

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

**MEDIÇÃO DE VAZÃO DE ESCOAMENTOS BIFÁSICOS UTILIZANDO TUBO DE  
VENTURI OU PLACA DE ORIFÍCIO ASSOCIADOS A UM SENSOR DE FRAÇÃO DE  
VAZIO COM CAMPO ELÉTRICO GIRANTE**

**Dissertação submetida à**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA**

**Para a obtenção do grau de**

**MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Jorge Luiz Goes Oliveira**

**Florianópolis, Setembro de 2007**

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

**MEDIÇÃO DE VAZÃO DE ESCOAMENTOS BIFÁSICOS UTILIZANDO TUBO DE  
VENTURI OU PLACA DE ORIFÍCIO ASSOCIADOS A UM SENSOR DE FRAÇÃO DE  
VAZIO COM CAMPO ELÉTRICO GIRANTE**

**JORGE LUIZ GOES OLIVEIRA**

**Essa 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. Fernando Cabral, Ph.D. – Coordenador do Programa**

**BANCA EXAMINADORA**

---

**Prof. César José Deschamps, Ph.D. - Presidente**

---

**Prof. Amir Antônio Martins de Oliveira Jr., Ph.D.**

---

**Prof. Fernando de Almeida França, Dr.**

**“Se o homem não sabe a que porto se dirige,  
nenhum vento lhe será favorável.”**

**Lucius Annaeus Sêneca (4 a.C. - 65 d.C.)**

**Aos meus pais, Inez e Luiz  
por toda a ajuda e incentivo.**

## AGRADECIMENTOS

Aos técnicos e alunos de iniciação científica: Maichel Guizoni, Dante Regis, Valtair;

Aos demais colegas do LABSOLAR, especialmente aos alunos do LEPTEN/Boiling;

Aos Engenheiros: Edivaldo Reinaldo, Wagner Barbosa Ângelo, Ruud Verschaeren, Celso Kenzo Takemori e Matheus Pereira;

Ao Prof. Dr. Arcanjo Lenzi e ao Engenheiro Thiago do Laboratório de Vibrações e Acústica;

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

Ao Dr. Marcelo Silva Rocha e ao Prof. Dr. José R. Simões-Moreira, SISEA - Laboratório de Sistemas Energéticos Alternativos, Departamento de Engenharia Mecânica da Escola Politécnica da USP, pela colaboração no fornecimento do circuito eletrônico para o sensor de campo radial e pelas preciosas informações sobre o seu emprego;

Ao Prof. Dr. Júlio César Passos pela orientação e pelo apoio; fundamentais na execução deste trabalho.

## SUMÁRIO

SIMBOLOGIA.....	viii
LISTA DE FIGURAS.....	x
LISTA DE TABELAS.....	xii
RESUMO.....	xiii
ABSTRACT.....	xiv
CAPÍTULO 1.....	1
1 INTRODUÇÃO.....	1
CAPÍTULO 2.....	4
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1 Conceitos Básicos.....	4
2.2 Padrões de Escoamento.....	8
2.2.1 Padrões em Escoamentos Verticais.....	9
2.2.2 Padrões em Escoamentos Horizontais.....	10
2.2.3 Transições e Mapas de Padrões.....	11
2.3 Fração de Vazio.....	14
2.3.1 Válvulas de Fechamento Rápido (VFR).....	14
2.3.2 Sondas Intrusivas.....	15
2.3.3 Atenuação Radioativa.....	15
2.3.4 Ultra-som.....	15
2.3.5 Tomografia.....	16
2.3.6 Impedância Elétrica.....	16
2.4 Medições das Vazões em Escoamentos Bifásicos.....	17
2.4.1 Técnica da Separação das Fases.....	18
2.4.2 Medição de Vazão Bifásica através de Pressões Diferenciais.....	20
2.4.2.1 Modelo Homogêneo.....	22
2.4.2.2 Correlação de Chisholm (1967).....	23
2.4.2.3 Correlação de Zhang <i>et al.</i> (1992).....	24
2.4.2.4 Correlação de Zhang <i>et al.</i> (2005).....	24
2.5 Fator de Escorregamento.....	25
CAPÍTULO 3.....	27
3 DESCRIÇÃO DA BANCADA E DO PROCEDIMENTO EXPERIMENTAIS.....	27
3.1 Bancada Experimental.....	27
3.1.1 Sistema de Aquisição de Dados e Instrumentação.....	30
3.1.2 Sensor de Fração de Vazio.....	32
3.1.2.1 Modelo Elétrico Elementar.....	35
3.1.3 Tubo de Venturi e Placa de Orifício com Tomadas em Canto.....	37
3.2 Procedimento Experimental.....	39
3.2.1 Calibração do Sensor e Condições Testadas.....	39
3.2.2 Curva de Calibração do Sensor.....	44
3.2.3 Método de Medição das Vazões.....	51
3.3 Resumo do Capítulo.....	54
CAPÍTULO 4.....	56
4 RESULTADOS.....	56
4.1 Queda de Pressão.....	59

4.2 Fator de Escorregamento .....	65
4.3 Título.....	71
4.4 Vazão Mássica .....	75
4.4.1 Modelo Homogêneo.....	76
4.4.2 Correlação de Chisholm (1967).....	79
4.4.3 Correlação de Zhang <i>et al.</i> (1992).....	82
4.4.4 Correlação de Zhang <i>et al.</i> (2005).....	84
4.5 Resumo do Capítulo.....	88
CAPÍTULO 5.....	89
5 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES .....	89
5.1 Conclusões .....	89
5.2 Recomendações.....	90
BIBLIOGRAFIA .....	92
ANEXO I .....	96
I ANÁLISE DE INCERTEZAS .....	96
I.1 Mensurando Variável.....	96
I.2 Incerteza Expandida.....	96
I.2.1 Incerteza expandida Tipo A.....	96
I.2.2 Incerteza Expandida Tipo B .....	97
I.3 Incerteza combinada .....	97
I.4 Aplicação da Análise de Incertezas .....	97
I.4.1 Cálculo da Incerteza do Transdutor de Pressão Diferencial.....	98
I.4.2 Cálculo da Incerteza do Rotâmetro de Ar.....	98
I.4.3 Cálculo da Incerteza da Fração de Vazio .....	99
I.4.4 Cálculo da Incerteza do Coeficiente de Descarga .....	100
I.4.5 Cálculo da Incerteza de Número de Reynolds.....	100
I.4.6 Cálculo da Incerteza da Razão das Quedas de Pressão .....	100
I.4.7 Cálculo da Incerteza do Fator de Escorregamento .....	101
I.4.8 Cálculo da Incerteza do Título.....	101
I.5 RMS dos Desvios dos Valores Calculados em Relação aos Medidos.....	101
ANEXO II.....	102
II SISTEMA DE MEDIÇÃO DE FRAÇÃO DE VAZIO – CIRCUITO ELETRÔNICO.....	102
ANEXO III.....	103
III SINAL INSTANTÂNEO DO SENSOR DE FRAÇÃO DE VAZIO .....	103
III.1 Visualização do Escoamento Vertical Ascendente.....	103
III.2 Análise dos Sinais para o Escoamento Vertical Ascendente .....	104
III.3 Visualização do Escoamento Horizontal .....	107
III.4 Análise dos Sinais para o Escoamento Horizontal.....	108
III.5 Considerações Finais.....	109
ANEXO IV .....	113
IV RECOMENDAÇÕES PARA APERFEIÇOAMENTO DA BANCADA EXPERIMENTAL..	113
IV.1 Alimentação do Circuito Eletrônico .....	113
IV.2 Redução de Incertezas no Processo de Medição da Fração de Vazio .....	113
IV.3 Redução de Incertezas Experimentais (Incertezas do Tipo B) .....	113
IV.4 Remoção de Vazamentos e Aumento da Segurança.....	113
IV.5 Realização de Testes com Altos Títulos .....	114
IV.6 Redução das Incertezas de Medição das Vazões Individuais .....	114
IV.7 Comparação entre Venturi e Placa de Orifício .....	115

## SIMBOLOGIA

## Alfabeto latino

$A$	área da seção transversal	$[m^2]$
$c$	constante de Zhang <i>et al.</i> (2005)	[-]
$c'$	constante de Zhang <i>et al.</i> (2005)	[-]
$C$	constante de Butterworth (1975)	[-]
$C$	coeficiente de correção de Chisholm	[-]
$C$	capacitância	$[F]$
$C_d$	coeficiente de descarga	[-]
$D$	diâmetro do tubo	$[m]$
$F_a$	coeficiente de expansão térmica	[-]
$g$	aceleração da gravidade	$[m/s^2]$
$G$	fluxo mássico	$[kg/m^2.s]$
$H$	constante de Zhang <i>et al.</i> (2005)	[-]
$I$	corrente elétrica	$[A]$
$j$	velocidade superficial	$[m/s]$
$k$	razão entre os calores específicos à pressão constante e à volume constante	[-]
$K$	coeficiente de vazão	[-]
$K$	condutividade elétrica	$[1/\Omega.m]$
$K_L$	fator de correção bifásico	[-]
$m$	vazão mássica	$[kg/s]$
$m$	constante de Zhang <i>et al.</i> (2005)	[-]
$n$	parâmetro de correção de Zhang <i>et al.</i> (1992)	[-]
$n$	constante de Zhang <i>et al.</i> (2005)	[-]
$P$	constante de Butterworth (1975)	[-]
$P$	pressão estática	$[Pa]$
$q$	constante de Butterworth (1975)	[-]
$Q$	vazão volumétrica	$[m^3/h]$
$r$	constante de Butterworth (1975)	[-]
$R$	resistência elétrica	$[\Omega.]$
$R_e$	número de Reynolds	[-]
$S$	fator de escorregamento entre as fases	[-]
$t$	tempo	$[s]$
$T$	temperatura	$[^{\circ}C]$
$v$	velocidade média	$[m/s]$
$V$	volume	$[m^3]$
$V$	tensão elétrica	$[V]$



$\bar{V}$	tensão elétrica média	[V]
$x$	título de gás	[-]
$X$	parâmetro modificado de Lockhart-Martinelli	[-]
$Y$	coeficiente de compressibilidade	[-]
$z$	comprimento de tubo	[m]
$Z$	impedância	[ $\Omega$ ]

### Alfabeto grego

$\alpha$	fração de vazio	[-]
$\beta$	razão de diâmetros	[-]
$\epsilon$	constante dielétrica	[F/m]
$\tau$	razão entre a pressão na garganta do venturi e a pressão a montante	[-]
$\rho$	densidade	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\bar{\rho}$	densidade de mistura	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\mu$	viscosidade	[kg/m.s]
$\theta$	ângulo do duto	[rad]
$\sigma$	tensão superficial	[N/m]
$\sigma$	variância	[-]
$\lambda$	parâmetro de Baker	[-]
$\psi$	parâmetro de Baker	[-]
$\omega$	frequência angular	[Hz]
$\Delta P$	diferença de pressão	[Pa]
$\Delta z$	Distância entre as tomadas de pressão	[m]

### Subscritos

1	seção a montante
2	garganta ou orifício
A	ar
bi	bifásico
c	carga do circuito eletrônico
g	gás
h	homogêneo
l	líquido
o	referente à série de observações
po	placa de orifício
SM	sistema de medição
tv	tubo de venturi
W	água

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Padrões de escoamento bifásico ar-água vertical ascendente, Collier e Thome (1996) ..	9
Figura 2.2 - Padrões de escoamento bifásico horizontal ar-água, Collier e Thome (1996).....	11
Figura 2.3 - Mapa de Hewitt e Roberts para escoamento vertical, conforme Carey (1992).....	12
Figura 2.4 - Mapa de Baker para escoamento horizontal, conforme Whalley (1987).....	13
Figura 2.5 - Esquema de medidor com separação gás-líquido (Framo Engineering), Thorn <i>et al.</i> (1999).....	19
Figura 2.6 - Separador compacto gás-líquido, Rodger (2001).....	19
Figura 3.1 - Esquema da bancada experimental .....	28
Figura 3.2 - Fotografia da Bancada Experimental .....	30
Figura 3.3 - Fotografias e esquema simplificado do misturador.....	30
Figura 3.4 - Esquema do circuito elétrico do transdutor de impedância com campo elétrico girante com eletrodos diagonalmente opostos, Rocha (2006) .....	32
Figura 3.5 - Esquema simplificado da montagem dos eletrodos do sensor .....	33
Figura 3.6 - Diagrama de blocos para o circuito eletrônico, conforme Rocha (2006).....	34
Figura 3.7 - Esquema simplificado do circuito elétrico equivalente do transdutor de impedância circuito RC, conforme Rocha (2006).....	35
Figura 3.8 - Vista em corte lateral da seção longitudinal do venturi .....	37
Figura 3.9 - Representações tridimensionais da placa de orifício com tomadas em canto.....	38
Figura 3.10 - Diferença de pressão medida no venturi e na placa de orifício e calculada através da equação de Bernoulli.....	39
Figura 3.11 - Seção de teste para calibração do sensor de fração de vazio .....	40
Figura 3.12 - Pontos da calibração vertical representados no mapa de padrões de Hewitt e Roberts, (em Carey, 1992).....	43
Figura 3.13 - Pontos da calibração horizontal representados no mapa de padrões de Baker, (em Whalley, (1987) .....	44
Figura 3.14 - Pontos experimentais do escoamento vertical para a calibração do sistema de medição de fração de vazio .....	45
Figura 3.15 - Pontos experimentais do escoamento horizontal para a calibração do sistema de medição de fração de vazio.....	47
Figura 3.16 - Curva de calibração do sistema de fração de vazio.....	48
Figura 3.17 - Comparação entre diferentes curvas de calibração .....	49
Figura 3.18 - Esquema simplificado da instrumentação do sistema composto por sensor de fração de vazio acoplado a venturi ou placa de orifício .....	51
Figura 3.19 - Coeficiente de descarga para venturi e placa de orifício em função do número de Reynolds para escoamentos de água.....	53
Figura 4.1 - Pontos experimentais representados no mapa de padrões de Hewitt e Roberts (Escoamento vertical ascendente).....	57
Figura 4.2 - Pontos experimentais representados no mapa de padrões de Baker (Escoamento horizontal).....	58
Figura 4.3 - Queda de pressão no venturi; escoamento bifásico na direção vertical ascendente.....	60
Figura 4.4 - Queda de pressão no venturi; escoamento bifásico na direção horizontal.....	61
Figura 4.5 - Queda de pressão na placa de orifício; escoamento bifásico na direção vertical ascendente .....	62
Figura 4.6 - Queda de pressão na placa de orifício; escoamento bifásico na direção horizontal .....	63
Figura 4.7 - Fator de escorregamento, S, calculado através da Eq. (2.9) a partir dos dados experimentais .....	65

