

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**

**DETERMINAÇÃO DAS VAZÕES EM ESCOAMENTOS BIFÁSICOS AR-ÁGUA POR
MEIO DE TUBO VENTURI E MEDIDOR DE FRAÇÃO DE VAZIO**

Dissertação submetida à

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA

para a obtenção do grau de

MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

MATHEUS FONTANELLE PEREIRA

Florianópolis, abril de 2006.

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**

**DETERMINAÇÃO DAS VAZÕES EM ESCOAMENTOS BIFÁSICOS AR-ÁGUA POR
MEIO DE TUBO VENTURI E MEDIDOR DE FRAÇÃO DE VAZIO**

MATHEUS FONTANELLE PEREIRA

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de

MESTRE EM ENGENHARIA

**ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA
sendo aprovada em sua forma final**

Prof. Júlio César Passos, Dr. – Orientador

Prof. Cees W. M. van der Geld, Ph.D. – Co-orientador

Prof. José Antônio Bellini da Cunha Neto, Dr. – Coordenador do Programa

BANCA EXAMINADORA

Prof. José Antônio Bellini da Cunha Neto, Dr. - Presidente

Prof. Jader Riso Barbosa Jr., Ph.D.

Prof. José Roberto Simões Moreira, Ph.D.

**Toda a nossa ciência, comparada com a realidade,
é primitiva e infantil – e, no entanto,
é a coisa mais preciosa que temos.**

Albert Einstein (1879-1955)

**Aos meus pais, Tadeu e Evani
por todo apoio e incentivo.**

AGRADECIMENTOS

Aos alunos de iniciação científica e estagiário: Bruno Dequech de Oliveira, Luís Felipe Bastiane Possamai, Rafael Volpato Silva e Eric A. J. van de Watering;

Aos demais colegas do LABSOLAR/NCTS;

Aos Prof. Júlio César Passos e Cees van der Geld;

Ao LABSOLDA, pelo suporte técnico no desenvolvimento do sensor de impedância;

À Agência Nacional do Petróleo, ANP, pelo financiamento da bancada experimental;

Ao CNPq, pelo apoio financeiro.

SUMÁRIO

SIMBOLOGIA	i
LISTA DE FIGURAS	iv
LISTA DE TABELAS	viii
RESUMO	ix
ABSTRACT	x
CAPÍTULO 1	1
INTRODUÇÃO.....	1
CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1. Definições básicas	5
2.2. Padrões de escoamento.....	7
2.3. Modelos unidimensionais para escoamentos bifásicos	10
2.3.1. Modelo homogêneo	12
2.3.2. Modelo de fases separadas	15
2.3.3. Modelo de Garcia et al. (2001).....	17
2.4. Medição de vazão em escoamentos bifásicos.....	18
2.4.1. Técnica da separação de fases	19
2.4.2. Modelos para venturi e placa de orifício	20
2.5. Medição de fração de vazão	24
2.5.1. Técnicas intrusivas	24
2.5.2. Técnicas não-intrusivas	25
CAPÍTULO 3 - BANCADA EXPERIMENTAL.....	30
3.1. Descrição geral	30
3.2. Seções de teste	33
3.3. Instrumentação	36
3.4. Medidor de fração de vazão	38
3.4.1. Projeto e instalação	38
3.4.2. Calibração	41

3.5. Escoamento monofásico	45
3.5.1. Tubo reto	45
3.5.2. Tubo venturi	47
CAPÍTULO 4 - RESULTADOS PARA UM TUBO RETO	51
4.1. Modelo Homogêneo	54
4.2. Modelo de Fases Separadas	59
4.3. Visualização.....	62
4.4. Resumo do capítulo	64
CAPÍTULO 5 - RESULTADOS COM TUBO VENTURI	66
5.1. Resultados no tubo venturi	66
5.2. Coeficiente de descarga do venturi para escoamento bifásico	71
5.3. Aplicação de modelos de predição das vazões em escoamentos bifásicos	72
5.3.1. Modelo para escoamento monofásico	73
5.3.2. Zhang et al. (1991)	75
5.3.3. Zhang et al. (2005)	77
5.3.4. Chisholm (1967).....	78
5.3.5. Modelo de Murdock (1962).....	79
5.4. Visualização.....	80
5.5. Resumo do capítulo	81
CAPÍTULO 6 - CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	83
6.1. Tubo reto	83
6.2. Venturi	84
BIBLIOGRAFIA	86
ANEXO I - ANÁLISE DE INCERTEZAS.....	90
I.1. Determinação do resultado de medição de um mensurando variável*	90
I.2. Determinação da incerteza padrão**	91
I.3. Aplicação das análises de incertezas	92
I.4. RMS dos desvios dos pontos calculados em relação aos medidos	95
ANEXO II - SENSOR CAPACITIVO PARA A MEDIÇÃO DA FRAÇÃO DE VAZIO EM TUBULAÇÃO HORIZONTAL.....	96

ANEXO III - MÉTODOS DE CALIBRAÇÃO DO MEDIDOR DE FRAÇÃO DE VAZIO	107
ANEXO IV - DETERMINAÇÃO DA CONDUTIVIDADE ELÉTRICA DA ÁGUA DA REDE E DESTILADA.....	110
ANEXO V - DIFERENÇA DE PRESSÃO NA REGIÃO DE DIVERGÊNCIA DO TUBO VENTURI.....	113
V.1. Diferencial de pressão na divergência do tubo Venturi.....	115

SIMBOLOGIA

Alfabeto latino

A	área total da seção transversal do tubo	$[m^2]$
A_g	área da seção transversal do tubo ocupada pelo gás	$[m^2]$
A_l	área da seção transversal do tubo ocupada pelo líquido	$[m^2]$
A_1	área da seção transversal da entrada do tubo venturi	$[m^2]$
A_2	área da seção transversal da garganta do tubo venturi	$[m^2]$
C_d	coeficiente de descarga	$[-]$
$C_{d,bi}$	coeficiente de descarga para escoamento bifásico	$[-]$
$C_{d,l}$	coeficiente de descarga para escoamento de líquido	$[-]$
D	diâmetro do tubo	$[m]$
f_{bi}	fator de atrito bifásico	$[-]$
f_g	fator de atrito para a fase gasosa	$[-]$
f_l	fator de atrito para a fase líquida	$[-]$
f_{lo}	fator de atrito considerando a vazão total como sendo líquido	$[-]$
g	aceleração da gravidade	$[m/s^2]$
G	fluxo mássico total	$[kg/s.m^2]$
G_g	fluxo mássico da fase gasosa	$[kg/s.m^2]$
G_l	fluxo mássico da fase líquida	$[kg/s.m^2]$
j	velocidade superficial total	$[m/s]$
j_g	velocidade superficial do gás	$[m/s]$
j_l	velocidade superficial do líquido	$[m/s]$
K_L	fator de correção para baixos títulos de gás	$[-]$
K_x	fator de correção baseado no título de gás	$[-]$
K_α	fator de correção baseado na fração de vazio	$[-]$
m	vazão mássica total	$[kg/s]$
m_g	vazão mássica de gás	$[kg/s]$
m_l	vazão mássica de líquido	$[kg/s]$
p	pressão estática	$[Pa]$

Q_g	vazão volumétrica de gás	$[m^3/s]$
Q_l	vazão volumétrica de líquido	$[m^3/s]$
Re_{bi}	número de Reynolds bifásico	$[-]$
Re_l	número de Reynolds da fase líquida	$[-]$
Re_{lo}	número de Reynolds considerando a vazão total como sendo líquido	$[-]$
S	fator de escorregamento entre as fases	$[-]$
V	volume total	$[m^3]$
V_g	volume de gás	$[m^3]$
V_l	volume de líquido	$[m^3]$
x	título de gás	$[-]$
X^2	parâmetro de Martinelli	$[-]$
z	comprimento de tubo	$[m]$

Alfabeto grego

α	fração de vazio	$[-]$
β	fração volumétrica	$[-]$
ρ_{bi}	massa específica de mistura bifásica com escorregamento	$[kg/m^3]$
ρ_g	massa específica do gás	$[kg/m^3]$
ρ_h	massa específica de mistura homogênea	$[kg/m^3]$
ρ_l	massa específica do líquido	$[kg/m^3]$
μ_g	viscosidade do gás	$[kg/m.s]$
μ_h	viscosidade de mistura homogênea	$[kg/m.s]$
μ_l	viscosidade do líquido	$[kg/m.s]$
Δp_{bi}	diferença de pressão para escoamento bifásico	$[Pa]$
Δp_g	diferença de pressão para escoamento de gás	$[Pa]$
Δp_l	diferença de pressão para escoamento de líquido	$[Pa]$
Φ_{lo}^2	multiplicador bifásico considerando a vazão total como sendo líquido	$[-]$
Φ_g^2	multiplicador bifásico considerando somente a fase gasosa	$[-]$
Φ_l^2	multiplicador bifásico considerando somente a fase líquida	$[-]$

Subscritos

- bi bifásico
- g gás
- h homogêneo
- l líquido
- lo consideração de que a vazão bifásica total está na fase líquida

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Padrões de escoamento vertical com as denominações em português e inglês.	9
Figura 2.2 – Mapa de padrões de escoamento de Hewitt e Roberts para tubo vertical.	10
Figura 2.3 – Correlação de Lockhart-Martinelli (1949).	17
Figura 2.4 – Esquema de um sistema de medição por separação de fases, Silva et al. (1999).	20
Figura 3.1 – Esquema de funcionamento da bancada experimental: 1-tanque de água, 2- bomba centrífuga, 3-rotâmetros de água, 4-linha de ar comprimido, 5-válvulas e filtro, 6-rotâmetros de ar, 7-misturados, 8-seção de teste, 9-MFV, 10-transdutores de pressão.	31
Figura 3.2 – Fotografia da bancada experimental.	31
Figura 3.3 – Esquema do misturador.	32
Figura 3.4 – Seção de teste tubo liso de seção reta, (a) fotografia e (b) esquema, medidas em mm.	33
Figura 3.5 – Seção de teste tubo Venturi, (a) fotografia e (b) esquema.	34
Figura 3.6 – Desenho do tubo Venturi, segundo a norma ABNT 5167-1.	35
Figura 3.7 – Detalhe da tomada de pressão.	35
Figura 3.8 – Detalhe da tomada de pressão.	35
Figura 3.9 – Manômetro.	36
Figura 3.10 – Transdutor de pressão.	37
Figura 3.11 – Rotâmetros para água (à esquerda) e para ar (à direita).	37
Figura 3.12 – Eletrodos de cobre instalados.	39
Figura 3.13 – (a) Circuito básico RC, (b) Circuitos RC e de processamento integrados.	40
Figura 3.14 – Resultado da calibração pelo método gravimétrico, van de Watering (2005).	42
Figura 3.15 – Resultado da calibração utilizando as VFR, van de Watering (2005).	43
Figura 3.16 – Comparação entre os resultados do método gravimétrico e VFR, van de Watering (2005).	43
Figura 3.17 – Fração de vazio em função do sinal normalizado, van de Watering (2005). ..	44

Figura 3.18 – Dispersão entre os pontos experimentais e a curva de ajuste do método de VFR, van de Watering (2005).	44
Figura 3.19 – Perda de carga para o escoamento de ar.....	46
Figura 3.20 – Perda de carga para o escoamento de água.	47
Figura 3.21 – Diferença de pressão na convergência do tubo Venturi para escoamento de ar.	48
Figura 3.22 – Diferença de pressão na convergência do tubo Venturi para escoamento de água.....	49
Figura 3.23 – Coeficiente de descarga em função do número de Reynolds para escoamento de água.	49
Figura 4.2 – Pressão absoluta na primeira tomada de pressão (p_1) em diferentes condições de escoamento.	52
Figura 4.3 – Pressão absoluta na segunda tomada de pressão (p_2) em diferentes condições de escoamento.	52
Figura 4.4 – Diferença de pressão entre a primeira e a segunda tomada ($p_1 - p_2$) em diferentes condições de escoamento.....	53
Figura 4.5 – Queda de pressões medida e calculadas para $Q_g = 0,3 \text{ m}^3/\text{h}$	54
Figura 4.6 – Queda de pressões medida e calculadas para $Q_g = 0,6 \text{ m}^3/\text{h}$	55
Figura 4.7 – Queda de pressões medida e calculadas para $Q_g = 1,2 \text{ m}^3/\text{h}$	55
Figura 4.8 – Queda de pressões medida e calculadas para $Q_g = 1,8 \text{ m}^3/\text{h}$	56
Figura 4.9 – Queda de pressões medida e calculadas para $Q_g = 2,4 \text{ m}^3/\text{h}$	56
Figura 4.10 – Queda de pressões medida e calculadas para $Q_g = 3,0 \text{ m}^3/\text{h}$	57
Figura 4.11 – Fator de escorregamento, S , para diferentes combinações das vazões de líquido e de gás.....	57
Figura 4.12 – Parâmetro de Martinelli, X^2 , para diferentes combinações das vazões de líquido e de gás.....	58
Figura 4.13 – Comparação entre a queda de pressão medida e a queda de pressão bifásica calculada pelos multiplicadores bifásicos baseados nas fases líquida e gasosa.	60
Figura 4.14 – Queda de pressão medida e quedas de pressão bifásicas calculadas pelos multiplicadores bifásicos baseados nas fases líquida e gasosa em função do título de gás.....	60

Figura 4.15 – Comparação entre a queda de pressão medida e as quedas de pressão calculadas com as correlações de Garcia <i>et al.</i> (2003).	62
Figura 5.1 – Pontos experimentais sobre o mapa de padrões de Hewitt e Roberts.	67
Figura 5.3 – Pressão absoluta na garganta do venturi.	68
Figura 5.4 – Diferença de pressão entre a entrada e a garganta do venturi.	68
Figura 5.5 – Fração de vazio medida com o sensor de impedância em diferentes condições de escoamento.	69
Figura 5.6 – Comparação entre as frações de vazio experimental e calculadas pelos modelos de Chisholm (1983) e homogêneo.....	69
Figura 5.7 – Correlação entre a fração de vazio e o título de gás.....	70
Figura 5.7 – Coeficiente de descarga bifásico em função do numero de Reynolds.	71
Figura 5.8 – Coeficiente de descarga bifásico em função da fração de vazio.	72
Figura 5.9 – Comparação entre as vazões mássicas totais medida e calculadas em função de diferentes definições de massa específica do fluido.....	73
Figura 5.10 - Comparação entre as vazões medida e calculada pelos modelos de Zhang et al. (1991) com o fator de correção K_x	75
Figura 5.11 - Comparação entre as vazões medida e calculada pelos modelos de Zhang et al. (1991) com o fator de correção K_a	76
Figura 5.12 – Comparação entre as vazões mássicas totais medida e calculada pelo modelo de Zhang et al. (2005).....	77
Figura 5.13 - Comparação entre as vazões de líquido medida e calculada pelo modelo de Chisholm (1977).....	78
Figura 5.14 - Comparação entre as vazões de líquido medida e calculada pelo modelo de Murdock (1962).....	79
Figura II.1 – Diferentes arranjos de eletrodos.	98
Figura II.2 – Posição dos eletrodos sobre o tubo de acrílico.	99
Figura II.3 – Esquema da montagem sobre o tubo.	99
Figura II.4 – Elementos do sistema de blindagem.....	100
Figura II.5 – Montagem do sistema de blindagem.	100
Figura II.6 – Sistema medidor de fração de vazio montado sobre o tubo.	101
Figura II.7 – Sistema de calibração do sistema de medição.	102

Figura II.8 – Posição dos eletrodos.	103
Figura II.9 – Sinal normalizado x fração de vazio para condição de eletrodos horizontais e frequência de 100 kHz.	103
Figura II.10 – Sinal normalizado x fração de vazio para condição de eletrodos verticais e frequência de 100 kHz.	104
Figura II.11 – Sinal normalizado x fração de vazio para condição de eletrodos horizontais e frequência de 1,0 MHz.	104
Figura II.12 – Sinal normalizado x fração de vazio para condição de eletrodos verticais e frequência de 1,0 MHz.	105
Figura III.1 – Seção de calibração.	108
Figura III.2 – Elemento poroso.	108
Figura III.3 – Seção de calibração com o sistema de VFR.	109
Figura IV.1 – Esquema do experimento.	112
Figura V.1 – Pressão medida na saída do venturi.	113
114	
Figura V.2 – Diferença de pressão na divergência do venturi.	114
Figura V.3 – Razão entre as diferenças de pressão na convergência e na divergência do venturi.	114

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Coeficiente para eqs. (2.20) e (2.21).....	16
Tabela 3.1 - Faixa de operação e incertezas correspondentes dos instrumentos de medição.	38
Tabela II.1 – Propriedades elétricas.	97
Tabela IV.1 – Resultados experimentais.	112

RESUMO

O tubo venturi é um dispositivo comumente utilizado para a medição de vazão de escoamentos monofásicos. Nas últimas décadas, este dispositivo tem sido investigado para a determinação das vazões em escoamentos bifásicos. Alternativamente aos métodos convencionais de medição de vazão, o emprego do venturi visa à redução de custos e à maior flexibilidade operacional de equipamentos industriais que operam com sistemas bifásicos. Neste contexto, este trabalho apresenta um estudo de um sistema de medição de vazão em escoamentos bifásicos utilizando-se o tubo venturi.

Para tanto, escoamentos bifásicos ar-água, à pressão atmosférica e com título de gás de até 0,25%, foram estudados em uma seção de teste na posição vertical. O sistema de medição de vazão de escoamentos bifásicos consiste, além do tubo venturi, de um medidor de fração de vazão. Cinco modelos baseados na equação clássica para o cálculo da vazão de escoamentos monofásicos através de dispositivos deprimogênios, foram implementados para o cálculo da vazão dos escoamentos bifásico, nas condições testadas. As vazões calculadas pelos modelos foram comparadas com as vazões medidas pelos rotâmetros antes da mistura de ar e água. Também foram realizados testes em um tubo reto de seção circular e os resultados foram comparados com modelos de predição da queda de pressão.

Referente à instrumentação da bancada experimental, atenção especial foi dada ao medidor de fração de vazão, cujo desenvolvimento representou uma parte importante do presente trabalho. O princípio de funcionamento deste medidor baseia-se na variação da impedância elétrica com a composição da mistura ar-água que escoava entre os eletrodos, que conectados a um circuito de processamento fornece um sinal de corrente-contínua proporcional à fração de vazão.

A comparação dos resultados experimentais com os previstos pelos modelos testados, em relação às vazões, mostrou que os menores valores do RMS dos desvios foram de 7,4%, no caso do modelo de Zhang et al. (2005), e de 8,6%, no caso do modelo de Chisholm (1967).

Palavras chave: *Escoamento bifásico, Fração de vazão, Medição de vazão, Venturi*

ABSTRACT

The venturi tube is a device usually applied for single-phase flow rate measurements. In the last decades, this device has been investigated for the determination of the flow rates in two-phase flows. As an alternative to the conventional methods of two-phase flow measurement, the venturi may reduce the cost and may increase the operational flexibility of industrial equipments for two-phase systems. The present work presents a study of a two-phase flow rate measurement system using a venturi.

Air-water two-phase flows at atmospheric pressure and with gas qualities up to 0.25% have been studied in a vertical test section. The two-phase flow measurement system consists, beyond the venturi, of a void fraction meter. Five literature models, based on the classic equation for the relation between pressure drop and single-phase flow rate through converging-diverging devices, have been implemented for the calculation of the two-phase flow rates of the test conditions. The flow rates predicted by the models have been compared with the flow rates measured by rotameters before the air and water are mixed. Tests with a vertical, straight tube with a circular cross-section have been carried out and the results have been compared with the pressure drops predicted by the models.

Concerning to the experimental apparatus instrumentation, special attention was given to the void fraction meter. Its development took quite some work. The principle of this meter is the measurement of the variation of the electric impedance with the composition of the air-water mixture which flows between the electrodes. These electrodes are connected to a processing circuit that gives a continuous current signal that is proportional to the void fraction.

The comparison of the experimental results for the flow rates with the predicted ones show that the lowest values of the inaccuracy are 7 % for the Zhang et al. (2005) model and 9 % for the Chisholm (1967) model.

Key-words: *Two-phase flow, Void fraction, Flow measurement, Venturi.*

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

Escoamentos bifásicos constituídos de líquido e de gás podem ser encontrados em vários tipos de processos nas indústrias de petróleo e gás, geração de energia, refrigeração, petroquímica, entre outras. O conhecimento do comportamento e da relação entre parâmetros de escoamento como velocidades das fases, pressão e fração de vazio, ao longo da tubulação é alvo de estudo em todo o mundo e de grande importância para o controle de processos e o projeto de equipamentos.

As técnicas de medição das vazões em escoamentos bifásicos e multifásicos são de extrema importância para a indústria de petróleo e gás, por exemplo, no que concerne a testes de linhas de produção, gerenciamento de reservatórios, formação de estoques, monitoramento da produção, redução de custos de capital e operação e transferência de custódia, Falcone et al. (2002).

O emprego de dispositivos deprimogênicos, como o venturi e a placa de orifício, na medição de vazões de escoamentos bifásicos, começaram a ser investigados há mais de 40 anos, Chisholm (1967). Apesar disso, este ainda continua sendo um tema bastante atual, em virtude da combinação desses instrumentos de medição com medidores de fração de vazio, cujo crescente desenvolvimento, nos últimos anos, permitem antever maiores performances e versatilidade de medição.

Hoje, segundo Falcone et al. (2002), existe um forte apelo de empresas produtoras e distribuidoras de gás natural para a pesquisa e o desenvolvimento de novos procedimentos utilizando venturi, na medição de vazão de escoamentos bifásicos com altos títulos de vapor, também chamados de “gás molhado” (*wet gás*), que apresentem frações volumétricas acima de 95%. Nestes setores, quando da produção de gás natural, a concentração de moléculas mais pesadas aumenta com o tempo, podendo ocorrer condensação com a queda da temperatura na linha de produção. Isto também pode ocorrer após os separadores, em plataformas *off-shore*, causando a presença de líquido no escoamento de gás e a conseqüente incerteza sobre as vazões de gás medidas por meio de técnicas monofásicas, Steven (2002). Durante as operações de transporte de gás, em longos

trechos de dutos, com a queda da pressão e da temperatura, pode ocorrer a formação do *wet gas*, implicando em um aumento da incerteza na medição da vazão, efetuada por instrumentos convencionais, Xu et al. (2003).

A existência desses cenários para a aplicação de venturis na determinação das vazões dos componentes de misturas bifásicas representa a principal motivação deste trabalho, tendo em vista que se dispõe de uma bancada experimental projetada para se estudar misturas bifásicas de ar e água, em função de diferentes velocidades de escoamento.

Devido às limitações operacionais e concentração em um foco de estudo, este trabalho será restrito a escoamentos com baixos títulos de gás, até 0,3%. Neste sentido, os modelos implementados para a predição das vazões, serão aqueles desenvolvidos para baixos títulos de gás.

Uma forma de se ampliar o conjunto de informações sobre o escoamento bifásico é através da medição da fração de vazio, combinada com a medição da vazão, através de um venturi. Com este objetivo, foi desenvolvido, no presente trabalho, um medidor de fração de vazio baseado no princípio da impedância elétrica variável do meio bifásico. Este dispositivo baseia-se no princípio de que as propriedades elétricas de uma mistura bifásica variam com a concentração dos componentes da mistura, sendo constituído de um sensor de impedância elétrica, de um circuito de processamento de sinal e de um gerador de função, que serve de fonte de alimentação do sinal de entrada. Na calibração do sensor, foram utilizados o método gravimétrico e o dinâmico, cujos resultados serão comparados e comentados.

Referente à determinação da queda de pressão em tubulações contendo escoamentos bifásicos, algumas técnicas de cálculo foram desenvolvidas baseadas no modelamento bifásico, enquanto outras, foram derivadas a partir de técnicas usadas para escoamentos monofásicos. Com o intuito de se familiarizar com os modelos e o comportamento de escoamentos bifásicos em tubulações, modelos para o cálculo da queda de pressão também serão implementados neste trabalho.

Desta forma, os objetivos deste trabalho se constituem em:

- desenvolver e implementar um sensor de fração de vazio, baseado no princípio da impedância elétrica variável do meio bifásico;

- testar diferentes modelos de predição das vazões de líquido e de gás, em tubo vertical, utilizando um venturi associado a um medidor de fração de vazio;
- testar diferentes modelos de predição de queda de pressão em escoamentos bifásicos no interior de tubo vertical.

Este trabalho está estruturado da seguinte forma: no capítulo 2, são apresentados os modelos de predição de vazão e de perda de pressão em escoamentos bifásicos; no capítulo 3, é feita a descrição da bancada experimental e da sua instrumentação, e apresentados os resultados da calibração do medidor de fração de vazio; no capítulo 4, são fornecidos os resultados experimentais e teóricos, obtidos através de modelos para a queda de pressão, e a visualização do escoamento, para o caso do tubo reto; no capítulo 5, os resultados experimentais da queda de pressão, no venturi, são analisados em conjunto com os valores de fração de vazio, medidos com o sensor desenvolvido no presente trabalho, e comparados com os resultados teóricos previstos pelos modelos semi-empíricos para o cálculo das vazões, e também são apresentadas fotografias do escoamento através do venturi; finalmente, no capítulo 6, são apresentadas as conclusões do trabalho e feitas recomendações para trabalhos futuros. São apresentados, ainda, cinco anexos sobre: a análise de incertezas, o desenvolvimento do medidor de fração de vazio, métodos de calibração do medidor de fração de vazio, a determinação das propriedades elétricas da água destilada e da água utilizada e resultados das medições de pressão na divergência do venturi.

CAPÍTULO 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Escoamentos bifásicos podem ser encontrados em uma variedade de processos industriais e de extrativismo mineral, tais como, exploração, produção e refino de petróleo. Portanto, o entendimento dos fenômenos que se encontram em escoamentos bifásicos, seu modelamento e previsão destes escoamentos são necessários para se ter o controle desses processos e a melhoria de sua eficiência. Esses escoamentos vêm sendo estudados há mais de 60 anos, Lockhart and Martinelli (1944), apud Collier e Thome (1996), Wallis (1969), Whalley (1987), onde foram derivados modelos teóricos e empíricos. Um dos principais objetivos destes modelos é a predição da perda de carga ao longo do escoamento, Collier e Thome (1996), sendo aqui apresentados alguns modelos. Outro importante objetivo do entendimento dos escoamentos bifásicos é a predição das vazões de cada fase com o auxílio de dispositivos deprimogênios. Vários autores realizaram análises do comportamento das bolhas e interação entre as fases de escoamentos bifásicos através de tubo Venturi, Lewis e Davidson (1985), Wallis e Kuo (1988), Lemonnier e Olsen (1991), Lemonnier e Boyer (1996) e Dias et al. (1998).

Atualmente, diferentes técnicas vêm sendo utilizadas para a determinação das vazões dos componentes constituintes de escoamentos bifásicos e multifásicos, como separação de fases e medição da diferença de pressão em elementos deprimogênios, principalmente na indústria do petróleo e gás, Silva et al. (2001). Esta segunda consiste em uma técnica mais promissora industrialmente e, portanto, será alvo de estudo neste trabalho. Vários autores já contribuíram com modelos empíricos objetivando o aprimoramento desta técnica, Janssen, (1966), Chisholm (1967), Doroshenko(1974) e Mattar et al. (1979). Mais recentemente, a medição de um parâmetro importante do escoamento, a fração de vazio, tem sido incorporada aos modelos de forma a se obter resultados mais exatos.

Neste capítulo serão apresentados os padrões de escoamentos bifásicos, os modelos para a determinação da queda de pressão ao longo do escoamento, modelos empíricos

utilizados na determinação das vazões com elementos deprimogênicos e alguns métodos de medição da fração de vazio.

2.1. Definições básicas

Considerando-se uma tubulação com duas fases escoando simultaneamente, a vazão mássica total, m , é igual à soma das vazões mássicas de gás, m_g , e de líquido, m_l ,

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

Desta forma, análoga a definição de título de vapor utilizada em termodinâmica, em escoamentos bifásicos define-se o título de gás, x , como sendo a razão entre a vazão mássica de gás e a vazão mássica total

$$x = \frac{m_g}{m_g + m_l} \quad (2.2)$$

As vazões mássicas, tanto de líquido quanto de gás, podem ser escritas das vazões volumétricas de ambas as fases, Q_g e Q_l , respectivamente

$$m_g = \rho_g Q_g = \rho_g v_g A_g \quad (2.3)$$

e

$$m_l = \rho_l Q_l = \rho_l v_l A_l \quad (2.4)$$

onde ρ_g e ρ_l são as massas específicas do gás e do líquido e v_g e v_l representam as velocidades médias do gás e do líquido, respectivamente.

A velocidade superficial, j , também é um parâmetro usual na análise de escoamentos bifásicos, a qual é definida como a velocidade que a fase considerada teria se estivesse escoando sozinha no tubo. As velocidades superficiais do gás e do líquido são, portanto, expressas por

$$j_g = \frac{Q_g}{A} \quad (2.5)$$

e

$$j_l = \frac{Q_l}{A} \quad (2.6)$$

onde A é a área da seção transversal do tubo.

A fração de vazio, α , é definida como a razão entre a área ocupada pelo gás em uma seção transversal do tubo, A_g , e a área total, $A = A_l + A_g$, desta seção transversal.

$$\alpha = \frac{A_g}{A_g + A_l} \quad (2.7)$$

onde A_l é a área de seção transversal de tubo ocupada pelo líquido. O fluxo mássico, G , definido como a vazão mássica por unidade de área, em kg/s.m^2 , é obtido por

$$G = G_g + G_l = \frac{m_g}{A} + \frac{m_l}{A} \quad (2.8)$$

O fator de escorregamento, S , é definido como sendo a razão entre as velocidades médias das fases gasosa, v_g , e líquida, v_l . Considerando as eqs. (2.3) e (2.4) e de acordo com as definições de título de gás, x , e da fração de vazio, α ,

$$S = \frac{v_g}{v_l} = \frac{\rho_l}{\rho_g} \frac{x}{(1-x)} \frac{(1-\alpha)}{\alpha} \quad (2.9)$$

2.2. Padrões de escoamento

Os escoamentos bifásicos, dependendo das velocidades das fases, das propriedades dos fluidos e da orientação da tubulação, podem apresentar diferentes configurações de interface o que caracteriza diferentes padrões, ou regimes, de escoamento. Como neste trabalho são estudados escoamentos adiabáticos verticais, serão descritos apenas os padrões de escoamento para este caso. Apesar de a interação entre as fases ser um fenômeno bastante complexo e arbitrário, alguns padrões característicos podem ser observados e têm sido classificados da seguinte forma:

- Borbulhado (“Bubbly”)– existe uma dispersão de bolhas de gás no meio líquido contínuo;
- Pistonado (“Slug”)– no borbulhado as bolhas crescem por coalescência de várias bolhas até atingirem um diâmetro próximo do diâmetro do tubo. Então elas tomam a forma de um bolsão de gás alongado, cujo intervalo líquido entre os bolsões é denominado em inglês como “slug”;
- Golfado (“Churn”)– como a velocidade no tubo é aumentada, instabilidades ocorrem causando a “quebra” dos bolsões de gás, o que leva a um efeito pulsante, ou agitado;
- Anular agitado (“Wispy-annular”)– neste padrão encontra-se um filme de líquido na parede com interface bastante instável. O filme líquido é aerado com bolhas de gás, assim como considerável soma de gotas e filamentos de líquido aparecem no centro de gás dominante;
- Anular – aqui um filme líquido forma-se na parede do tubo com um contínuo centro de gás. Ondas coerentes de larga amplitude são encontradas na interface e na contínua quebra dessas ondas se formam pequenas gotículas que são entranhadas no gás.

Apesar da dificuldade para se entender o comportamento dos vários padrões de escoamento e da transição de um regime para outro, há uma necessidade de métodos simples de determinação dos padrões, como o sugere o estudo feito por Owen (1974) sobre a identificação dos padrões de escoamento a partir do comportamento de parâmetros do escoamento como a fração de vazio. Uma forma de representar as várias transições entre os padrões de acordo com parâmetros do escoamento é através de mapas de padrões. Os respectivos padrões podem ser representados como regiões sobre um gráfico, nos quais as coordenadas são as quantidades de movimento superficiais das fases líquida, $\rho_l j_l^2$, e gasosa, $\rho_g j_g^2$, como no mapa de Hewitt e Roberts, ou parâmetros generalizados contendo as velocidades superficiais. Os padrões de escoamento também são influenciados por um número de variáveis secundárias, mas é impossível representar sua influência usando apenas gráficos bidimensionais. O uso das velocidades superficiais das fases para os eixos do mapa restringe sua aplicação a situações particulares, mas considerando que a escolha de um parâmetro mais generalizado pode ser adequado para representar uma particular transição, é incomum que este mesmo parâmetro será também conveniente para uma transição diferente governado por um balanço de forças diferente, Carey (1992). Na Fig. 2.1 são apresentados os esquemas e as fotografias representativas de quatro padrões de escoamento: borbulhado, pistonado, golfado e anular.

Uma alternativa mais flexível que cobre esta dificuldade é examinar cada transição individualmente e derivar um critério válido para aquela transição particular. A Figura 2.2, Hewitt e Roberts (1969) *apud* Collier&Thome (1996), mostra um mapa de padrões de escoamento obtido de observações de escoamentos ar-água a baixa pressão e água-vapor a alta pressão em pequenos diâmetros (1-3 cm) de tubos verticais. Os eixos representam a quantidade de movimento superficial do líquido ($\rho_l j_l^2$) e do gás ($\rho_g j_g^2$). Este mapa deve ser visto apenas como um guia aproximado.

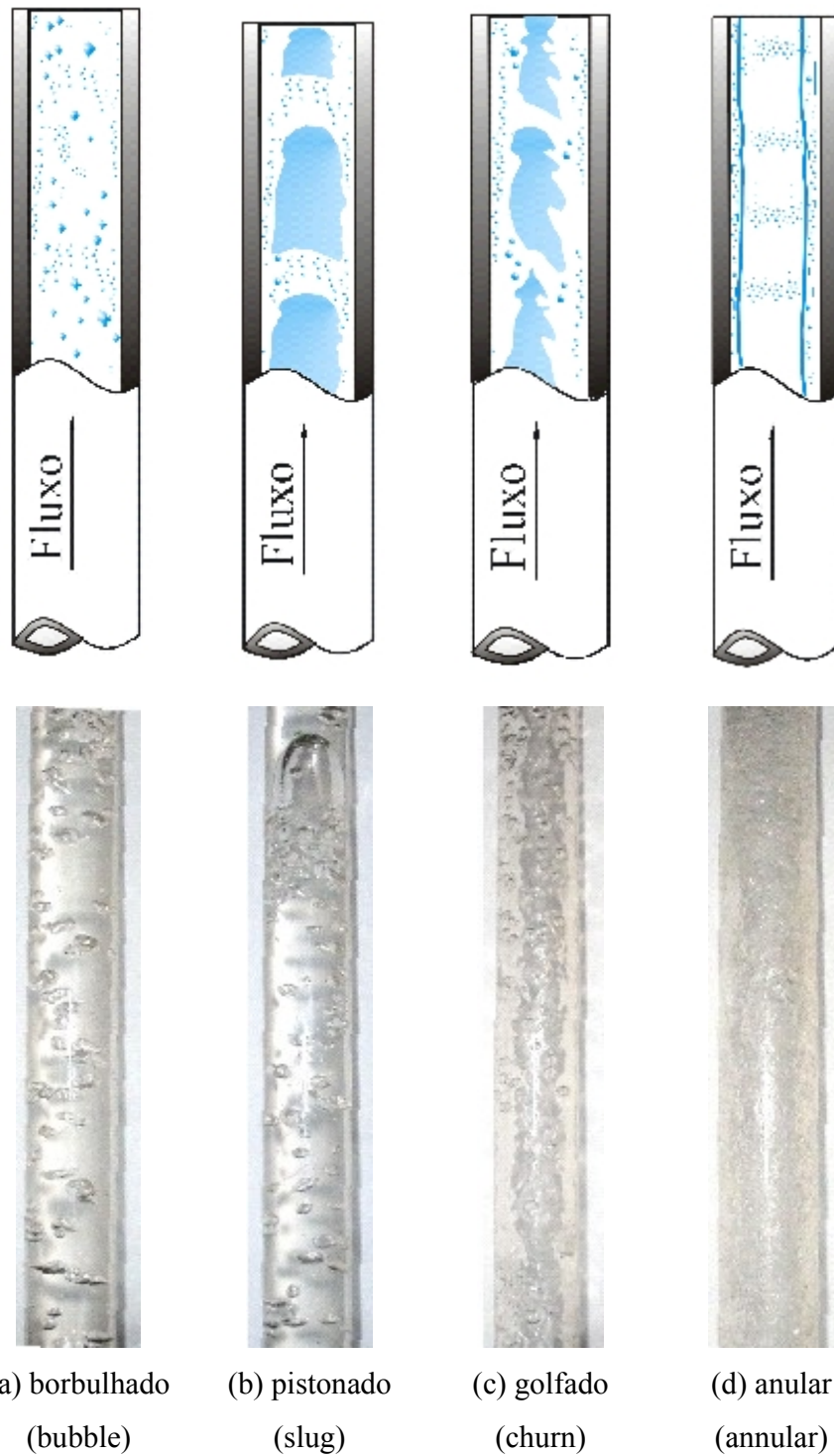


Figura 2.1 – Padrões de escoamento vertical com as denominações em português e inglês.

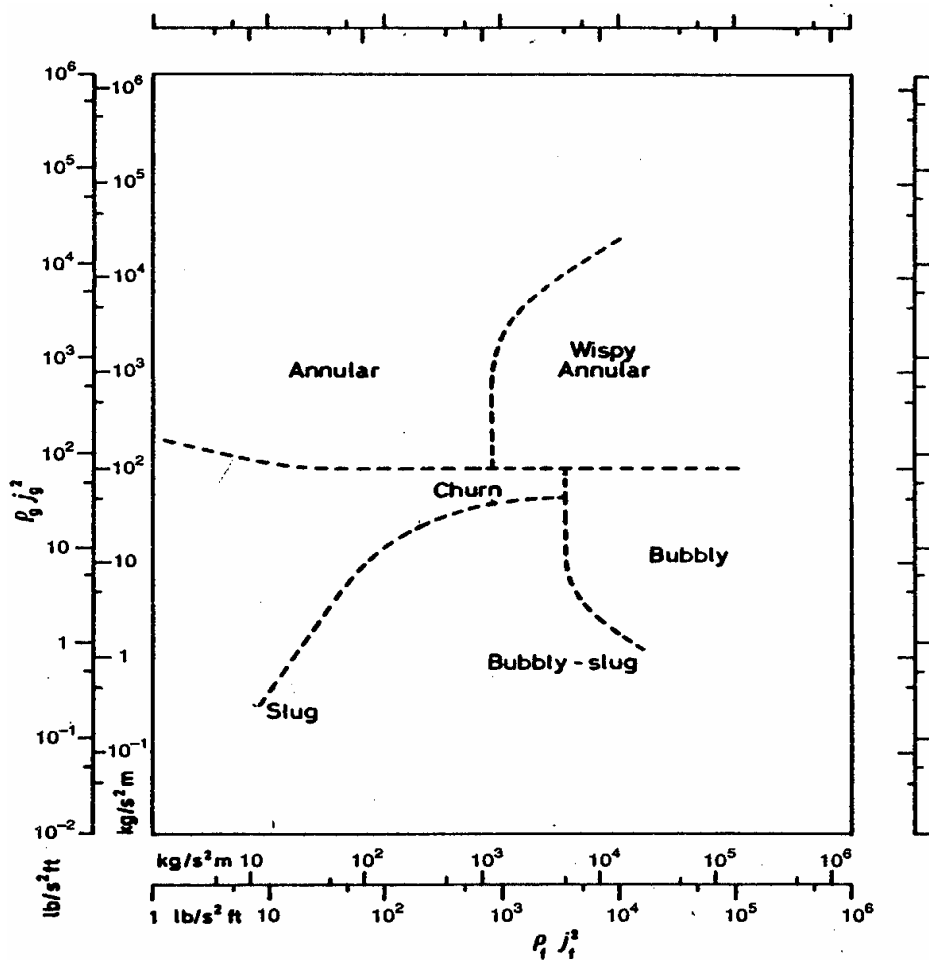


Figura 2.2 – Mapa de padrões de escoamento de Hewitt e Roberts para tubo vertical.

2.3. Modelos unidimensionais para escoamentos bifásicos

Como os escoamentos bifásicos estudados são adiabáticos e não existe variação da seção transversal do tubo, será assumido que o escoamento se encontra em regime permanente e é unidimensional, idealizando-se que as variáveis permanecem constantes em cada seção transversal do tubo.

De forma geral, os modelos de escoamentos bifásicos desenvolvidos almejam a determinação da queda de pressão ao longo do escoamento. O gradiente de pressão ao

longo de um escoamento bifásico pode ser resumido da seguinte forma, conforme Collier e Thomé (1996)

$$-\frac{dp}{dz} = -\left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{atrito}} - \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{gravitacional}} - \left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{aceleração}} \quad (2.10)$$

onde o primeiro termo corresponde à queda de pressão devido ao atrito com a parede do tubo e também entre as fases; o segundo termo, à variação da pressão devido à coluna bifásica; e o terceiro termo, à aceleração do escoamento. Considerando que não existe variação do título de gás, da fração de vazio e da área da seção transversal ao longo do escoamento, como ocorre nos escoamentos aqui estudados, o termo referente a aceleração do escoamento pode ser desconsiderado. Para uma tubulação vertical, o termo referente a ação gravitacional é expresso por

$$\left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{gravitacional}} = \rho_{bi} g \quad (2.11)$$

onde ρ_{bi} é a massa específica da mistura bifásica, obtida por

$$\rho_{bi} = \alpha \rho_g + (1 - \alpha) \rho_l \quad (2.12)$$

O gradiente de pressão devido ao atrito é, usualmente, calculado tomando-se como referência o gradiente de pressão monofásico corrigido por um fator multiplicador. Collier e Thome (1996) apresenta três maneiras de se calcular este gradiente

$$\left(\frac{dp}{dz}\right)_{\text{atrito}} = \Phi_{lo}^2 \left(\frac{dp}{dz}\right)_{lo} = \Phi_l^2 \left(\frac{dp}{dz}\right)_l = \Phi_g^2 \left(\frac{dp}{dz}\right)_g \quad (2.13)$$

onde o subscrito lo considera a vazão total como sendo somente líquido, l , que somente a fase líquida escoar na tubulação e g , que somente a fase gasosa escoar na tubulação.

2.3.1. Modelo homogêneo

Este modelo aplica-se a misturas onde uma fase se encontra dispersa na outra, considera as duas fases escoando como se fossem uma única fase, um pseudofluido, e possuindo propriedades médias calculadas a partir das propriedades de cada fase. O modelo homogêneo é válido considerando-se as seguintes hipóteses do escoamento:

- líquido e gás com velocidades iguais, $S=1$;
- equilíbrio termodinâmico entre as fases e
- o uso de um fator de atrito conveniente para o escoamento bifásico.

Para um escoamento homogêneo, fazendo-se $S=1$ na eq. (2.9), a fração de vazio pode ser calculada por

$$\alpha = \left[1 + \frac{\rho_g (1-x)}{\rho_l x} \right]^{-1} \quad (2.14)$$

Tratando o pseudofluido de um escoamento bifásico, segundo o modelo homogêneo, como monofásico, o gradiente de pressão pode ser determinado usando-se uma definição para o fator de atrito análoga à utilizada para um escoamento monofásico

$$-\left(\frac{dp}{dz} \right)_{atrito} = \frac{2f_{bi}G^2}{\rho_h D} \quad (2.15)$$

onde f_{bi} é o fator de atrito para o escoamento bifásico e ρ_h é a massa específica da mistura homogênea, usualmente expressa por

$$\frac{1}{\rho_h} = \frac{x}{\rho_g} + \frac{(1-x)}{\rho_l} \quad (2.16)$$

O gradiente de pressão em um escoamento bifásico considerando-se que a vazão total é somente líquido é calculada por

$$-\left(\frac{dp}{dz}\right)_{lo} = \frac{2f_{lo}G^2}{\rho_l D} \quad (2.17)$$

Substituindo as eqs. (2.15) e (2.17) na eq. (2.13), obtém-se a seguinte relação para Φ_{lo}^2 ,

$$\Phi_{lo}^2 = \frac{f_{bi}}{f_{lo}} \left[1 + x \left(\frac{\rho_l}{\rho_g} - 1 \right) \right] \quad (2.18)$$

Os fatores de atrito usualmente são obtidos de funções de potências do número de Reynolds,

$$f_{lo} = M \text{Re}_{lo}^{-m} = M \left(\frac{GD}{\mu_l} \right)^{-m} \quad (2.19)$$

e

$$f_{bi} = N \text{Re}_{bi}^{-n} = N \left(\frac{GD}{\mu_h} \right)^{-n} \quad (2.20)$$

onde μ_h é a viscosidade efetiva para uma mistura homogênea. A razão dos fatores de atrito fica

$$\frac{f_{bi}}{f_{lo}} = \left(\frac{N}{M} \right) \left(\frac{GD}{\mu_l} \right)^{m-n} \left(\frac{\mu_h}{\mu_l} \right)^n \quad (2.21)$$

Se os dois escoamentos considerados, o bifásico e o de líquido apenas, estiverem no mesmo regime, o turbulento por exemplo, as relações para os fatores de atrito podem ser as mesmas ($M = N$, $m = n$) e a expressão para o cálculo de Φ_{lo}^2 fica sendo

$$\Phi_{lo}^2 = \left(\frac{\mu_h}{\mu_l} \right)^n \left[1 + x \left(\frac{\rho_l}{\rho_g} - 1 \right) \right] \quad (2.22)$$

Alguns modelos para a viscosidade de mistura, μ_h , são apresentados a seguir.

$$\frac{1}{\mu_h} = \frac{x}{\mu_g} + \frac{(1-x)}{\mu_l} \quad (2.23)$$

proposta por McAdams et al. (1942)

$$\mu_h = x\mu_g + (1-x)\mu_l \quad (2.24)$$

obtida por Cicchitti et al. (1960)

$$\mu_h = \rho_h \left[\frac{x\mu_g}{\rho_g} + \frac{(1-x)\mu_l}{\rho_l} \right] \quad (2.25)$$

sugerido por Dukler et al. (1964). Para um escoamento monofásico turbulento em tubo cilíndrico, o fator de atrito pode ser determinado pela correlação de Blasius

$$f = 0,079 \left(\frac{GD}{\mu} \right)^{-0,25} \quad (2.26)$$

Se ambos os escoamentos, o bifásico e o líquido apenas forem turbulentos, então $M = N = 0,079$ e $m = n = 0,25$. Combinando a eq. (2.22) com a eq. (2.23) tem-se

$$\Phi_{lo}^2 = \left[1 + x \left(\frac{\mu_l}{\mu_g} - 1 \right) \right]^{-0,25} \left[1 + x \left(\frac{\rho_l}{\rho_g} - 1 \right) \right] \quad (2.27)$$

É importante ressaltar que este modelo é melhor empregado para o regime borbulhado, particularmente a altas pressões e velocidades, onde as bolhas são pequenas e bem distribuídas. No entanto, o modelo é usado freqüentemente em problemas onde outros regimes de escoamento estão presentes, reduzindo desta forma, sua exatidão de predição, Collier e Thome (1996).

2.3.2. Modelo de fases separadas

O modelo de fases separadas considera as fases como sendo artificialmente segregadas em duas correntes, uma líquida e outra gasosa. Para o caso onde as velocidades das duas fases são iguais, as equações reduzem-se ao modelo homogêneo. O modelo de fases separadas é baseado nas seguintes hipóteses Collier-Thome (1996):

- as velocidades das fases líquida e gasosa são constantes, mas não necessariamente iguais;
- equilíbrio termodinâmico entre as fases e
- uso de correlações empíricas ou simples conceitos para relacionar o multiplicador de atrito bifásico (Φ^2) e a fração de vazio (α) com variáveis independentes do escoamento.

Lockhart e Martinelli (1949) propuseram um método generalizado para a determinação dos multiplicadores bifásicos Φ_l e Φ_g , a partir dos quais se pode calcular o gradiente de pressão devido ao atrito em um escoamento adiabático. As correlações propostas foram baseadas em dados de uma serie de estudos sobre escoamentos bifásicos adiabáticos em tubos horizontais, Carey (1992). As relações usadas para se obter os multiplicadores são

$$\Phi_l^2 = 1 + \frac{C}{X} + \frac{1}{X^2} \quad (2.28)$$

$$\Phi_g^2 = 1 + CX + X^2 \quad (2.29)$$

Onde X^2 é o parâmetro de Martinelli, definido como a razão entre as quedas de pressão por atrito das fases líquida e gasosa

$$X^2 = \frac{(dp/dz)_l}{(dp/dz)_g} = \frac{2f_l G_l^2 / \rho_l D}{2f_g G_g^2 / \rho_g D} \quad (2.30)$$

Considerando regimes turbulentos para cada um dos escoamentos monofásicos e a eq. (2.26) para o cálculo dos fatores de atrito em para ambas as fases, o parâmetro de Martinelli pode ser calculado por

$$X^2 = \frac{\rho_g}{\rho_l} \left(\frac{\mu_l}{\mu_g} \right)^{0.25} \left(\frac{1-x}{x} \right)^{1.75} \quad (2.31)$$

O valor do coeficiente C nas eqs. (2.28) e (2.29) depende da combinação de regimes, laminar e turbulento, de cada fase consideradas escoando sozinhas na tubulação e são apresentadas na Tabela 2.1, conforme Collier e Thome (1996)

Tabela 2.1 – Coeficiente para eqs. (2.20) e (2.21).

<i>líquido</i>	<i>Vapor</i>	<i>C</i>
Turbulento	Turbulento	20
Laminar	Turbulento	12
Turbulento	Laminar	10
Laminar	Laminar	5

As correlações entre o parâmetro X e os multiplicadores bifásicos, para as possíveis combinações de regimes, podem ser visualizadas no diagrama da Fig. 2.3.

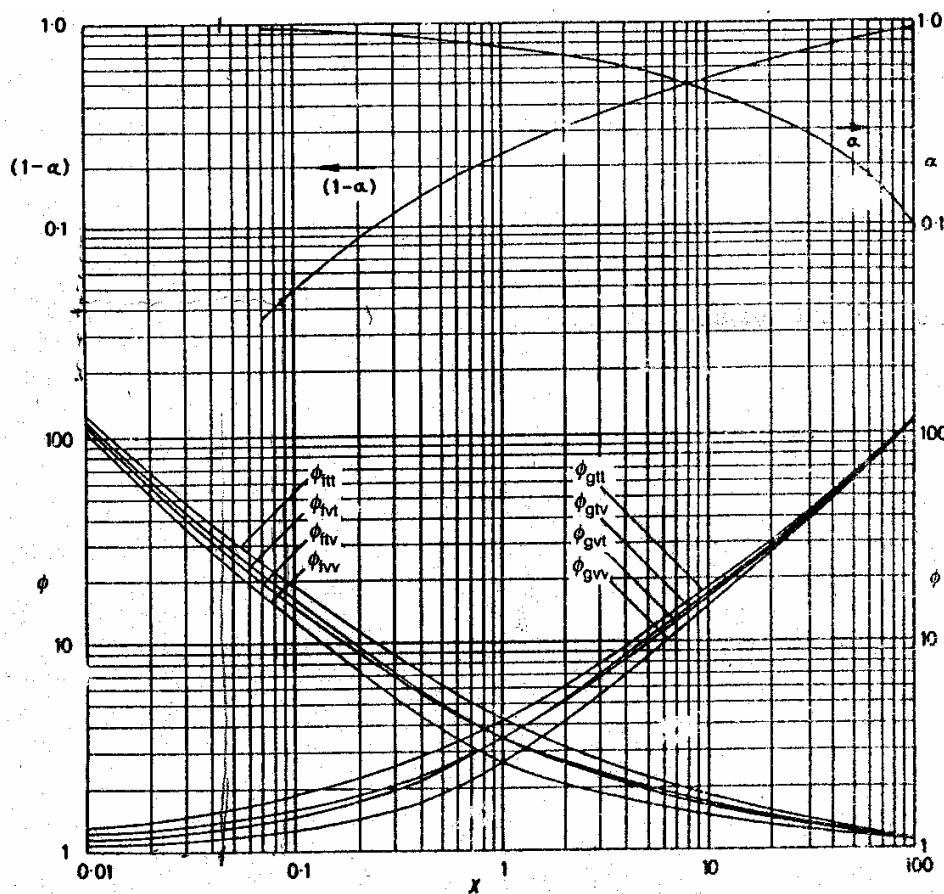


Figura 2.3 – Correlação de Lockhart-Martinelli (1949).

2.3.3. Modelo de Garcia et al. (2001)

Alternativamente, outros autores também propuseram modelos para a estimativa da queda de pressão em escoamentos bifásicos. Garcia et al. (2001) propuseram alguns modelos empíricos para a obtenção do fator de atrito em escoamentos bifásicos em vários regimes. Os coeficientes destes modelos foram ajustados utilizando-se uma vasto banco de dados experimentais. Neste trabalho, no entanto, só serão apresentadas as correlações dos fatores de atrito para os escoamentos em regime borbulhado e o *caso geral*. O caso geral é a correlação que foi ajustada utilizando os dados referentes a todos os padrões de escoamento.

O gradiente de pressão em um escoamento bifásica é determinado utilizando-se o método empregado para escoamentos monofásicos considerando-se propriedades da mistura bifásica e da fase líquida.

$$\left(\frac{dp}{dz}\right)_{bi} = \frac{2f_{bi}\rho_{bi}j^2}{D} \quad (2.32)$$

onde j é a velocidade da mistura obtida pela soma das velocidades superficiais de cada fase, j_l e j_g . Os fatores de atrito obtidos por Garcia et al. (2001) possuem a seguinte forma, para o regime borbulhado

$$f_{bi} = 0,1067 \text{Re}^{-0,2629} + \frac{13,98 \text{Re}^{-0,95} - 0,1067 \text{Re}^{-0,2629}}{\left(1 + (\text{Re}/304)^{2,948}\right)^{0,2236}} \quad (2.33a)$$

e para o caso geral

$$f_{bi} = 0,0925 \text{Re}^{-0,2534} + \frac{13,98 \text{Re}^{-0,95} - 0,0925 \text{Re}^{-0,2534}}{\left(1 + (\text{Re}/293)^{4,864}\right)^{0,1972}} \quad (2.33b)$$

Onde o número de Reynolds é calculado por

$$\text{Re} = \frac{\rho_l j D}{\mu_l} \quad (2.34)$$

2.4. Medição de vazão em escoamentos bifásicos

As vazões das fases de um escoamento bifásico podem ser determinadas separadamente ou de forma simultânea. Na indústria do petróleo, a medição separada das vazões das fases ainda é largamente utilizada devido à alta confiabilidade do sistema e exatidão da medição,

ainda que isso implique em alto custo e uma medição por amostragem, Silva et al. (2002). A medição simultânea das vazões das fases constituintes de escoamentos bifásicos tem sido feita utilizando-se modelos matemáticos baseados em técnicas para medições em escoamentos monofásicas. A aplicação desta técnica, ainda que de baixo custo e grande versatilidade, continua bastante restrita devido às incertezas decorrentes dos modelos empregados. De um modo geral utilizam-se elementos deprimogênios para a determinação da velocidade, mais um medidor de fração de vazio. Ao longo do desenvolvimento de modelos para a determinação das vazões, correções baseadas em modelos teóricos, Murdock (1962), Chisholm (1967), Zhang (1991), Zhang et al. (2005), têm sido propostas a fim de minimizar seu erro. A seguir, algumas dessas propostas são apresentadas.

2.4.1. Técnica da separação de fases

A técnica convencionalmente usada na indústria do petróleo é a de separação de fases. Esta técnica, trabalha com uma amostra da produção durante um determinado tempo, em torno de seis horas e consiste no alinhamento da produção com um separador de testes. Após a estabilização do escoamento, as vazões das fases líquida e gasosa são medidas com medidores convencionais. Para a medição da vazão de gás utiliza-se um medidor tipo vortex ou placa de orifício e para a medição da vazão de líquido utiliza-se um medidor de deslocamento positivo, tipo turbina ou tipo coriolis. No caso da indústria do petróleo, a fase líquida é comumente uma mistura de óleo e água. Mas como as massas específicas dos fluidos são semelhantes e existe uma grande capacidade de transferência de quantidade de movimento entre as duas fases líquidas, a vazão é medida como se fosse um escoamento monofásico. Para se determinar a parcela de água da vazão total utiliza-se um medidor de *water-cut*, Silva et al. (1999).

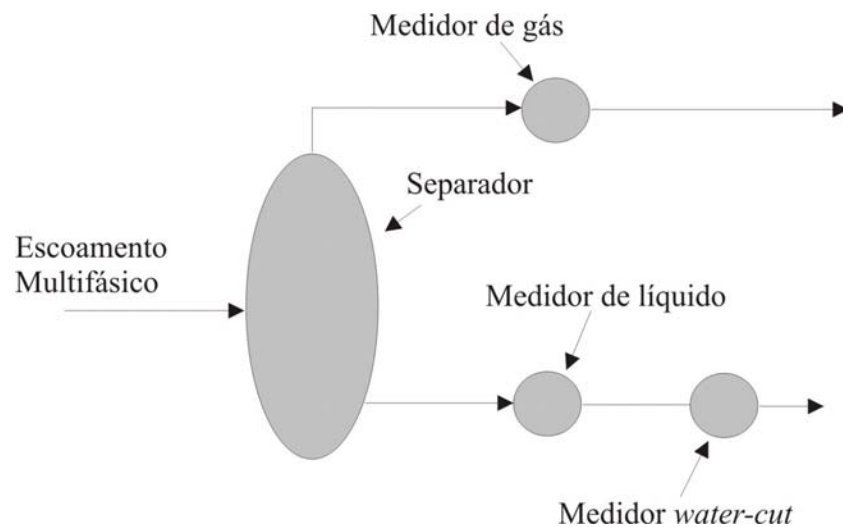


Figura 2.4 – Esquema de um sistema de medição por separação de fases, Silva et al. (1999).

2.4.2. Modelos para venturi e placa de orifício

A medição das vazões de líquido e de gás em escoamentos bifásicos por meio da utilização de elementos deprimogênicos segue, basicamente, o mesmo princípio para a determinação de vazão em escoamentos monofásicos. A equação clássica, derivada da equação de Bernoulli, para o cálculo da vazão, considerando o fluido incompressível e ausência de dilatação térmica do dispositivo, é dada por

$$m = \frac{C_d A_2}{\sqrt{1 - \beta^4}} \sqrt{2 \rho \Delta P} \quad (2.35)$$

onde C_d , A_2 , β , ρ e Δp representam o coeficiente de descarga do dispositivo, a área da seção de menor diâmetro (garganta ou orifício), a relação de diâmetros, a massa específica do fluido e a queda de pressão sobre o dispositivo. Para os escoamentos bifásicos que se aproximam da condição de um escoamento homogêneo, ou seja, quando o fator de escorregamento tende a ser igual a um, $S \rightarrow 1$, a eq. (2.35) pode ser empregada para o cálculo da vazão mássica total, desde que se utilize um coeficiente de descarga e uma densidade de mistura adequados. Doroshenko (1974), por exemplo, construiu

experimentalmente um gráfico para a determinação do coeficiente de descarga de uma placa de orifício em função do número de Reynolds e da fração de vazio, baseado na hipótese de escoamento homogêneo.

Para a avaliação da queda de pressão sobre elementos deprimogênicos, Chisholm (1967) derivou uma equação levando em consideração o escorregamento entre as fases

$$\Delta P_{bi} = \Delta P_l + C \sqrt{\Delta P_l \Delta P_g} + \Delta P_g \quad (2.36)$$

onde C é um coeficiente que pode ser ajustado experimentalmente ou calculado por relações baseadas em conceitos teóricos. Alguns autores encontraram diferentes formas de corrigir a eq. (2.35) quando aplicada na determinação da vazão de escoamentos bifásicos onde o escorregamento entre as fases é considerável, resultando em diferentes modelos como será visto a seguir. Alguns modelos foram derivados para a determinação da vazão total; outros, para a vazão de líquido; alguns ajustados para tubo Venturi; outros, para placa de orifício.

Modelo de Murdock

Murdock (1962) propôs um modelo para placa de orifício baseada em uma larga faixa de pontos experimentais. Este modelo, que prevê a vazão mássica de líquido, m_l , é expressa por

$$m_l = \frac{C_{d,l} A_2}{\sqrt{1-\beta^4}} \frac{\sqrt{2\rho_l \Delta P_{bi}}}{1 + M/X} \quad (2.37)$$

onde $C_{d,l}$ é o coeficiente de descarga para a fase líquida, X é o parâmetro de Martinelli e $M = 2,6$ o coeficiente de ajuste obtido por Murdock com seus dados experimentais. Com este coeficiente Murdock calculou vazões com incerteza menor que 2%.

Modelo de Chisholm

Chisholm (1977) publicou um estudo sobre a determinação do coeficiente C da eq. (2.36) para escoamentos bifásicos através de placa de orifício. Quando a razão entre as velocidades, S, é assumida constante ao longo do escoamento vale a relação, Chisholm (1967),

$$C = \frac{1}{S} \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_g}} + S \sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_l}} \quad (2.38)$$

onde o valor de S utilizado, é o proposto por Chisholm e Rooney (1974), para $X > 1$ é uma função do título de gás, x, expressa por

$$S = \sqrt{1 + x \left(\frac{\rho_l}{\rho_g} - 1 \right)} \quad (2.39)$$

o qual foi testado para misturas de líquido-vapor em pressões de 10 a 70 bar, resultando em uma variação da queda de pressão, eq. (2.36), em torno de 20%.

Considerando a eq. (2.35) para o cálculo da vazão da fase líquida e substituindo a queda de pressão sobre o dispositivo por Δp_l da eq. (2.36), resulta no modelo de Chisholm para o cálculo da vazão de líquido em um escoamento bifásico

$$m_l = \frac{C_{d,l} A_2}{\sqrt{1 - \beta^4}} \frac{\sqrt{2 \rho_l \Delta P_{bi}}}{\sqrt{1 + \frac{C}{X} + \frac{1}{X^2}}} \quad (2.40)$$

Modelo de Zhang (1991)

Zhang et al. (1991) propuseram dois fatores de correção, K_x e K_l , que quando aplicados a eq. (2.35) permitem calcular a vazão mássica total de um escoamento bifásico.

Seus estudos foram realizados para escoamentos ar-água com baixos títulos de gás, $0,007 < x < 1\%$, através de placa de orifício. Tomando o fator de correção baseado no modelo homogêneo proposto por James (1965), Zhang et al. (1991) fizeram modificações que permitem aplicar este fator para o cálculo da vazão mássica total de escoamentos bifásicos com escorregamento entre as fases. A primeira modificação adiciona uma potência de correção, n , sobre o título de gás

$$K_x = \sqrt{\frac{1}{x^n \left(\frac{\rho_l}{\rho_g} - 1 \right) + 1}} \quad (2.41)$$

onde $n = 1,25 + 0,25x^{1/3}$. A outra modificação torna o fator de correção uma função da fração de vazio, α , e tem a seguinte forma

$$K_\alpha = \sqrt{\alpha^4 \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} - 1 \right) + 1} \quad (2.42)$$

Tanto um, como outro fator, pode ser aplicado a eq. (2.35) para o cálculo da vazão mássica total utilizando-se o coeficiente de descarga para a fase líquida, $C_{d,l}$, e a massa específica da fase líquida, ρ_l , e a diferença de pressão do escoamento bifásico sobre o dispositivo. Utilizando placa de orifício, Zhang et al. (1991) obtiveram resultados com incertezas menores que 10%.

Modelo de Zhang et al. (2005)

Zhang et al. (2005) propuseram um novo fator de correção mais sensível às variações das condições de escoamento. Este fator de correção, também como nos dois casos anteriores, foi derivado a partir do fator de correção baseado no modelo homogêneo, para escoamentos com baixos títulos de gás, mas seus coeficientes foram ajustados para tubo venturi. O novo

fator é aplicado da mesma forma como os outros dois anteriormente apresentados e tem a seguinte forma

$$K_L = \frac{1}{\sqrt{c \left(\frac{\alpha}{1-\alpha} \right)^n \left(\frac{\rho_l}{\rho_g} \right)^m + 1}} \quad (2.43)$$

onde c , n e m são coeficientes que dependem das condições do escoamento. Para os regimes borbulhado e pistonado, Zhang et al. (2005) obtiveram $c=0,5$, $n=0,95$ e $m=0,02$, resultando em um RMS do erro de predição da vazão mássica total menor que 5%.

2.5. Medição de fração de vazio

A medição da fração de vazio é um procedimento importante para a caracterização do escoamento, seja no meio industrial ou em laboratório. Várias técnicas foram desenvolvidas para a realização dessa tarefa. É difícil dizer qual técnica é a melhor, pois dependendo da sua aplicação uma pode levar mais vantagens do que a outra. De forma geral, as técnicas são classificadas em intrusivas e não-intrusivas.

2.5.1. Técnicas intrusivas

As técnicas intrusivas caracterizam-se pelo fato dos eletrodos ou sensores estarem em contato direto com o fluido causando, conseqüentemente, perturbações no escoamento. O instrumento detector de fases age como uma sonda (“*probe*”) no interior do escoamento, fornecendo informações precisas sobre a variação do vazio local, Chanson (2002). A sonda intrusiva pode ser projetada para operar segundo o princípio óptico, sensível à refração dos fluidos, ou segundo o princípio condutivo/resistivo, sendo sensível à condutividade elétrica dos fluidos. Em geral, o diâmetro da sonda é menor que 1 mm, Auracher e Marroquin (1989), Dias et al. (1998) e Chanson (2002). A Fig. 2.6 mostra o esquema de uma sonda elétrica, sendo o fio de cobre e o tubo de aço-inox, os eletrodos.

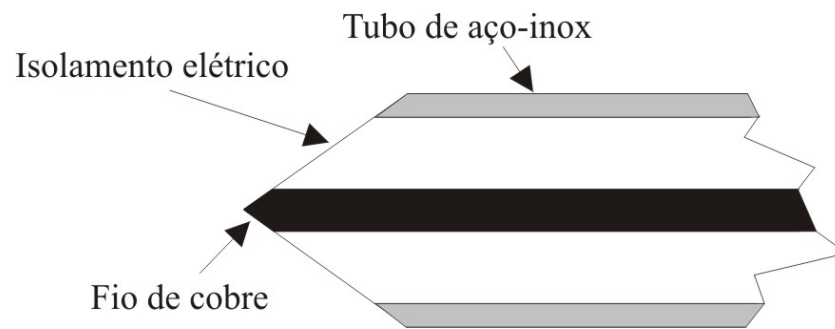


Figura 2.6 – Esquema de uma sonda intrusiva elétrica.

2.5.2. Técnicas não-intrusivas

Ao contrário das técnicas intrusivas, as técnicas não-intrusivas possuem a vantagem de não perturbar o escoamento e também podem ser caracterizadas como não-invasivas pelo fato dos sensores não atravessarem a parede da tubulação.