Figura 4.8 - Comparação entre o fator de escorregamento experimental com as correlações de: Zivi (1964), Thom (1964), Chisholm, $X \geq 1$ (1977), Lockhart-Martinelli (1949) e Chisholm, $X < 1$ (1977).....	67
Figura 4.9 - Comparação entre o fator de escorregamento experimental com as correlações de: Fauske (1962), Wallis (1969), Moody (1965) e Baroczy (1965).....	68
Figura 4.10 - Título, $x$ , a partir da medição das vazões dos rotâmetros em função da fração de vazio experimental, $\alpha$ .....	72
Figura 4.11 - Comparação entre o título experimental e os títulos calculados a partir do modelo homogêneo ( $S=1$ ) e da correlação de Zhang <i>et al.</i> (2005).....	73
Figura 4.12 - Comparação entre a vazão total medida e a calculada pela Eq. (2.26), utilizando-se $K_L$ do modelo homogêneo, Eq. (2.30), e o título calculado pela Eq. (2.9), admitindo-se ( $S=1$ ).....	77
Figura 4.13 - Comparação entre a vazão total medida e a calculada pela Eq. (2.26), utilizando-se $K_L$ do modelo homogêneo, Eq. (2.30), a partir do título experimental.....	77
Figura 4.14 - Comparação entre a vazão total medida e a calculada pela Eq. (2.26), utilizando-se $K_L$ da correlação de Chisholm (1967), Eq. (2.35), e o título calculado pela Eq. (2.9), admitindo-se ( $S=1$ ) .....	80
Figura 4.15 - Comparação entre a vazão total medida e a calculada pela Eq. (2.26), utilizando-se $K_L$ da correlação de Chisholm (1967), Eq. (2.35), a partir do título experimental.....	81
Figura 4.16 - Comparação entre a vazão total medida e a calculada pela Eq. (2.26), utilizando-se $K_L$ da correlação de Zhang <i>et al.</i> (1992), Eq. (2.36), e o título calculado pela Eq. (2.9), admitindo-se ( $S=1$ ) .....	83
Figura 4.17 - Comparação entre a vazão total medida e a calculada pela Eq. (2.26), utilizando-se $K_L$ da correlação de Zhang <i>et al.</i> (1992), Eq. (2.36), a partir do título experimental .....	83
Figura 4.18 - Comparação entre a vazão total medida e a calculada pela Eq. (2.26), utilizando-se $K_L$ da correlação de Zhang <i>et al.</i> (2005), Eq. (2.37).....	85
Figura II.1 - Circuito de transdução eletrônica dos sinais, incluídos a geração e pós-tratamento dos dados – parte A .....	102
Figura II.2 - Circuito de transdução eletrônica dos sinais, incluídos a geração e pós-tratamento dos dados – parte B.....	102
Figura III.1 - Fotografias dos regimes de escoamento bifásico ar-água na vertical ascendente: (a) borbulhado, (b) pistonado, (c) anular agitado e (d) anular.....	104
Figura III.2 - Flutuações do sinal instantâneo para o regime borbulhado na vertical ascendente ...	105
Figura III.3 - Flutuações do sinal instantâneo para o regime pistonado na vertical ascendente.....	105
Figura III.4 - Flutuações do sinal instantâneo para o regime anular agitado na vertical ascendente .....	106
Figura III.5 - Flutuações do sinal instantâneo para o regime anular na vertical ascendente .....	106
Figura III.6 - Fotografias dos regimes do escoamento bifásico ar-água na horizontal: (a) borbulhado, (b) pistonado, e (c) anular .....	107
Figura III.7 - Flutuações do sinal instantâneo para o regime borbulhado na horizontal.....	108
Figura III.8 - Flutuações do sinal instantâneo para o regime pistonado na horizontal .....	108
Figura III.9 - Flutuações do sinal instantâneo para o regime anular na horizontal.....	109
Figura III.10 - Flutuações do sinal instantâneo; escoamento na vertical ascendente .....	111
Figura III.11 - Flutuações do sinal instantâneo; escoamento na horizontal.....	111

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Valores das constantes determinadas por Zhang <i>et al.</i> (2005) para os padrões borbulhado, pistonado, ondulado e anular .....	25
Tabela 2.2 – Correlações encontradas na literatura para prever o fator de escorregamento, Tran (2002) .....	26
Tabela 3.1 – Faixas de operação e incertezas dos instrumentos de medição e do sistema de aquisição de dados.....	31
Tabela 3.2 – Condições de teste para a calibração do sistema de medição da fração de vazio .....	40
Tabela 4.1 – Condições de teste.....	59
Tabela 4.2 – Razão entre as quedas de pressão bifásica: efeito do tipo de medidor.....	64
Tabela 4.3 – Razão entre as quedas de pressão bifásica: efeito da direção do escoamento .....	64
Tabela 4.4 – Fator de escorregamento calculado pela Eq. (2.9) para o escoamento vertical e horizontal .....	66
Tabela 4.5 – Resumo dos resultados obtidos para as correlações semi-empíricas do fator de escorregamento .....	70
Tabela 4.6 – Constantes utilizadas para prever o título através da Eq. (4.5), baseada na correlação de Zhang <i>et al.</i> (2005).....	75
Tabela 4.7 – RMS (%) dos valores da vazão mássica total calculada através do modelo homogêneo em relação à vazão experimental .....	78
Tabela 4.8 – RMS (%) dos valores da vazão mássica total calculada pela correlação de Chisholm (1967) em relação à vazão experimental.....	81
Tabela 4.9 – RMS (%) dos valores da vazão mássica total calculada pela correlação de Zhang <i>et al.</i> (1992) em relação à vazão experimental.....	84
Tabela 4.10 – RMS (%) dos valores da vazão mássica total calculada pela correlação de Zhang <i>et al.</i> (2005) em relação à vazão experimental .....	86
Tabela 4.11 – Constantes obtidas para prever a vazão total de escoamentos ar-água através da Eq. (2.37) de acordo com as condições especificadas na Tabela 4.1 .....	86
Tabela 4.12 – RMS (%) dos desvios entre a vazão mássica total prevista pela correlação de Zhang <i>et al.</i> (2005) com as constantes da Tabela 4.11 e a vazão experimental.....	87
Tabela 4.13 – RMS (%) dos valores da vazão mássica total calculada pelas diversas correlações em relação à vazão experimental .....	87
Tabela III.1 – Variância do sinal instantâneo e os fluxos mássicos para cada padrão.....	110

## RESUMO

A medição em tempo real das vazões mássicas em escoamentos bifásicos líquido-gás, sem a separação das fases, é a solução mais adequada para a redução dos custos e dos desperdícios, aumento da produtividade e melhora da qualidade da produção da tradicional indústria do petróleo e gás natural, justificando a substituição dos custosos e tradicionais separadores de fases.

Nesse contexto, é proposto um sistema de medição de vazão composto de um tubo de venturi ou placa de orifício associados a um sensor de fração de vazão média, por impedância elétrica. O sensor opera no modo resistivo e é alimentado por um campo elétrico girante em quatro pares de eletrodos. Os resultados obtidos são comparados com as vazões medidas por rotâmetros instalados antes da seção em que é feita a mistura de ar e água. Apesar de não ser o objetivo principal do trabalho, foi demonstrada a capacidade de se utilizar o sensor de fração de vazão para fazer a identificação dos regimes de escoamento bifásico.

Os testes foram realizados em uma bancada experimental de escoamentos bifásicos adiabáticos ar-água a pressões máximas de 3 bar e títulos inferiores a 0,011, na direção vertical ascendente e na horizontal. As vazões mássicas máximas para a água e o ar foram de 4000 kg/h e 50 kg/h, respectivamente, e os padrões de escoamento testados foram o borbulhado, o pistonado e o anular.

O trabalho é dividido em duas partes: na primeira, é apresentada a calibração do sistema de medição de fração de vazão através de válvulas de fechamento rápido, sendo analisados os sinais provenientes do sistema transdutor, e, na segunda parte, é apresentado um estudo comparativo entre o venturi e a placa de orifício em sistemas bifásicos ar-água. Na última, são analisados os parâmetros bifásicos como o título, o fator de escorregamento e a vazão mássica total a partir de correlações e modelos da literatura.

A comparação entre as vazões previstas por correlações e os resultados experimentais para os padrões borbulhado e pistonado indicam valores de RMS dos desvios de 6,8 % para a correlação de Chisholm (1967), com tubo de venturi na direção vertical ascendente, e de 5,5 % para a correlação de Zhang *et al.* (2005), com placa de orifício na mesma direção.

**Palavras Chave:** *Escoamento bifásico, Fração de vazão, Tubo de Venturi, Placa de orifício, Vazão mássica*

## ABSTRACT

When it comes to gas-liquid flow in the oil and gas conventional industry, the two-phase mass flow rate measurement on real time without separating them is the desirable solution in order to achieve cost reduction, avoid waste, increase production and reach excellence in the oil and gas transport. The fiscal requirement for precise measurements is the greater motivator to support research.

With this purpose, a measurement system consisting of impedance void meter, a non-intrusive conductance type, applied to determine the mean void fraction and forecast method for identifying flow patterns coupled to venturi or orifice plate flow meter is employed to predict the phases flow rates. Results are compared with the flow rates measured by single-phase meters installed previously to the air-water mixture point.

The measurement system was evaluated by an air-water experimental facility. Experiments included vertical upward and horizontal flow; annular, bubbly, churn and slug patterns; void fraction ranging from 2% to 95%; water flow rate ranging up to 4000 kg/h; air flow rate ranging up to 50 kg/h; and quality ranging nearly up to 1%.

The work is divided into two major parts. The first one is devoted to the calibration of the void fraction measurement system by means of quick closing valves. The second one is devoted to the comparisons between venturi and orifice plate meters in air-water two-phase flow. Quality, slip ratio and overall mass flow rate analysis are performed in this second stage.

The frictional root-mean-square errors (RMS) of mixture mass flow rate in vertical upward flow through venturi were 6,8 % for Chisholm (1967). In the orifice plate, the RMS errors of vertical flow were 5,5 % for Zhang *et al.* (2005).

**Key words:** *Air-water flow, Void Fraction, Venturi, Orifice Plate, Mass flow rate*

## CAPÍTULO 1

### INTRODUÇÃO

Escoamentos bifásicos líquido-gás são encontrados em diversas aplicações de engenharia. Ocorrem em máquinas e equipamentos onde há os processos de ebulição e de condensação, como, por exemplo, em geradores de vapor, reatores nucleares, refrigeradores, condicionadores de ar, bombas de calor, condensadores, evaporadores etc.; e no transporte de fluidos na indústria química, de petróleo e gás natural, Collier e Thome (1996).

Na indústria química, escoamentos do tipo líquido-gás são encontrados em colunas de destilação, atomizadores, caldeiras, trocadores de calor, reatores e linhas de processo. Na indústria do petróleo, em todo o percurso da fase de produção, desde a rocha-reservatório às unidades de separação, passando pela coluna de produção, linha de surgência, além das unidades industriais de refinação. Em centrais termoelétricas, nos circuitos do fluido de trabalho entre a geração de vapor e a sua expansão nas turbinas, e nas linhas de retorno, Silva *et al.* (2000).

Woldesemayat e Ghajar (2007) definem escoamento bifásico como o transporte simultâneo de duas das quaisquer três fases discretas (sólido, líquido ou gás) de qualquer substância ou combinação de substâncias.

Nas duas últimas décadas, o desenvolvimento e o uso de novos sistemas de medição em substituição aos convencionais separadores de fases se tornaram foco das indústrias de petróleo e gás natural, nas medições das vazões de gás, óleo e água nos poços de extração. Equipamentos alternativos dotados de novas e já conhecidas tecnologias são encontrados, embora nenhum deles seja de aplicação geral ou de precisão universalmente aceita. Buscam-se medidores a baixo custo e precisos, além do uso de tecnologias viáveis e soluções práticas no auxílio das operações de medição. Facilidades de medição são desejadas principalmente nas operações de extração em águas profundas.

Segundo Falcone *et al.* (2002), medições sem a separação das fases podem reduzir a quantidade de equipamentos, como as linhas dedicadas para separadores de fases nos poços e, dessa forma, diminuir o espaço ocupado e o custo da exploração de campos marginais. Segundo Steven (2002) muitos dos tradicionais separadores desenvolvidos para medições de escoamentos monofásicos se encontram sub-dimensionados, apresentando mais de uma fase em suas saídas.

Para avaliação dos poços, os separadores tradicionais necessitam de muito tempo para atingir condições estáveis de medição. Além disso, levam a consideráveis perdas na produção, além da intervenção de pessoal treinado e não ser possível o monitoramento contínuo da produção. A medição sem a separação das fases proporciona melhor gerenciamento de reservatórios, caracterizando em tempo real mudanças nas taxas de produção de gás/óleo, os transientes de pressão e as condições do poço, inclusive nas operações de parada, informações em geral perdidas com os separadores. As medições a partir de separadores somente proporcionam informações em tempos discretos, Silva *et al.* (2000).

O crescente campo de pesquisa das medições das vazões nas reservas de gás natural se apresenta promissor. É comum ser mencionado pelo termo “wet gas”, que significa presença reduzida de líquido em escoamentos predominantes de gás. Como muitas reservas de gás natural estão chegando aos últimos estágios de produção, os escoamentos de gás estão se transformando em misturas de gás e líquido quando os hidrocarbonetos mais pesados se condensam devido a pressões mais reduzidas e a mudanças nas condições da reserva. Também é possível encontrar misturas do gás com água, Steven (2002).

Essa breve descrição das dificuldades de medição de vazão no campo do petróleo e gás natural é uma grande motivação para o desenvolvimento de equipamentos mais robustos, precisos e confiáveis, tendo este trabalho o desafio de medir com boa precisão as vazões de escoamentos bifásicos ar-água a partir de um medidor de fração de vazio com campo elétrico girante e de um medidor de vazão com redução de seção, seja uma placa de orifício ou um tubo de venturi.

Com este intuito, testes em escoamentos bifásicos ar-água em bancada experimental foram realizados de modo a se estudar importantes parâmetros do escoamento bifásico. Sintetizam-se os objetivos em:

- Calibrar um sensor de fração de vazio nas mais diversas condições de operação, incluindo-se escoamentos na direção vertical ascendente ou horizontal e abrangendo vários padrões;
- Avaliar o desempenho dos medidores de vazão deprimogênicos em escoamentos bifásicos ar-água;
- Testar correlações encontradas na literatura para prever o fator de escorregamento e o título;



- Testar modelos semi-empíricos para a predição das vazões das fases com o auxílio de venturi ou placa de orifício associados a medidor de fração de vazio na vertical ascendente e na horizontal.

A seguir, comenta-se a estrutura do trabalho.

No Capítulo 2, é apresentada a revisão bibliográfica, incluindo-se definições básicas em escoamentos bifásicos, regimes de escoamento ar-água, mapas de padrões verticais ascendentes e horizontais, técnicas de medição da fração de vazio, medições de vazão em escoamentos gás-líquido, correlações para predição da vazão mássica bifásica baseadas na tradicional equação para medidores de vazão com redução de seção, além de correlações para prever o fator de escorregamento.

No Capítulo 3, é apresentada a descrição da bancada experimental, sendo destacada a descrição do princípio de funcionamento do sensor de fração de vazio por impedância resistiva e sua calibração. Na seqüência do capítulo, são apresentados os medidores de vazão com redução de seção e o procedimento experimental para o cálculo das vazões.

No capítulo 4, são apresentados os resultados, analisando-se as quedas de pressão medidas no venturi e na placa de orifício, o fator de escorregamento, o título, as vazões mássicas e as correlações teóricas utilizadas para prever os parâmetros bifásicos.

Por fim, no capítulo 5, encontram-se as conclusões e recomendações para trabalhos futuros. São apresentados ainda, quatro anexos sobre análise de incertezas, a apresentação do circuito eletrônico do sistema de fração de vazio, a análise do sinal dinâmico proveniente do circuito eletrônico e recomendações para o aperfeiçoamento da bancada experimental.