Atenuação radioativa

Esta técnica consiste na emissão de um feixe de raios eletromagnéticos de alta intensidade sobre um objeto e medição da atenuação da intensidade do feixe após atravessar o objeto. A intensidade de um feixe de raios que atravessa um meio homogêneo, I , é regido pela *Lei de Beer-Lambert*

$$I = I_0 e^{-\rho \mu z} \quad (2.44)$$

onde I_0 é intensidade do feixe incidente, ρ é a massa específica do meio, μ é o coeficiente de atenuação de massa e z é a distância percorrida pelos raios dentro do meio. No caso da aplicação do feixe de raios sobre uma tubulação com escoamento bifásico, a atenuação dos raios é proporcional à fração de vazio que os raios encontram quando atravessam o tubo. Em uma tubulação, é medida a intensidade do feixe com o tubo contendo somente líquido, I_l , e contendo somente gás, I_g . Considerando-se uma tubulação horizontal de seção quadrada contendo um escoamento com regime estratificado e onde o feixe de raios está

disposto na posição vertical, a intensidade I medida pode ser relacionada com a fração de vazio da seguinte forma, Whalley (1987)

$$\alpha = \frac{\ln\left(\frac{I}{I_l}\right)}{\ln\left(\frac{I_g}{I_l}\right)} \quad (2.45)$$

e se o feixe de raios estiver na posição horizontal, a relação fica

$$\alpha = \frac{I - I_l}{I_g - I_l} \quad (2.46)$$

Isso indica que a interpretação da intensidade medida depende da distribuição das fases. Por isso, é comum a utilização de detectores em diferentes posições, como mostra a Fig 2.7, de forma que se possam obter valores médios da fração de vazio em qualquer regime, além da identificação do padrão de escoamento.

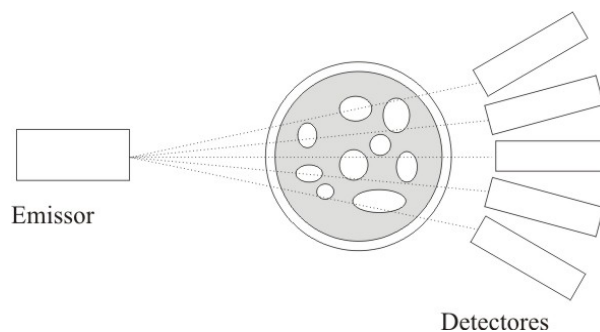


Figura 2.7 – Esquema do sistema de medição.

Os tipos de feixe de raios eletromagnéticos mais utilizados são os raios X e raios gama. Os raios X e gama são idênticos do ponto de vista físico, porém diferem na forma

que são produzidos e no nível energético, sendo os raios gama de maior intensidade. A utilização dos raios gama implica em um aumento dos cuidados com segurança, apesar de empregar equipamentos mais compactos e versáteis dos que utilizam raios X, Duarte (1999).

Ultra-som

A técnica de ultra-som é empregada comumente em escoamentos horizontais estratificados atuando como um medidor de nível. O sistema com ultra-som funciona basicamente como medidor de nível. Ondas ultra-sônicas são emitidas e refletidas pela interface líquida-gás, a posição da interface é determinada pelo cômputo da velocidade de propagação e tempo entre emissão e retorno das ondas, Duarte (1999). Uma vez determinada a posição da interface, a fração de vazio é calculada por relações geométricas. Este não é indicado para escoamentos borbulhados, Chang e Morala (1990), apude Duarte (1999).

Impedância elétrica

Outra técnica bastante empregada para a determinação da fração de vazio em escoamentos bifásicos é a de impedância elétrica que consiste na medição da impedância do meio bifásico por meio de um sistema de eletrodos e processamento de sinal. Como, de forma geral, os líquidos possuem propriedades elétricas distintas dos gases, as impedâncias das fases líquida e gasosa são determinadas separadamente, e então a impedância intermediária de uma mistura líquida-gás pode ser correlacionada com a fração volumétrica, eq. (2.47). No caso da frequência de alimentação do sistema ser bem superior a frequência de passagem das bolhas entre os eletrodos, pode-se assumir que a medição é instantânea e, portanto, considerar que a mistura entre os eletrodos representa uma fração de vazio média integrada ao longo de um trecho de tubulação, que compreende o comprimento dos eletrodos, eq. (2.48).

$$\beta = \frac{V_g}{V_g + V_l} \quad (2.47)$$

$$\langle \alpha \rangle = \frac{1}{L} \int_0^L \alpha dz \quad (2.48)$$

onde L é o comprimento dos eletrodos. Para o caso onde os eletrodos estão em contato direto com o fluido, se este for condutor, a característica da impedância pode ser essencialmente resistiva ou capacitiva, dependendo da frequência de operação. Para frequências de 1 – 100 kHz, a impedância é tipicamente resistiva, enquanto que para frequências acima de 100 kHz é capacitiva, Elkow e Rezkallah (1996).

Válvulas de fechamento rápido (VFR)

A técnica de válvulas de fechamento rápido (VFR) pode ser considerada a mais simples e direta para a determinação da fração de vazio. Após o fechamento simultâneo das válvulas, a razão entre os volumes de líquido e de gás aprisionados no trecho de tubulação entre as válvulas pode ser usada para determinar a fração de vazio, Whalley (1987). Se o tempo de fechamento das válvulas for menor que o inverso da frequência de passagem das bolhas pela válvula, as eqs. (2.47) e (2.48) também são válidas para este método.



Figura 2.8 – Esquema do sistema de válvulas de fechamento rápido.

Tomografia

A tomografia é uma técnica radiográfica que permite a determinação da distribuição dos componentes internos do objeto inspecionado. Na tomografia o elemento emissor de radiação gira 360° em torno da região do corpo a ser estudada e a imagem obtida é tomográfica ou seja “fatias” da região do corpo estudada são obtidas. Em oposição ao feixe de radiação emitida tem-se um detector de radiação que gira concomitantemente ao elemento emissor. As características das imagens vão depender da atenuação do feixe radiativo que passa através do objeto em estudo. Para a formação da imagem de tomografia a emissão do feixe radiativo é feita em diversas posições, posteriormente, as informações obtidas são processadas utilizando uma técnica matemática chamada de projeção retrógrada, ou outras, como a transformada de Fourier. Um tomógrafo é formado por um tubo sobre o qual há um anel que estão localizados em posições opostas o emissor do feixe radiativo e os detectores, sendo que este conjunto gira 360° para a obtenção da imagem. A aplicação do método tomográfico pode ser realizado com o emprego de fontes de radiação de natureza diferentes como raios X, raios gama, radiação acústica e formação de campos elétricos. É importante destacar que as técnicas apresentadas como atenuação radioativa, fornecem apenas um valor médio da fração de vazio, enquanto que estas técnicas, quando aplicadas à tomografia, possibilitam a reconstrução da distribuição das fases no interior do tubo.

CAPÍTULO 3

BANCADA EXPERIMENTAL

Neste capítulo será feita a descrição da bancada experimental, de seus principais subsistemas e da instrumentação. Especial atenção será dada ao projeto do medidor de fração de vazio e aos resultados da sua calibração.

3.1. Descrição geral

A bancada experimental tem a função de propiciar o escoamento bifásico a ser estudado. Esta bancada proporciona uma mistura de ar e de água nas proporções desejadas, possibilitando a operação em diferentes regimes de escoamento. A água opera em um circuito fechado, enquanto que o ar é fornecido por uma linha de ar comprimido e rejeitado para a atmosfera na separação das fases, no tanque de armazenamento de água. Um esquema e a fotografia são mostrados nas Fig. 3.1 e 3.2, respectivamente. A água é succionada do tanque (1) pela bomba centrífuga (2), passando por um dos rotâmetros (3), onde é medida a vazão de água antes de passar pelo misturador (7). O ar, fornecido pela linha de ar-comprimido (4), é tratado por um sistema (5) composto por filtro, válvula redutora de pressão e válvula reguladora de pressão, e posteriormente sua vazão é medida por rotâmetros (6) antes de ser injetado no misturador (7). Após a mistura do ar e da água, em (7), o escoamento bifásico vai para a seção de teste (8) onde são realizadas as medições de pressão, pelos transdutores (10), localizados a montante e a jusante e na garganta do venturi, e da fração de vazio, pelo sensor de impedância (9).

A água é movimentada por uma bomba centrífuga de 2,0 CV, capacidade de 15 m³/h a 30 mca. A bomba é da marca SCHNEIDER série BD 92S-GB. A vazão de água é regulada pela variação da rotação do rotor da bomba, cujo motor de acionamento elétrico é controlado por um inversor de frequência. O inversor de frequência é da marca WEG, modelo ML-4.0/1AC.200-240.

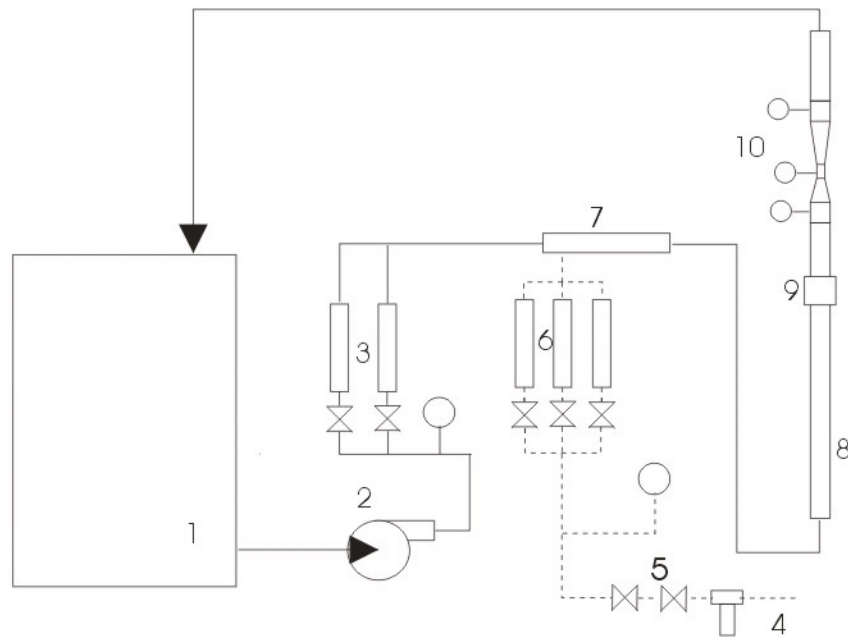


Figura 3.1 – Esquema de funcionamento da bancada experimental: 1-tanque de água, 2-bomba centrífuga, 3-rotômetros de água, 4-linha de ar comprimido, 5-válvulas e filtro, 6-rotômetros de ar, 7-misturados, 8-seção de teste, 9-MFV, 10-transdutores de pressão.



Figura 3.2 – Fotografia da bancada experimental.

A vazão de ar é suprida por uma linha de ar comprimido cuja pressão nominal é de 8 bar. Antes de o ar ser injetado no sistema, ele passa por um sistema de filtro de ar, válvula redutora de pressão e válvula reguladora de pressão, o qual mantém a pressão de ar a montante dos rotômetros em 2 bar, uma vez que os rotômetros foram calibrados nesta pressão. O filtro de ar, a válvula redutora de pressão e a válvula reguladora de pressão são da marca FESTO.

Após a medição das vazões individuais, o ar e a água são direcionados ao misturador, onde ocorre a formação do escoamento bifásico. Este misturador consiste de uma lança injetora de ar através da parede perfurada, introduzida axialmente na tubulação de água, como é mostrado no detalhe da figura abaixo.

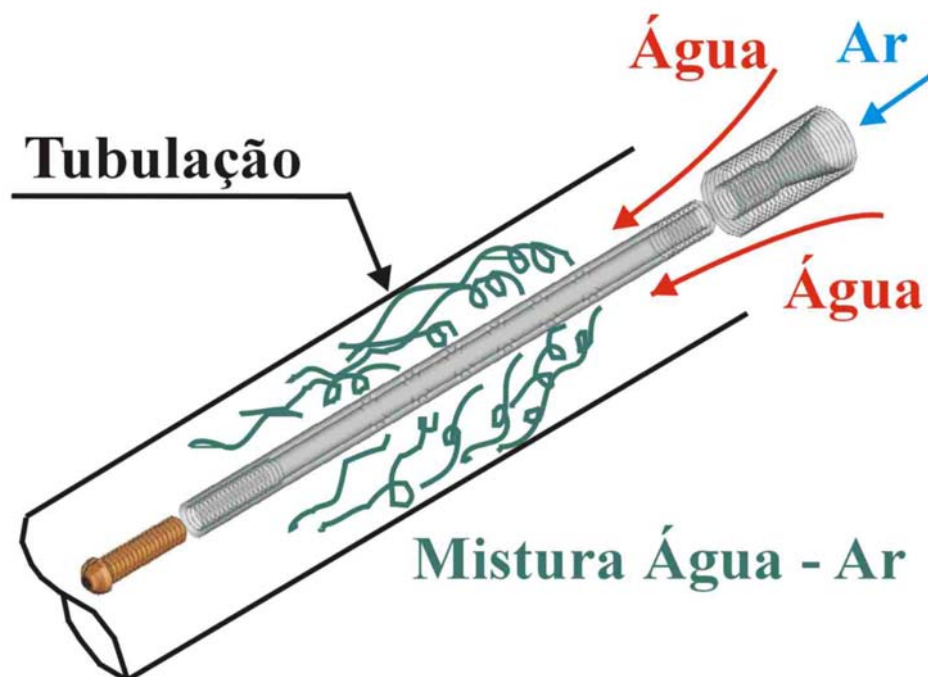


Figura 3.3 – Esquema do misturador.

3.2. Seções de teste

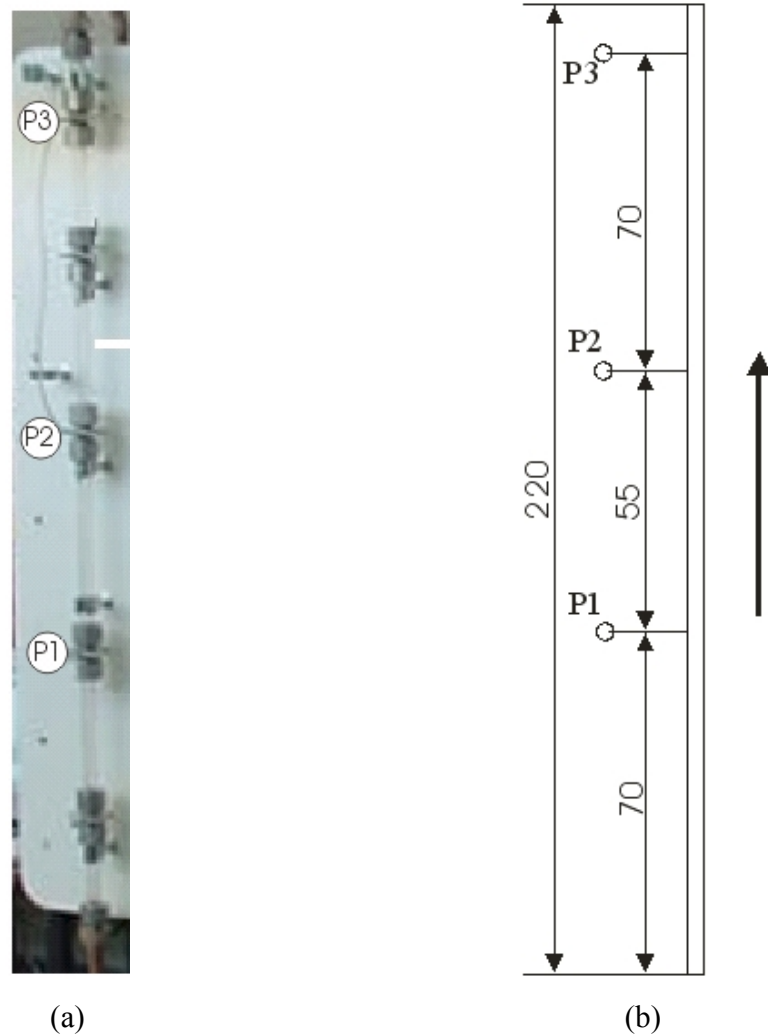


Figura 3.4 – Seção de teste tubo liso de seção reta, (a) fotografia e (b) esquema, medidas em mm.

Depois da mistura das fases, o escoamento é direcionado para a seção de teste. Uma das vantagens desta bancada experimental é a multiplicidade das seções de teste. Há a possibilidade de trabalhar-se com seções de teste nas posições horizontal e vertical. As seções de teste podem ser equipadas ainda, em qualquer posição, com tubo venturi ou com placa de orifício, além do tubo liso de seção reta. No entanto, neste trabalho optou-se por trabalhar apenas com seção de teste na posição vertical e equipada com tubo venturi e com

o tubo liso de seção reta. A seção de teste de tubo liso é constituída de um tubo de acrílico e com diâmetro interno de 21 mm. O posicionamento das tomadas de pressão estão mostrados na Fig. 3.4, indicados por P1, P2 e P3. A seção de teste com tubo venturi é comportada por um tubo de acrílico com 21 mm de diâmetro interno. Nesta seção de teste também foi implementado um medidor de fração de vazão (MFV), o qual será discutido com detalhes na seção posterior. O posicionamento do medidor de fração de vazão, do tubo venturi e das tomadas de pressão podem ser vistas na Fig. 3.5.

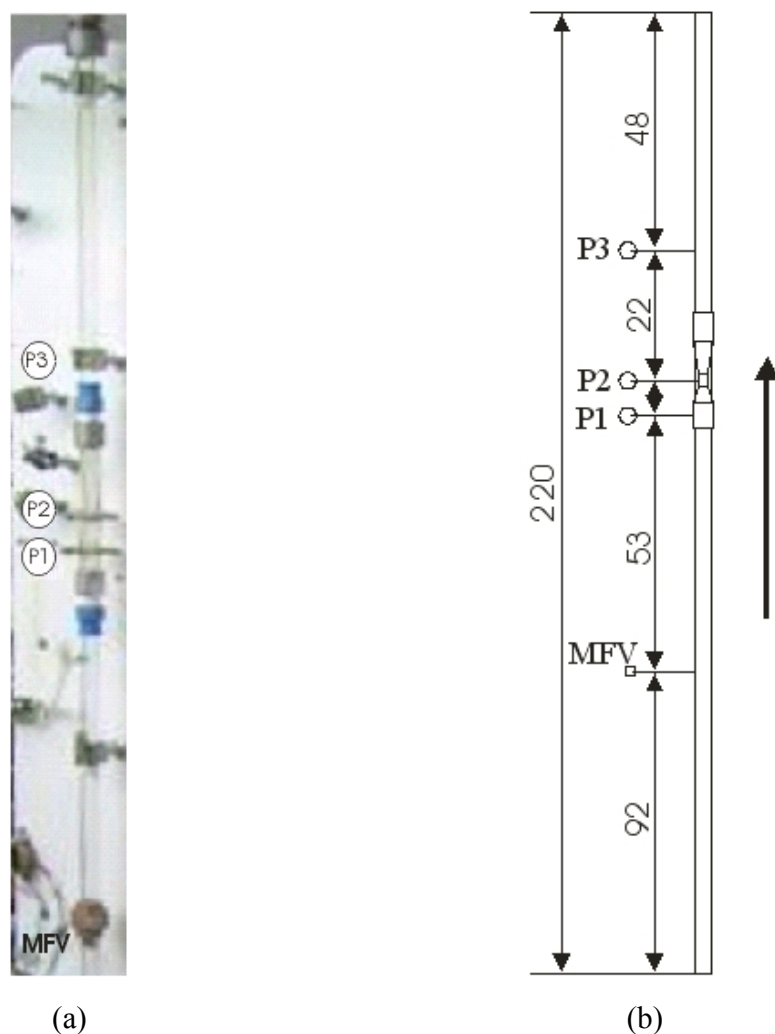


Figura 3.5 – Seção de teste tubo Venturi, (a) fotografia e (b) esquema.

O tubo venturi utilizado foi fabricado em acrílico, para possibilitar a visualização do escoamento e de acordo com a NBR ISO 5167-1. As dimensões do tubo venturi e também os detalhes das tomadas de pressão estão mostradas nas Fig. 3.6 a 3.8.

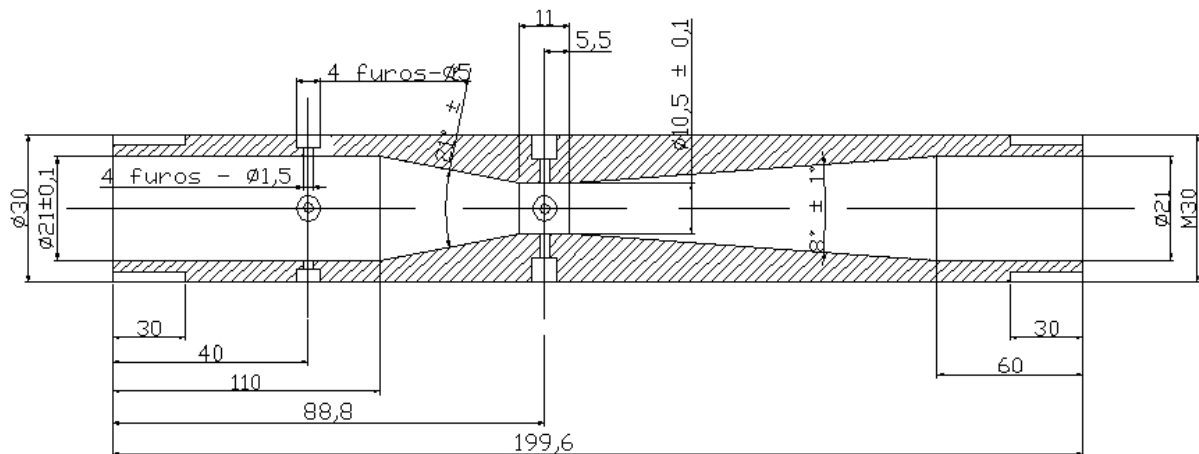
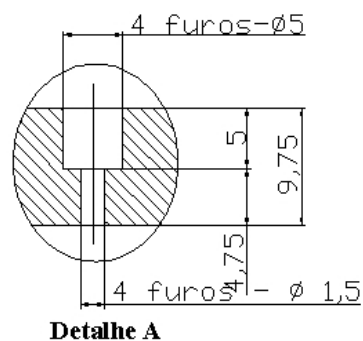
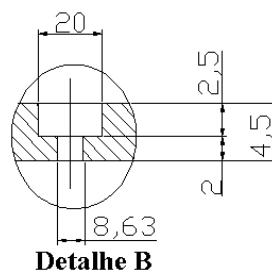


Figura 3.6 – Desenho do tubo Venturi, segundo a norma ABNT 5167-1.



Detalhe A

Figura 3.7 – Detalhe da tomada de pressão.



Detalhe B

Figura 3.8 – Detalhe da tomada de pressão.

3.3. Instrumentação

Os instrumentos da bancada experimental são compostos de transdutores de pressão, manômetros, rotâmetros e medidor de fração de vazio. Dois manômetros encontram-se instalados a montante dos rotâmetros de ar e de água para o monitoramento das pressões. São manômetros standard, Fig. 3.9, e operam na faixa de 0 a 7 bar e apresentam erro máximo de 2%.

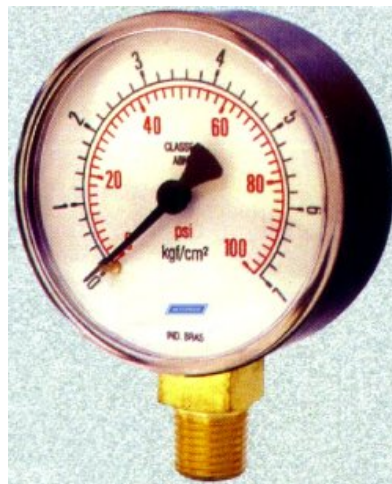


Figura 3.9 – Manômetro.

As medições das pressões nas seções de teste são realizadas por três transdutores de pressão absoluta. No caso da seção de tubo de seção reta, os transdutores são instalados ao longo da tubulação, conforme Fig. 3.4, enquanto que na seção com tubo venturi, eles são instalados na entrada, na garganta e na saída do tubo venturi, conforme Fig. 3.5. Os transdutores de pressão são da marca OMEGA, modelo PX302, com faixa de operação de 0 a 345 kPa (0 a 50 psi) e sinal de saída proporcional de 0 a 100 mV. De acordo com o fabricante, os transdutores apresentam erro de até 1,5% do valor medido.



Figura 3.10 – Transdutor de pressão.

As medições das vazões individuais de ar e de água foram realizadas por rotâmetros das marcas CONAUT, GEMÜ E APPLITECH. Para cobrir uma faixa maior de vazões de operação, os rotâmetros foram instalados em paralelo, como mostra a figura a seguir. Todos os rotâmetros, de acordo com a especificação dos fabricantes, possuem erro máximo de 2% sobre o fundo de escala (FE).



Figura 3.11 – Rotâmetros para água (à esquerda) e para ar (à direita).

Conforme o Guia para a Expressão da Incerteza de Medição, as incertezas de medição dos instrumentos foram avaliadas. Como as informações sobre o erro dos

instrumentos são conhecidas *a priori*, aplica-se o método de avaliação da incerteza do Tipo B, Anexo II. A Tabela 3.1 apresenta os resultados da avaliação das incertezas dos instrumentos.

Tabela 3.1 - Faixa de operação e incertezas correspondentes dos instrumentos de medição.

Instrumento	Faixa de operação	Incerteza de medição
rotâmetro água	0,15 – 1,6 [m ³ /h]	1,15% (FE)
rotâmetro água	1,0 – 10,0 [m ³ /h]	1,15% (FE)
rotâmetro ar	0,3 – 3,0 [m ³ /h]	1,15% (FE)
rotâmetro ar	2,0 – 10,0 [m ³ /h]	1,15% (FE)
rotâmetro ar	9,0 – 84,0 [m ³ /h]	1,15% (FE)
transdutores de pressão (abs.)	0 – 3,4 [bar]	0,87% (FE)
manômetros	0 – 7,0 [bar]	1,15% (FE)

A abreviatura FE significa *fundo de escala*.

3.4. Medidor de fração de vazio

3.4.1. Projeto e instalação

O princípio de funcionamento do sensor de fração de vazio está baseado na variação da impedância elétrica entre os eletrodos. Como as propriedades elétricas do ar e da água são bastante distintas, suas respectivas impedâncias também o serão, caso haja somente uma das fases entre os eletrodos. Portanto, com uma mistura de fases entre os eletrodos, a impedância terá um valor intermediário aos limites monofásicos que será função da composição da mistura.

As propriedades elétricas mais importantes que influenciam o valor da impedância em um determinado sistema são a constante dielétrica (ϵ) e a condutividade (σ). Resultados de medições da condutividade elétrica da água da rede e de água destilada são encontrados no Anexo IV. Através da aplicação do grupo adimensional $\omega\epsilon/\sigma$, onde ω é a velocidade angular do sistema de alimentação, podemos identificar qual efeito elétrico é o dominante

para a sensibilidade do sensor. Considerando que a frequência de operação escolhida é $\omega/2\pi = 500$ kHz e para a água $\epsilon = 80.8,854.10^{-12}$ F/m e $\sigma = 0,00106$ S (Siemens), obtém-se $\omega\epsilon/\sigma = 2,1$. Como este valor está próximo da unidade, isso quer dizer que tanto o efeito resistivo, como o capacitivo influenciam na impedância do sistema.

O sensor é formado por dois eletrodos finos de cobre dispostos opostamente e colocados na superfície interna do tubo, estando desta forma, em contato direto com a mistura bifásica. Os eletrodos são fitas adesivas de cobre com espessura de 0,1 mm e dimensões de 18 x 35 mm.



Figura 3.12 – Eletrodos de cobre instalados.

Para a impedância entre os eletrodos ser detectada, um circuito eletrônico foi desenvolvido. A concepção básica é a de um circuito RC (resistor-capacitor), onde o sensor está posicionado no lugar do capacitor. O sinal de entrada do circuito RC é fornecido por um gerador de função, o qual estabelece uma onda senoidal com tensão de 5,0 Vpp (pico-a-pico) e uma frequência de 500 kHz. O gerador de função é da marca MINIPA modelo MFG-4202 e opera entre 3 e 3000 kHz, com formatos de onda senoidal, triangular ou quadrado. O sinal de saída do circuito RC é capturado por um circuito de processamento do sinal. O objetivo do circuito de processamento é fornecer um sinal de saída de corrente contínua proporcional a impedância do sensor. O circuito de processamento, Fig. 3.13, executa as tarefas de amplificação, retificação e integração do sinal capturado no circuito RC. O projeto eletrônico deste circuito encontra-se no Anexo VI. Todo o trabalho de

desenvolvimento, projeto e confecção dos circuitos eletrônicos foi realizado com o apoio do LABSOLDA-EMC-UFSC.

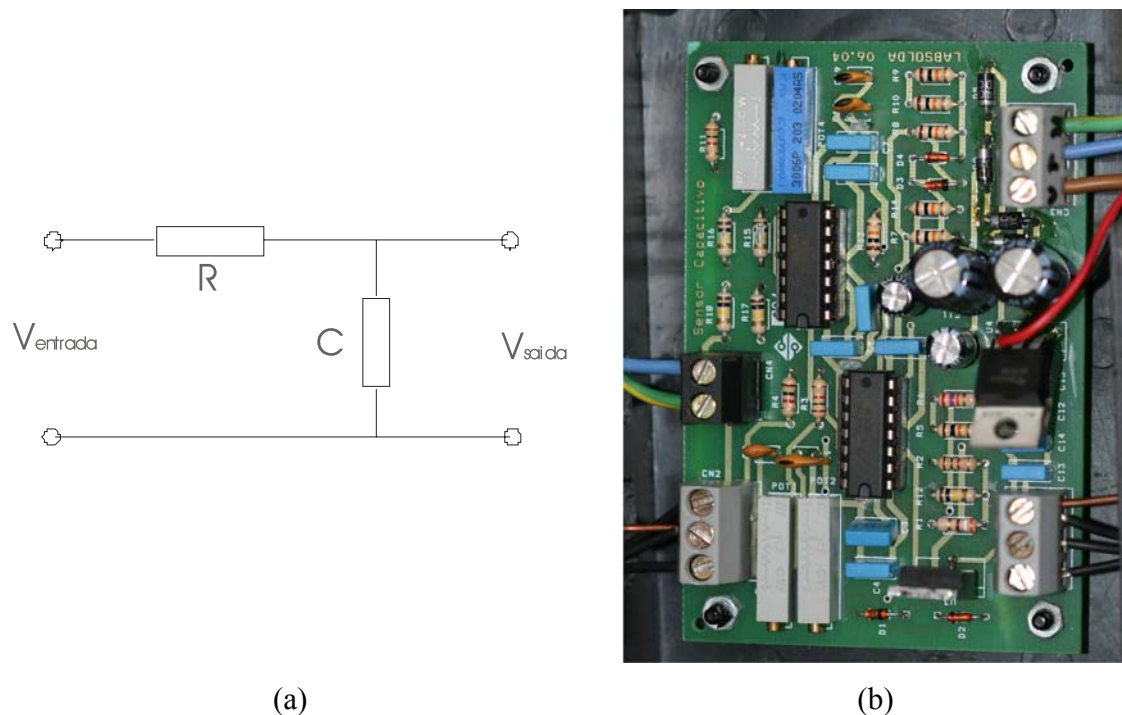


Figura 3.13 – (a) Circuito básico RC, (b) Circuitos RC e de processamento integrados.

O sinal de saída do circuito de processamento é medido pelo aparelho de aquisição de dados HP 34970A e armazenado no computador. A impedância elétrica entre os eletrodos e conseqüentemente o sinal de saída é proporcional à razão volumétrica entre o ar e a água. Como a frequência de aquisição do sinal (500kHz) do sensor é muito maior do que a frequência de passagem das bolhas entre os eletrodos (~100Hz), pode-se assumir que a medição está sendo realizada em um sistema estático e daí vale a igualdade

$$\alpha = \frac{A_g}{A_g + A_l} = \frac{V_g}{V_g + V_l} \quad (3.1)$$

ou seja, do que está sendo medido no volume entre os eletrodos, pode-se assumir que tem correlação com a fração de vazio.

Para que a informação obtida pelo medidor de fração de vazio se torne imune à variação das propriedades da água com a temperatura, impurezas e salinidade deve-se normalizar o sinal de medição. A normalização, N , é realizada pela seguinte relação

$$N = \frac{S_1 - S}{S_1 - S_0} \quad (3.2)$$

onde S é o sinal medido quando da passagem do escoamento bifásico entre os eletrodos, S_0 é o sinal quando somente água se encontra entre os eletrodos e S_1 é o sinal quando somente ar se encontra entre os eletrodos.

3.4.2. Calibração

O sinal normalizado deve ser correlacionado com a fração de vazio. Para tanto, foram utilizados dois métodos distintos para a determinação da fração de vazio. O primeiro é o método gravimétrico pelo qual se determina a fração de vazio pela medição da queda de pressão em uma tubulação vertical e o segundo é pela utilização de válvulas de fechamento rápido. Apesar de se saber que a utilização das válvulas de fechamento rápido é o método mais confiável para a determinação da fração de vazio em um sistema dinâmico, a comparação com o método gravimétrico foi feita a título de avaliação dos métodos e também devido à ordem cronológica, na busca de um sistema confiável. A descrição detalhada dos procedimentos experimentais na aplicação dos métodos de calibração se encontra no Anexo III e também em van de Watering (2005).