## CAPÍTULO 2

### REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A revisão bibliográfica é dividida em duas etapas distintas, mas que se complementam na determinação das vazões bifásicas em escoamentos líquido-gás. A mesma foi decomposta de modo a fornecer informações suficientes ao preenchimento das duas frentes complementares de trabalho.

Inicia-se com os fundamentos sobre escoamentos bifásicos líquido-gás, sendo apresentados os conceitos básicos, mapas e transições de padrões em escoamentos de ar e água vertical ascendente e horizontal de acordo com Collier e Thome (1996), Carey (1992) e Whalley (1987). Em seguida, é feita uma revisão das técnicas experimentais para medir a fração de vazio, parâmetro necessário à caracterização de escoamentos líquido-gás. Finaliza-se com a revisão necessária à calibração do sistema de medição de fração de vazio.

A continuação da revisão se faz necessária para suprir informações à medição de vazão em sistemas bifásicos ar-água através de modelos semi-empíricos baseados na tradicional equação para medidores de vazão com redução de seção para escoamento monofásico. Inicia-se com a revisão de medições em escoamentos bifásicos com enfoque nos modelos semi-empíricos aplicáveis a escoamentos a baixos títulos. Finaliza-se este capítulo com a revisão das correlações ou modelos semi-empíricos criados para prever o fator de escorregamento, sendo enquadrados na expressão geral criada por (Butterworth (1975), apud Woldesemayat e Ghajar (2007) e Tran (2002)).

#### 2.1 Conceitos Básicos

Nessa seção, são apresentadas as definições básicas necessárias à caracterização de escoamentos bifásicos. Será considerado escoamento unidimensional, adiabático e em regime permanente, tendo os fluidos propriedades médias na direção normal ao escoamento. Como este trabalho se refere a escoamentos líquido-gás, os subscritos l e g são atribuídos a propriedades do líquido e do gás, respectivamente.

A vazão mássica total,  $m$ , é igual à soma das vazões mássicas de gás,  $m_g$ , e de líquido,  $m_l$ ,

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

O título,  $x$ , de forma análoga à definição usual da termodinâmica, é 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 volumétricas,  $Q_g$  e  $Q_l$ , do gás e do líquido, respectivamente, são relacionadas com as vazões mássicas da seguinte forma:

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

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

onde  $\rho$ ,  $v$  e  $A$ , representam a massa específica, a velocidade e a área ocupada pelas fases.

A fração de vazio média  $\alpha$ , Eq. (2.5), é aqui definida como a razão entre o volume ocupado pelo gás,  $V_g$ , e o volume total em um determinado trecho do tubo,  $V$ . Woldesemayat e Ghajar (2007) apresentam a comparação de 68 correlações para a predição da fração de vazio média, mostrando a dificuldade das correlações estudadas em estimar adequadamente a fração de vazio para diversas condições termodinâmicas e de operação.

$$\alpha = \frac{V_g}{V_g + V_l} \quad (2.5)$$

A velocidade superficial,  $j$ , é aqui definida como a velocidade que a fase considerada teria se estivesse escoando sozinha no tubo. As velocidades superficiais do gás e do líquido,  $j_g$  e  $j_l$ , respectivamente, são expressas por

$$j_g = \frac{Q_g}{A} \quad (2.6)$$

$$j_l = \frac{Q_l}{A} \quad (2.7)$$

O fluxo mássico específico,  $G$ , é definido como a vazão mássica por unidade de área,  $[kg / m^2 \cdot s]$ . É obtido por

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

O fator de escorregamento,  $S$ , é definido como a razão entre as velocidades médias das fases gasosa,  $v_g$ , e líquida,  $v_l$ . Considerando as Eqs. (2.2) a (2.5), chega-se à equação seguinte:

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

O gradiente de pressão ao longo do duto, conforme Collier e Thome (1996), é dado por

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

onde o primeiro termo está relacionado ao atrito dos fluidos com a parede do tubo e entre as fases; o segundo, ao campo gravitacional, Eq. (2.11); e o terceiro, à aceleração do escoamento, Eq. (2.12).

$$-\frac{dP}{dz}_{\text{gravitacional}} = g \sin \theta \left[ \alpha \rho_g + (1-\alpha) \rho_l \right] \quad (2.11)$$

$$-\frac{dP}{dz}_{\text{aceleração}} = G^2 \frac{d}{dz} \left[ \frac{x^2}{\alpha \rho_g} + \frac{(1-x)^2}{(1-\alpha) \rho_l} \right] \quad (2.12)$$

onde  $\theta$  representa a inclinação do duto,  $z$ , a direção do escoamento e  $g$ , a aceleração da gravidade. O gradiente de pressão devido ao atrito  $\Delta P_{\text{atrito}}$ , Eq. (2.13) é, usualmente, calculado a partir do gradiente de pressão monofásico corrigido por um fator multiplicador bifásico,  $\Phi$ . Collier e Thome (1996) propõem três maneiras para o cálculo deste 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  $lo$  representa a vazão total como sendo apenas líquido,  $l$ , apenas a fase líquida escoando na tubulação e  $g$ , somente a fase gasosa. Em Collier e Thome (1996), verifica-se a

determinação dos multiplicadores através dos modelos homogêneo e de fases separadas. García *et al.* (2003) propuseram a determinação do gradiente de pressão devido ao atrito em escoamentos bifásicos para diferentes padrões de escoamento.

Observando-se as equações (2.11), (2.12) e (2.13), é notada a importância da fração de vazio na queda de pressão ao longo do duto. Esse parâmetro bifásico também tem grande influência na determinação da queda de pressão devido ao atrito.

Segundo Rocha e Simões-Moreira (2007), a fração de vazio é um parâmetro importante do escoamento bifásico, sendo de grande utilidade para prever a queda de pressão e o coeficiente de transferência de calor em escoamentos líquido-gás. Segundo os autores, o coeficiente de transferência de calor é fortemente dependente da distribuição da fração de vazio e dos padrões de escoamento.

Para uma descrição completa dos modelos teóricos a partir da conservação da massa, da quantidade de movimento e da energia desenvolvidos para a avaliação da queda de pressão em dutos e para o cálculo do coeficiente de transferência de calor em processos envolvendo mudança de fase, ver Carey (1992), Collier e Thome (1996) e Whalley (1987).

A raiz quadrada da razão entre as quedas de pressão por atrito das fases líquida e gasosa é conhecida como parâmetro de Lockhart-Martinelli,  $X$ , Steven (2002).

$$X = \sqrt{\frac{\Delta P_{\text{atrito},l}}{\Delta P_{\text{atrito},g}}} \quad (2.14)$$

Esse parâmetro pode ser interpretado como um indicativo de qual fase está causando maior perda de carga. Se  $X \geq 1$ , a fase líquida tem maior influência sobre o escoamento; se  $X < 1$ , então a fase gasosa tem maior influência.

Como bem observado em Steven (2002), alguns modelos semi-empíricos para a predição das vazões bifásicas em medidores de vazão com redução de seção levam em conta o parâmetro de Lockhart-Martinelli para promover as correções nos cálculos das vazões; porém, o parâmetro é utilizado com modificação em relação ao seu significado original. O parâmetro modificado, designado como  $X_{\text{mod}}$  é baseado na raiz quadrada da razão entre as quedas de pressão em virtude da aceleração das fases líquida e gasosa, conforme a Eq. (2.15). Durante o desenrolar desse texto, apenas o parâmetro modificado será empregado.

$$X_{\text{mod}} = \frac{\sqrt{\Delta P_l}}{\sqrt{\Delta P_g}} = \left( \frac{m_l}{m_g} \right) \left( \frac{K_g}{K_l} \right) \frac{\sqrt{\rho_g}}{\sqrt{\rho_l}} \quad (2.15)$$

onde  $K$  é conhecido como coeficiente de vazão, representando o produto entre o coeficiente de descarga,  $C_d$ , e o fator de velocidade de aproximação,  $\frac{1}{\sqrt{1-\beta^4}}$ ; sendo  $\beta$  a razão entre o diâmetro do orifício da placa ou da garganta do venturi e o diâmetro da seção do tubo; ver Fox e McDonald (1998).

Segundo Mattar *et al.* (1979), para escoamentos incompressíveis, pode-se assumir que o coeficiente de descarga considerado para cada fase escoando sozinha através de um orifício é o mesmo. Dessa forma, a razão entre os coeficientes de vazão é igual à unidade. Reescrevendo a Eq.

(2.15) numa forma mais adequada ao conteúdo deste trabalho, com  $\frac{K_g}{K_l} = 1$ , tem-se:

$$X_{\text{mod}} = \frac{\sqrt{\Delta P_l}}{\sqrt{\Delta P_g}} = \left( \frac{1-x}{x} \right) \frac{\sqrt{\rho_g}}{\sqrt{\rho_l}} \quad (2.16)$$

## 2.2 Padrões de Escoamento

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

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

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

### 2.2.1 Padrões em Escoamentos Verticais

As medições de vazão ar-água em escoamentos verticais ocorrem no sentido ascendente, já que boa parte do transporte vertical dos fluidos na indústria de petróleo e gás natural é nesta direção. Na Fig. 2.1 são apresentadas a descrição simplificada e as fotografias dos padrões em escoamentos bifásicos ar-água verticais ascendentes.

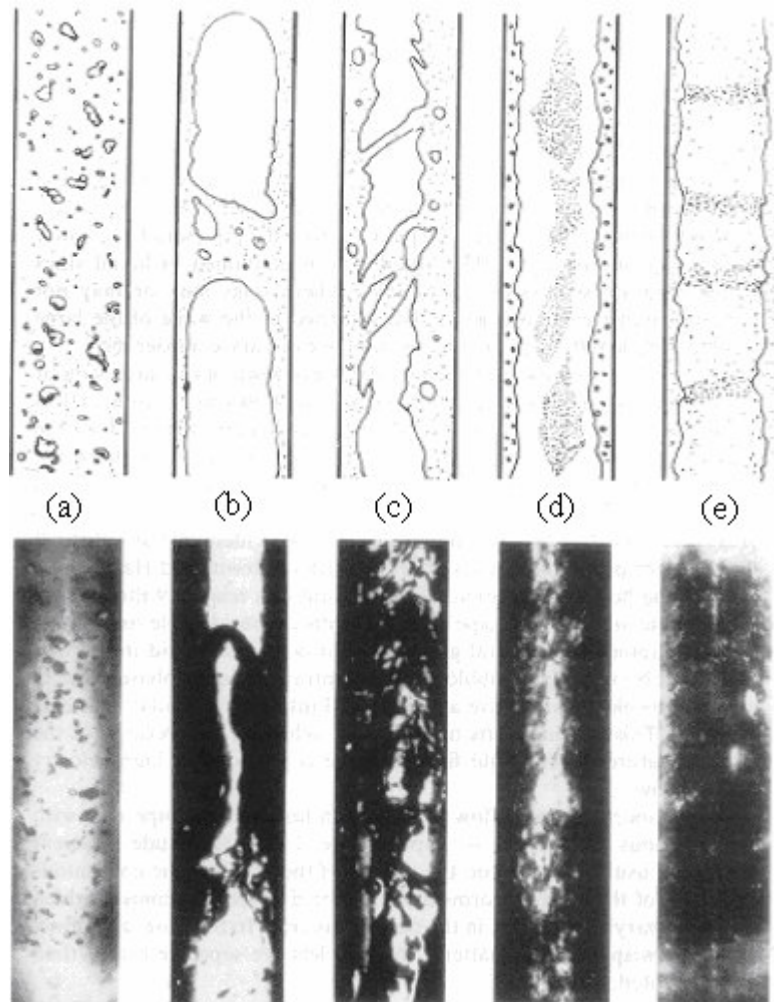


Figura 2.1 - Padrões de escoamento bifásico ar-água vertical ascendente, Collier e Thome (1996)

- a) Borbulhado (Bubbly Flow) – Dispersão de bolhas de gás em meio líquido contínuo;
- b) Pistonado (Slug Flow) – Bolhas de gás ou vapor com dimensões aproximadas do diâmetro do tubo, formando um bolsão de gás alongado, cujo intervalo líquido entre os bolsões é denominado como “slug”. Pode existir ou não a presença de pequenas bolhas na região de líquido imediatamente após a parte inferior do bolsão;

- c) Anular agitado (Churn Flow) – Escoamento caótico devido ao “rompimento” dos bolsões de gás ou vapor, sendo boa parte do líquido deslocado para a parede do tubo. O caráter oscilatório do escoamento é denominado como “churn”;
- d) Golfado (Wispy annular Flow) – Escoamento com película de líquido na parede com interface instável. Apresenta bolhas de gás no filme líquido, assim como considerável quantidade de gotas em forma de filamentos de líquido, denominado como “wispy”, no vapor central. A quantidade de movimento dos fluidos é aumentada em relação ao padrão “churn”;
- e) Anular (Annular Flow) – Escoamento com ondas coerentes de larga amplitude encontradas na interface entre a película de líquido e o centro de gás. Na contínua quebra dessas ondas se formam pequenas gotículas que são entranhadas no gás. As gotículas apresentam maior dispersão no gás central, diferente do ocorrido no padrão anular agitado.

### 2.2.2 Padrões em Escoamentos Horizontais

Os padrões de escoamento bifásico em dutos horizontais ou com inclinação possuem assimetria radial devido à influência da gravidade. De modo geral, a maior parte do gás se localiza na parte superior do tubo. Na Fig. 2.2, são apresentadas fotografias e a descrição simplificada dos padrões em escoamentos bifásicos ar-água horizontais.

- a) Borbulhado (Bubbly Flow) – Similar ao apresentado no escoamento vertical, exceto pela concentração das bolhas na parte superior do tubo;
- b) Tamponado (Plug Flow) – Similar ao “slug” no escoamento vertical ascendente, exceto pelos bolsões estarem deslocados para a parte superior do tubo;
- c) Estratificado (Stratified Flow) – Escoamento com as fases fluindo separadamente com uma interface regular e relativamente lisa. O padrão ocorre a reduzidas velocidades dos fluidos;
- d) Ondulado (Wavy Flow) – Padrão estratificado com a interface irregular devido ao aumento da velocidade do gás;



- e) Pistonado (Slug Flow) – Após um maior aumento da velocidade do gás, a superfície é “rompida” em alguns pontos e gotículas de líquido são entranhadas no vapor, chegando a atingir a superfície superior do tubo;
- f) Anular (Annular Flow) – Semelhante ao ocorrido em escoamentos verticais, podendo a espessura do filme de líquido ser variável ao redor do perímetro do tubo. A espessura do filme de líquido é obviamente maior na parte inferior do tubo.

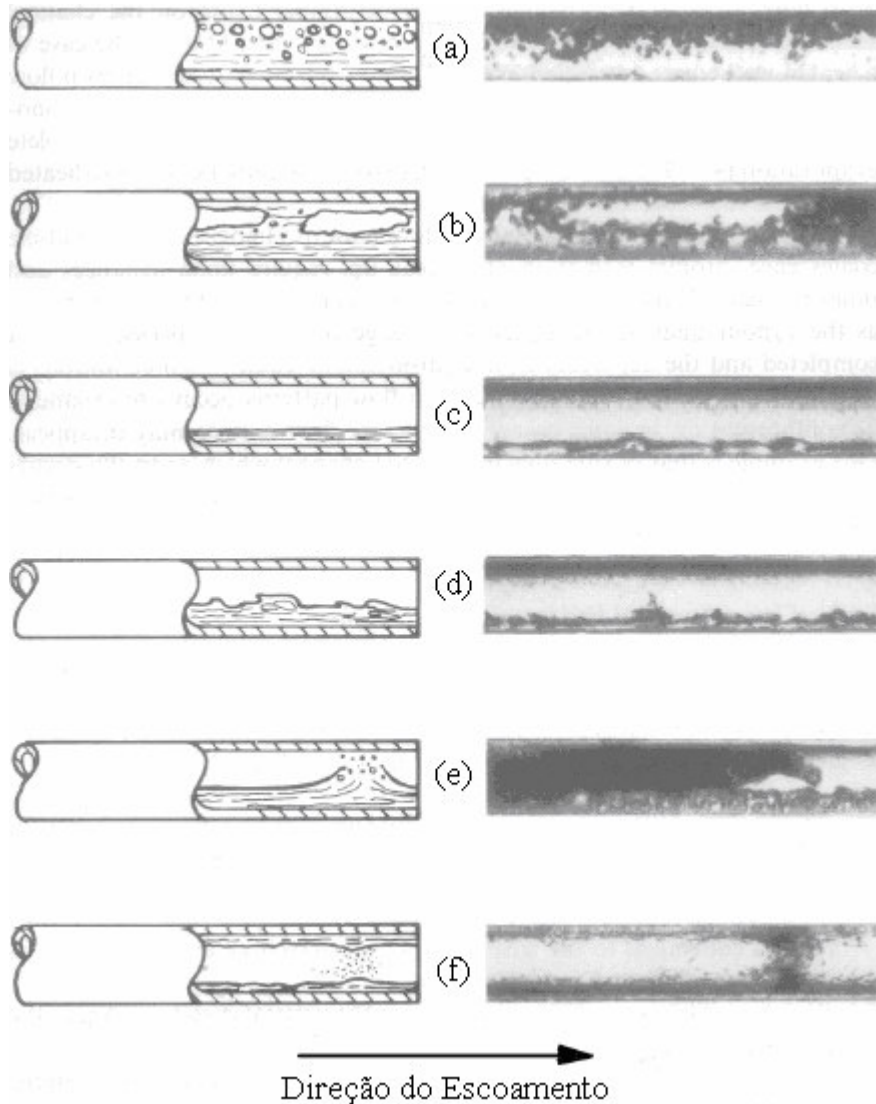


Figura 2.2 - Padrões de escoamento bifásico horizontal ar-água, Collier e Thome (1996)

### 2.2.3 Transições e Mapas de Padrões

A identificação dos padrões e de suas transições a partir de parâmetros do escoamento é realizada através de mapas de padrões. Em geral, são áreas representadas em um gráfico onde os

eixos são representados por parâmetros do escoamento bifásico como as velocidades superficiais das fases ( $j_g$  e  $j_l$ ). Devido à compreensão limitada dos padrões e à impossibilidade de se representar em um gráfico todas as variáveis que representariam a transição entre os regimes, a validade de tais gráficos se restringe a situações particulares obtidas sob condições termodinâmicas controladas e de acordo com os procedimentos experimentais da mistura das fases.

Como orientação para avaliar a influência dos padrões nas medições das vazões são usados os mapas de padrões obtidos por Hewitt e Roberts (1969), Fig. 2.3, e Baker (1954), Fig. 2.4, apud Collier e Thome (1996).

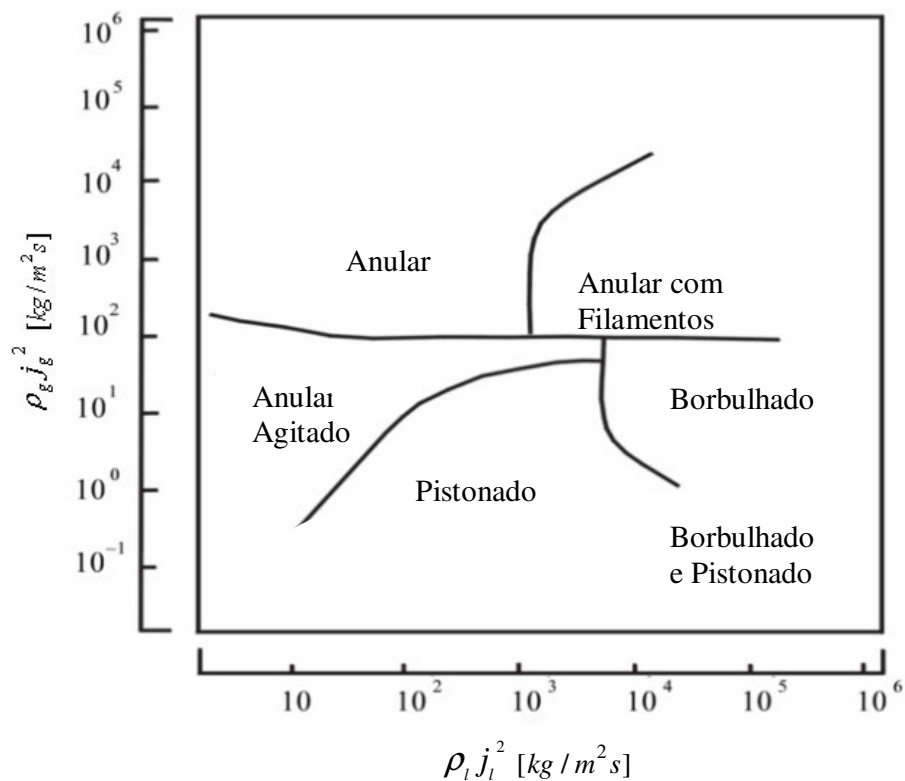


Figura 2.3 - Mapa de Hewitt e Roberts para escoamento vertical, conforme Carey (1992)

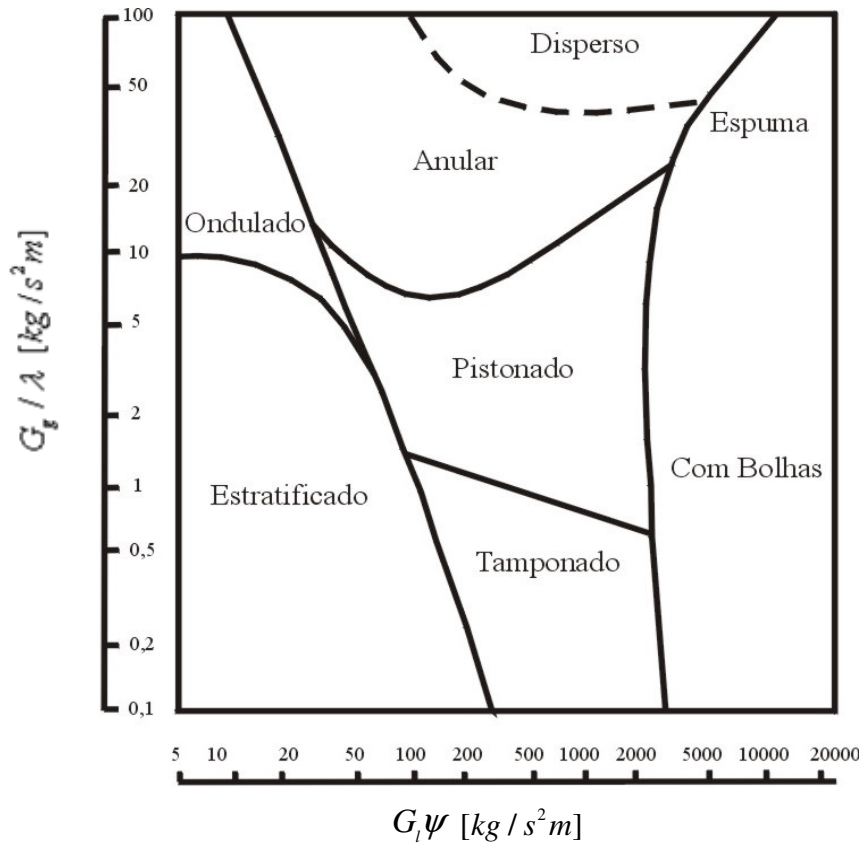


Figura 2.4 - Mapa de Baker para escoamento horizontal, conforme Whalley (1987)

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

O segundo, construído para escoamentos horizontais, apresenta bom desempenho para escoamentos ar-água e gás-líquido em tubulações de pequeno diâmetro (inferior a 5 cm), Whalley (1987). Os eixos são baseados nos fluxos mássicos das fases gasosa,  $G_g$ , e líquida,  $G_l$ ; e nos fatores  $\lambda$  e  $\psi$  calculados conforme as Eqs. (2.17) e (2.18).

$$\lambda = \left[ \left( \frac{\rho_g}{\rho_A} \right) \left( \frac{\rho_l}{\rho_W} \right) \right]^{1/2} \quad (2.17)$$

$$\psi = \left( \frac{\sigma_W}{\sigma_l} \right) \left[ \left( \frac{\mu_l}{\mu_W} \right) \left( \frac{\rho_W}{\rho_l} \right)^2 \right]^{1/3} \quad (2.18)$$

No mapa de Baker, onde os subscritos A e W se referem a propriedades físicas do ar e da água, respectivamente, em condições atmosféricas. Nessas condições, em escoamentos ar-água,  $\lambda$  e  $\psi$  valem a unidade. O índice A não deve ser confundido com a área da seção transversal.  $\sigma$  representa a tensão superficial.

## 2.3 Fração de Vazio

Em aplicações industriais onde existe escoamento bifásico, a tarefa de dimensionar equipamentos para bombear, transportar e armazenar as misturas bifásicas requer a tarefa de prever a fração de vazio no sistema em análise dadas as condições de operação.

Notando-se a importância desse parâmetro no dimensionamento de equipamentos e no transporte de misturas bifásicas, tem-se, por objetivo, apresentar algumas das principais técnicas experimentais utilizadas na medição da fração de vazio.

Quanto à classificação das técnicas de medição, pode-se enquadrá-las através da combinação de técnicas intrusivas ou não-intrusivas com técnicas invasivas ou não-invasivas. O termo intrusivo se refere à perturbação do processo examinado e o termo invasivo, à invasão dos sensores ao atravessar as paredes do objeto estudado. Ver Duarte (2001).

A seguir, é feita a descrição sucinta de algumas técnicas de medição da fração de vazio.

### 2.3.1 Válvulas de Fechamento Rápido (VFR)

A fração de vazio média pode ser determinada experimentalmente por meio da captura das duas fases num determinado trecho da tubulação com escoamento bifásico. Trata-se de uma técnica simples, precisa e direta para determinar a fração de vazio média no volume, além de possuir baixo custo de implementação.

Apresenta limitações caso o aprisionamento do fluido ocorra em diâmetros reduzidos e se as fases não se separarem rapidamente, permanecendo a presença de bolhas e a formação de espuma.

Pereira (2006) e van de Watering (2005), em estudo de escoamentos adiabáticos ar-água vertical ascendente, realizaram a calibração de sensor capacitivo, operando na faixa de 500 kHz, através do método de válvulas de fechamento rápido.

### 2.3.2 Sondas Intrusivas

Sensores de reduzido diâmetro operando segundo princípio óptico, sensíveis à refração dos fluidos, ou condutivo/resistivo, sensíveis à condutividade das fases, são posicionados no interior do escoamento de modo a medir a fração de vazio local.

Exemplos do uso de sondas intrusivas podem ser encontrados nos trabalhos de Dias *et al.* (1998), que realizaram estudos na estrutura de escoamento borbulhado, em aceleração em bocal, a partir de medições locais na entrada e na saída do bocal, e de Auracher e Marroquin (1989), que realizaram a calibração de sonda miniatura com diâmetro da ponta em torno de 10  $\mu m$  para medições locais em escoamentos bifásicos ar-água.

### 2.3.3 Atenuação Radioativa

Técnica que consiste na emissão de energia eletromagnética de alta intensidade, em geral, raios X ou gama, e na medição da atenuação de sua intensidade após atravessar o meio de interesse, identificando as frações das fases.

Kendoush e Sarkis (2002) a partir do uso de sensores para captar as emissões de raios X calibraram um sensor de fração de vazio em testes estáticos com misturas ar-água.

O princípio de medição por atenuação também pode ser utilizado através de outras fontes de emissão como procederam Augyround *et al.* (2001), desenvolvendo sistema de medição de fração de vazio a partir de uma fonte emissora de elétrons associado a semicondutores comerciais como sensores. O sistema foi projetado para medições em escoamentos bifásicos de Hélio.

### 2.3.4 Ultra-som

A técnica de ultrassom baseia-se no transporte de uma onda sonora através de um fluido. No caso de um escoamento bifásico gás-líquido, pode-se operar o ultrassom no princípio de tempo de percurso, obtendo-se a espessura de um filme de líquido, ou no princípio de atenuação da onda transmitida, obtendo-se a fração de vazio média ao longo do diâmetro da tubulação.

Chang e Morala (1990) determinaram o nível instantâneo de líquido, a média temporal da fração de vazio e a área interfacial em escoamentos bifásicos ar-água através de ultra-som.

### 2.3.5 Tomografia

Técnica de alto custo que, diferentemente da atenuação radioativa que fornece valores médios da fração de vazio, fornece a distribuição das fases na seção transversal, podendo a fonte de radiação ser raios X, raios gama, impedância elétrica ou radiação acústica. A distribuição é obtida através do giro de 360° do emissor do feixe radiativo e dos detectores localizados em posição oposta. As características das imagens obtidas dependem da atenuação do feixe emitido pela presença das fases, sendo reconstruída através de técnicas matemáticas como a transformada de Fourier.

Kim *et al.* (2002) conduziram trabalhos numéricos e experimentais de modo a desenvolver técnica de visualização para a distribuição das fases em um escoamento bifásico a partir de tomografia utilizando impedância elétrica.

### 2.3.6 Impedância Elétrica

Técnica que consiste na medição da impedância elétrica do meio bifásico com o auxílio de eletrodos, estabelecendo-se relação entre a impedância elétrica do meio e a distribuição espacial de fases local ou média. Nos sistemas bifásicos ar-água, em geral, encontram-se métodos resistivos para frequências inferiores a 100 kHz e métodos capacitivos para sistemas funcionando a frequências superiores ao valor mencionado. Ver o item 3.2.1.

Os sensores resistivos baseiam-se no princípio de que a condutância da mistura bifásica varia com a fração de vazio média no volume e com a distribuição espacial das fases. A fase líquida deve ser condutiva, sendo necessário que os eletrodos estejam em contato com os fluidos escoando através do tubo. Dessa forma, o método resistivo permite a realização de medidas não intrusivas, mas, por outro lado, invasivas.

Goda *et al.* (2003) realizaram medições de fração de vazio média através de sensor de impedância de caráter resistivo em escoamentos bifásicos ar-água adiabáticos na vertical. Fossa *et al.* (2003) através de análise estatística caracterizaram o sinal instantâneo da fração de vazio média obtido por meios de sensor de impedância resistivo.

Y. Mi e Tsoukalas (2001) realizaram experimentos em escoamentos bifásicos ar-água através de medidor de vazão eletromagnético e sensor de fração de vazio resistivo. Estudaram características temporais do regime pistonado na vertical.