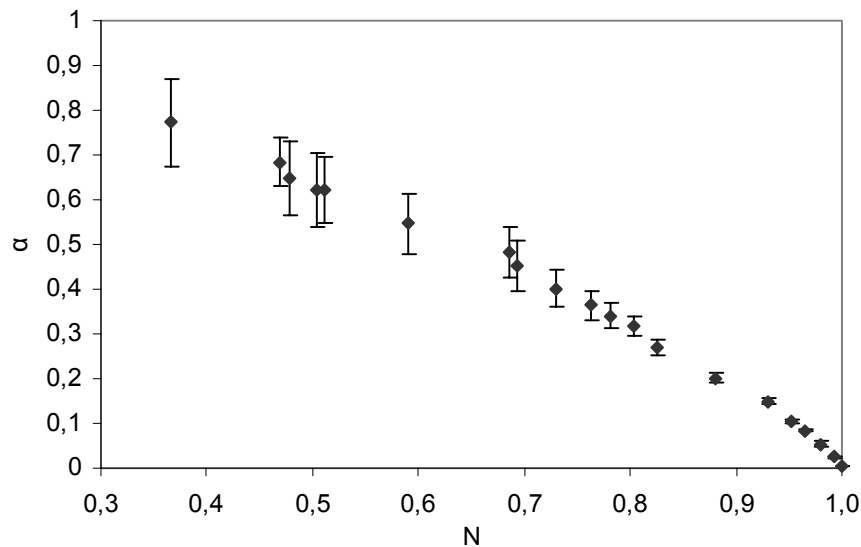


Figura 3.14 – Resultado da calibração pelo método gravimétrico, van de Watering (2005).

Na Fig. 3.14 é mostrada a distribuição dos valores da fração de vazios obtidos pelo método gravimétrico em função do sinal normalizado correspondente. De acordo com o observado nos experimentos, o regime borbulhado manteve-se uniforme até a fração de vazios de 30%. Acima deste valor observa-se a presença de bolsões de ar em meio ao regime borbulhado. O aumento da incerteza a partir de 30% pode ser atribuído a ocorrência dos regimes pistonado e golfado durante as medições.

A Fig. 3.15 mostra os resultados da calibração utilizando válvulas de fechamento rápido (VFR). O procedimento foi aplicado para vazões de água de 0,2 a 2,8 m³/h, como mostra a figura. Comparando-se estes resultados com os obtidos pelo método gravimétrico, Fig. 3.16, pode-se observar uma concordância dos dados até uma fração de vazios de 40%. Analisando-se a Fig. 3.17, nota-se uma dispersão no valor das frações de vazios para diferentes vazões de água. Esta tendência nos resultados também foi observada por Rezkallah (2001).

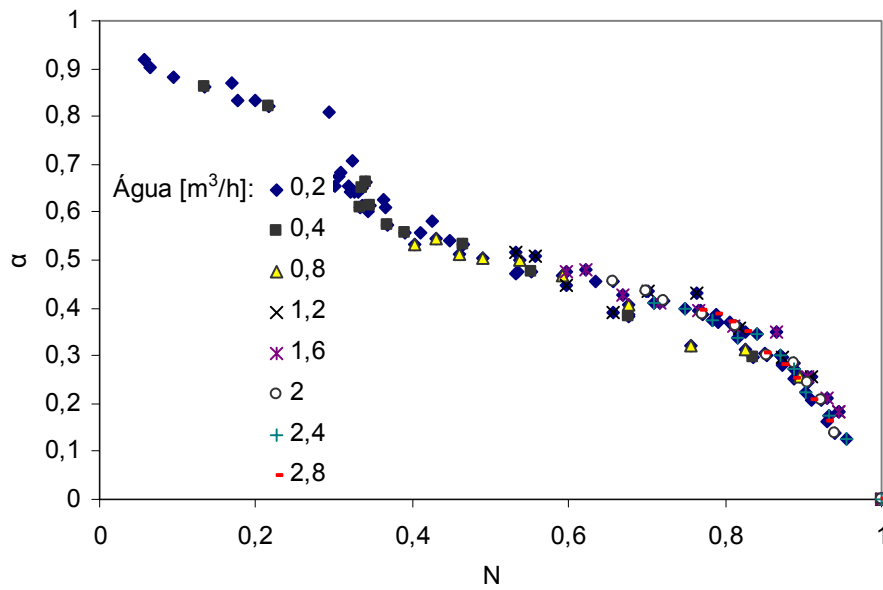


Figura 3.15 – Resultado da calibração utilizando as VFR, van de Watering (2005).

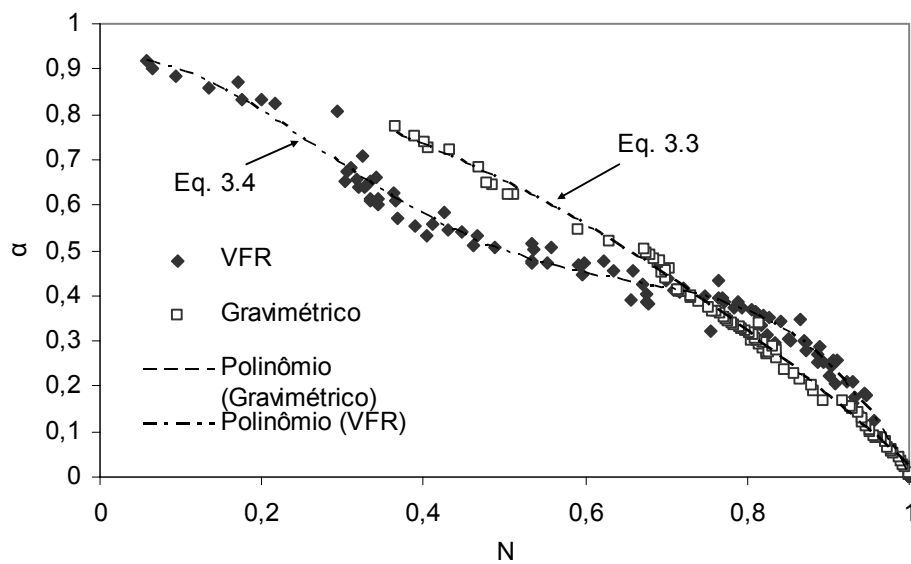


Figura 3.16 – Comparação entre os resultados do método gravimétrico e VFR, van de Watering (2005).

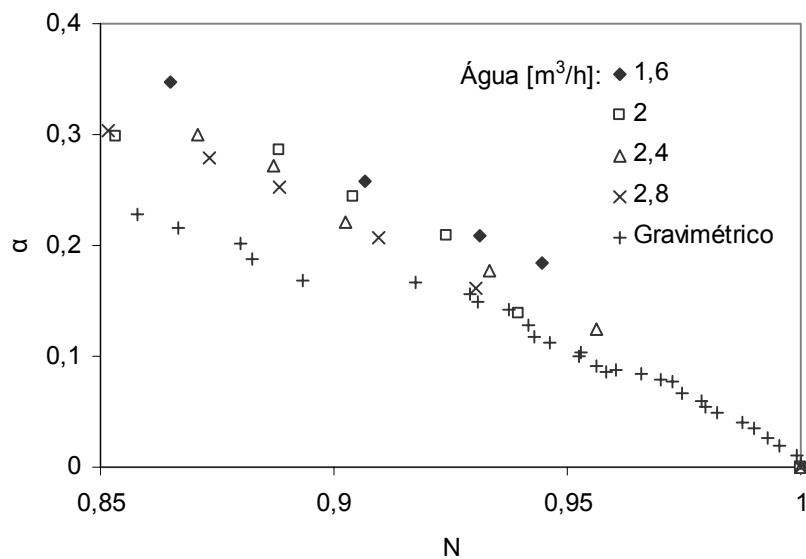


Figura 3.17 – Fração de vazio em função do sinal normalizado, van de Watering (2005).

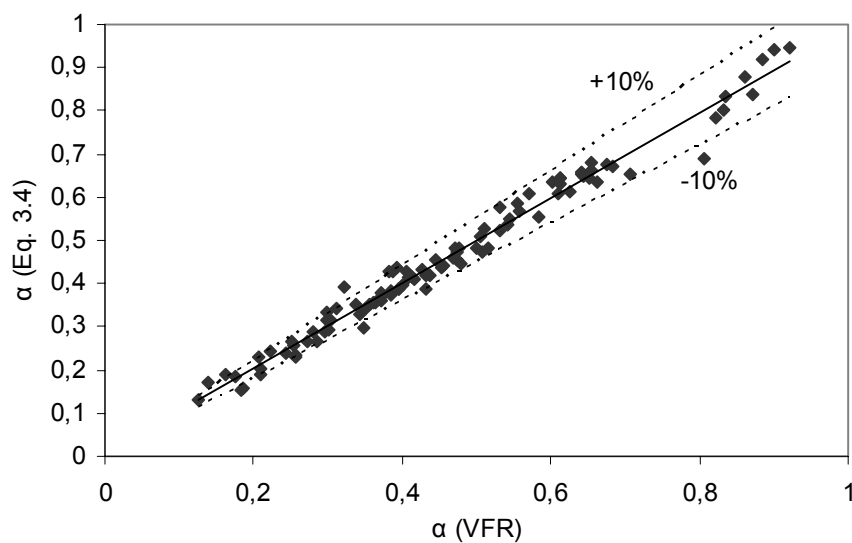


Figura 3.18 – Dispersão entre os pontos experimentais e a curva de ajuste do método de VFR, van de Watering (2005).

Do que foi exposto acima, pode-se concluir que os dois métodos de calibração equiparam-se até uma fração de vazio de 30%. No entanto, para frações de vazio acima

deste valor, a calibração pelo método das VFR parece ser mais adequada. Esta conclusão se baseia tanto na incerteza dos valores medidos nesta região, quanto no próprio método, o qual, sem dúvida, fornece valores mais confiáveis da fração de vazio, já que a VFR consegue captar a dinâmica do escoamento bifásico. Os polinômios das curvas de ajuste indicados na Fig. 3.16 são os seguintes, van de Watering (2005),

Método gravimétrico:

$$\alpha = -0,729N^2 - 0,162N + 0,914 \quad (3.3)$$

Método VFR:

$$\alpha = -7,171N^4 + 13,238N^3 - 7,484N^2 + 0,506N + 0,91 \quad (3.4)$$

Já que o polinômio obtido pelo método VFR será usado para o cálculo da fração de vazio, a Fig. 3.18 apresenta a dispersão dos valores calculados por este polinômio com relação aos pontos experimentais, cujo desvio médio é de 10%.

3.5. Escoamento monofásico

Antes de utilizar-se a bancada experimental para estudos com escoamentos bifásicos, foram realizados testes com escoamentos monofásicos de ar e de água e determinadas as respectivas quedas de pressão. Estes testes servem como uma verificação de conformidade operacional da bancada.

3.5.1. Tubo reto

A seção de teste de tubo reto utilizada, cuja descrição foi apresentada na seção 3.4, foi submetida a escoamentos monofásicos tanto de ar como de água, e as pressões ao longo da tubulação foram medidas, para diversas vazões de escoamento. Nas Fig. 3.19 e 3.20 estão apresentados os resultados das quedas de pressão em função da vazão do escoamento para os dois fluidos.

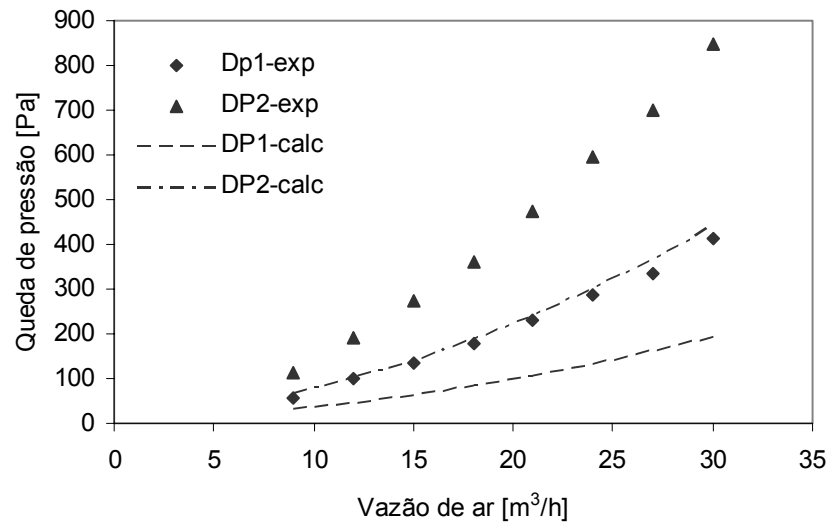


Figura 3.19 – Perda de carga para o escoamento de ar.

As Fig. 3.19 e 3.20 mostram a comparação entre os resultados da queda de pressão medida e calculada para escoamentos de ar e de água, respectivamente. A sigla Δp_1 significa a queda de pressão entre as tomadas 1 e 2, e Δp_2 , a queda de pressão entre as tomadas 1 e 3, de acordo com a Fig. 3.4. O fator de atrito utilizado no cálculo da perda de carga foi obtido pela correlação de Blasius para escoamentos turbulentos em tubo liso, válida para $2300 < Re < 10^5$

$$f = 0,079 Re^{-0,25} \quad (3.4)$$

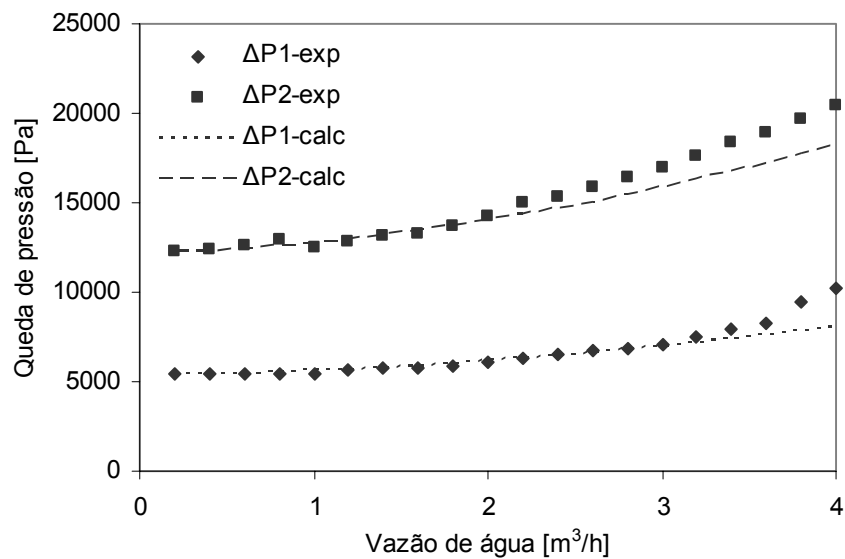


Figura 3.20 – Perda de carga para o escoamento de água.

Observando a Fig. 3.19 pode-se notar a discrepância entre as quedas de pressão medida e calculada, para escoamento de ar. Este desvio entre os resultados pode ser atribuído à incerteza das medições de pressão, que é de $\pm 5,17$ kPa, avaliação *Tipo B*, e ao erro decorrente da aplicação da correlação de Blasius, eq. (3.4), que é de $\pm 10\%$, Fox e McDonald (1998). A mesma interpretação pode ser aplicada nos resultados para escoamento de água, Fig. 3.20.

3.5.2. Tubo venturi

Através dos testes monofásicos pode-se avaliar o comportamento da diferença de pressão sobre o tubo venturi em função da vazão do escoamento. As Fig. 3.21 e 3.22 mostram a comparação entre as diferenças de pressão medidos na convergência do tubo venturi e os calculados pela equação de Bernoulli para escoamento invíscido.

$$\Delta p = \left[\frac{V_1^2}{2} \left(\frac{1}{\beta^4} - 1 \right) + g\Delta z \right] \rho \quad (3.5)$$

onde β é a relação de diâmetros do venturi, Δz é a distancia entre as tomadas de pressão da entrada e da garganta do venturi e ρ é a densidade do fluido. O comportamento dos pontos experimentais da Fig. 3.21 indicam que para vazões de ar superiores a 30 m³/h os efeitos de compressibilidade começam a ser relevantes. Esta hipótese se confirma pelo fato do número de Mach, para vazões acima deste valor, ser maior que 0,3. Também, sobre os pontos experimentais da Fig. 3.21 pode-se considerar a incerteza de $\pm 5,17$ kPa.

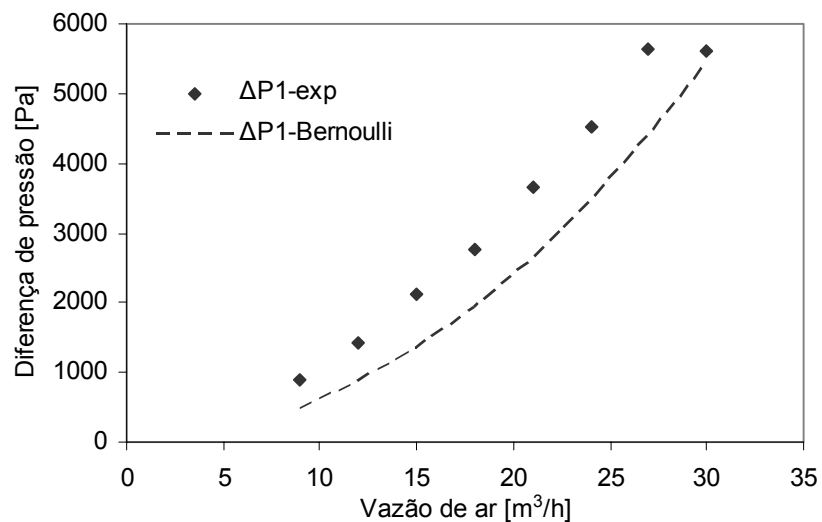


Figura 3.21 – Diferença de pressão na convergência do tubo Venturi para escoamento de ar.

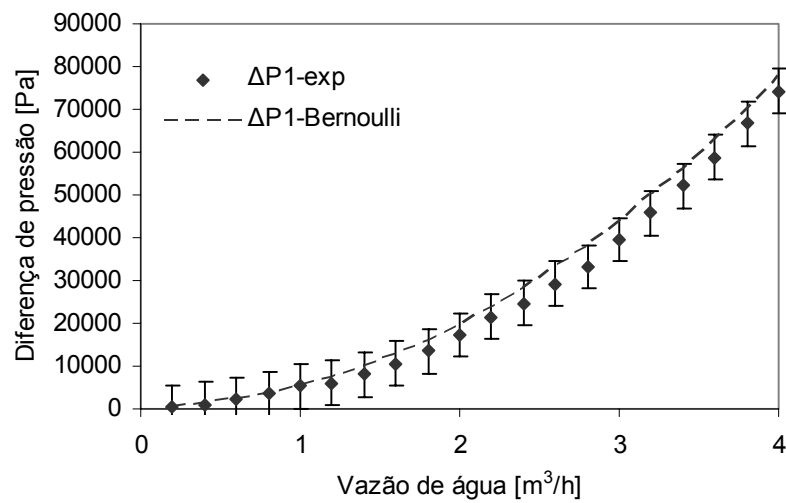


Figura 3.22 – Diferença de pressão na convergência do tubo Venturi para escoamento de água.

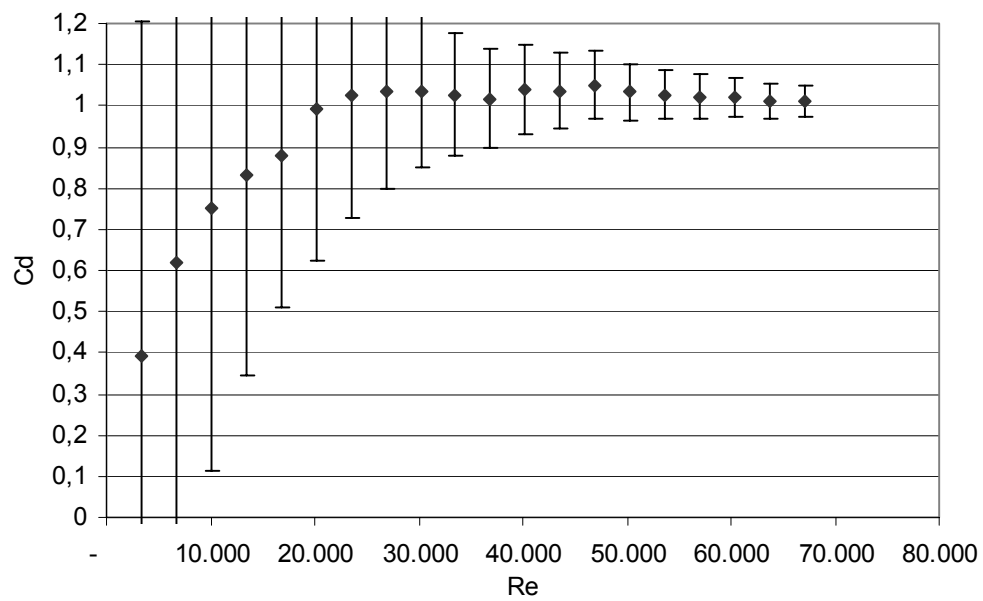


Figura 3.23 – Coeficiente de descarga em função do número de Reynolds para escoamento de água.

A Fig. 3.22 mostra os resultados das medições da diferença de pressão sobre o venturi para escoamento de água. A incerteza das medições são indicadas sobre o gráfico. A Fig. 3.23 apresenta o coeficiente de descarga, C_d , característico do tubo Venturi obtido com o escoamento de água. O cálculo do C_d foi efetuado pela seguinte equação, Delmeé (1998),

$$C_d = \frac{m\sqrt{1-\beta^4}}{A_2\sqrt{2\rho\Delta p}} \quad (3.6)$$

onde m é a vazão mássica, β é a relação de diâmetros, A_2 é a área da seção transversal da garganta do tubo Venturi, ρ a massa específica do fluido e Δp o diferencial de pressão medido na convergência do Venturi. Também é apresentada a incerteza combinada (ver Anexo I) para o coeficiente de descarga, a qual foi calculada em função das incertezas das medições de vazão e da diferença de pressão na convergência do venturi.

CAPÍTULO 4

RESULTADOS PARA O TUBO RETO

O cálculo da queda de pressão em tubulações contendo escoamentos bifásicos é de grande importância para o dimensionamento de dutos e equipamentos de bombeamento na indústria de petróleo, por exemplo. Com o intuito de familiarizar-se com o escoamento e os modelos existentes para predição da queda de pressão, alguns modelos serão testados e comparados com a queda de pressão medida.

Foram analisados escoamentos que apresentaram os regimes borbulhado, pistonado e golfado. Durante os experimentos foram medidas as vazões de líquido e de gás, antes de serem misturadas, Q_l e Q_g , e as pressões estáticas na seção de testes nas posições indicadas na Fig. 3.4.

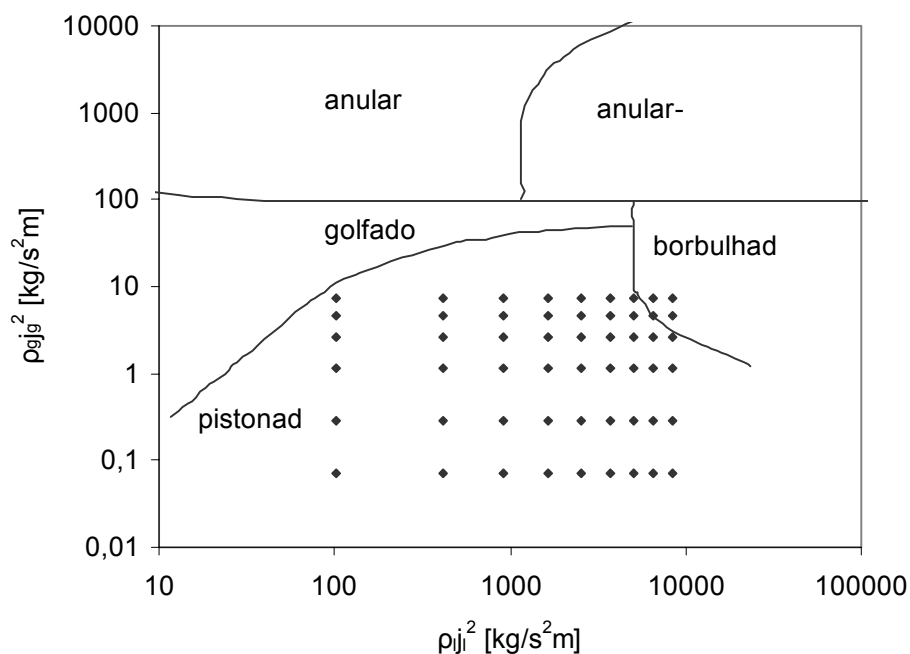


Figura 4.1 - Pontos experimentais sobre o mapa de padrões de Hewitt e Roberts.

A seção de testes utilizada é formada por um tubo de acrílico permitindo a visualização do regime estudado. O escoamento da mistura era co-corrente, no sentido ascendente e a uma pressão próxima à da atmosférica. As medições de pressão foram efetuadas em dois pontos distintos da seção de testes separados por uma distância de 0,55 m. A seguir estão apresentados os resultados das medições mostrando as pressões absolutas e a diferença de pressão entre as tomadas.

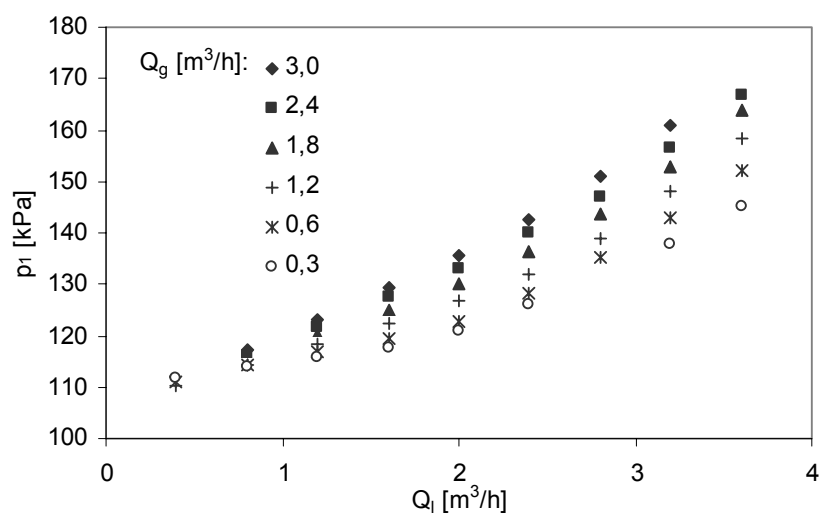


Figura 4.2 – Pressão absoluta na primeira tomada de pressão (p_1) em diferentes condições de escoamento.

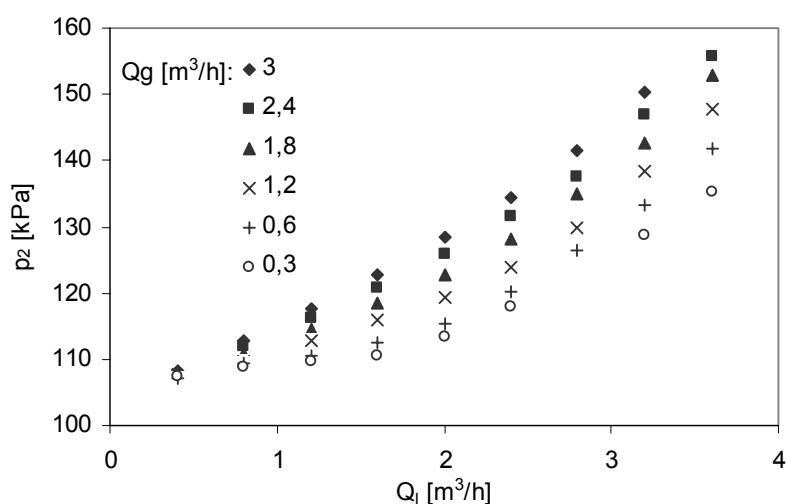


Figura 4.3 – Pressão absoluta na segunda tomada de pressão (p_2) em diferentes condições de escoamento.

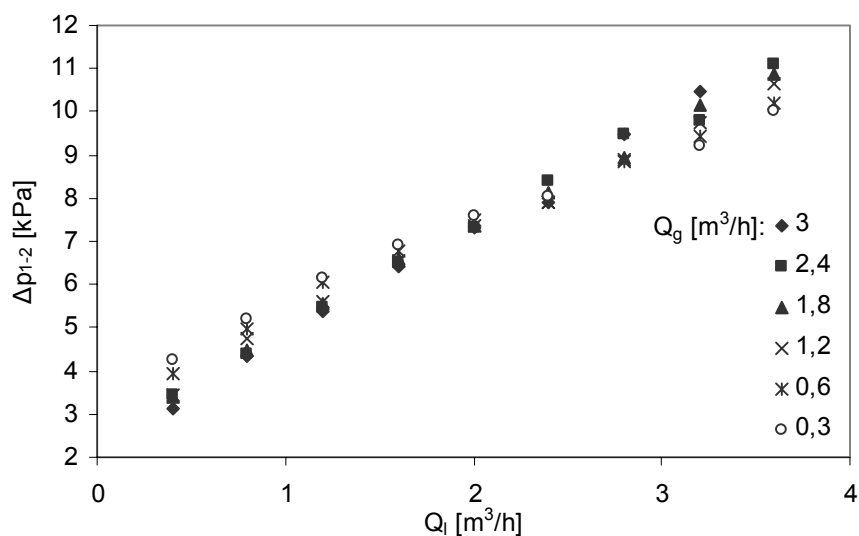


Figura 4.4 – Diferença de pressão entre a primeira e a segunda tomada ($p_1 - p_2$) em diferentes condições de escoamento.

Das Fig. 4.2 e 4.3 pode-se observar que com o aumento das vazões, tanto a de líquido quanto a de gás, há um aumento da pressão absoluta. Este comportamento pode ser explicado entendendo-se que com o aumento das vazões, e portanto um aumento do número de Reynolds, a resistência ao escoamento à jusante cresce e como a pressão na saída da tubulação é a atmosférica, então a pressão no interior da tubulação tem que subir. Observando-se a Fig. 4.4 pode-se constatar que a variação da diferença de pressão entre as tomadas não sofre influência significativa da vazão de gás. Considerando a incerteza de medição dos transdutores de pressão, apresentadas no Capítulo 3, e avaliando a incerteza combinada das pressões medidas nas tomadas de pressão, verifica-se que a incerteza da diferença de pressão, Δp_{1-2} , é de $\pm 4,2$ kPa.

A seguir, serão apresentados os resultados da aplicação de alguns modelos bifásicos para a determinação da queda de pressão durante os escoamentos líquido-gás no interior de tubos, assim como a comparação destes modelos com os resultados experimentais.

4.1. Modelo Homogêneo

Como foi visto no Capítulo 2, o escoamento homogêneo é definido como um escoamento que apresenta pequenas bolhas dispersas homogeneamente no meio líquido e que possuem velocidade igual a do líquido, portanto, o escorregamento é igual a unidade, $S = 1$. Como o modelo homogêneo considera o escoamento bifásico como monofásico possuindo propriedades médias, existem diferentes formas de calcular as propriedades médias da mistura. A massa específica da mistura pode ser obtida pela eq. (2.16) e a viscosidade média pelas eqs. (2.23), (2.24) e (2.25). O modelo homogêneo para predição da perda de carga, eq. (2.13), é função do multiplicador bifásico, Φ_{lo}^2 , que depende das propriedades médias da mistura. Nesta seção, são mostrados os resultados das perdas de carga, calculadas em função das propriedades obtidas dos diferentes modelos de viscosidade de mistura e a perda de carga medida. Como a tubulação está na posição vertical, os efeitos gravitacionais também foram considerados, eq. (2.11). A comparação entre os resultados medidos e calculados podem ser visualizados nas Fig. 4.5 a 4.10.

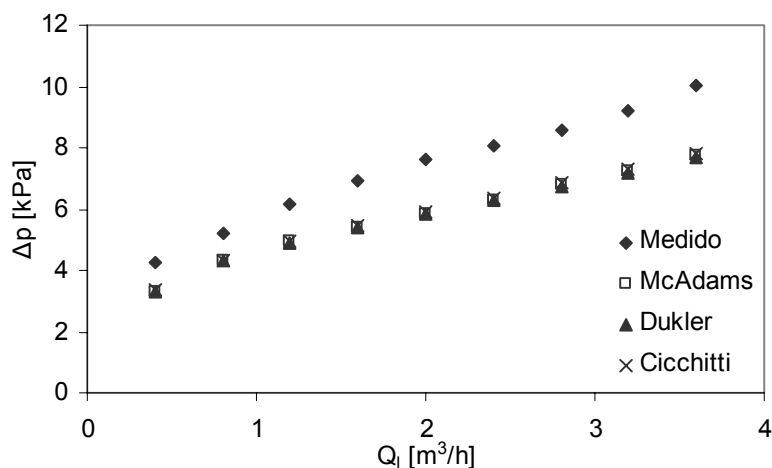


Figura 4.5 – Queda de pressões medida e calculadas para $Q_g = 0,3 m^3/h$.

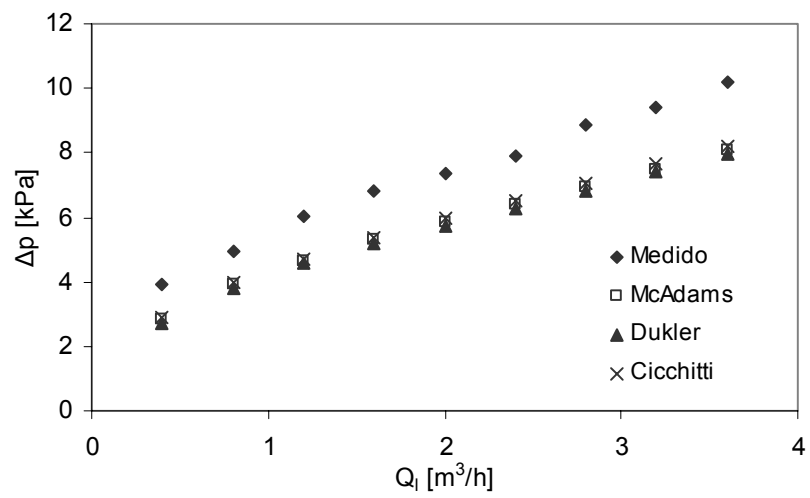


Figura 4.6 – Queda de pressões medida e calculadas para $Q_g = 0,6 \text{ m}^3/\text{h}$.