Simões-Moreira (1988) desenvolveu transdutores de impedância resistivo de dois eletrodos para a medição da fração de vazio em escoamentos bifásicos. O autor apresenta comparação com distintas curvas de calibração para sensores resistivos.

Sensores capacitivos funcionam a partir da variação da capacitância de acordo com mudanças na permissividade dielétrica. Como a área e a distância entre os eletrodos é constante a única contribuição para alterar o valor da capacitância é a mudança nas proporções dos fluidos da seção contendo os eletrodos. Dessa forma, o método capacitivo permite a realização de medidas não intrusivas e não invasivas. Ver Elkow e Rezkallah (1997).

Nurge *et al.* (2003) desenvolvem método a partir de sensores capacitivos para medir massa de combustíveis em reservatórios de propulsores.

## **2.4 Medições das Vazões em Escoamentos Bifásicos**

As vazões das fases em escoamentos líquido-gás podem ser determinadas separadamente ou de forma simultânea, sendo comum em empresas de petróleo, a medição separada das vazões das fases, devido à confiabilidade do sistema e exatidão da medição, mesmo apresentando como consequência alto custo e medições por amostragem, Silva *et al.* (2000).

Segundo Falcone *et al.* (2002), as abordagens utilizadas nas medições de vazões sem separação das fases são: a medição de parâmetros do escoamento relacionados com as vazões das fases constituintes; a medição direta das velocidades médias das fases e da fração de vazio média; a homogeneização das fases - situação na qual as fases são obrigadas a escoar em velocidades médias muito próximas, anulando-se a condição de escorregamento e reduzindo a necessidade de medições; ou ainda combinações das técnicas citadas.

De modo geral, não há medidor universal para quaisquer condições de operação - regime de escoamento, fluidos, faixa de pressão, fluxos mássicos, fração de vazio etc. Existem medidores desenvolvidos para faixas específicas dos parâmetros enumerados, sendo encontrados, nos sistemas comerciais, diversas tecnologias de medições, inclusive com combinações das tecnologias para medição da fração de vazio vistas no item 2.3.

Quanto à posição, de modo geral, os sensores são calibrados para a posição vertical ou horizontal. Fato explicado pelas mudanças impostas ao escoamento em função da inclinação do duto, quando a gravidade interfere na distribuição espacial das fases e no padrão do escoamento.

A seguir, são apresentadas breves explicações sobre o funcionamento dos separadores de fases e, na seqüência, são introduzidos os modelos semi-empíricos desenvolvidos para medição das

vazões bifásicas baseados na tradicional equação para medidores de vazão com redução de seção para escoamento monofásico. Para maiores informações sobre separadores de fases nas indústrias de óleo e gás, ver Silva *et al.* (2000), Steven (2002) e Falcone *et al.* (2002).

#### 2.4.1 Técnica da Separação das Fases

A medição das vazões dos fluidos produzidos nos poços de petróleo, essencial para o gerenciamento, produção e comercialização das reservas, é realizada através de medidores convencionais após o equipamento separador das vazões. Uma vasta revisão de medidores convencionais de vazão em dutos para escoamento monofásico é vista em Delmée (1983).

Esse sistema de medição convencional requer uma custosa infra-estrutura contendo separadores, linhas de teste etc. Necessita-se de longo tempo de medições, seis horas em média, não-contínuas, onde as condições de operação da produção do poço são alteradas. Ver Silva *et al.* (2000).

No entanto, recentes separadores de fases já vêm acoplados com tecnologias disponíveis a realizar monitoramento em tempo real. Segundo Ribero (1996), para a fase gasosa são normalmente utilizados medidores de placa orifício, tubos de venturi, medidores de vórtice e ultra-sônicos. Para a fase líquida é recomendada a medição da vazão volumétrica a partir do medidor venturi e raios gama ou ultra-som para a medição do conteúdo de água em óleo. Nas Figuras 2.5 e 2.6, são apresentados esquema e fotografia de separador gás-líquido.



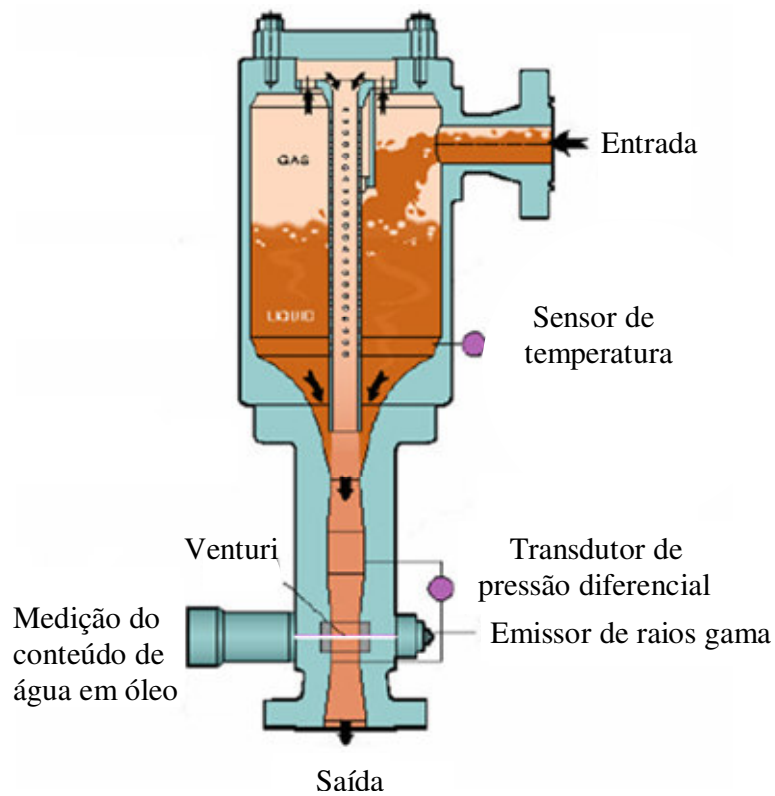


Figura 2.5 - Esquema de medidor com separação gás-líquido (Framo Engineering), Thorn *et al.* (1999)

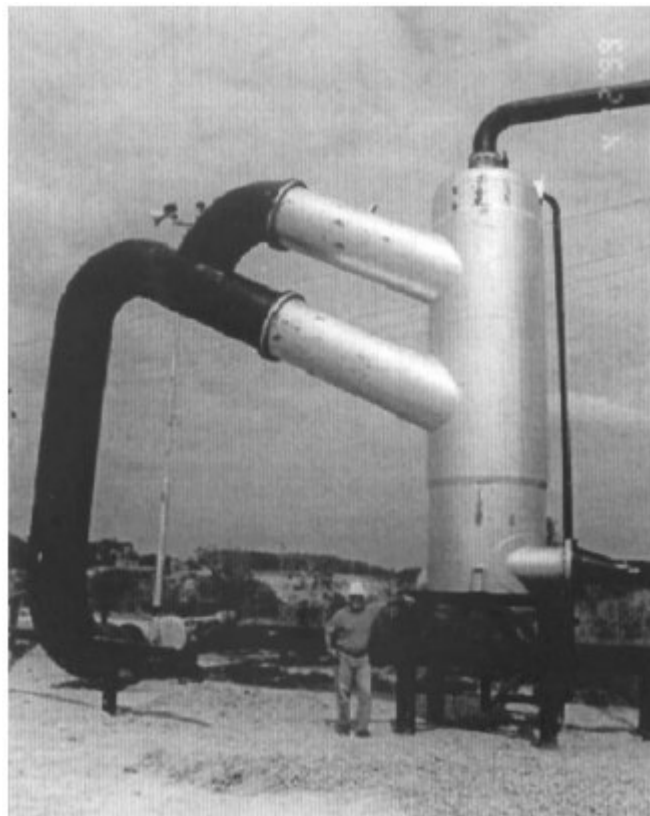


Figura 2.6 - Separador compacto gás-líquido, Rodger (2001)

### 2.4.2 Medição de Vazão Bifásica através de Pressões Diferenciais

A medição de vazão com redução de seção para escoamentos internos monofásicos é uma técnica consagrada e bastante disseminada. Através do princípio da aceleração de um fluido ao longo de uma linha de corrente, é possível relacionar a velocidade teórica com uma diferença de pressão. Rearranjando as equações da continuidade, de Bernoulli e da energia, e introduzindo o coeficiente de correção,  $C_d$ , tem-se:

$$m = \frac{C_d A_2 Y F_a}{\sqrt{1 - \beta^4}} \sqrt{2 \rho_l \Delta P} \quad (2.19)$$

onde  $A_2$ ,  $\beta$ ,  $\rho$ ,  $\Delta P$ ,  $C_d$ ,  $Y$  e  $F_a$  representam, respectivamente, a área da seção da garganta ou do orifício, a razão entre o diâmetro do orifício da placa ou da garganta do venturi e o diâmetro da seção do tubo, a massa específica do líquido, a queda de pressão sobre o dispositivo, o coeficiente de descarga, o coeficiente de expansão para fluidos compressíveis e o coeficiente de dilatação térmica do orifício.

O coeficiente de expansão para tubo de venturi ou bocal ISA 1932, Eq. (2.20), é obtido através da equação da energia, admitindo-se um processo isoentrópico. De acordo com a norma NBR ISO 5167-1/1994, a Eq. (2.20) é aplicável quando respeitadas determinadas condições, equações (2.21) e (2.22).

$$Y = \left[ \left( \frac{k \tau^{\frac{2}{k}}}{k-1} \right) \left( \frac{1 - \beta^4}{1 - \beta^4 \tau^{\frac{2}{k}}} \right) \left( \frac{1 - \tau^{\left(\frac{k-1}{k}\right)}}{1 - \tau} \right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2.20)$$

$$0,44 \leq \beta \leq 0,80 \quad (2.21)$$

$$20000 \leq Re_D \leq 10^7 \quad (2.22)$$

onde  $\tau$ ,  $k$  e  $Re_D$  representam, respectivamente, a razão entre a pressão na garganta do venturi e a pressão a montante, a razão entre os calores específicos à pressão constante e à volume constante, e o número de Reynolds.

De acordo com a mesma norma, o coeficiente de expansão para placa de orifício com tomadas em canto pode ser obtido através de uma equação empírica, Eq. (2.23), respeitadas determinadas condições, equações (2.24) e (2.25).

$$Y = 1 - (0,41 + 0,35\beta^4) \frac{\Delta P}{kP_1} \quad (2.23)$$

$$\beta > 0,45 \quad (2.24)$$

$$\text{Re}_D \geq 10000 \quad (2.25)$$

onde  $\Delta P$  representa queda de pressão sobre o dispositivo e  $P_1$ , a pressão a montante. Para as demais considerações sobre os efeitos de compressibilidade, ver Fox e McDonald (1998) e Delmée (1983). Para considerações sobre a rugosidade, os materiais e o diâmetro do tubo, ver a norma supracitada.

O coeficiente de dilatação térmica do orifício,  $F_a$ , deve ser levado em consideração, pois os materiais usados na fabricação dos elementos primários de vazão podem se dilatar em função da temperatura. Em Delmée (1983), encontra-se o procedimento para a correção desse coeficiente.

O coeficiente de descarga empírico,  $C_d$ , definido usualmente como uma função do número de Reynolds para escoamentos internos,  $\text{Re}_D$ , é utilizado de forma a corrigir as demais distorções provocadas pelas hipóteses impostas pelo uso da equação de Bernoulli.

Com base na Eq. (2.19) foram desenvolvidas correlações, em geral, semi-empíricas, para medição das vazões em medidores com redução de seção, levando-se em conta a presença de escoamento bifásico. Zhang *et al* (1992) descrevem a formulação geral, Eq. (2.26), onde propõem o fator  $K_L$  para incorporar os efeitos do escoamento bifásico.

$$m = \frac{C_{d,bi} A_2 Y_{bi} F_a}{\sqrt{1 - \beta^4}} K_L \sqrt{2\rho_l \Delta P_{bi}} \quad (2.26)$$

onde  $C_{d,bi}$  representa o coeficiente de descarga bifásico. O coeficiente de descarga bifásico para escoamentos a baixos títulos é, a exemplo de Mattar *et al.* (1979) e de Zhang *et al.* (1992), o coeficiente de descarga para o número de Reynolds para a vazão monofásica de líquido,  $\text{Re}_{D,l}$ .

$Y_{bi}$  é o coeficiente de expansão bifásico. Zhang *et al.* (1992) definiram este último parâmetro como:

$$Y_{bi} = 1 - \alpha + \alpha Y \quad (2.27)$$

onde  $Y$  representa o coeficiente de expansão para o gás.

A seguir, são apresentados o modelo homogêneo e as correlações de Chisholm (1967), de Zhang *et al.* (1992) e de Zhang *et al.* (2005) para a medição das vazões em escoamentos bifásicos a baixos títulos. As equações são reescritas na forma proposta por Zhang *et al.* (1992). Um resumo de correlações obtidas na literatura para o campo de estudo conhecido como “wet gas” é encontrado em Steven (2002).

#### 2.4.2.1 Modelo Homogêneo

Trata-se de um modelo, já que dados não foram usados para determiná-la, que considera a mistura bifásica como uma fase única, sendo o fator de escorregamento,  $S$ , unitário, Steven (2002). Para o cálculo da vazão mássica total, Eq. (2.28), utiliza-se a Eq. (2.19) a partir de uma massa específica de mistura adequada e da diferença de pressão bifásica.

$$m = \frac{C_{d,bi} A_2 Y_{bi} F_a}{\sqrt{1 - \beta^4}} \sqrt{2 \rho_h \Delta P_{bi}} \quad (2.28)$$

A massa específica da mistura homogênea  $\rho_h$  é comumente expressa por

$$\frac{1}{\rho_h} = \frac{x}{\rho_g} + \frac{1-x}{\rho_l} \quad (2.29)$$

É importante citar que apenas os regimes nos quais o fator de escorregamento tende à unidade, como no caso do borbulhado com bolhas de pequeno diâmetro, são adequadamente representados pelo modelo homogêneo. O desenvolvimento desse modelo pode ser observado em Carey (1992) e Collier e Thome (1996).