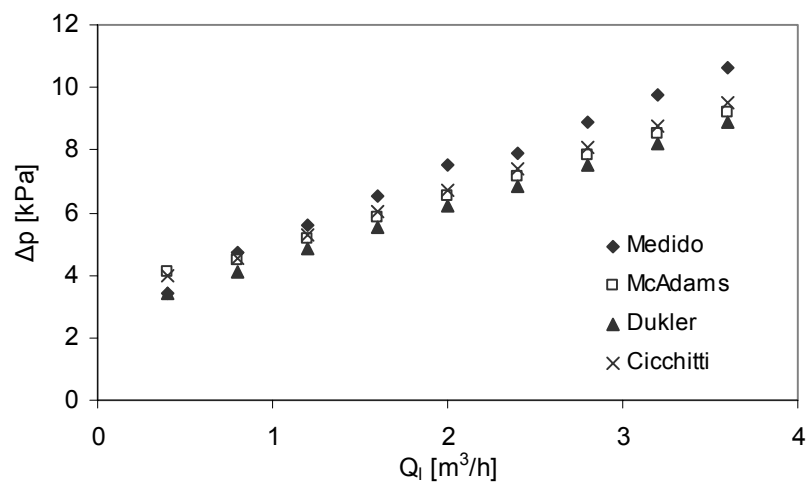


Figura 4.7 – Queda de pressões medida e calculadas para $Q_g = 1,2 \text{ m}^3/\text{h}$.

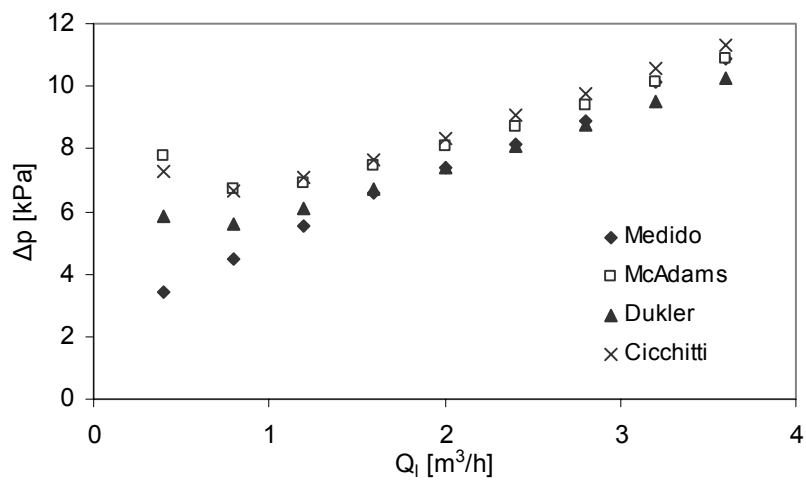


Figura 4.8 – Queda de pressões medida e calculadas para $Q_g = 1,8 m^3/h$.

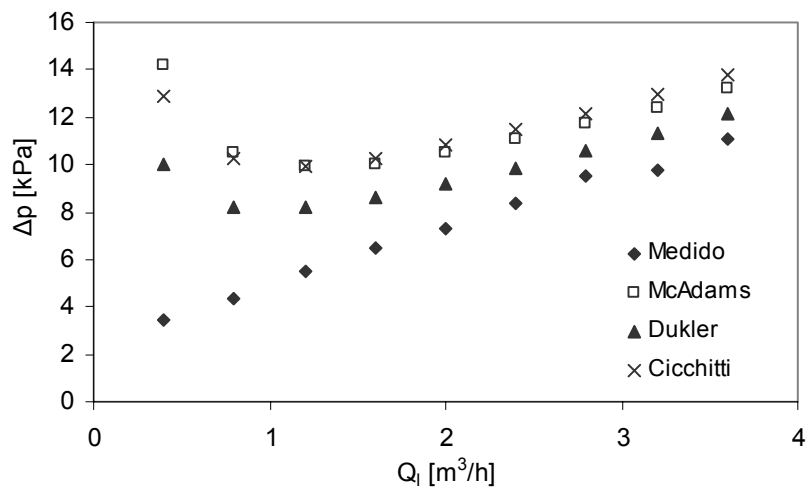


Figura 4.9 – Queda de pressões medida e calculadas para $Q_g = 2,4 m^3/h$.

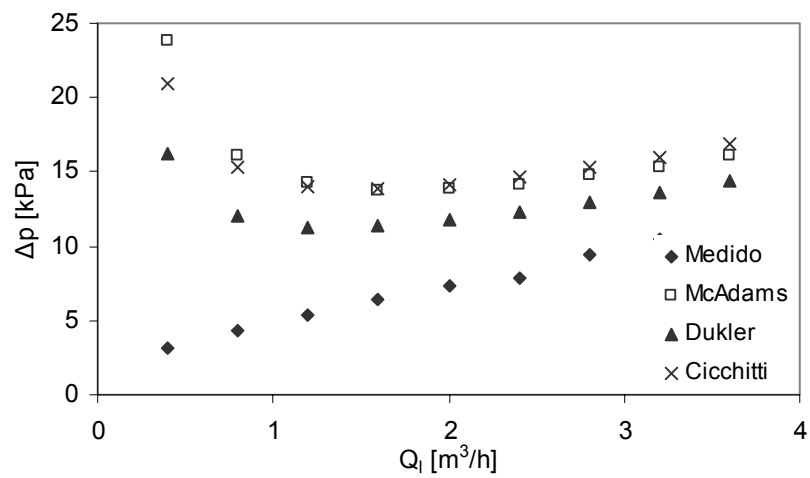


Figura 4.10 – Queda de pressões medida e calculadas para $Q_g = 3,0 \text{ m}^3/\text{h}$.

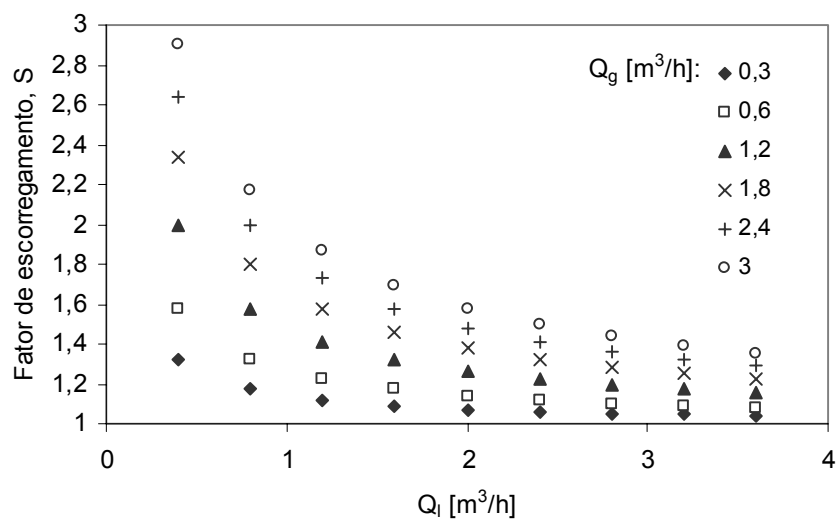


Figura 4.11 – Fator de escorregamento, S , para diferentes combinações das vazões de líquido e de gás.

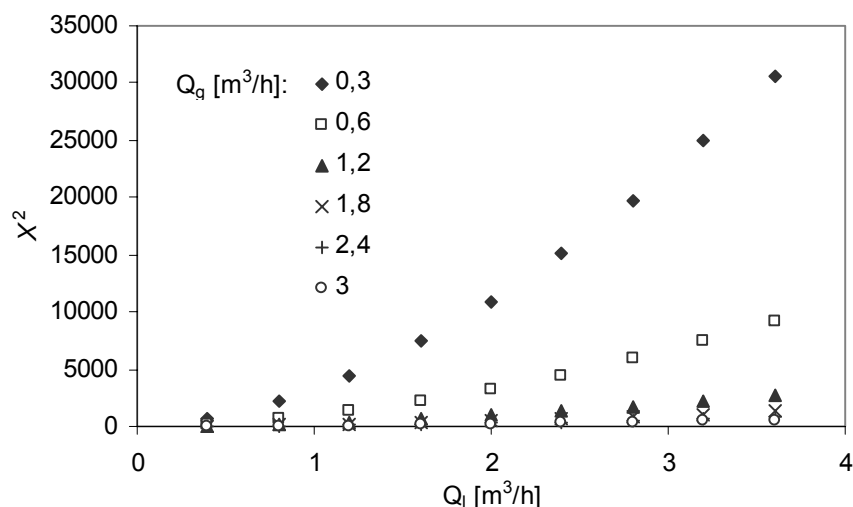


Figura 4.12 – Parâmetro de Martinelli, X^2 , para diferentes combinações das vazões de líquido e de gás.

O fator de escorregamento, S , é o parâmetro que indica a condição do escoamento em relação à condição de escoamento homogêneo. O escoamento pode ser considerado homogêneo quando $S \rightarrow 1$. Portanto, para auxiliar a análise dos resultados mostrados nas Fig. 4.5 a 4.10, o fator de escorregamento para cada ponto experimental foi apresentado na Fig. 4.11. O S foi calculado a partir do modelo de Chisholm (1974), eq. (2.30).

Outro parâmetro importante na análise dos escoamentos bifásicos é o parâmetro de Martinelli, X^2 , já definido no Capítulo 2. Este parâmetro pode ser interpretado como um indicativo de qual fase está dominando o escoamento. Se $X^2 > 1$, a fase líquida tem maior influência sobre o escoamento; se $X^2 < 1$, então a fase gasosa tem maior influência.

Analisando-se, primeiramente, a diferença entre a queda de pressão medida e a calculada pelo modelo homogêneo, independentemente do modelo de viscosidade utilizado, através das Fig. 4.5 a Fig. 4.10 pode-se observar que para as vazões de gás abaixo de 1,2 m³/h o modelo tende a subestimar a queda de pressão, enquanto que para vazões de gás acima de 1,2 m³/h o modelo tende a superestimar a queda de pressão. Comparando com a Fig. 4.11 pode-se observar que este comportamento ocorre com aumento do escorregamento entre as fases; quanto maior o escorregamento, maior a diferença entre a queda de pressão medida e calculada. O fato de o modelo subestimar a queda de pressão para baixas vazões de gás e superestimar para maiores vazões de gás, pode ser explicado

com o auxílio de X^2 . Considerando a Fig. 4.12 pode-se notar que para baixas vazões de gás X^2 é bastante elevado, indicando que a fase líquida domina praticamente sozinha o escoamento. É sabido que a queda de pressão em um escoamento monofásico com número de Reynolds equivalente é sempre menor do que a queda de pressão em um escoamento bifásico. Com o aumento da vazão de gás, a influência da fase gasosa se torna relevante, $X^2 \rightarrow 1$ na Fig. 4.12, e então o modelo começa a superestimar a queda de pressão.

Analisando-se o cálculo da queda de pressão com diferentes modelos para a viscosidade, pode-se observar, nas Fig. 4.5 a Fig.4.10, um aumento na discrepância entre os modelos utilizados com o aumento da vazão de gás. É claro, através das figuras, observa-se que com a maior influência da fase gasosa, $X^2 \rightarrow 1$, e conseqüente aumento do escorregamento, os modelos de viscosidade de mistura se tornam mais sensíveis a presença do gás, aumentando a diferença entre eles. Considerando a Fig. 4.11 nota-se também que o erro das quedas de pressões calculadas aumentam com o escorregamento entre as fases, como era de esperar, já que o modelo homogêneo não considera o escorregamento entre as fases.

4.2. Modelo de Fases Separadas

Nesta seção serão apresentados os resultados da aplicação do modelo de fases separadas para o cálculo da queda de pressão em tubo reto vertical. Diferentemente da consideração de condição de homogeneidade, o modelo de fases separadas considera o escoamento bifásico como sendo, de fato, um sistema formado por duas fases distintas com escorregamento entre elas. As equações de conservação e propriedades são consideradas para cada uma das fases.

Assim como no modelo homogêneo, multiplicadores bifásicos, Φ^2 , podem ser usados para corrigir a queda de pressão calculada baseada na hipótese de somente a fase líquida ou gasosa estar escoando no tubo, no entanto estes multiplicadores costumam ser determinados experimentalmente. Como visto no Capítulo 2, os multiplicadores bifásicos podem ser relacionados com o parâmetro de Martinelli, X^2 , eqs. (2.28) e (2.29). A constante

C, de ajuste, depende da condição de escoamento de cada fase, laminar ou turbulento, e pode ser obtida da Tabela 2.1.

A seguir, estão apresentados os resultados da aplicação do modelo de fases separadas no cálculo da queda de pressão em tubo reto vertical.

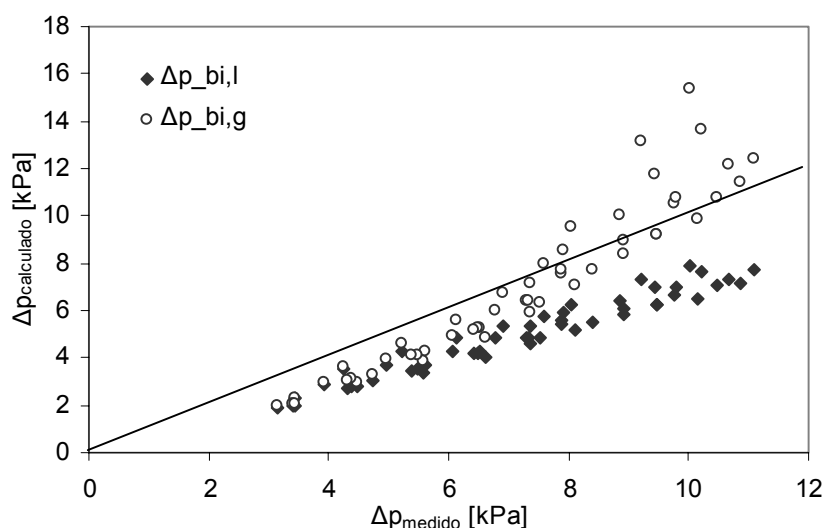


Figura 4.13 – Comparação entre a queda de pressão medida e a queda de pressão bifásica calculada pelos multiplicadores bifásicos baseados nas fases líquida e gasosa.

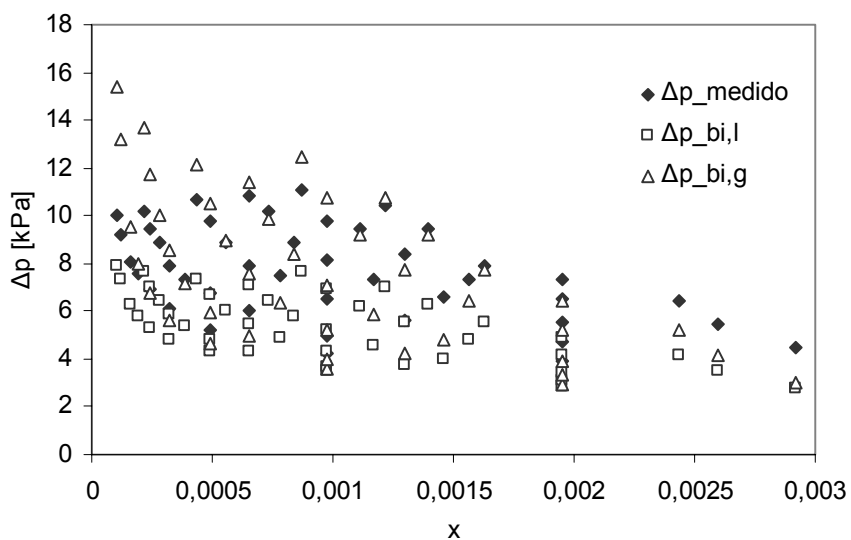


Figura 4.14 – Queda de pressão medida e quedas de pressão bifásicas calculadas pelos multiplicadores bifásicos baseados nas fases líquida e gasosa em função do título de gás.

A Fig. 4.13 mostra a comparação entre a queda de pressão medida e as quedas de pressão calculadas pelo modelo de fases separadas, apresentado no Capítulo 2, em função das quedas de pressão no escoamento da fase líquida, Δp_{bi_l} , e da fase gasosa, Δp_{bi_g} . Como a diferença de pressão foi medida sobre um trecho vertical de escoamento bifásico, uma parcela da queda de pressão calculada corresponde à coluna bifásica, eq. (2.8). A massa específica da mistura bifásica foi calculada de acordo com a eq. (2.23). O coeficiente de correção das correlações dos multiplicadores bifásicos, Φ_l^2 e Φ_g^2 , é determinado de acordo com a Tabela 2.1.

Analisando os resultados na Fig. 4.13, pode-se observar que a queda de pressão calculada baseada na fase líquida, Δp_{bi_l} , tende a subestimar a queda de pressão real. As incertezas das quedas de pressão calculadas são avaliadas em termos do RMS das diferenças em relação a queda de pressão medida, conforme a eq. (I.9), e apresentaram os valores de 32,3% para o modelo baseado na fase líquida e 22,1% para o baseado na fase gasosa.

Correlação de Garcia et al. (2003)

Outro método testado para o cálculo da queda de pressão em escoamentos bifásicos faz uso das correlações de Garcia et al. (2003) para o fator de atrito, já apresentadas no capítulo 2. O método utilizado é o mesmo empregado para o cálculo de perda de carga em tubulações com escoamento monofásico. A diferença é que o número de Reynolds, eq. (2.34), é calculado com a velocidade de mistura, $j_M = j_l + j_g$, e com a viscosidade do líquido, μ_l . Na expressão do cálculo do gradiente de pressão, eq. (2.32), a velocidade superficial da mistura, j_M , também é empregado e a densidade utilizada é obtida por meio da fração de vazio, eq. (2.32). Dois dos fatores de atrito obtidos por Garcia *et al.*(2003) são aqui testados: um fator de atrito obtido a partir de dados experimentais correspondentes a escoamentos em regime borbulhado, eq. (2.33a), e outro fator de atrito obtido a partir de dados experimentais correspondentes a todos os regimes de escoamento, eq. (2.33b). Estes fatores de atrito serão aqui referidos como pertencentes aos casos borbulhado e geral, respectivamente.

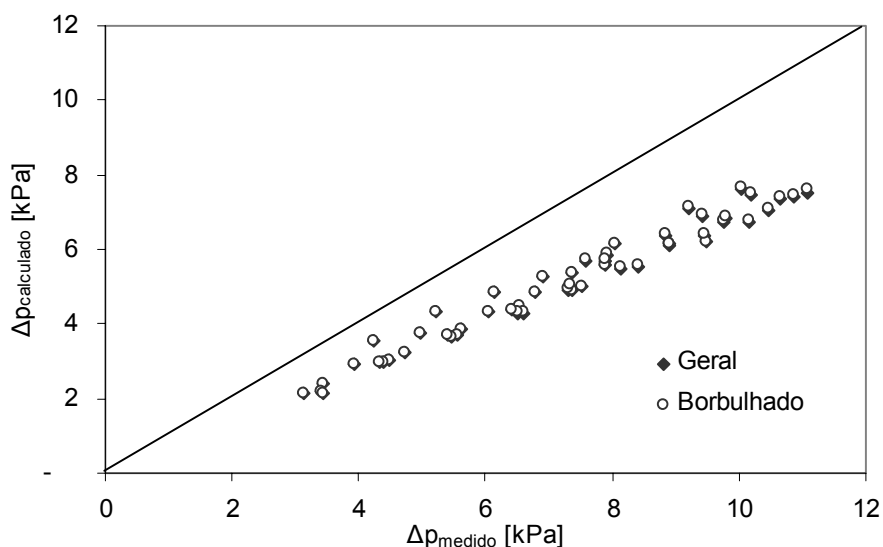
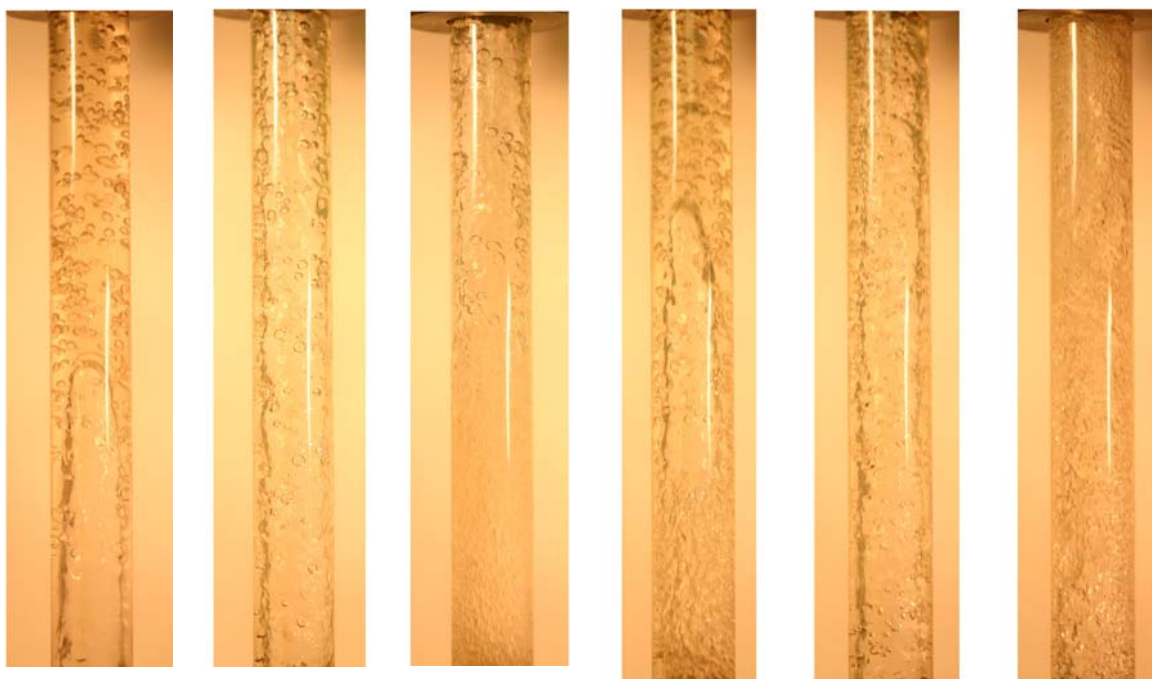


Figura 4.15 – Comparação entre a queda de pressão medida e as quedas de pressão calculadas com as correlações de Garcia *et al.*(2003).

Observando os resultados apresentados na Fig. 4.15 pode-se notar que o modelo empregando os fatores de atrito de Garcia et al. (2003) tendem a subestimar a queda de pressão real. Nota-se também que a diferença entre a aplicação do fator de atrito para o caso borbulhado e para o caso geral é pequena. A incerteza dos pontos calculados em relação aos medidos apresentou valores de RMS de 30,46% para o caso geral e de 30,14% para o caso borbulhado.

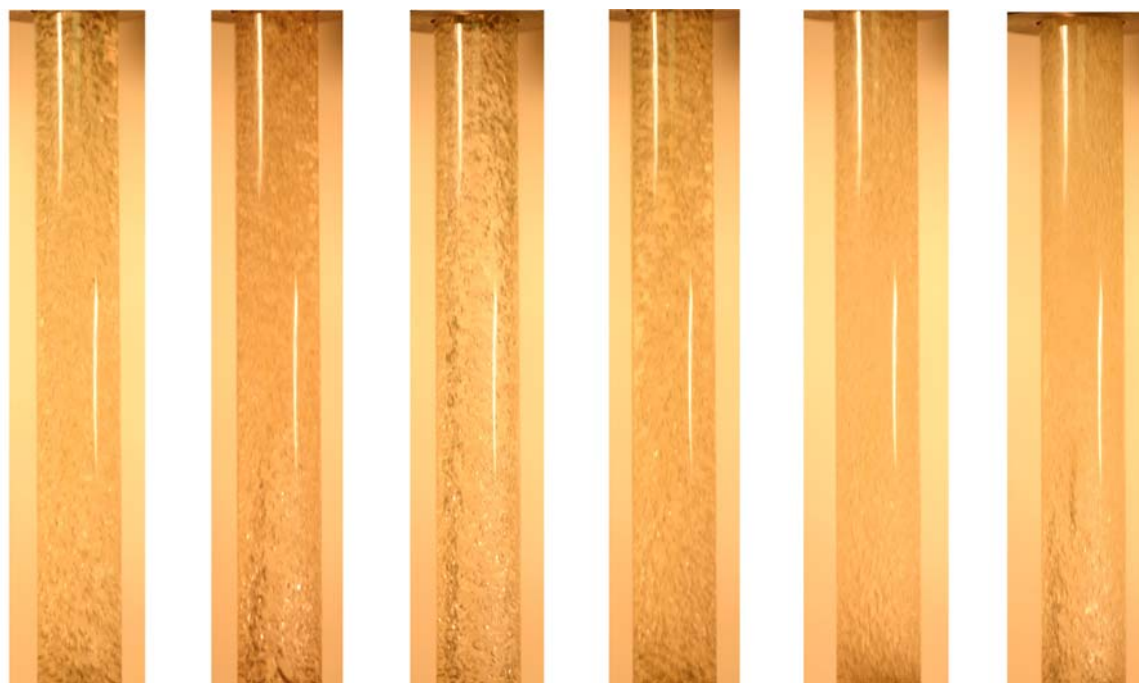
4.3. Visualização

Aqui são apresentadas fotografias de escoamentos em tubo reto representativas das faixas de vazões de ar e de água em que se realizaram os experimentos. Como pode ser observado pelas fotografias, os regimes pistonado e golfado ocorrem para baixas vazões de água, e a medida que a vazão de água é aumentada, o regime do escoamento torna-se borbulhado.



$Q_l = 0,8 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_l = 0,8 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_l = 0,8 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_l = 1,6 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_l = 1,6 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_l = 1,6 \text{ m}^3/\text{h}$
$Q_g = 0,6 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_g = 1,8 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_g = 3,0 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_g = 0,6 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_g = 1,8 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_g = 3,0 \text{ m}^3/\text{h}$

Figura 4.16 – Fotografias representativas dos escoamentos estudados.



$Q_l = 2,4 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_l = 2,4 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_l = 2,4 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_l = 3,2 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_l = 3,2 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_l = 3,2 \text{ m}^3/\text{h}$
$Q_g = 0,6 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_g = 1,8 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_g = 3,0 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_g = 0,6 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_g = 1,8 \text{ m}^3/\text{h}$	$Q_g = 3,0 \text{ m}^3/\text{h}$

Figura 4.17 – Fotografias representativas dos escoamentos estudados.

4.4. Resumo do capítulo

Os resultados dos cálculos das quedas de pressões para escoamentos bifásicos utilizando os modelos foram comparados com as quedas de pressão medidas durante os experimentos com tubo reto vertical, a fim de avaliar os erros decorrentes da aplicação dos modelos. Diferentes modelos, como o homogêneo, de fases separadas e de Garcia et al. (2003), foram utilizados para o cálculo da queda de pressão em escoamentos bifásicos. Analisando primeiramente a aplicação do modelo homogêneo, Fig. 4.5 a 4.10, pode-se verificar que:

- As Fig. 4.5 e 4.6 mostram que para escoamentos com baixas vazões de ar, os modelos tendem a subestimar a queda de pressão real, o que pode ser explicado pelo fato de a influência da fase gasosa, no modelo, ser muito pequena fazendo este se aproximar de um escoamento líquido monofásico;
- ainda para escoamentos com baixa vazão de ar, Fig. 4.5 e 4.6, o emprego dos diferentes modelos para a viscosidade da mistura parecem não influenciar no cálculo da queda de pressão;
- para os escoamentos com maiores vazões de ar, Fig. 4.8 a 4.10, os diferentes modelos para a viscosidade de mistura parecem influenciar o cálculo da queda de pressão, sendo, para este conjunto de dados, o modelo de Duckler o mais recomendado, apesar de o mais utilizado ser o de McAdams, Collier e Thome (1996);
- para os escoamentos com maiores vazões de ar, Fig. 4.8 a 4.10, o modelo homogêneo considera a presença da fase gasosa significativa e tendendo a superestimar a queda de pressão real. Para baixas vazões de água, a queda de pressão calculada pelo modelo diverge drasticamente da queda de pressão real, e isto acontece justamente para os escoamentos que apresentam o regime pistonado e golfado, longe da condição de escoamento homogêneo.

Comparando as Fig. 4.5 a 4.10 junto com a Fig. 4.11, pode-se observar que os resultados dos cálculos da queda de pressão que mais divergem da queda de pressão real são aqueles que apresentam maiores fatores de escorregamento, como era de se esperar.

Agora, analisando o emprego do modelo de fases separadas, pode-se concluir sobre a utilização dos multiplicadores bifásicos no cálculo da queda de pressão em escoamentos bifásicos. As Fig. 4.13 e 4.14 mostram os resultados da aplicação deste modelo utilizando-se os multiplicadores bifásicos baseados na fase líquida, Φ_l^2 , e gasosa, Φ_g^2 :

- pode-se verificar que o emprego do multiplicador baseado na fase líquida, Φ_l^2 , tende a estimar a queda de pressão com erro aproximadamente constante, independentemente do valor do fator de escorregamento;
- o uso do multiplicador baseado na fase líquida, Φ_l^2 , também tendeu a subestimar a queda de pressão real, apresentando um desvio com RMS de 32,3%;
- com o uso do multiplicador baseado na fase gasosa, Φ_g^2 , o modelo começa subestimando a queda de pressão real e acaba divergindo com o aumento da vazão de líquido, o que pode ser atribuído a menor influência da fase gasosa nas regiões com títulos de gás menores, Fig. 4.14 ;
- o emprego do multiplicador baseado na fase gasosa, Φ_g^2 , no cálculo da queda de pressão apresentou desvio com RMS de 22% em relação a queda de pressão real, no entanto, seus resultados mostraram-se instáveis com a variação das vazões de líquido e de gás.

Dos tópicos discutidos acima, pode-se entender que para escoamentos bifásicos que apresentam $X^2 \gg 1$ é preferível a utilização do multiplicador baseado na fase líquida, Φ_l^2 , para o cálculo da queda de pressão. Esta escolha se baseia no fato de que os resultados do emprego do multiplicador baseado na fase líquida, Φ_l^2 , mostraram um comportamento estável para diferentes valores do título de gás.

A aplicação da correlação de Garcia et al. (2003), para o cálculo do fator de atrito de escoamentos bifásicos em dutos, na eq. (2.33) é outra forma de se calcular a perda de carga em escoamentos bifásicos. Garcia et al. (2003) propuseram correlações específicas para cada regime e para o *caso geral* (que cobre todos os regimes). A Fig. 4.15 mostra os resultados onde se observa que as duas correlações forneceram resultados bastante próximos. Também ficou evidente que este modelo tende a subestimar a queda de pressão real, apresentando RMS do erro de 30,46% para a correlação do caso geral e de 30,14% para a do borbulhado.

CAPÍTULO 5

RESULTADOS COM TUBO VENTURI

Neste capítulo serão apresentados os resultados das medições de pressão na entrada e garganta e de fração de vazio a montante do venturi. Com base nesses resultados experimentais, o coeficiente de descarga bifásico do venturi e as vazões de líquido ou total, dependendo do modelo implementado, são determinados. Modelos de predição de vazão em escoamentos bifásicos através de dispositivos deprimogênios, disponíveis na literatura e já analisados no capítulo 2, serão aqui implementados para escoamentos ar-água através de tubo venturi.

As vazões obtidas a partir do emprego dos modelos serão comparadas com as vazões reais medidas pelos rotâmetros, conforme descrito no capítulo 3. Uma seção de visualização também será apresentada, a fim de se ter uma melhor noção das condições de escoamento referentes aos pontos experimentais. Por último, haverá uma discussão sobre os resultados apresentados. As incertezas de todos resultados obtidos foram avaliadas de acordo com o *Guia para Expressão da Incerteza de Medição*, Anexo I.

5.1. Resultados no tubo venturi

A fim de caracterizar os regimes de escoamento bifásico que constituem as condições de vazão de líquido e de gás para uma determinada pressão, os pontos experimentais são apresentados, para as condições testadas no presente trabalho, no mapa de padrões de Hewitt e Roberts (Collier e Thome, 1996), para escoamentos adiabáticos verticais, na Fig. 5.1.

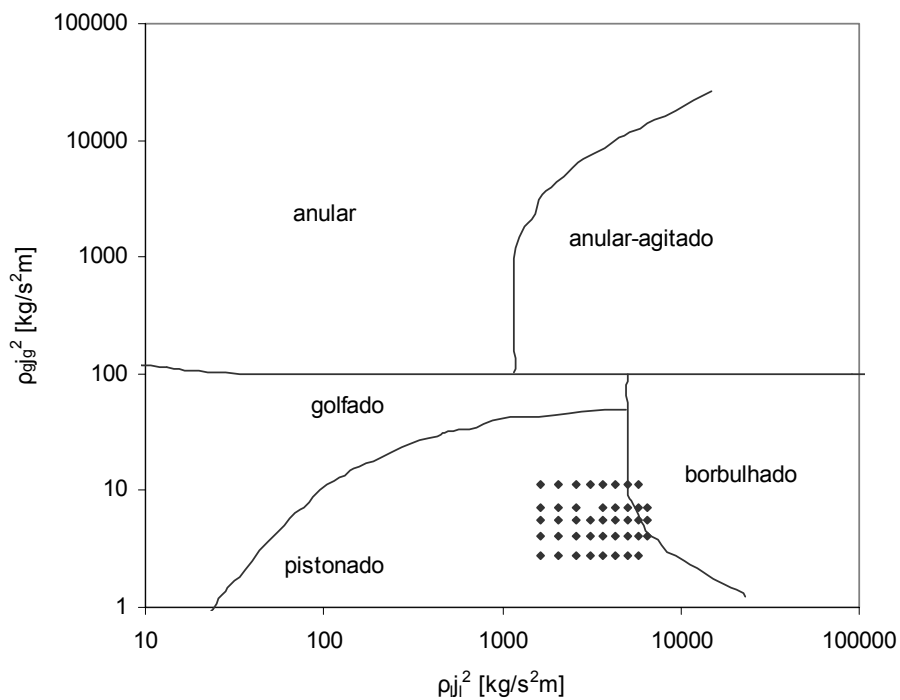


Figura 5.1 – Pontos experimentais sobre o mapa de padrões de Hewitt e Roberts.