Reescrevendo a Eq. (2.28) na forma proposta por Zhang *et al.* (1992), Eq. (2.26), encontra-se o fator  $K_L$  de acordo com a Eq. (2.30)

$$K_L = \sqrt{\frac{1}{x \left( \frac{\rho_l}{\rho_g} - 1 \right) + 1}} \quad (2.30)$$

#### 2.4.2.2 Correlação de Chisholm (1967)

Chisholm (1967) desenvolveu uma correlação bastante empregada na literatura, que considera a condição de escorregamento entre os fluidos. Nesse modelo, foram assumidos escoamento bifásico incompressível, quantidade de movimento desprezível a montante, ausência de mudança de fase, cisalhamento na parede desprezível em relação às forças interfaciais entre as fases, fração de vazio constante através dos elementos medidores de vazão com redução de seção. É expressa por

$$\Delta P_{bi} = \Delta P_l + C \sqrt{\Delta P_l \Delta P_g} + \Delta P_g \quad (2.31)$$

onde  $C$  é um coeficiente que pode ser ajustado experimentalmente e depende das interações entre as fases,  $\Delta P_{bi}$ , a queda de pressão bifásica,  $\Delta P_l$ , a queda de pressão se somente líquido estivesse escoando e,  $\Delta P_g$ , a queda de pressão se somente gás estivesse escoando.  $C$  é expresso por

$$C = \frac{1}{S} \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_g}} + S \sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_l}} \quad (2.32)$$

Para levar em consideração a interação entre as fases, Chisholm (1977), propôs um procedimento para avaliar  $C$  através de dados de escoamento vapor-água em placas de orifício. Para  $X \geq 1$ ,

$$S = \left( \frac{\rho_l}{\bar{\rho}} \right)^{1/2} \quad (2.33)$$

onde  $\bar{\rho}$  é a massa específica da mistura derivada do modelo homogêneo, Eq. (2.29). Para  $X < 1$ ,

$$S = \left( \frac{\rho_l}{\rho_g} \right)^{1/4} \quad (2.34)$$

Reescrevendo o modelo de Chisholm na forma proposta por Zhang *et al.* (1992), Eq. (2.26), encontra-se o fator  $K_L$  de acordo com a Eq. (2.35).

$$K_L = \left( \frac{1}{1-x} \right) \sqrt{\frac{1}{1 + \frac{C}{X_{\text{mod}}} + \frac{1}{X_{\text{mod}}^2}}} \quad (2.35)$$

onde  $X_{\text{mod}}$  é o parâmetro modificado de Lockhart-Martinelli dado pela Eq. (2.16).

#### 2.4.2.3 Correlação de Zhang *et al.* (1992)

Ao pesquisarem escoamentos ar-água a baixos títulos (inferior a 1 %) em placas de orifício, Zhang *et al.* (1992) propuseram correlação para medir a vazão total de escoamentos bifásicos. A vazão total é dada pela Eq. (2.26) com  $K_L$  reescrito de acordo com a Eq. (2.36).

$$K_L = \sqrt{\frac{1}{x^n \left( \frac{\rho_l}{\rho_g} - 1 \right) + 1}} \quad (2.36)$$

sendo  $n = 1,25 + 0,25x^{1/3}$  e  $x$ , o título. Observa-se que a forma da correção proposta se assemelha à correção do modelo homogêneo, a menos do expoente  $n$ .

#### 2.4.2.4 Correlação de Zhang *et al.* (2005)

Zhang *et al.* (2005) publicaram uma correlação para medir a vazão de escoamentos líquido-gás, coletando dados de mistura óleo-ar com título até 2 % a baixas pressões através de venturi e medidor de fração de vazio por tomografia. A correlação foi desenvolvida a partir da modificação do modelo homogêneo e levou em consideração o escorregamento entre as fases. A vazão é expressa pela Eq. (2.26) com  $K_L$  reescrito de acordo com a Eq. (2.37).

$$K_L = \frac{1}{\sqrt{c \left( \frac{\alpha}{1-\alpha} \right)^n \left( \frac{\rho_l}{\rho_g} \right)^m + 1}} \quad (2.37)$$

onde  $c$ ,  $n$  e  $m$  são constantes que dependem das condições de teste e dos padrões de escoamento. Zhang *et al.* (2005) após descreverem o fator de escorregamento como função da razão entre as massas específicas dos fluidos, definiram o título como:

$$x = c' \left( \frac{\alpha}{1-\alpha} \right) \left( \frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^H \quad (2.38)$$

onde  $c'$  e  $H$  também são constantes que dependem dos padrões de escoamento. A formulação dessa correlação é particularmente interessante, pois são considerados os padrões de escoamento e as condições dos experimentos nos cálculos do título e da vazão. Na Tabela 2.1, observam-se os valores das constantes determinadas por Zhang *et al.* (2005) para os padrões borbulhado, pistonado, ondulado e anular.

Tabela 2.1 – Valores das constantes determinadas por Zhang *et al.* (2005) para os padrões borbulhado, pistonado, ondulado e anular

<i>Padrão</i>	<i>c</i>	<i>n</i>	<i>m</i>	<i>c'</i>	<i>H</i>
Borbulhado Pistonado	0,50	0,95	0,02	0,51	0,65
Ondulado	1,30	1,15	0,08	1,25	0,70
Anular	1,20	0,95	0,05	1,21	0,95

## 2.5 Fator de Escorregamento

São apresentadas nesta seção correlações encontradas na literatura para prever o fator de escorregamento,  $S$ ; parâmetro também necessário ao cálculo do título de gás conforme a Eq. (2.9). (Butterworth (1975), apud Woldesemayat e Ghajar (2007), e Tran (2002)) apresentou uma expressão geral, Eq. (2.39), para enquadrar os fatores de escorregamento a partir das propriedades dos fluidos do escoamento bifásico.

$$S = C \left( \frac{1-x}{x} \right)^{p-1} \left( \frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{q-1} \left( \frac{\mu_l}{\mu_g} \right)^r \quad (2.39)$$

onde  $\mu$  é a viscosidade,  $\rho$ , a massa específica, e  $C$ ,  $p$ ,  $q$ ,  $r$ , são constantes que dependem da correlação proposta para o fator de escorregamento. Na Tabela 2.2, é apresentada uma ampla revisão de correlações e suas respectivas constantes.

Tabela 2.2 – Correlações encontradas na literatura para prever o fator de escorregamento, Tran (2002)

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

Zivi (1964), através do princípio da produção da mínima entropia para um escoamento com

padrão anular, propôs um fator de escorregamento teórico igual a  $\left(\frac{\rho_l}{\rho_g}\right)^{1/3}$ . O autor considerou um

escoamento ideal sem atrito com as paredes do tubo e sem a presença de gotículas no vapor central. No entanto, Fauske (1962), ao minimizar a quantidade de movimento de um escoamento bifásico,

encontrou um fator de escoamento teórico igual a  $\left(\frac{\rho_l}{\rho_g}\right)^{1/2}$ .

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



## CAPÍTULO 3

### DESCRIÇÃO DA BANCADA E DO PROCEDIMENTO EXPERIMENTAIS

#### 3.1 Bancada Experimental

Na Figura 3.1, é apresentado um esquema do circuito de escoamento bifásico de água e ar, instalado no LEPTEN – Laboratório de Engenharia de Processos de Conversão e Tecnologia de Energia, no Departamento de Engenharia Mecânica da UFSC. Ar proveniente de uma linha pressurizada a 8 bar e água armazenada em um tanque são misturados de forma a compor um escoamento bifásico líquido-gás operando em diferentes padrões de escoamento de acordo com as vazões dos fluidos injetados. Compacta e versátil, a bancada permite experimentos com escoamentos na horizontal e vertical, sendo realizado nesse trabalho testes na direção vertical ascendente e na horizontal. Vazões de ar e água de até  $13 \text{ m}^3 / \text{h}$  e  $4,6 \text{ m}^3 / \text{h}$ , respectivamente, foram utilizadas; atingindo-se títulos máximos de 0,25. O diâmetro das tubulações (D) é de  $21 \text{ mm}$  e as seções de teste eram longas o suficiente para permitir que o escoamento atingisse os eletrodos do sensor de fração de vazão numa distância aproximada de  $75 D$  da última mudança de seção geométrica. Já os elementos medidores de pressão diferencial, eram atingidos após  $95 D$ .

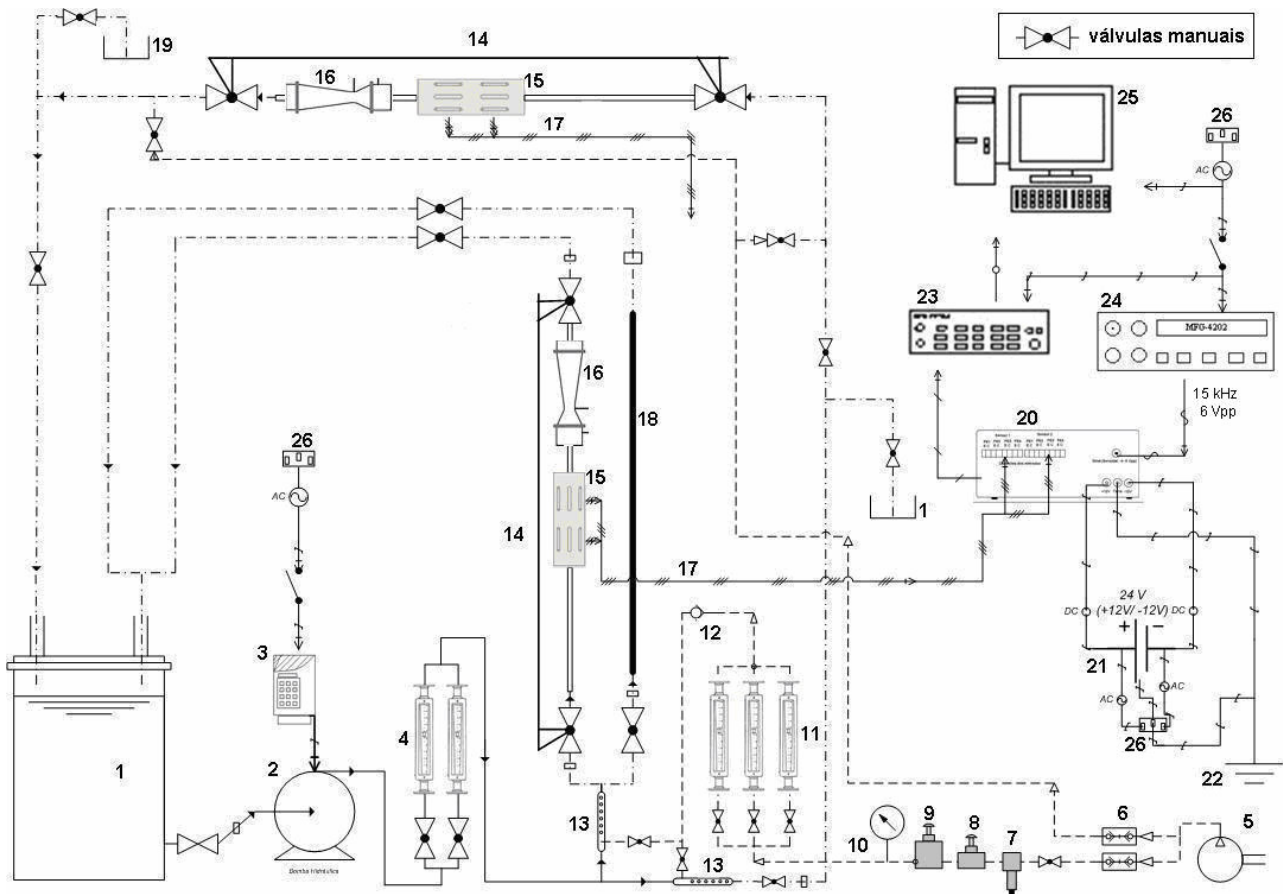


Figura 3.1 - Esquema da bancada experimental

1 – tanque de água; 2 – bomba centrífuga; 3 – inversor de frequência; 4 – rotômetros para a água; 5 – compressor; 6 – entradas de ar a 8 bar; 7 – filtro de ar; 8 – válvula reguladora de vazão; 9 – válvula reguladora de pressão; 10 – manômetro; 11 – rotômetros para o ar; 12 – válvula retentora de via única; 13 – misturadores ar-água; 14 – válvulas de fechamento rápido; 15 – eletrodos não-intrusivos do sensor de impedância; 16 – venturi, placa de orifício ou tubo reto; 17 – cabos coaxiais; 18 – passagem alternativa ao escoamento bifásico; 19 – coleta de água para escoamento horizontal; 20 – circuito eletrônico; 21 – fonte AC/DC; 22 – aterramento; 23 – Agilent HP 39470A; 24 – Gerador de função senoidal; 25 – computador; 26 – rede elétrica

Uma bomba centrífuga (2), marca SCHNEIDER série BD 92S-GB, de 2,0 CV, capacidade de  $15 \text{ m}^3 / \text{h}$  a 30 mca, faz a sucção de água a partir do tanque (1) com volume aproximado de 400 litros, necessário para atenuar vibrações na bancada devidas, principalmente, às interações entre os fluidos no escoamento pistonado. Um inversor de frequência (3), marca WEG modelo ML-4.0/1AC.200-240, permite o controle de rotação do rotor da bomba e, por consequência, da vazão de água, sendo medida através de rotômetros (4).

Quanto à linha de ar, um compressor (5) fornece ar pressurizado em torno de 8 bar às entradas de ar (6) da bancada experimental. Em seguida o ar atravessa um filtro (7), uma válvula

reguladora de vazão (8), uma válvula reguladora de pressão (9), todos da marca FESTO, um manômetro (10) e se dirige aos rotômetros (11). A pressão de entrada dos rotômetros de ar foi regulada para operar a 2 bar, pressão na qual foi realizada a calibração dos rotômetros.

Antes de realizar a mistura de água e ar em (13), a linha de ar apresenta uma válvula retentora (12) para evitar o escoamento de água para os rotômetros de ar. Nesse ponto, válvulas manuais permitem o direcionamento do escoamento bifásico à seção vertical ascendente ou à seção horizontal. Na seção de teste, válvulas de fechamento rápido - (VFR) acionadas manualmente (14) permitiam a calibração do sensor de impedância (15). No período de calibração, (16) representa a continuação de um tubo reto para facilitar a medição visual da fração de vazio na vertical, já que na calibração horizontal o volume de água retido era pesado através da saída em (19). O escoamento bifásico era direcionado à passagem alternativa ao escoamento bifásico (18) após o acionamento das VFR. Quando (16) passou a ser representado por venturi e placa de orifício, as VFR foram desativadas. Maiores detalhes sobre a calibração do sensor de fração de vazio são fornecidas no item 3.2.1. Calibração, enquanto informações a respeito do venturi e da placa de orifício se encontram no item 3.3.

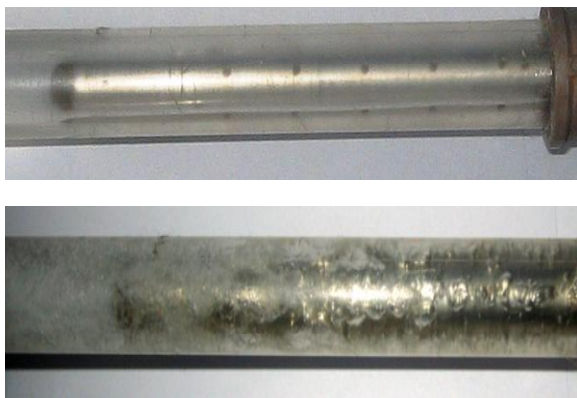
Finalmente, os sinais provenientes do sensor de fração de vazio são conduzidos através de cabos coaxiais (17) para o circuito eletrônico (20) para tratamento dos dados. O mesmo circuito é alimentado por uma fonte AC/DC (110V/ 12V, +5V, 500mA) (21), convertendo tensão alternada proveniente da rede elétrica (26) em tensão contínua a 24 V, e por um gerador de função (24) de marca MINIPA modelo MFG-4202, fornecendo ao sistema uma onda senoidal em 15 kHz e 6 Volts pico a pico (Vpp). Os sinais de saída do circuito são direcionados ao sistema de aquisição de dados Agilent HP 39470A (23) e em seguida armazenados em um computador (25).

Seguindo a observação de Rocha (2006), foi feito o aterramento comum dos equipamentos e cabos elétricos. Nos testes relacionados à determinação de vazão em venturi ou placa de orifício, os sinais provenientes de termopares e de transdutores de pressão também são conduzidos ao sistema de aquisição de dados e, por conseguinte, ao computador.

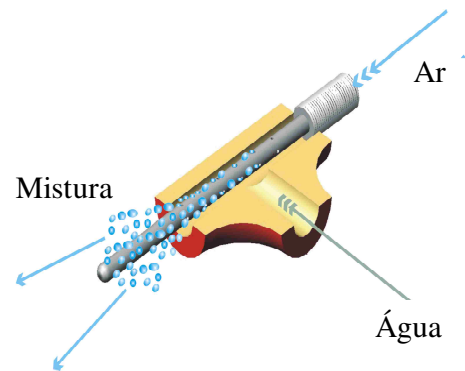
Na Fig. 3.2, é apresentada a fotografia da bancada e na Fig. 3.3, as fotografias e um esquema simplificado do misturador ar-água. Este último consiste de uma lança injetora de ar através de parede perfurada, imerso no centro de um tubo de acrílico por onde escoava água.



Figura 3.2 - Fotografia da Bancada Experimental



(a) Fotografias do misturador



(b) Esquema simplificado do funcionamento do misturador

Figura 3.3 - Fotografias e esquema simplificado do misturador

### 3.1.1 Sistema de Aquisição de Dados e Instrumentação

Para a coleta dos dados experimentais foram utilizados um sistema de aquisição Agilent 39470 A e os seguintes instrumentos de medição:

- a) Manômetro Bourdon Standard; faixa de operação de 0 a 7 bar;
- b) Transdutor de pressão absoluta, marca OMEGA, modelo PX302;
- c) Transdutor de pressão diferencial, marca OMEGA, modelo PX821;
- d) Rotâmetros das marcas CONAUT, GEMÜ e APPLITECH;

e) Termopares tipo T da marca OMEGA.

Na Tabela 3.1, são apresentadas as faixas de operação e as incertezas, informadas pelos fabricantes, dos instrumentos de medição e do sistema de aquisição de dados.

Tabela 3.1 – Faixas de operação e incertezas dos instrumentos de medição e do sistema de aquisição de dados

<b>Instrumento ou aparelho de medição</b>	<b>Faixa de operação</b>	<b>Incerteza de Medição (intervalo de confiança 95 %)</b>
Rotâmetro/ar	1,2 – 12,0 [ $m^3 / h$ ]	2 % (FE)
Rotâmetro/ar	9,0 – 84,0 [ $m^3 / h$ ]	2 % (FE)
Rotâmetro/água	0,15 – 1,6 [ $m^3 / h$ ]	2 % (FE)
Rotâmetro/água	1,0– 10,0 [ $m^3 / h$ ]	2 % (FE)
Transdutor de pressão absoluta	0 – 3,4 [ $bar$ ]	2 % (FE)
Transdutor de pressão diferencial	0 – 0,69 [ $bar$ ]	3 % (FE)
Agilent 34970A	100 [ $mV$ ] (VDC) 10 [ $V$ ] (VDC)	(0,04 + 0,005 $\bar{V}$ ) [ $mV$ ] (0,005 + 0,0035 $\bar{V}$ ) [ $V$ ]
Manômetro	0 a 7 [ $bar$ ]	2 % (FE)
Termopar tipo T (incluso incerteza do Agilent 34970 A)	-100 a 400 [ $^{\circ}C$ ]	1 [ $^{\circ}C$ ]

FE – Fundo de escala

$\bar{V}$  - Tensão média obtida pelo Agilent 34970A

Durante os experimentos foram registradas quedas de pressões através do transdutor diferencial que excederam o limite de sua faixa de operação. No entanto, foi verificado através de um manômetro com coluna de mercúrio que os pontos medidos mantiveram a linearidade da curva do transdutor. Desta forma, assumiu-se que, mesmo para essas condições, a incerteza de 3% de fundo de escala, conforme Tabela 3.1, poderia ser mantida.

São consideradas incertezas expandidas com intervalo de confiança igual a 95 %. No Anexo I, são apresentados os cálculos das incertezas dos instrumentos de medição, incluindo a análise de incertezas combinadas para os parâmetros calculados.

### 3.1.2 Sensor de Fração de Vazio

Sensores de impedância elétrica já existem em operação por muitas décadas e são largamente conhecidos em ambientes científicos e industriais, principalmente em sistemas líquido-vapor ou líquido-gás. São importantes instrumentos não somente para monitoramento dos escoamentos bifásicos como também para o fornecimento de importante parâmetro,  $\alpha$ , para obter mapas de padrões e coeficientes de transferência de calor, Rocha e Simões-Moreira (2004).

Neste trabalho, foi utilizado um sensor de impedância elétrica construído com as finalidades de determinar a fração de vazio média, de prever método para identificação dos regimes de escoamento e de fornecer maior precisão na determinação das vazões para um sistema bifásico do tipo líquido-gás. O sensor é composto de quatro pares de eletrodos, permitindo a obtenção de uma cobertura maior da área da seção transversal do escoamento. Através da aplicação de um sinal de tensão defasado de  $\pi/4$  (rad) para cada par de eletrodos adjacente e de  $\pi$  (rad) para cada eletrodo diagonalmente oposto, foi possível a criação de um campo elétrico girante ao redor da seção de teste, conforme esquema simplificado da Fig. 3.4.

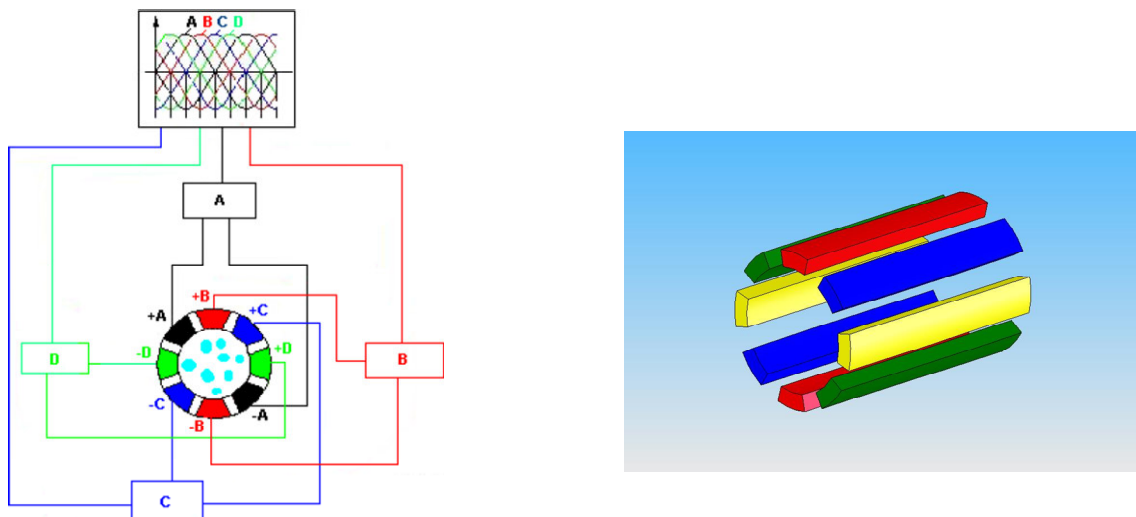


Figura 3.4 - Esquema do circuito elétrico do transdutor de impedância com campo elétrico girante com eletrodos diagonalmente opostos, Rocha (2006)

O princípio fundamental para o uso de uma configuração com vários pares de eletrodos igualmente espaçados é a redução da sensibilidade do sinal quanto ao problema da não-

uniformidade da distribuição de fração de vazio. Um estudo dos efeitos de assimetria da fração de vazio no sistema de medição realizado por Rocha e Simões-Moreira (2007) revelou bons resultados com relação às dificuldades fornecidas pela não-uniformidade na predição do parâmetro em análise.

A geometria dos sensores é estabelecida com o intuito de não perturbar o escoamento, permitindo melhor atuação do campo elétrico girante uniforme entre os eletrodos e sendo capaz de identificar as perturbações que ocorrem no sistema. Na verdade, devido à curvatura da superfície dos eletrodos o campo elétrico aplicado não é perfeitamente uniforme. Contudo, o que se perde em uniformidade de campo se ganha ao evitar os distúrbios provocados no escoamento como, por exemplo, aceleração, eventual mudança de regime etc. Um esquema simplificado do arranjo da montagem dos eletrodos que compõem o sensor é mostrado na Fig. 3.5, na qual os eletrodos de aço inoxidável possuem curvatura de forma a garantir a continuidade da seção da tubulação com o mesmo diâmetro.

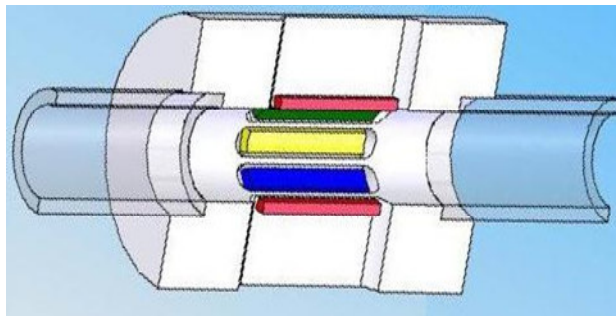


Figura 3.5 - Esquema simplificado da montagem dos eletrodos do sensor de fração de vazio

O sensor de fração de vazio é um sistema de medição, composto de oito eletrodos feitos de aço inoxidável e de um circuito eletrônico alimentado por uma fonte de tensão AC/DC e um gerador de função de onda senoidal.

O circuito eletrônico de transdução dos sinais provenientes dos sensores cujo diagrama de blocos é apresentado na Fig. 3.6 e, o circuito eletrônico, no Anexo II, foi projetado e construído pelo SISEA – Laboratório de Sistemas Energéticos Alternativos/Departamento de Engenharia Mecânica da Escola Politécnica da USP. O sinal de entrada no circuito é, neste trabalho, de 15 kHz e 6 Vpp, sendo defasado e invertido sem que sua amplitude seja alterada para cada par de eletrodos. Em seguida, o sinal é amplificado através dos chamados amplificadores de instrumentação, em série com os eletrodos diagonalmente opostos, sendo posteriormente retificado e filtrado. No processo de filtragem, são criados o sinal instantâneo, através de um filtro passa banda com frequências de corte

entre 0,6 e 100 Hz, e o sinal médio, através de filtro passa baixa com frequência de corte em 0,6 Hz. Por fim, os dois sinais de saída, um médio e um instantâneo, fornecidos por cada par de eletrodos são somados, tendo como resultado dois sinais globais que correspondem à média da soma dos sinais médios e à média da soma dos sinais instantâneos, conforme descrito em Rocha (2006).

A frequência do sinal de entrada de 15 kHz caracteriza uma operação do sensor com características resistivas.

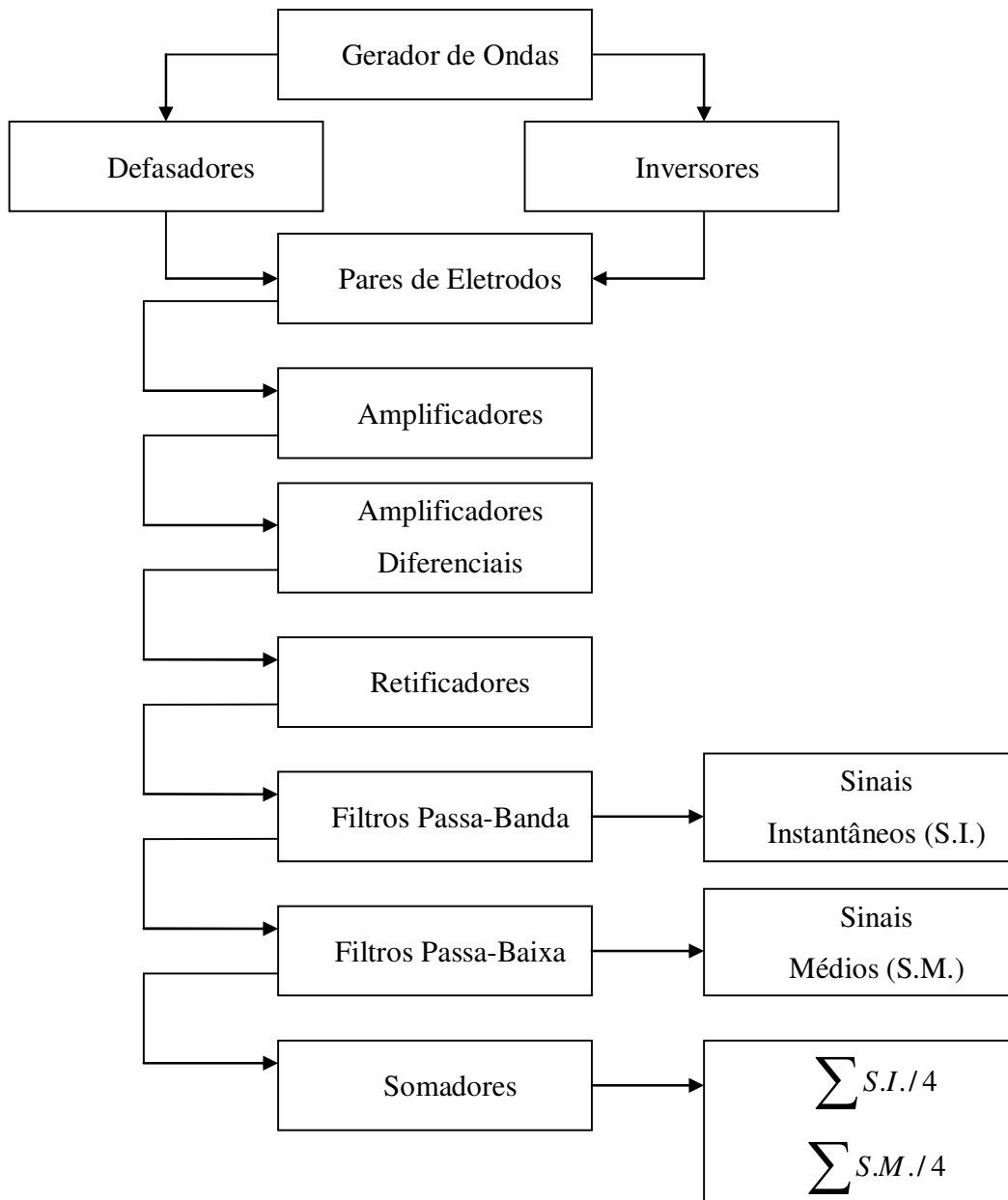


Figura 3.6 - Diagrama de blocos para o circuito eletrônico, conforme Rocha (2006)



O sinal correspondente à média da soma dos sinais médios é correlacionado com a fração de vazão média da seção transversal do escoamento bifásico, através da calibração dinâmica por válvulas manuais de fechamento rápido (VFR), justamente por ser livre de ruídos principalmente os provenientes da rede elétrica. Já o sinal correspondente à média da soma dos sinais instantâneos, é estudado de forma a identificar os padrões de escoamento. Os diferentes padrões de escoamento apresentam características dinâmicas diferentes, sendo possível a diferenciação entre os mesmos, conforme é mostrado pelos resultados no Anexo III.