As Fig. 5.2 e 5.3 apresentam os resultados das medições de pressão absoluta na entrada, p_1 , e na garganta, p_2 , do venturi e na Fig. 5.4 a diferença de pressão entre entrada e garganta, Δp_{1-2} .

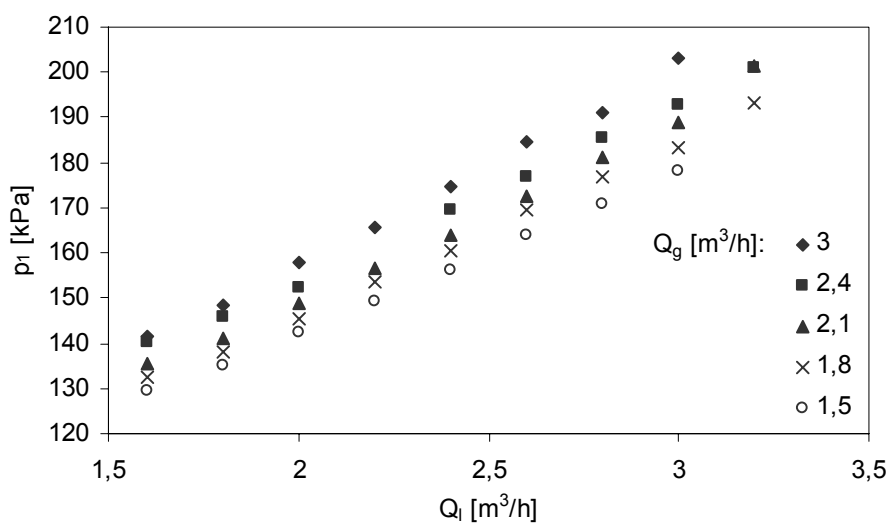


Figura 5.2 – Pressão absoluta na entrada do venturi.

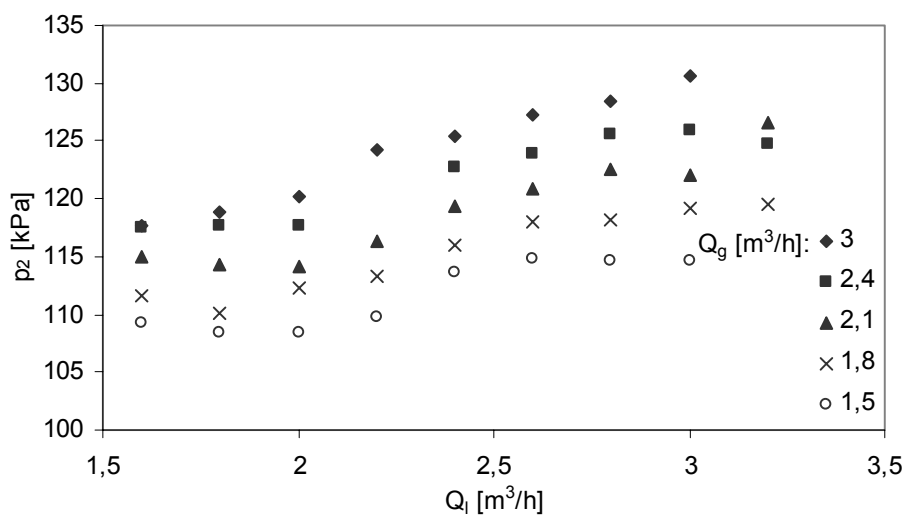


Figura 5.3 – Pressão absoluta na garganta do venturi.

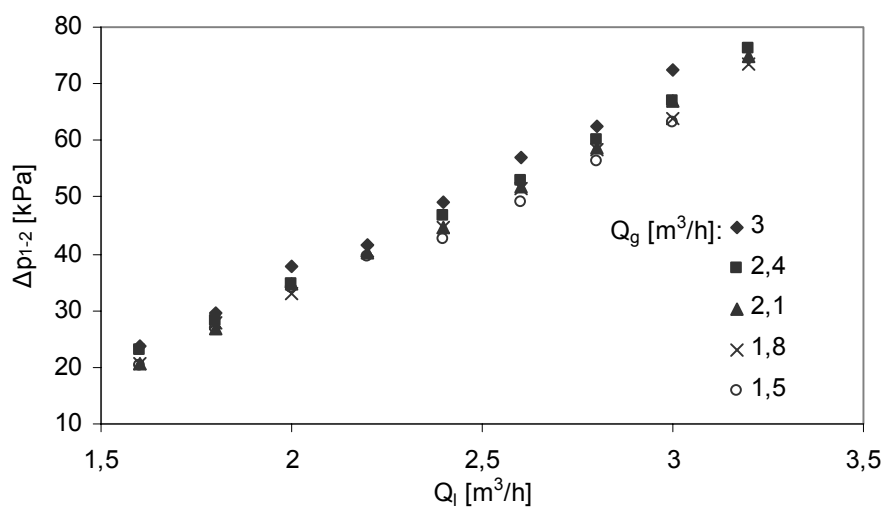


Figura 5.4 – Diferença de pressão entre a entrada e a garganta do venturi.

É interessante observar, na Fig. 5.4, que nesta região de convergência do tubo Venturi a queda de pressão praticamente independe da vazão de gás, tendo correlação somente com a vazão de líquido. Isto mostra a predominância da fase líquida em um escoamento bifásico com baixos títulos de gás, justificando a utilização de elementos deprimogênicos, como o venturi, na determinação da vazão de líquido em escoamentos bifásicos. A incerteza da diferença de pressão, Δp_{1-2} , é de $\pm 4,2$ kPa, anexo I.

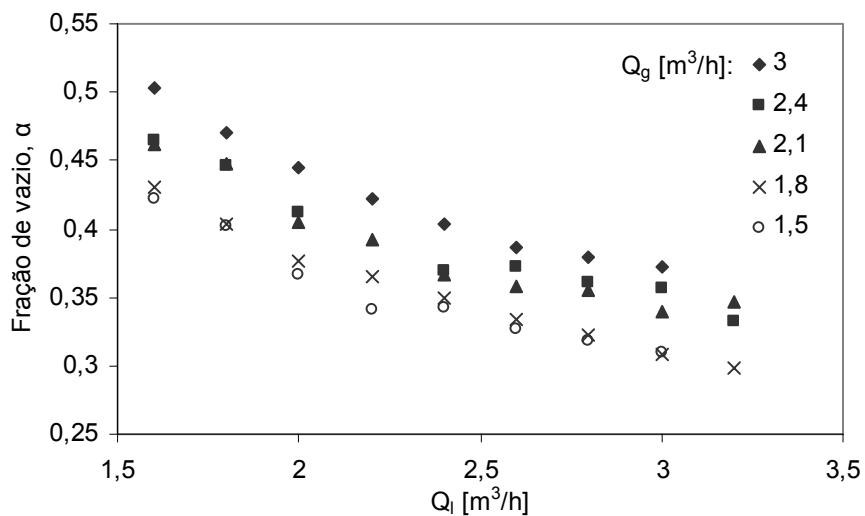


Figura 5.5 – Fração de vazio medida com o sensor de impedância em diferentes condições de escoamento.

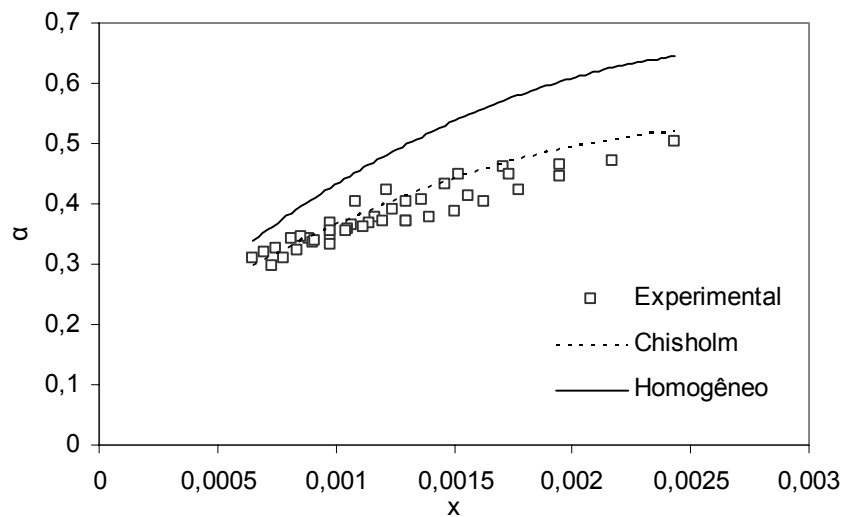


Figura 5.6 – Comparação entre as frações de vazio experimental e calculadas pelos modelos de Chisholm (1983) e homogêneo.

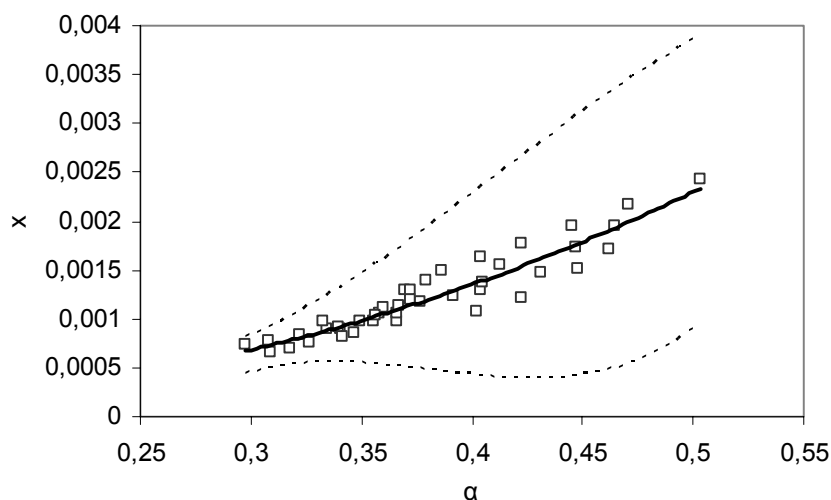


Figura 5.7 – Correlação entre a fração de vazão e o título de gás.

A Fig. 5.5 mostra a fração de vazão obtidas das medições efetuadas com o medidor de fração de vazão a montante do tubo venturi. Pode-se observar a coerência dos resultados com tendência ao aumento da fração de vazão para cada valor de Q_l , à medida que aumenta a vazão de ar, Q_g . Estes resultados são comparados, na Fig. 5.6, com um modelo para o cálculo da fração de vazão em função do título de gás, baseado na condição de escoamento homogêneo, $S = 1$, eq. (2.14), e também considerando o fator de escorregamento, obtido pela eq. (2.30), Chisholm (1983). Vários modelos de predição de vazão em escoamentos bifásicos, como foi visto no capítulo 2, também são funções do título de gás. Dada a importância do título de gás na aplicação dos modelos, se faz necessário à obtenção do título de gás através de informações do escoamento. Assim como procedeu Moura (1997), o título de gás será obtido a partir da fração de vazão. A Fig. 5.7 mostra a correlação entre a fração de vazão medida e o título de gás obtido pela eq. (2.2) que é função das vazões de ar e de água medidas pelos rotâmetros. Uma equação potencial foi ajustada para os pontos correlacionados resultando em

$$x = 0,012\alpha^{2,383} \quad (5.1)$$

e a incerteza expandida do título de gás obtido pela expressão por influência da incerteza da medição da fração de vazio está representada na Fig. 5.7 pelas linhas pontilhadas.

5.2. Coeficiente de descarga do venturi para escoamento bifásico

Como forma de caracterização do venturi utilizado, o coeficiente de descarga para escoamento bifásico, $C_{d_{bi}}$, é aqui determinado. A metodologia empregada para a determinação do coeficiente de descarga é a mesma aplicada para escoamentos monofásicos, encontrada em Delmée (1983). Os resultados foram correlacionados com o número de Reynolds do escoamento baseado na vazão mássica total, $Re = 4m/(\pi D\mu_l)$. A Fig. 5.7 mostra os resultados do cálculo do coeficiente de descarga bifásico baseado na densidade do líquido e o intervalo de incerteza.

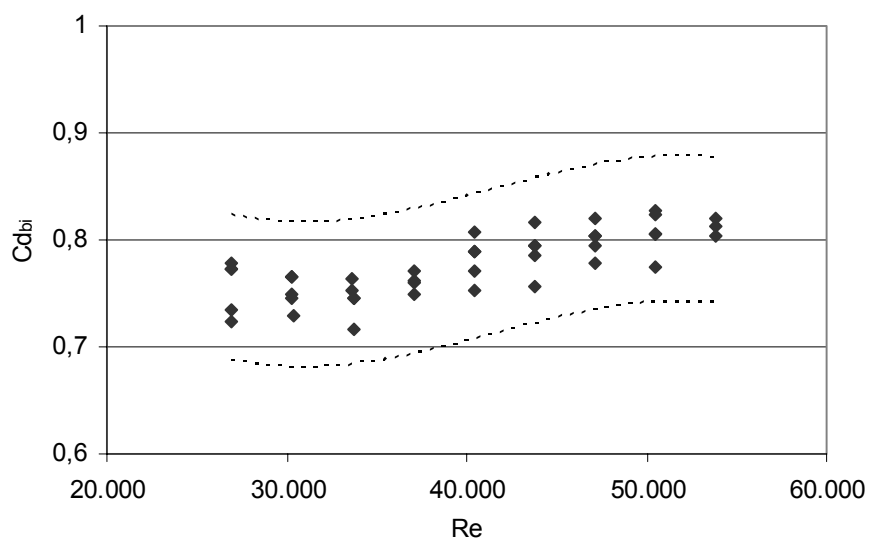


Figura 5.7 – Coeficiente de descarga bifásico em função do numero de Reynolds.

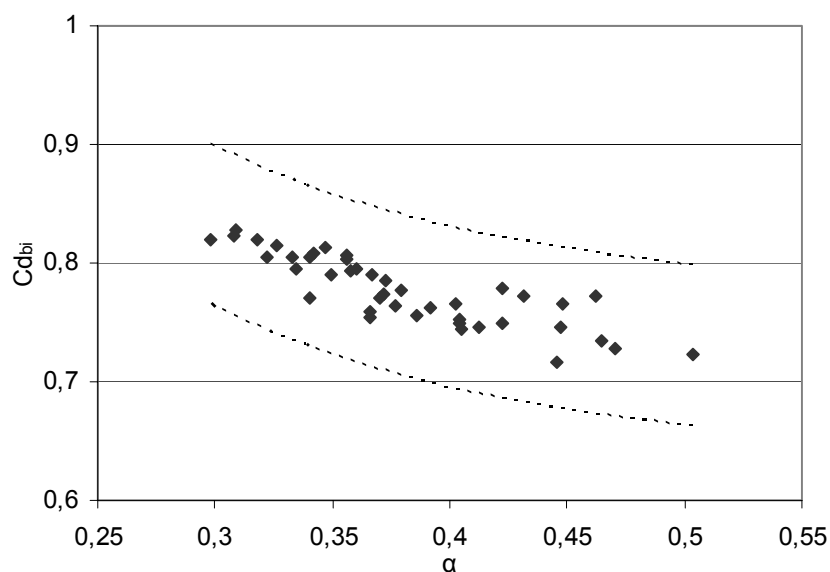


Figura 5.8 – Coeficiente de descarga bifásico em função da fração de vazio.

O coeficiente de descarga bifásico também foi correlacionado com a fração de vazio, como mostra a Fig. 5.8. Nesta figura, é possível verificar-se a coerência da evolução dos pontos calculados com a fração de vazio, pois com o aumento da fração de vazio tende-se a aumentar as perturbações e irreversibilidades do escoamento, com a conseqüente queda do coeficiente de descarga.

5.3. Aplicação de modelos de predição das vazões em escoamentos bifásicos

Além do modelo aplicado a escoamentos monofásicos, quatro outros modelos são considerados. Alguns modelos foram desenvolvidos para placa de orifício, outros para venturi, mas a título de avaliação de modelos, todos serão empregados para tubo venturi.

Os modelos aqui aplicados são aqueles derivados para baixos títulos de gás, sendo a fase líquida a dominante sobre o escoamento. Como se pode observar na Figura 5.6, os dados experimentais apresentam baixos títulos de gás, entre 0,05% e 0,25%, portanto, justificando o emprego de tais modelos.

5.3.1. Modelo para escoamento monofásico

Como primeiro modelo aplicaremos a equação comumente empregada para a determinação da vazão em escoamentos monofásicos, Delmée (1983), eq. (2.35), considerando-se o fator de compressibilidade do fluido, ϵ , e o coeficiente de dilatação térmica do dispositivo, Fa , iguais à unidade. O coeficiente de descarga utilizado, foi o obtido por Moura e Marvillet (1997) partir de testes com escoamentos nos regimes golfo e anular, $Cd_{bi} = 0,834$.

Serão avaliadas as vazões mássicas totais, m , calculadas com base em três massas específicas de fluido: a do líquido, a de mistura homogênea, eq. (2.16), e a de mistura bifásica, eq. (2.12), mantendo-se a diferença de pressão para o escoamento bifásico, Δp_{bi} . As vazões mássicas de líquido e de gás podem ser obtidas em função do título de gás, x .

$$m_l = (1 - x)m \quad (5.2)$$

e

$$m_g = xm \quad (5.3)$$

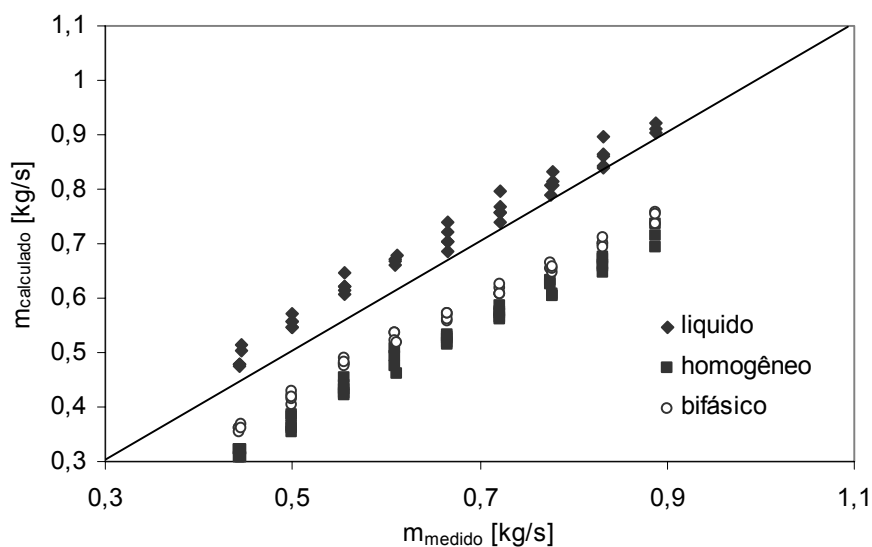


Figura 5.9 – Comparação entre as vazões mássicas totais medida e calculadas em função de diferentes definições de massa específica do fluido.

Como pode ser observado na Fig. 5.9, para a diferença de pressão obtida a partir de um escoamento bifásico, o cálculo da vazão mássica total considerando-se a massa específica do líquido tende a superestimar a vazão mássica real. De fato, isto já seria esperado, uma vez que *a vazão mássica é proporcional à massa específica do fluido* e a densidade do líquido é sempre maior que a massa específica da mistura bifásica.

O cálculo da vazão considerando-se a massa específica de mistura homogênea tende a subestimá-la. Isto pode ser explicado pelo fato de a massa específica de mistura homogênea, eq. (2.16), tender a enriquecer a mistura com gás, dando maior “peso” à massa específica do gás, fazendo que a vazão calculada seja menor que a real.

A vazão mássica calculada com base na massa específica de mistura bifásica, eq. (2.12), também tendeu a subestimar a vazão real, porém, com melhor resultado que o caso anterior, como pode ser visto na Fig. 5.9. Este resultado pode ser atribuído à utilização da massa específica da mistura em função da fração de vazio, uma vez que esta representa mais bem a proporção de líquido e de gás no interior do tubo.

É importante lembrar que este método de predição de vazão mostrou-se melhor, utilizando-se a massa específica do líquido, para escoamentos com baixos títulos de gás, o que quer dizer que este resultado não aconteça para escoamentos com títulos de gás maiores. Também o erro no cálculo das vazões mássicas apresentadas carrega a influência do escorregamento entre as fases e do coeficiente de descarga utilizado que foi obtido do trabalho de Moura e Marvillet (1997), $C_d = 0,834$, cujos experimentos foram realizados em condições semelhantes, mas não idênticas. A tabela abaixo mostra o RMS dos desvios dos pontos calculados em relação aos medidos, indicando as massas específicas utilizadas para o cálculo das vazões..

Tabela 5.1 – Valores de RMS do desvio entre as vazões calculadas e medidas, com base em diferentes definições de massa específica de fluido.

ρ_l	ρ_h (eq. 2.12)	ρ_{bi} (eq. 2.23)
8,6%	23%	15,8%

5.3.2. Zhang et al. (1991)

Baseado no modelo para o cálculo da vazão monofásica, eq. (2.35), Zhang et al. (1991) propuseram dois fatores de correção, K_x eq. (2.41) e K_α eq. (2.42), baseados no título de gás e na fração de vazio, respectivamente, que multiplicados pelo modelo monofásico, eq. (2.35), resultam nas equações para a predição da vazão mássica total. Os resultados da aplicação dos fatores de correção são mostrados nas figuras 5.10 e 5.11.

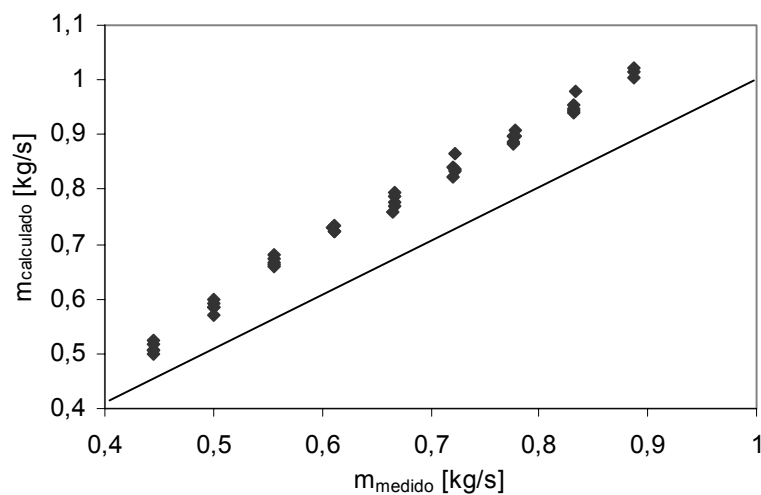


Figura 5.10 - Comparação entre as vazões medida e calculada pelos modelos de Zhang et al. (1991) com o fator de correção K_x .

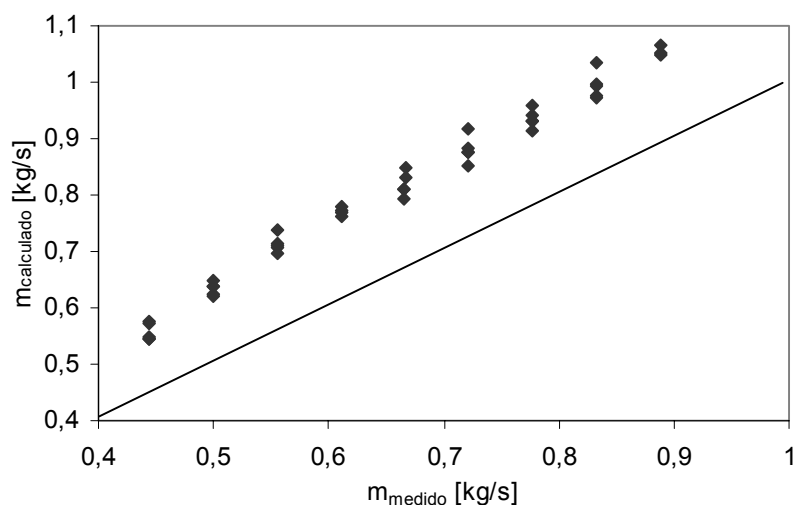


Figura 5.11 - Comparação entre as vazões medida e calculada pelos modelos de Zhang et al. (1991) com o fator de correção K_a .

A Fig. 5.10 apresenta os pontos calculados com a correção do fator baseado no título de gás. Pode-se notar que o modelo tende a superestimar a vazão real com o RMS do desvio em relação à vazão medida de 16,8%. Na Fig. 5.11 observa-se também a tendência de superestimar a vazão real, com o emprego do fator de correção baseado na fração de vazio, e com RMS de 23,9%.

Nos modelos propostos por Zhang et al. (1991), a massa específica de fluido considerada é a de líquido. A tabela abaixo mostra os valores dos RMS's dos desvios das vazões mássicas totais calculadas em relação às vazões medidas. Os RMS's apresentados levam em conta os fatores de correção e as massas específicas utilizadas.

Tabela 5.2 – RMS dos desvios das vazões mássicas totais calculados com os dois fatores de correção.

K_x	K_a
16,8 %	23,9%

Uma possível explicação para a magnitude dos desvios das vazões reais pode ser que os fatores de correção de Zhang foram ajustados para placa de orifício.

5.3.3. Zhang et al. (2005)

Zhang et al. (2005) propuseram um novo fator de correção para o modelo de predição monofásico, apresentado no capítulo 2. Este novo fator é função da fração de vazio e conta com coeficientes de ajuste, c , n e m , específicos para determinados regimes de escoamento. Para o caso dos regimes borbulhado e pistonado, $c=0,5$, $n=0,95$ e $m=0,02$. Os resultados da aplicação deste modelo estão apresentados na Fig. 5.12.

Conforme mostrado na Fig. 5.12, a aplicação do fator de correção tende a superestimar a vazão real. O RMS dos desvios da vazão calculada em relação a vazão foi de 7,38%.

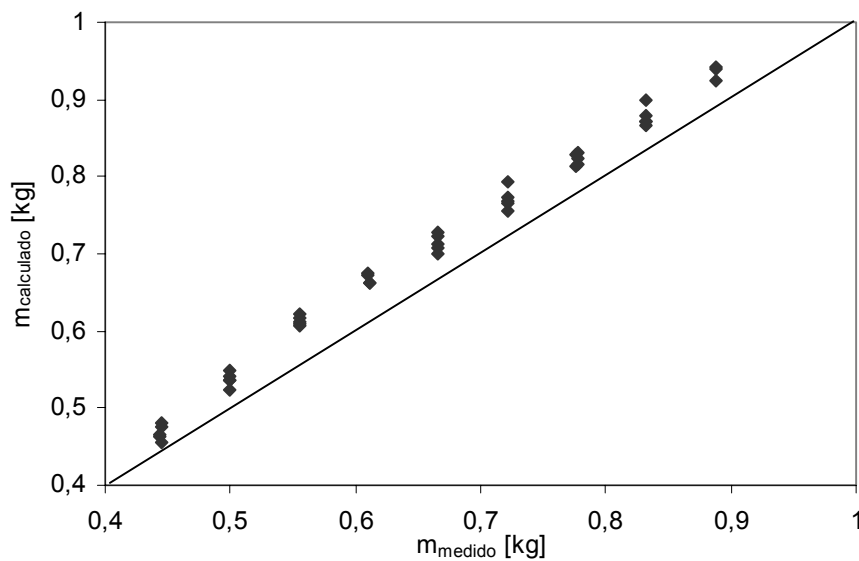


Figura 5.12 – Comparação entre as vazões mássicas totais medida e calculada pelo modelo de Zhang et al. (2005).

5.3.4. Chisholm (1967)

Uma técnica utilizada para a predição de vazão em escoamentos bifásicos é a substituição da diferença de pressão no modelo para escoamento monofásico, eq. (2.35), pela diferença de pressão do modelo desenvolvido por Chisholm (1967), eq. (2.36), resultando em uma equação que relaciona a vazão mássica de líquido com o parâmetro de Martinelli, eq. (2.40). As condições de aplicabilidade deste modelo e também a obtenção dos coeficientes utilizados já foram apresentados no capítulo 2. O modelo implementado fornece a vazão mássica de líquido, m_l , a partir da diferença de pressão bifásica medida sobre o tubo venturi e do título de gás obtido por meio da eq. (5.1), que é função da fração de vazio medida. A vazão de gás pode ser obtida por

$$m_g = \frac{(1-x)}{x} m_l \quad (5.4)$$

O RMS dos desvios das vazões calculadas foi de 8,62% .

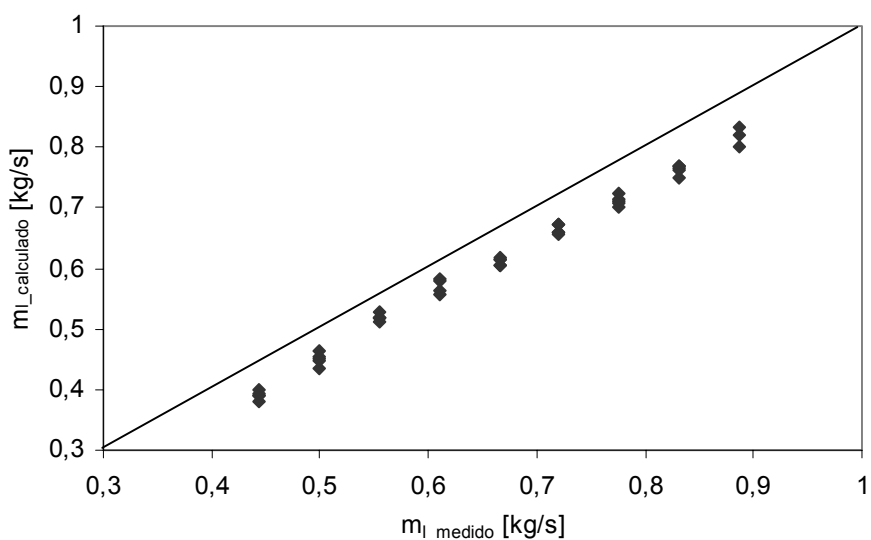


Figura 5.13 - Comparação entre as vazões de líquido medida e calculada pelo modelo de Chisholm (1977).

5.3.5. Modelo de Murdock (1962)

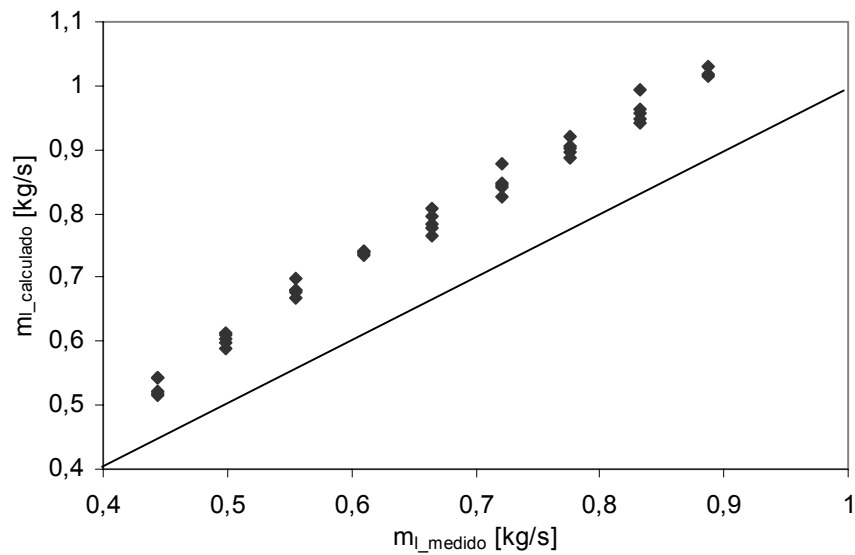


Figura 5.14 - Comparação entre as vazões de líquido medida e calculada pelo modelo de Murdock (1962).

Analogamente ao modelo de Chisholm, como visto no capítulo 2, o modelo de Murdock substitui a diferença de pressão monofásica por uma diferença de pressão que tem correlação com o parametro de Martinelli. Murdock ajustou o coeficiente $C=1,26$ para placas de orifício, cobrindo todos os regimes de escoamento bifásico.

Como se observa na Fig. 5.14, o modelo de Murdock tende a superestimar a vazão real, com um RMS dos desvios das vazões calculadas de 18,8%.

5.4. Visualização

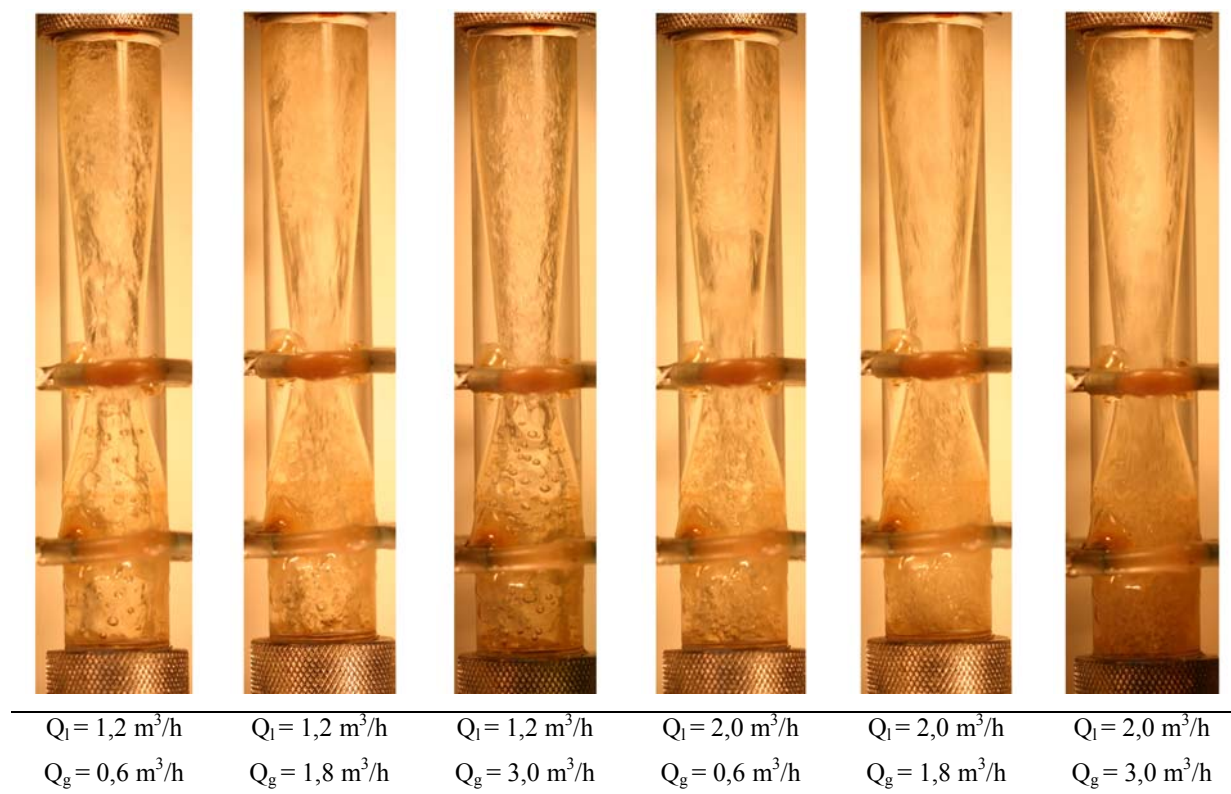


Fig. 5.15 - Fotografias representativas dos escoamentos através do venturi estudados.

Nas Fig. 5.15 e 5.16 são apresentadas fotografias de escoamentos no interior do tubo venturi, representativas das faixas de vazões de ar e de água em que se realizaram os experimentos. Observando-se a região de entrada do venturi é possível se identificar o regime de escoamento. O comportamento do escoamento a montante do venturi, segue a mesma tendência dos escoamentos em tubo reto, ou seja, existe uma migração dos regimes *slug* e *churn* para o borbulhado com o aumento da vazão de água.

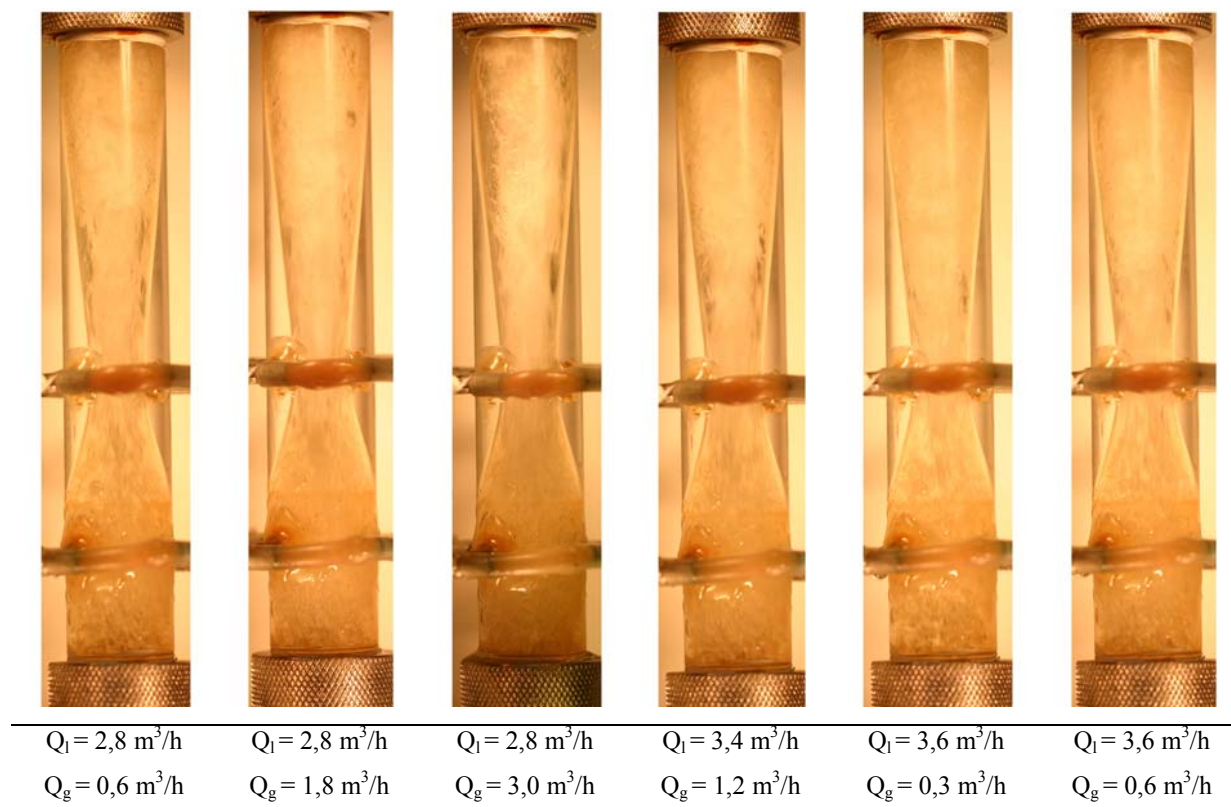


Fig. 5.16 - Fotografias representativas dos escoamentos através do venturi estudados.

5.5. Resumo do capítulo

Neste capítulo foram implementados alguns modelos para a determinação das vazões em escoamentos bifásicos utilizando dispositivos deprimogênicos. Alguns destes modelos foram ajustados para placas de orifício e outros para tubo venturi, no entanto, todos foram derivados para escoamentos com baixo título de gás, $x < 1\%$.

A partir dos resultados apresentados, pode-se verificar que os modelos implementados, de forma geral, apresentaram desvios sistemáticos, tendendo a superestimar ou subestimar a vazão real, dependendo do modelo. No entanto, estes desvios permaneceram praticamente constante com a variação da vazão de líquido, não apresentando grandes flutuações. Estes desvios também não foram alterados significativamente com a variação da vazão de gás, talvez pelos baixos títulos de gás dos escoamentos. Como se vê nas Fig. 5.15 e 5.16, para determinadas condições de

escoamentos, a configuração das misturas se altera a cada instante no interior do venturi, causando flutuações na diferença de pressão medida sobre este dispositivo. Mas neste estudo trabalhou-se com valores médios das medições, o que pode justificar duas evidências relatadas anteriormente: o comportamento estável dos desvios das vazões calculadas em relação às vazões medidas e a presença dos próprios desvios.

Dentre os modelos empregados para o cálculo das vazões, o de Zhang et al. (2005) foi o que apresentou menor desvio com RMS de 7,38%, seguido do modelo de Chisholm (1977) com RMS de 8,62%. Os resultados com o modelo de Zhang et al. (2005) podem ser explicados porque seus coeficientes foram ajustados em condições bastante semelhantes às deste trabalho. Para os resultados com o modelo de Chisholm (1977), os coeficientes dependem de parâmetros do escoamento, os quais possuem modelos que representam bem os escoamentos com baixos títulos de gás. É provável que o maior insucesso dos modelos de Murdock (1962) e Zhang et al. (1991) se deva aos coeficientes utilizados, pois estes foram ajustados para placa de orifício.

De modo geral, pode-se concluir que para os modelos de predição de vazões bifásicos serem bem sucedidos, eles devem ser construídos de forma que sejam sensíveis às diferentes condições de escoamento e seus coeficientes ajustados para condições de operação específicas. Neste sentido, a utilização de sensores que monitoram parâmetros como Δp e α no tempo, conjugado com algoritmos de identificação de regimes e seleção de coeficientes adequados, seria o caminho para a redução dos desvios nos cálculos das vazões bifásicas.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Neste trabalho foram apresentados os resultados das implementações de modelos de predição de perda de carga e de vazão para escoamentos bifásicos a partir de parâmetros medidos durante os experimentos realizados com escoamentos bifásicos ar-água no interior de tubo vertical de seção reta e tubo venturi também na posição vertical. De acordo com as visualizações, os experimentos compreendem os regimes borbulhado, pistonado e golfado. Uma característica importante dos escoamentos bifásicos realizados é o baixo título de gás, entre 0,05 – 0,25%. Com os escoamentos apresentando títulos de gás dessa ordem, implica que o parâmetro de Martinelli é sempre muito maior que a unidade, $X^2 \gg 1$, o que significa a dominância da fase líquida sobre o escoamento.

As principais conclusões sobre os resultados de cada um dos casos estudados neste trabalho são as seguintes:

6.1. Tubo reto

- para escoamentos com baixas vazões de ar, o modelo homogêneo tende a subestimar a queda de pressão real, o que pode ser explicado pelo fato de o título de gás ser muito pequeno, a influência da fase gasosa, no modelo, é muito pequena, $X^2 \gg 1$, e aproximando-se de um escoamento líquido monofásico;
- ainda para escoamentos com baixa vazão de ar, Fig. 4.5 e 4.6, o emprego dos diferentes modelos para a viscosidade da mistura parecem não influenciar no cálculo da queda de pressão;
- para os escoamentos com maiores vazões de ar, 1,8 a 3,0 m³/h, os diferentes modelos para a viscosidade de mistura parecem influenciar o cálculo da queda de pressão, sendo o modelo de Duckler, o que fornece melhor resultado;

- para os escoamentos com maiores vazões de ar, 1,8 a 3,0 m³/h, o modelo homogêneo considera a presença da fase gasosa significativa e tendendo a superestimar a queda de pressão real. Para baixas vazões de água, $Q_l < 1,5$ m³/h, a queda de pressão calculada por este modelo diverge drasticamente da queda de pressão real, e isto acontece justamente para os escoamentos que apresentam o regime pistonado ou golfado, com $S > 1,6$, longe da condição de escoamento homogêneo.
- pode-se verificar que o emprego do multiplicador baseado na fase líquida, Φ_l^2 , tende a estimar a queda de pressão com erro aproximadamente constante, independentemente do valor do título de gás;
- o uso do multiplicador baseado na fase líquida, Φ_l^2 , também tendeu a subestimar a queda de pressão real, apresentando um desvio com RMS de 32,3%;
- com o uso do multiplicador baseado na fase gasosa, Φ_g^2 , o modelo começa subestimando a queda de pressão real e acaba divergindo com o aumento da vazão de líquido, o que pode ser atribuído a menor influência da fase gasosa nas regiões com menores títulos de gás, onde $X^2 \gg 1$;
- o emprego do multiplicador baseado na fase gasosa, Φ_g^2 , no cálculo da queda de pressão apresentou desvio com RMS de 22% em relação a queda de pressão real.
- a aplicação do modelo de Garcia et al. (2003), para os dois fatores de atrito considerados, forneceu resultados bastante próximos, tendendo a subestimar a queda de pressão real e apresentando RMS do desvio de 30,46% para a correlação do caso geral e de 30,14% para a do borbulhado.

6.2. Venturi

- o coeficiente de descarga bifásico aumenta com o número de Reynolds, sendo Re , obtido através da vazão total;
- o coeficiente de descarga diminui com a fração de vazio, o que mostra uma intensa interação entre as fases para valores da fração de vazio crescentes;

- as determinações das vazões mássicas totais, através do modelo utilizado para escoamentos monofásicos, com o coeficiente de descarga bifásico de Moura e Marvillet (1997) e aplicando-se as massas específicas do líquido, de mistura homogênea e de mistura bifásica, resultaram em RMS's dos desvios de 8,6, 23 e 15,8%, respectivamente;
- o modelo de Zhang et al. (1991), com fator de correção em função do título de gás, K_x , tende a superestimar a vazão total real, com RMS de 16,8%;
- o modelo de Zhang et al. (1991), com fator de correção em função da fração de vazio, K_a , tende a superestimar a vazão total real, com RMS de 23,9%;
- o modelo de Zhang (2005), cujo fator de correção, função da fração de vazio, é ajustado para tubo venturi e sensível a diferentes regimes de escoamento, tende a superestimar a vazão total real com RMS do desvio de 7,38%;
- o modelo de Chisholm (1967) mostra a tendência de subestimar a vazão de líquido real com RMS de 8,62%;
- o modelo de Murdock (1962) superestima a vazão de líquido real e apresenta RMS de 18,8%.

Como sugestão para trabalhos futuros, são recomendados os seguintes tópicos de estudos:

- a implementação de um medidor de fração de vazio mais sofisticado, de forma a reduzir a incerteza de medição para altas frações de vazio;
- estudo de análise de sinal de medições de fração de vazio, objetivando-se a identificação de regimes de escoamento;
- análise e investigação da possibilidade de correlações entre a diferença de pressão na região de divergência do venturi e as vazões de líquido e de gás, como mostram os resultados preliminares apresentados no AnexoIV.

BIBLIOGRAFIA

- Abouelwafa, M.S.A. and Kendall, E.J.M., “*The use of capacitance sensor for phase percentage determination in multiphase pipelines*”, IEEE Transaction on Instrumentation and Measurement, Vol. IM-29, N. 1, March 1980;
- Auracher, H. and Marroquin, A., “*A miniaturized optical sensor for local measurements in two-phase flow*”, 10th Brazilian Congress of Mechanical Engineering, Dec 1989;
- Boyer, C. and Lemonnier, H., “*Design of a flow metering process for two-phase dispersed flows*”, Int. Journal Multiphase Flow, Vol.22, N.4, pp. 713-732, 1996;
- Chanson, H., "Air-Water Flow Measurements with Intrusive Phase-Detection Probes. Can we Improve their Interpretation ?." *J. of Hyd. Engrg.*, ASCE, Vol. 128, No. 3, pp. 252-255 (ISSN 0733-9429), 2002;
- Chisholm, D., “*Pressure gradients during the flow of incompressible two-phase mixtures through pipes, venturis and orifice plates*”, British Chemical Eng., September, 1967, Vol. 12, N.9;
- Chisholm D., “*Research note: two-phase flow through sharp-edge orifices*”, Journal Mechanical Eng. Science, Vol.9, N.3, 1977;
- Dias, S.G., França, F.A. e Rosa, E.S., “*The progress of the void fraction, bubble size and bubble velocity in a short vertical nozzle under the occurrence of bubbly flows*”, Third Inter. Conference on Multiphase Flows, France, June 8-12, 1998;
- Doroshenko, V.A., “*On the discharge of nozzles for single- and two-phase fluids*”, Fluid Mechanics-Soviet Research, Vol.3, N.6, Nov-Dec 1974;
- Ewing, M.E., Arnold, J.A., Vittal, A. and Christensen, R.N., “*Experimental investigation of frictional pressure drop for two-phase flow inside spirally fluted tubes*”, Heat Transfer Eng., Vol.18, No.4, 1997;
- Ewing, M.E., Weinandy, J.J. and Christensen R.N., “*Observations of two-phase flow patterns in a horizontal circular channel*”, Heat Transfer Eng., Vol. 20, N.1, 1999;
- Falcone, G., Hewitt, G.F., Alimonte, C. and Harrison, B., “*Multiphase flow metering: current trends and future developments*”, Society of Petroleum Engineers, April, 2002;

- Fincke, J.R., Ronnenkamp, C., Kruse, D., Krogue, J. and Householder, D., “*Performance characteristics of an extended throat flow nozzle for the measurement of high void fraction multi-phase flows*”, Oil and Gas Conference, NETL, 1999;
- García F., García, R., Padrino, J.C., Mata, C., Trallero, J.L. and Joseph, D.D., “Power law and composite power law friction factor correlations for laminar and turbulent gas-liquid flow in horizontal pipelines”, *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 29, pp. 1605-1624, 2003;
- Goda, H., Hibiki, T., Kim, S., Ishii, M. and Uhle, J., “*Drift-flux model for downward two-phase flow*”, *Int. J. of Heat and Mass Transfer*, 46, pp. 4835-4844, 2003;
- Huang, Z., Xie, D., Zhang, H. and Li, H., “Gas-oil two-phase flow measurement using an electrical capacitance tomography system and a venture meter”, *Flow Measurement and Instrumentation*, 16, pp. 177-182, 2005;
- Janssen, E., “*Two-phase pressure loss across abrupt contractions and expansions, steam water at 600 to 1400 psia*”, Third Int. Heat Transfer conference, Vol. 5, pp. 13-23, Illinois, 1966;
- Jones, Jr. O.C. and Zuber, N., “*The interrelation between void fraction fluctuations and flow patterns in two-phase flow*”, *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 2, pp. 273-306, 1975;
- Lemonnier, H. and Selmer-Olsen, S., “*Experimental investigation and physical modelling of two-phase two-component flow in a converging-diverging nozzle*”, *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 18, N.1, pp. 1-20, 1992;
- Lewis D.A., Davidson, J.F., “*Pressure drop for bubbly gas-liquid flow through orifice plates and nozzles*”, *Chemical Eng Res Des*, Vol. 63, May 1985;
- de Matos, A., Rosa, E.S. and França, F.A., “*The phase distribution of upward co-current bubbly flows in a vertical square channel*”, *J. of the Braz. Soc. of Mech. Sci. & Eng.*, Vol. XXVI, N. 3, July-September, 2004;
- Mattar, L., Nicholson, M., Aziz, K. and Gregory, G.A., “*Orifice metering of two-phase flow*”, *J. of Petroleum Technology*, August, 1979;
- Moreira, J.R.S. e Jabardo, J.M.S., “*Transdutor de impedância para a medida da fração de vazio*”, *ENCIT*, 88, Águas de Lindóia, SP, 1988;

- Morrison, G.L., Terracina, D., Brewer, C. and Hall, K.R., “*Response of a slotted orifice flow meter to an air/water mixture*”, Flow Measurement and Instrumentation, 12, pp. 175-180, 2001;
- Moura, L.F.M. and Marvillet, C., “*Measurement of two-phase mass flow rate and quality using venture and void fraction meters*”, Proceedings of the ASME Fluids Engineering Division, FED-Vol. 244, 1997;
- Ohnuki, A. and Akimoto, H., “*Experimental study on transition of flow pattern and phase distribution in upward air-water two-phase along a large vertical pipe*”, Int. J. Multiphase Flow, Vol. 26, pp. 367-386, 2000;
- Opara, U. and Bajisae, I., “*Concurrent two-phase downflow measurement with an induced voltage electromagnetic flowmeter*”, J. of Hydraulic Research, Vol. 39, N.1, 2001;
- Paladino, E.E. and Maliska, C.R., “*Multiphase flow modeling in differential pressure flow meters*”, Proceedings of the ENCIT, Caxambu-MG, Brazil, Paper CIT02-0070, 2002;
- Rosa, E.S., “*Flow structure in the horizontal slug flow*”, Thermal Engineering, Vol. 3, N. 2, pp. 151-160, 2004;
- Silva, C.B.C., Borges Filho, M.J., Silva Filho, J.A.P. e Neto, F.J.S, “*Critérios para seleção de medidores multifasicos na PETROBRÁS*”, Bol. Téc. PETROBRÁS, Rio de Janeiro, 42 (1/4): 45-51, jan./dez. 1999;
- Silva, C.B.C., Borges Filho, M.J. e Pinheiro, J.A., “*Medição de vazão e propriedades em escoamento multifasico: solução econômica para diferentes atividades industriais*”, Bol. Téc. PETROBRÁS, Rio de Janeiro, 43 (1): 45-61, jan./mar. 2000;
- Silva, F.S., Andreussi, P. and Di Marco, P., “*Total mass flow rate measurement in multiphase flow by means of a venture meter*”, Multiphase Production, Ed. by A.P. Burns, Elsevier, pp. 145-155, 1991;
- Steven, R.N., “*Wet gas metering with a horizontally mounted venture meter*”, Flow Measurement and Instrumentation, 12, pp. 361-372, 2002;
- Kuo, J.T. and Wallis, G.B., “*Flow of bubbles through nozzles*”, Int. J. Multiphase Flow, Vol. 14, N. 5, pp. 547-564, 1988;

- Xu, L., Xu, J. Dong, F. and Zhang, T., “On fluctuation of the dynamic differential pressure signal of venture meter for wet gas metering”, *Flow Measurement and Instrumentation*, 14, pp. 211-217, 2003;
- Yang. H.C., Kim, D.K. and Kim, M.H., “Void fraction measurement using impedance method”, *Flow Measurement and Instrumentation*, 14, pp. 151-160, 2003;
- Zhang, H.J., Lu, S.J. and Yu, G.Z., “An investigation of two-phase flow measurement with orifices for low-quality mixtures”, *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 18, N. 1, pp. 149-155, 1992;
- Zhang, H.J., Yue, W.T and Huang, Z.Y., “Investigation of oil-air two-phase mass flow rate measurement using venture and void fraction sensor”, *Journal of Zhejiang University SCIENCE*, 6A(6): 601-606, 2005.

ANEXO I

ANÁLISE DE INCERTEZAS

Nesta seção serão detalhados os procedimentos que levam a determinação do resultado da medição, composto de um valor central, o resultado base, e de uma faixa que quantifica a incerteza de medição, associada a um determinado nível de confiança.

As grandezas de medição, ou mensurando, podem ser classificadas em duas categorias: variáveis e invariáveis. No caso de escoamento de fluidos, onde existem flutuações constantes da velocidade e da pressão devido a própria natureza turbulenta da maioria dos escoamentos, os parâmetros a serem medidos se caracterizam como grandezas variáveis. Mais especificamente, em escoamentos bifásicos, devido a alta instabilidade da interface líquida-gás, às descontinuidades dos meios líquido e gasoso entre outros efeitos, tornam parâmetros como pressão, velocidade, fração de vazio em grandezas bastante variáveis. Portanto, os parâmetros de escoamento medidos neste trabalho são analisados como *mensurandos variáveis*.

I.1. Determinação do resultado de medição de um mensurando variável*

Diversas medidas sempre devem ser realizadas, procurando abranger os diversos valores que possam ser assumidos pelo mensurando. Neste caso, as variações das medições serão função das flutuações do valor do mensurando e da parcela aleatória dos erros do sistema de medição. Então, considerando-se que a incerteza do sistema de medição, (I_{SM}) e a incerteza referente a uma série de observações, (I_O) constituem as fontes de incerteza da medição, o resultado da medição, (RM) de um mensurando variável pode ser obtido por

$$RM = MO \pm \sqrt{I_{SM}^2 + I_O^2} \quad (I.1)$$

onde MO é a média das observações.

I.2. Determinação da incerteza padrão**

Cada estimativa de entrada x_i e sua incerteza padrão associada $I(x_i)$ são obtidas de uma distribuição de valores possíveis da grandeza de entrada X_i . Essa distribuição de probabilidade pode ser baseada na frequência, isto é, em uma série de observações $X_{i,k}$ de X_i , ou pode ser uma distribuição *a priori*. Avaliações do Tipo A dos componentes da incerteza padrão são fundamentadas em distribuições de frequência, enquanto que as avaliações do Tipo B são fundamentadas em distribuições *a priori*.

*Incerteza padrão do Tipo A***

Dado que x_i é uma variável aleatória e n o número de observações independentes, \bar{x} é a média aritmética das n observações. O desvio padrão experimental da média é dado por

$$s(x) = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n(n-1)}} \quad (I.2)$$

o desvio padrão experimental da média pode ser usado como uma medida da incerteza de x , ou seja

$$I(x) = s(x) \quad (I.3)$$

*Incerteza padrão do Tipo B***

Para uma estimativa x_i de uma grandeza de entrada X_i que não tenha sido obtida através de observações repetidas, a incerteza padrão é avaliada por julgamento científico, baseado em todas as informações disponíveis sobre a possível variabilidade de X_i . Aqui, consideraremos as especificações do fabricante do instrumento de medição. Em geral, os

fabricantes fornecem informações sobre os limites superior e inferior, (a_+ e a_-), para a estimativa de X_i . Neste caso, a incerteza padrão é obtida por

$$I(x) = \frac{a}{\sqrt{3}} \quad (\text{I.4})$$

Determinação da incerteza combinada **

A incerteza padrão de y , onde y é a estimativa do mensurando Y , e desta maneira o resultado da medição, é obtida pela combinação apropriada das incertezas padrão das estimativas de entrada x_1, x_2, \dots, x_N . Para a situação em que todas as grandezas de entrada são independentes, a incerteza padrão combinada, $I_c(y)$, é a raiz quadrada da variância combinada $I_c^2(y)$, que é dada por

$$I_c(y) = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left[\frac{\partial f}{\partial x_i} \right]^2 I^2(x_i)} \quad (\text{I.5})$$

onde f é a função que representa o mensurando Y , dependente das grandezas X_1, X_2, \dots, X_N . Cada $I(x)$ é uma incerteza padrão avaliada como descrito acima (*Tipo A* ou *Tipo B*).

I.3. Aplicação das análises de incertezas

Incerteza das medições diretas

Relação dos parâmetros medidos de forma direta:

- Q_l e Q_g : vazão de líquido e de gás medidos pelos rotâmetros;
- p_1 e p_2 : pressões absolutas na entrada e na garganta do tubo Venturi medidas pelos transdutores e
- V : tensão medida no terminal de saída do medidor de fração de vazio pelo sistema de aquisição de dados;

As densidades ρ_1 e ρ_g são funções da temperatura e da pressão, mas na prática seus valores são obtidos por tabelas. Considerando-se que durante as medições não houve variação da temperatura, assumir-se-á que as incertezas relativas destes dois parâmetros são iguais às das pressões medidas.

Para a avaliação das incertezas das áreas das seções transversais da entrada e da garganta do tubo Venturi, A_1 e A_2 , respectivamente, será aplicada a eq. (I.5) sobre $A = \pi D^2/4$, cujas incertezas I_{D1} e I_{D2} foram determinadas segundo avaliação do Tipo B. O mesmo se aplica para a relação de diâmetros $\beta = D_2/D_1$.

Cálculo da incerteza de Δp

A diferença de pressão Δp é obtida por

$$\Delta p = p_1 - p_2 \quad (I.6)$$

onde P_1 e P_2 são as pressões medidas na entrada e na garganta do tubo Venturi, respectivamente. As incertezas da medições de p_1 e p_2 constituem as fontes de incertezas de Δp , e por isso esta é avaliada por combinação de incertezas, eq. (I.5),

$$I_{\Delta p} = \sqrt{I_{p1}^2 + I_{p2}^2} \quad (I.7)$$

As incertezas I_{p1} e I_{p2} foram determinadas segundo avaliação do Tipo B.

Cálculo da incerteza da fração de vazão α

A fração de vazão é uma função do sinal normalizado, N , dada através do polinômio de calibração

$$\alpha = -7,171N^4 + 13,238N^3 - 7,484N^2 + 0,506N + 0,91 \quad (I.8)$$

onde N é dado por

$$N = \frac{S_1 - S}{S_1 - S_0} \quad (\text{I.9})$$

para $S = V$ [V]. Então a incerteza da fração de vazio calculada vem de

$$I_\alpha = \left| \frac{\partial \alpha}{\partial N} \right| I_N \quad (\text{I.10})$$

onde

$$I_N = \left| \frac{\partial N}{\partial S} \right| I_S \quad (\text{I.11})$$

e $I_S = I_V$ pode ser obtido pela Tabela I.1.

Cálculo da incerteza do título de gás x

O título de gás é obtido por

$$x = \frac{m_g}{m_g + m_l} \quad (\text{I.12})$$

e sua incerteza, de acordo com a eq. (I.5), é calculada por

$$I_x = \sqrt{\left[\frac{\partial x}{\partial m_g} \right]^2 I_{m_g}^2 + \left[\frac{\partial x}{\partial m_l} \right]^2 I_{m_l}^2} \quad (\text{I.13})$$

I.4. RMS dos desvios dos pontos calculados em relação aos medidos

$$RMS = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left[\frac{x_{i,calc} - x_{i,medido}}{x_{i,medido}} \right]^2} \times 100 \quad (I.14)$$

ANEXO II

SENSOR CAPACITIVO PARA A MEDIÇÃO DA FRAÇÃO DE VAZIO EM TUBULAÇÃO HORIZONTAL

Objetivando obter-se um sistema de medição de fração de vazio simples, de baixo custo e não-intrusivo, partiu-se para o desenvolvimento de um sensor capacitivo, com base em trabalhos encontrados na literatura.

A primeira fase do desenvolvimento deste sensor, anterior ao modelo apresentado na seção 3.4, foi marcada pela intenção de se ter os eletrodos sobre o tubo de acrílico e a utilização de um sistema de blindagem eletromagnética, baseada nas experiências de Elkow e Rezkallah (1996) e Duarte (1999). A partir dos resultados obtidos com esse primeiro modelo, que serão apresentados e discutidos a seguir, decidiu-se pelo desenvolvimento de um segundo modelo com modificações efetivas para a aplicação desejada, ou seja, a medição da fração de vazio em tubulação vertical.

Desenvolvimento

Para a obtenção de um dispositivo de medição sensível à variação da composição da mistura de ar e água, tomou-se a idéia de tornar um trecho da tubulação em um capacitor. A capacitância de um capacitor é dada por

$$C = \frac{\epsilon A}{d} \tag{II.1}$$

onde ϵ é a constante dielétrica do material entre os eletrodos, A a área dos eletrodos e d a distancia entre os eletrodos. A eq. (II.1) só é válida para capacitores com eletrodos planos e dispostos paralelamente. Se entre os eletrodos houver dois materiais diferentes, a capacitância será função das constantes dielétricas, da proporção e do arranjo dos materiais.

No caso deste trabalho, a capacitância resultante da distribuição das fases, ar e água, dentro da tubulação pode ser correlacionada com a fração de vazio média neste trecho de tubulação.

Tabela II.1 – Propriedades elétricas.

Material	ϵ relativo	σ [S]
vácuo	1,0	0
ar	1,000057	~ 0
água	80	0,00106

Para efeito de detecção da capacitância deve-se aplicar sobre os eletrodos um sinal de tensão variante no tempo. Então a corrente sobre o capacitor obedece a seguinte lei

$$i = C \frac{dV}{dt} \quad (\text{II.2})$$

onde, em geral, $V(t) = V \cdot \text{sen}(2\pi t)$. Na prática, a grandeza elétrica relevante para o circuito eletrônico não é a capacitância, mas reatância capacitiva. No entanto, a propriedade condutiva da água também causa alterações na impedância total do *sistema eletrodos, água e ar*. Agora se tem um sistema capacitivo/condutoivo onde a maior relevância de um ou de outro efeito é ditado pela frequência de alimentação do sistema. O seguinte parâmetro adimensional pode ser usado para a avaliação da influencia de cada efeito

$$\frac{\omega \epsilon}{\sigma} \quad (\text{II.3})$$

Como se deseja obter um sensor de medição não intrusivo, os eletrodos foram instalados sobre o tubo de acrílico, isto é, existe um terceiro material compondo este capacitor/resistor. Mas como a parede do tubo é rígida e estamos interessados apenas na variação da impedância entre as situações de somente ar e somente água, o acrílico não será contabilizado no sistema.

Abouelwafa et al. (1980) testou diversos formatos e arranjo de eletrodos sobre tubos, Figura II.1, para encontrar uma opção que estabeleça uma relação linear entre a capacitância e a fração de vazio. Bons resultados foram obtidos com um par de eletrodos longitudinais ao tubo, Figura II.1 (b).

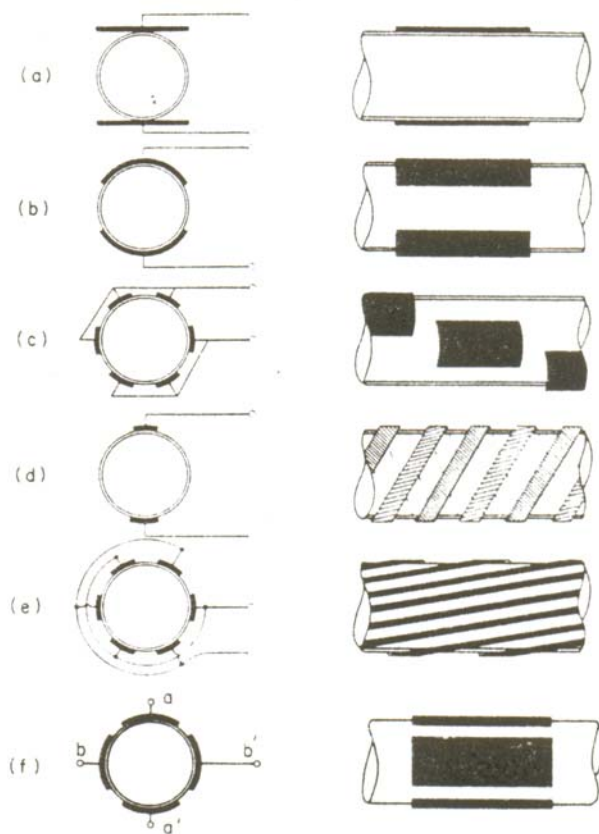


Figura II.1 – Diferentes arranjos de eletrodos.

Outra técnica utilizada para aumentar a sensibilidade e estabilidade do sensor é o emprego dos eletrodos de guarda, Fig. II.2. Os eletrodos de guarda diminuem as distorções do campo elétrico nas bordas dos eletrodos de medição.



Figura II.2 – Posição dos eletrodos sobre o tubo de acrílico.

Outra técnica usada para a garantia da sensibilidade e estabilidade do sinal é o emprego de uma blindagem eletromagnética, a qual protege o sistema de capacitancias parasitas, Elkow e Rezkallah (1996). Esta blindagem é formada por um material isolante eletricamente, o poliacetal, e uma carcaça condutora, tubo de cobre, a qual é aterrada.

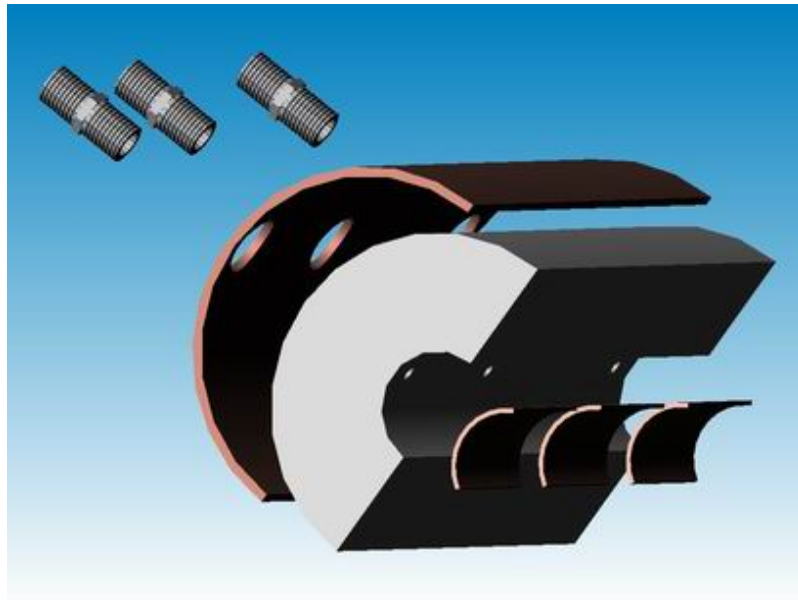


Figura II.3 – Esquema da montagem sobre o tubo.



Figura II.4 – Elementos do sistema de blindagem.



Figura II.5 – Montagem do sistema de blindagem.

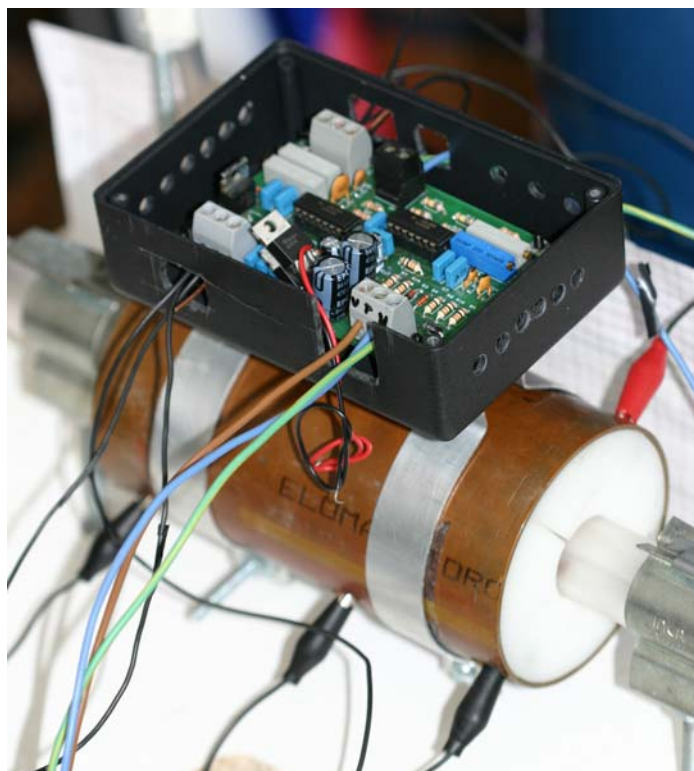


Figura II.6 – Sistema medidor de fração de vazio montado sobre o tubo.

Calibração

O sistema de calibração utilizado foi um tubo de teste de acrílico com a montagem do medidor de fração de vazio da mesma maneira do modo de operação, exceto a posição, que neste caso é horizontal. Dentro deste tubo de teste horizontal o nível da água é controlado e medido por meio de mangueiras transparentes verticais posicionados diante de uma escala, utilizando-se o princípio de *vasos comunicantes*. A Fig. II.6 apresenta uma fotografia do sistema de calibração.

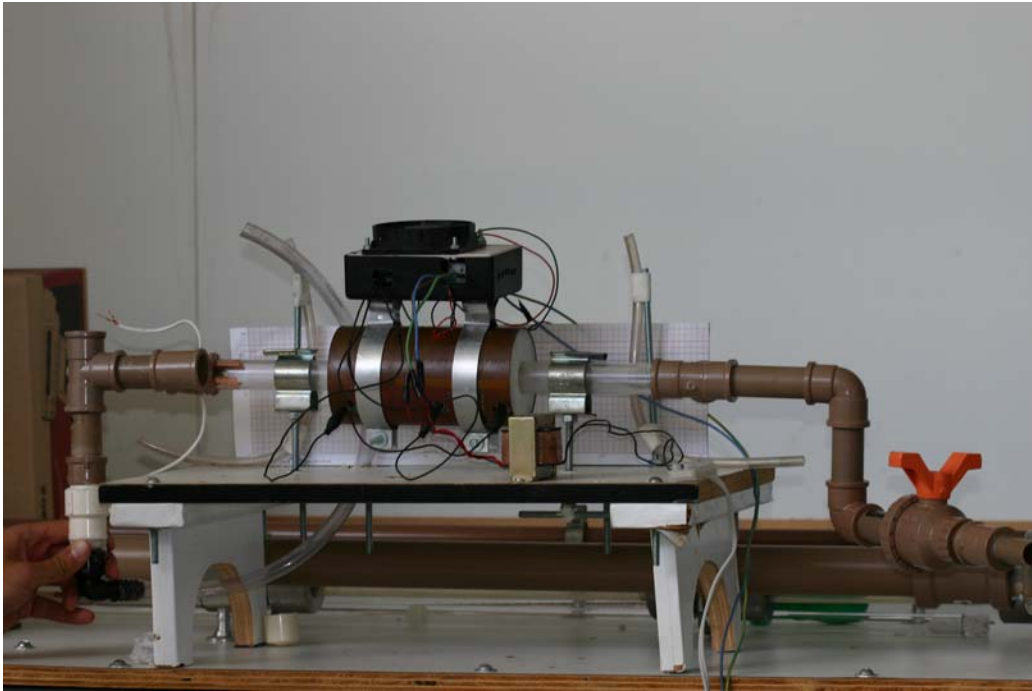


Figura II.7 – Sistema de calibração do sistema de medição.

Tomando-se a equação do círculo, com o centro do círculo sobre o eixo das abscissas na posição de $x = R$, $y = \sqrt{[R^2 - (x-R)^2]}$, onde R é o raio do círculo, pode-se calcular a área da seção transversal do tubo em função do nível de água. E lançando-se mão da definição de fração de vazio, $\alpha = 1 - A_l/A_t$, onde A_t é a área total, pode-se obter a fração de vazio no interior do tubo por

$$\alpha = \frac{1}{\pi R^2} \left\{ \pi R^2 - \left[(x - R) \sqrt{R^2 - (x - R)^2} + R^2 \arcsen \left(\frac{x - R}{R} \right) \right] \right\} \quad (\text{II.4})$$

As calibrações foram realizadas com os eletrodos posicionados em duas direções perpendiculares entre si como mostra a Fig. II.8.

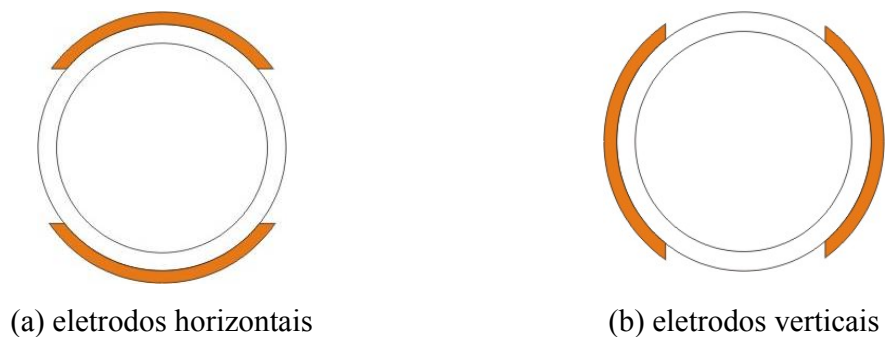


Figura II.8 – Posição dos eletrodos.

A seguir são apresentados os resultados das calibrações levando-se em conta diferentes condições, como a posição dos eletrodos e a frequência do sinal de alimentação dos sensores.

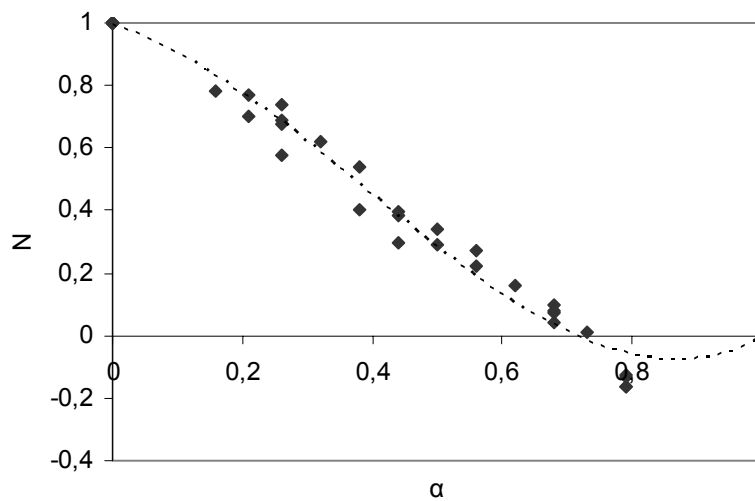


Figura II.9 – Sinal normalizado x fração de vazio para condição de eletrodos horizontais e frequência de 100 kHz.

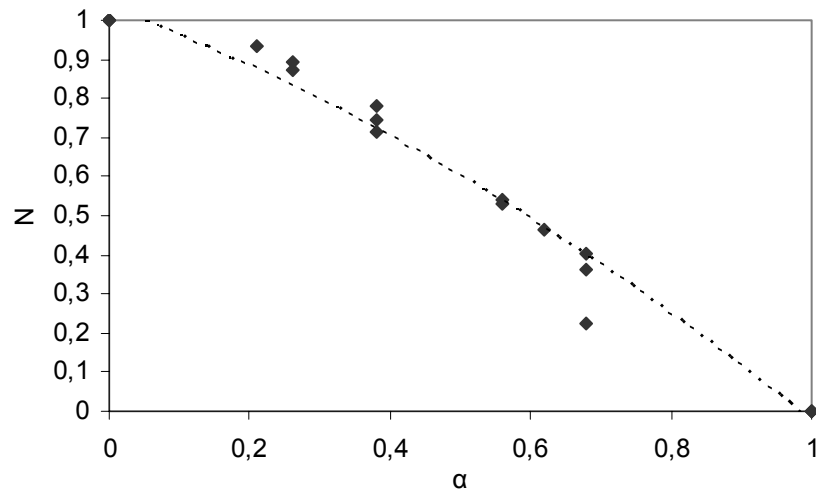


Figura II.10 – Sinal normalizado x fração de vazio para condição de eletrodos verticais e frequência de 100 kHz.

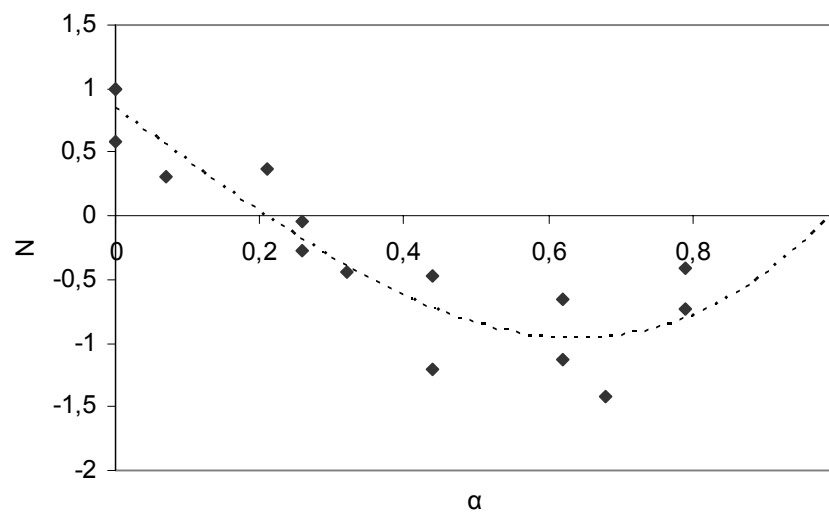


Figura II.11 – Sinal normalizado x fração de vazio para condição de eletrodos horizontais e frequência de 1,0 MHz.

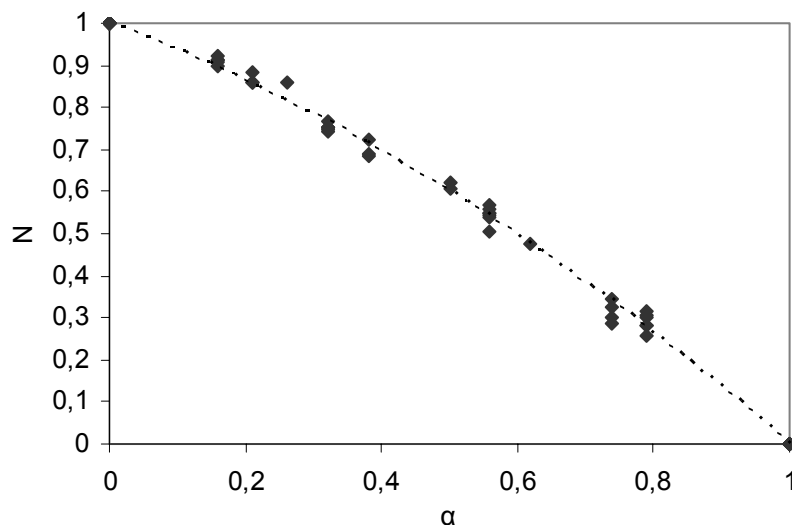


Figura II.12 – Sinal normalizado x fração de vazio para condição de eletrodos verticais e frequência de 1,0 MHz.

Com relação ao efeito da posição dos eletrodos pode-se observar, pelas Figs. II.9 e II.10, que com os eletrodos na posição horizontal o comportamento do sensor tende a ser distorcido, ou seja, não-linear, além de haver uma maior dispersão dos pontos experimentais. Já com relação ao efeito da frequência, a Fig. II.11 mostra um aumento da dispersão dos pontos experimentais com o aumento da frequência, para o caso horizontal. Para o caso dos eletrodos verticais ocorre o inverso, isto é, há uma melhora na linearidade e dispersão dos pontos experimentais com o aumento da frequência.

Outras observações

Segundo as condições de testes, observou-se também:

- quando o aterramento da carcaça de cobre é removido o sinal cai em torno de 2,5 V, mas mantém-se a normalização do sinal e o comportamento;
- com o tubo na posição vertical o medidor não apresentou mais sensibilidade em relação à variação da fração de vazio. Uma hipótese levantada para este

comportamento é que a sensibilidade do sensor na posição horizontal não está relacionada diretamente à variação da fração de vazio, mas à percentagem de área seca na parede interna do tubo. Por isso, com o tubo na posição vertical onde toda a parede interna se encontra molhada, o sensor não apresenta sensibilidade. Isso pode ser confirmado através dos resultados de calibração apresentados acima. Com os eletrodos na posição vertical a área de eletrodos “molhada” aumenta quase linearmente, condizente com o comportamento do sinal normalizado para essa situação.

- com a instalação dos eletrodos na parede interna do tubo de acrílico, o sensor se mostrou sensível à variação da fração de vazio com o tubo na posição vertical. Isto mostra que a condutividade da água é uma propriedade importante no comportamento do sensor. Pode-se afirmar que com os eletrodos instalados na parede externa do tubo a variação da densidade de corrente com a variação da composição da mistura água-ar não era suficiente para ser detectado pelo circuito eletrônico. Talvez, se a diferença de tensão entre os eletrodos, no caso anterior, fosse aumentada, houvesse sensibilidade do sensor, mas o equipamento disponível não permitira essa operação.

Com os resultados obtidos acima, partiu-se para a adaptação de sistema que funcionasse na posição vertical. O novo sensor proposto é o apresentado na seção 3.4. A partir das experiências obtidas com o desenvolvimento do sensor e testes em tubo horizontal, pode-se simplificar o sistema para a posição vertical. Por exemplo, os uso de eletrodos de guarda e blindagem eletromagnética não contribuíram para a sensibilidade e estabilidade do sinal de saída, apenas alterou seu valor absoluto, e por isso foram desconsiderados na nova versão.

Sem dúvida o desenvolvimento do sensor horizontal foi válido e pode ser aplicado a tubulações horizontais com escoamentos estratificados.

ANEXO III

MÉTODOS DE CALIBRAÇÃO DO MEDIDOR DE FRAÇÃO DE VAZIO

Método gravimétrico

Um dos métodos usados para a calibração de medidores de fração de vazão é por meio da queda de pressão de um escoamento borbulhado em uma tubulação vertical. Em um escoamento bifásico a queda de pressão é influenciada por três fatores

$$\left(\frac{dp}{dz}\right)_{tot} = \left(\frac{dp}{dz}\right)_{fric} + \left(\frac{dp}{dz}\right)_{hydro} + \left(\frac{dp}{dz}\right)_{acc} \quad (III.1)$$

Se o escoamento for adiabático e a velocidade da fase líquida for igual a zero, os termos de aceleração e atrito com a parede podem ser desprezados da eq. (III.1). Neste caso, considerando-se que as irreversibilidades referentes as interações entre líquido e gás são irrelevantes, a queda de pressão em um determinado trecho de tubo é função exclusivamente da coluna bifásica, podendo ser expressa por

$$\Delta p = \alpha \rho_{air} g \Delta z + (1 - \alpha) \rho_{water} g \Delta z \quad (III.2)$$

Para escoamentos de um gás em um meio líquido estagnante o regime borbulhado ocorre apenas para frações de vazão abaixo de 30%, Whalley (1987). Acima deste valor verifica-se a ocorrência do regime pistonado. Dados adquiridos com valores de fração de vazão acima deste limite podem ser usados, mas é claro com aumento no erro de predição, como foi visto na seção 3.4 deste trabalho.

A seção de testes para calibração é formada por um gerador de bolhas, seção de medições e instrumentos, Fig. III.1. O gerador de bolhas compreende um tubo com 60 mm de diâmetro

e 250 mm de comprimento no interior do qual se encontra um elemento poroso suprido por ar comprimido. Este elemento poroso é, na verdade, uma pedra porosa conhecida como borbulhador de aquário, Fig. III.2.

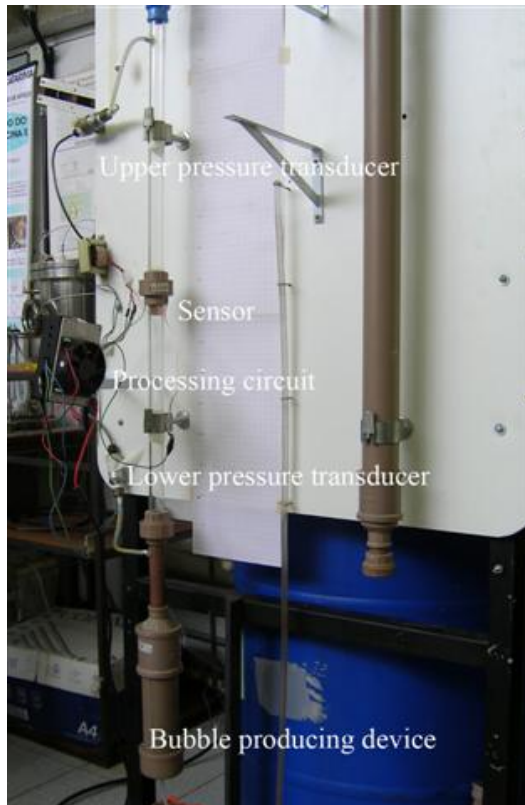


Figura III.1 – Seção de calibração.



Figura III.2 – Elemento poroso.

Foi constatado que produzindo-se bolhas em um tubo de diâmetro maior as bolhas geradas são de pequeno diâmetro e permanecem pequenas quando adentram o tubo de testes, de diâmetro menor. Já quando as bolhas são geradas no tubo de 25 mm as bolhas coalescem rapidamente.

Método com válvulas de fechamento rápido

O método conhecido como válvulas de fechamento rápido, VFR, consiste na instalação de duas válvulas em determinado trecho da tubulação vertical que contem o escoamento bifásico. Estas válvulas estão separadas por uma distância L e podem ser fechadas simultaneamente. A rigor, o tempo de fechamento das válvulas deve ser inferior ao inverso da frequência de flutuação da fração de vazio, e portanto, é comum serem operadas por acionamentos com solenóide. Neste trabalho, no entanto, as válvulas são acionadas por um mecanismo manual, Fig. III.3. Uma vez que as válvulas são fechadas, o escoamento é cessado e há a separação das fases. O comprimento da coluna de água, L_{ag} , é medida e então a fração de vazio pode ser obtida por

$$\alpha = 1 - \frac{L_w}{L_{tot}} \quad (III.3)$$



O sistema aqui empregado possui, ainda, uma terceira válvula que é acionado simultaneamente com as outras duas. Esta válvula opera de forma inversa às outras, ou seja, ela abre quando as outras fecham. Esta válvula ao ser aberta libera uma derivação da tubulação a montante da seção de calibração e tem a função de evitar o *golpe de aríete* que seria causado na tubulação principal com o fechamento súbito das válvulas.

Apesar do fechamento das válvulas ser manual, o tempo de fechamento é da ordem de 0,5 s. É de se esperar que o uso de um sistema manual acarrete em erros na determinação da fração de vazio, uma vez que o tempo de passagem das bolhas por uma seção transversal do tubo é da ordem de 10^{-3} s.

Figura III.3 – Seção de calibração com o sistema de VFR.

ANEXO IV

DETERMINAÇÃO DA CONDUTIVIDADE ELÉTRICA DA ÁGUA DA REDE E DESTILADA

A fim de melhor determinar-se as condições de operação do sensor de impedância elétrica, utilizado como medidor de fração de vazio, é necessário saber as propriedades elétricas dos fluidos que compõe a mistura bifásica.

Caso o sistema contenha um fluido condutor de eletricidade, como a mistura água-ar, sob um potencial elétrico variante no tempo, esta pode se comportar como um resistor ou como um capacitor. O projetista pode, dependendo da situação, escolher trabalhar com uma característica ou com a outra, e a frequência de alimentação é o parâmetro de ajuste. Mas para se definir a frequência de operação ótima é necessário conhecer propriedades como constante dielétrica e condutividade das substancias.

Com o objetivo de se conhecer melhor relação entre as características capacitivas e condutivas do sensor de impedância desenvolvido, partiu-se para a determinação da condutividade elétrica da água utilizada, a da rede. A constante dielétrica para o ar e para a água pode se obtida na literatura. A condutividade elétrica do ar admitiu-se como sendo igual a zero. A titulo de comparação também determinou-se a condutividade elétrica para a água deionizada.

Resistência, resistividade e condutividade

Sabe-se que a resistência elétrica, R , de um elemento em um circuito é dada pela lei de Ohm

$$U = Ri \tag{IV.1}$$

onde U é a tensão de alimentação e i é a corrente através do elemento. A resistência elétrica também pode ser definida em função de parâmetros geométricos e da resistividade elétrica, ρ . Considerando-se um elemento elétrico estando entre dois eletrodos planos e paralelos, sua resistência elétrica pode ser obtida da seguinte forma

$$R = \frac{\rho L}{A} \quad (\text{IV.2})$$

onde A é a área dos eletrodos e L é a distância entre os eletrodos.

Por definição a condutividade elétrica, σ , é o inverso da resistividade elétrica.

$$\sigma = \frac{1}{\rho} \text{ [Siemens]} \quad (\text{IV.3})$$

Procedimento experimental

Para a determinação da condutividade elétrica da água, procurou-se transformar uma porção de água em um elemento resistivo entre dois eletrodos planos e paralelos, Fig. IV.1. Para tanto, a água foi contida em um cilindro de nylon com dimensões de 25,5 mm de diâmetro e 37,7 mm de comprimento, tendo as extremidades fechadas com placas de cobre, Fig. IV.2.

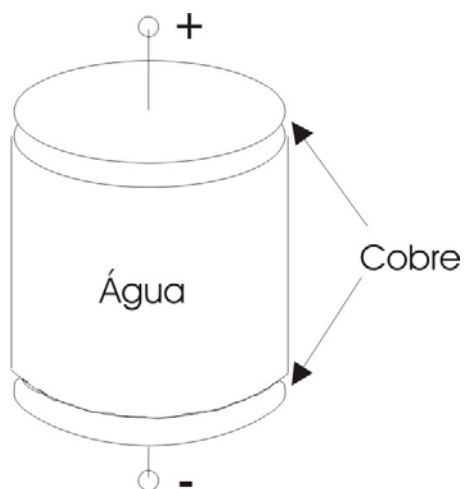


Figura IV.1 – Esquema do experimento.

Cada uma das placas foi conectada aos terminais de uma fonte de tensão. Em paralelo, a resistência elétrica foi medida por meio de um multímetro. O resultado das medições foram o seguinte

Tabela IV.1 – Resultados experimentais.

	Água da rede	Água deionizada
U [V]	10	10
R [k Ω]	70	480
σ [Siemens]	0,00106	0,00015

ANEXO V

DIFERENÇA DE PRESSÃO NA REGIÃO DE DIVERGÊNCIA DO TUBO
VENTURI

Neste anexo são apresentados os resultados das medições de pressão na saída do venturi e alguns comentários.

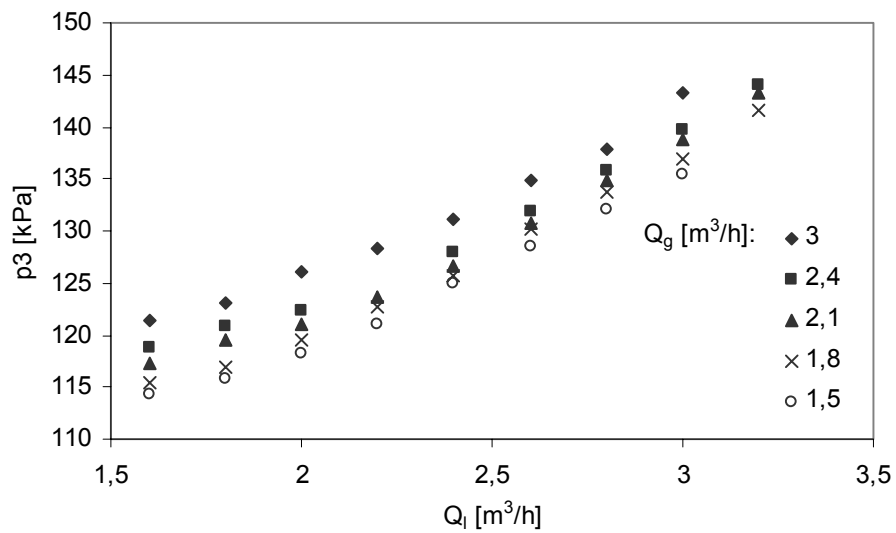


Figura V.1 – Pressão medida na saída do venturi.

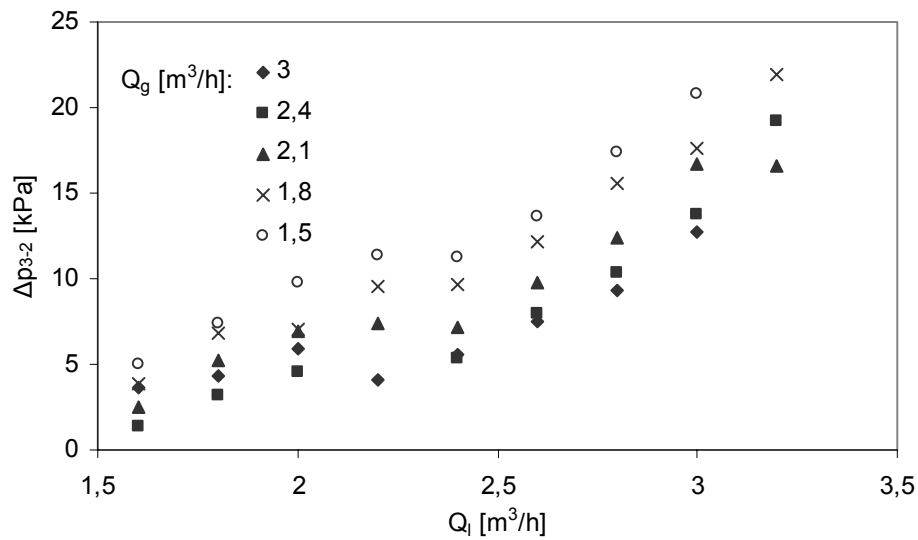


Figura V.2 – Diferença de pressão na divergência do venturi.

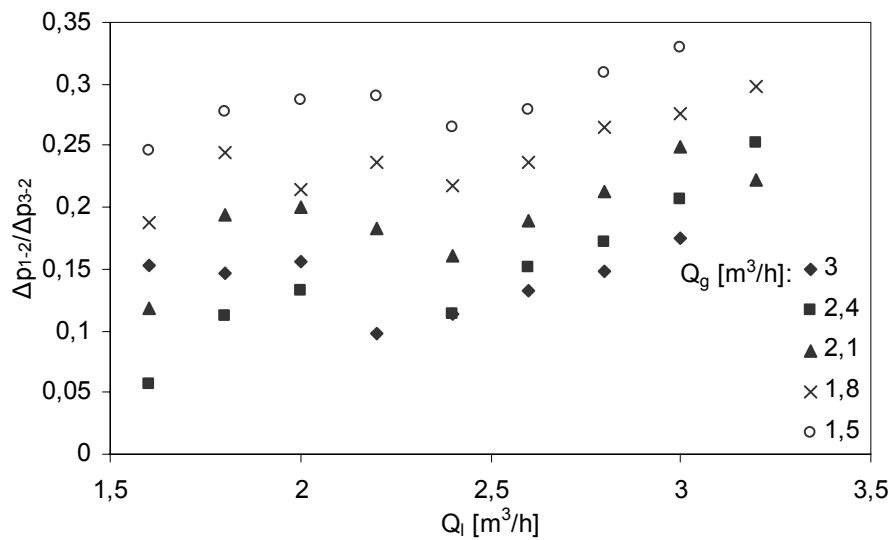


Figura V.3 – Razão entre as diferenças de pressão na convergência e na divergência do venturi.

Diferente do que acontece com a diferença de pressão na região de convergência, na divergência do venturi, como mostra a Fig. V.2, a diferença de pressão parece estar também

correlacionado com a vazão de gás, além da vazão de líquido. E de acordo com a Fig. V.3, pode-se observar, ainda, que a razão entre as diferenças de pressão na convergência e divergência do venturi tende a amplificar a sensibilidade deste dispositivo às vazões, tanto de líquido, quanto de gás.

V.1. Diferencial de pressão na divergência do tubo Venturi

Como foi mostrado pelas Figuras V.1 e V.2, a diferença de pressão na divergência do venturi apresenta sensibilidade tanto a vazão de líquido, quanto a vazão de gás. Viu-se ainda que a razão entre as diferenças de pressão na convergência e na divergência do venturi tende a amplificar esta sensibilidade. Isto aponta para uma possível utilização das duas diferenças de pressão para a determinação das vazões de líquido e de gás em escoamentos bifásicos. Neste sentido, dois caminhos podem ser apontados como potenciais linhas de estudos para explorar o fenômeno na região de divergência:

- um caminho seria a investigação minuciosa do comportamento de cada uma das fases, estabelecendo as equações de conservação e a interação entre as fases através de relações constitutivas. A partir deste modelamento poder-se-ia derivar novos modelos para determinação das vazões. Para este propósito, a observação do escoamento bifásico através da visualização por meio de câmeras de alta velocidade, pode ter papel fundamental na construção das equações de acoplamento;
- outro caminho poderia ser trilhado através de tratamento puramente experimental e o levantamento de correlações empíricas, tendo as vazões de líquido e de gás como variáveis independentes e a razão das diferenças de pressão como variável dependente. A construção de modelos empíricos específicos para os diferentes regimes de escoamento, de fato, seria bastante relevante para a precisão destes modelos. A adimensionalização das variáveis, considerando-se as propriedades dos fluidos e do escoamento traria maior generalidade para os modelos propostos. A utilização deste modelos empíricos seria implementada através de algoritmos de otimização, baseados na minimização do erro entre a diferença de pressão

calculada pelo modelo e o diferencial de pressão medido. Poderia-se ainda, aproveitar-se o potencial de algoritmos de inteligência artificial para identificação do regime de escoamento e assim escolher o modelo de cálculo das vazões para aquele caso.

Estas seriam umas das possibilidades de investigações da diferença de pressão na divergência de venturis com relação as vazões de líquido e gás em escoamentos bifásicos, dado a sensibilidade mostradas pelos experimentos realizados neste trabalho.