### 3.1.2.1 Modelo Elétrico Elementar

Quando uma corrente alternada é aplicada a um meio, a razão tensão/corrente elétrica ( $V/I$ ), conhecida como impedância,  $Z$ , varia com a frequência da fonte de tensão aplicada, especialmente para os materiais não condutores, conforme Rocha e Simões-Moreira (2004). A impedância do meio bifásico no qual se deseja realizar as medidas pode ser considerada como o resultado de dois efeitos elétricos paralelos principais: a resistência e a capacitância do meio bifásico. No modelo elétrico elementar, Fig. 3.7, observa-se que a impedância  $Z$ , representada pelo circuito RC em paralelo, está em série com uma pequena resistência de carga,  $R_c$ , e uma fonte de tensão  $V(t)$ .

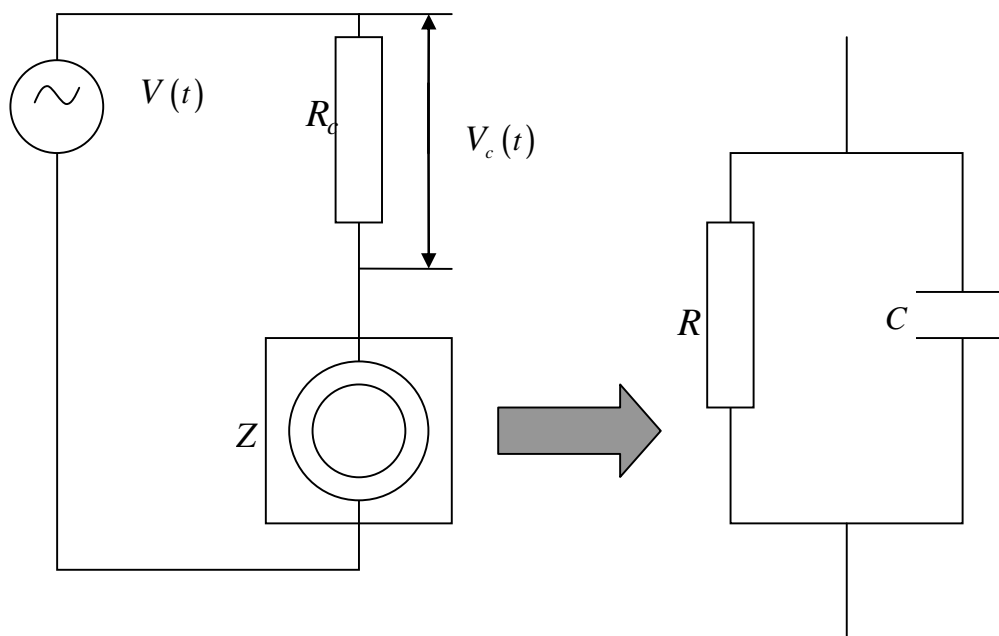


Figura 3.7 - Esquema simplificado do circuito elétrico equivalente do transdutor de impedância circuito RC, conforme Rocha (2006)

De acordo com a frequência da fonte de excitação, uma simples análise sobre o circuito RC pode determinar em que faixas o efeito resistivo ou capacitivo é predominante, ver Rocha (2006). Para que o efeito resistivo seja dominante, a seguinte condição deve ser satisfeita:

$$(\omega C)^2 \gg \left(\frac{1}{R}\right)^2 \quad (3.1)$$

onde  $\omega$  é a frequência angular. O produto  $RC$  está relacionado às propriedades elétricas do meio: a condutividade elétrica,  $K$  e a constante dielétrica,  $\epsilon$ , por

$$RC = \frac{\epsilon}{K} \quad (3.2)$$

A equação acima é útil, pois estabelece relação direta entre as grandezas elétricas médias, resistência e capacitância, com as propriedades elétricas correspondentes do meio. Tomando a água como substância que preenche o espaço entre os eletrodos, frequências muito menores que 110 kHz determinariam um funcionamento de caráter resistivo, enquanto o oposto acarretaria um funcionamento de caráter capacitivo.

O sistema composto pelos eletrodos e pelo circuito de processamento de sinais foi projeto pelo SISEA para atuar na faixa de impedância resistiva. Dessa forma, a frequência de operação do sistema foi escolhida para reduzir ao máximo os efeitos capacitivos. A escolha da frequência de operação também deve evitar o fenômeno da eletrólise que pode ocorrer na interface líquido-eletrodo. Rocha e Simões-Moreira (2007) indicam que tais efeitos são pouco significativos para frequências acima de 50 Hz, quando se trabalha com um sistema bifásico ar-água e eletrodos de aço inoxidável. A escolha da frequência de alimentação em 15 kHz satisfaz as duas condições impostas.

Estabelecidas as condições de alimentação do circuito e continuando a análise no circuito elétrico equivalente, é possível associar a queda de tensão na resistência de carga,  $V_c$ , diretamente à impedância de caráter resistivo,  $Z$ , e medida pelos amplificadores operacionais do circuito eletrônico com a correspondente condutividade elétrica média,  $K$ , através da Eq. (3.3), conforme Rocha (2006).

$$\frac{K}{K_w} \approx \left( \frac{V_c - V_A}{V_w - V_A} \right) \quad (3.3)$$

onde os sub-índices “A” e “W” se referem ao ar e à água, respectivamente, ocupando isoladamente a seção de testes. De modo a atenuar os efeitos provocados por impurezas, salinidade e temperatura, sendo a condutividade dos fluidos extremamente dependente deste último; esta equação é escrita de forma adimensional. É importante mencionar que previamente à execução dos testes a água foi filtrada no laboratório LEPTEN. Silva *et al.* (2000) citam os problemas na determinação das frações volumétricas em escoamentos óleo-água relacionados à mudança na condutividade da mistura, principalmente com a presença de água salgada.

### 3.1.3 Tubo de Venturi e Placa de Orifício com Tomadas em Canto

Na determinação da queda de pressão e na predição da vazão mássica dos escoamentos bifásicos ar-água são utilizados venturi e placa de orifício com tomadas em canto de acordo com a norma NBR ISO 5167-1/1994 da ABNT para escoamento monofásico. A razão entre o diâmetro do orifício da placa ou da garganta do venturi e o diâmetro da seção do tubo,  $\beta$ , é de 0,5.

Na Fig. 3.8, é apresentada a vista em corte lateral da seção longitudinal do venturi.

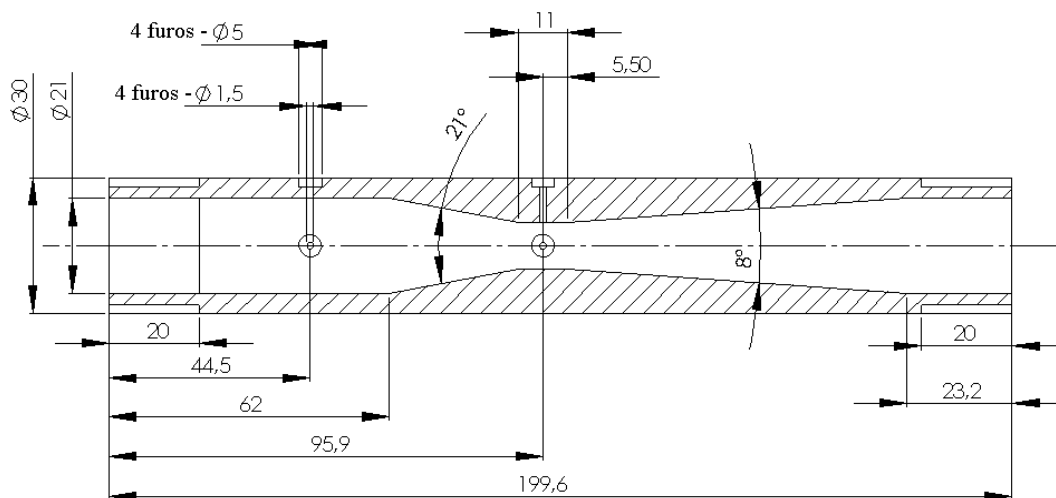


Figura 3.8 - Vista em corte lateral da seção longitudinal do venturi

Collier e Thome (1996) comentam que para ângulos máximos de convergência entre 5° a 7°, as mudanças de seção transversal podem ocorrer sem descolamento, reduzindo, assim, a dissipação viscosa.

Na Fig. 3.9, são apresentados os desenhos em perspectiva da placa de orifício com tomadas de pressão nos cantos.

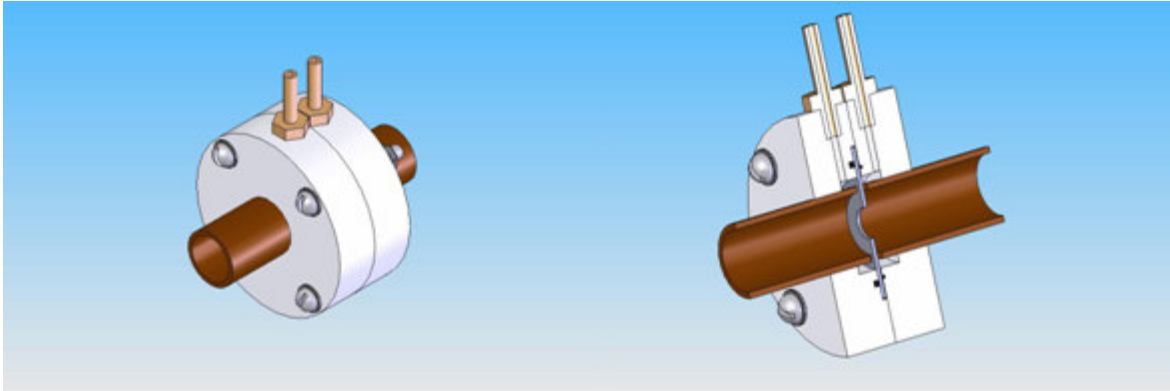


Figura 3.9 - Representações tridimensionais da placa de orifício com tomadas em canto

Tubos de venturi e placas de orifício são tradicionais medidores de vazão com redução de seção para escoamento monofásico, tendo bom comportamento na região turbulenta para altos números de  $Re_D$ . De modo geral, as perdas por atrito são maiores em placas de orifício pelo fato de a presença das mesmas provocar o descolamento da camada limite, dando origem a zonas de recirculação tanto a montante quanto a jusante da placa, aumentando, assim, as perdas por dissipação viscosa. Já no venturi, caso não haja o descolamento da camada limite, ocorrem reduzidas perdas por atrito e, dessa forma, a recuperação da energia de pressão acontece, praticamente, de forma integral após alguns diâmetros a jusante do medidor.

Para uma comparação inicial, são medidas as quedas de pressão na placa de orifício e na convergência do venturi com as calculadas pela equação de Bernoulli para escoamento invíscido, Eq. (3.4),

$$\Delta P = \frac{V_1^2}{2} \left( \frac{1}{\beta^4} - 1 \right) \rho \quad (3.4)$$

onde  $V_1$  representa a velocidade média na seção a montante,  $\beta$ , a razão entre o diâmetro do orifício da placa ou da garganta do venturi e o diâmetro da seção do tubo,  $\rho$ , a massa específica e  $\Delta P$ , o diferencial de pressão. Nota-se a ausência do termo referente à queda de pressão pelos efeitos gravitacionais devido aos escoamentos serem realizados na seção de teste horizontal. Na Fig. 3.10, é apresentada tal comparação, notando-se que os pontos experimentais das diferenças de pressão no venturi se aproximam da curva referente ao escoamento de fluido ideal, conforme a Eq. (3.4).

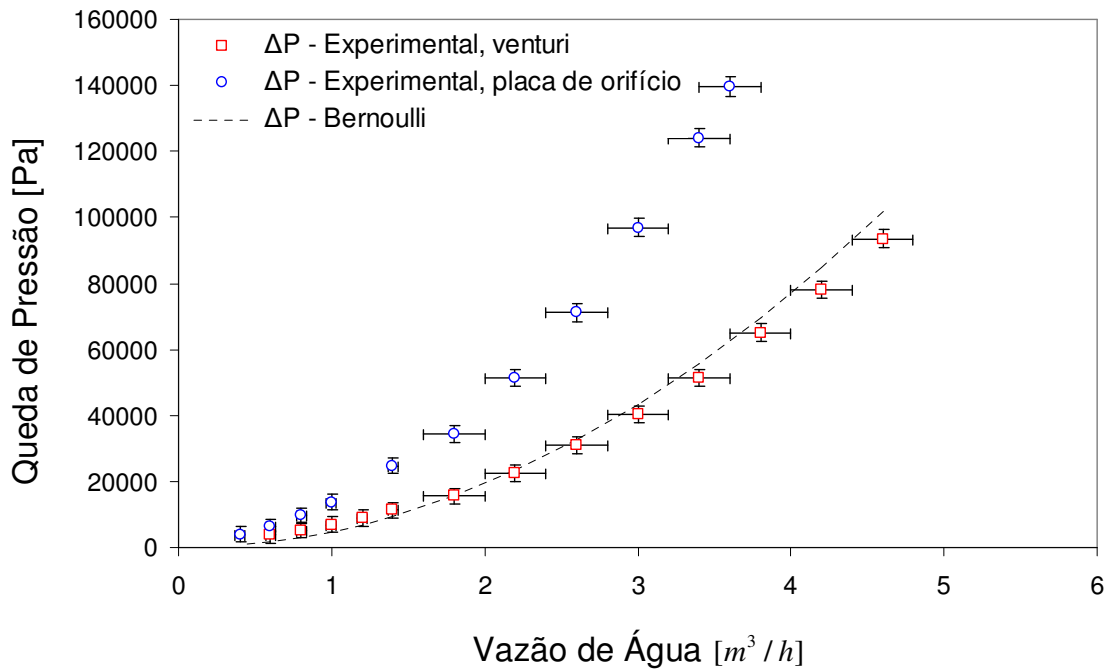


Figura 3.10 - Diferença de pressão medida no venturi e na placa de orifício e calculada através da equação de Bernoulli

Com relação às incertezas, também é notado o aumento das incertezas das vazões medidas a partir da utilização de rotâmetro com maior fundo de escala: incerteza do tipo B. As incertezas da diferença de pressão variaram de  $\pm 2,3$  até  $\pm 3,0$  kPa, já incluída a incerteza da tensão medida pelo sistema de aquisição de dados.

## 3.2 Procedimento Experimental

### 3.2.1 Calibração do Sensor e Condições Testadas

A calibração do sistema de medição de fração de vazio consiste em correlacionar a condutividade média adimensional,  $\frac{K}{K_w}$ , obtida a partir da medição da queda de tensão na resistência de carga,  $V_c$ , com as medições de fração de vazio média,  $\alpha$ , através de válvulas de fechamento rápido em um sistema dinâmico.

Vazões de ar e água de até  $13 m^3/h$  e  $4,6 m^3/h$ , respectivamente, foram utilizadas, atingindo-se títulos da ordem de até 0,25. Pressões absolutas de 2 até 3 bar e temperatura média dos fluidos na seção de teste de 20 até 24 °C foram atingidas. As diferenças na temperatura foram causadas por mudanças na temperatura ambiente. Admitiu-se a hipótese de escoamento adiabático. Dentro dos limites, acima, a fração de vazio média variou de 0,02 até 0,95. Conforme

esquemático na Fig. 3.11, limitando a calibração a partir dos parâmetros especificados, testes foram realizados na horizontal e na vertical no sentido ascendente. Na Tabela 3.2, é apresentado o resumo das condições de teste para a calibração do sistema.

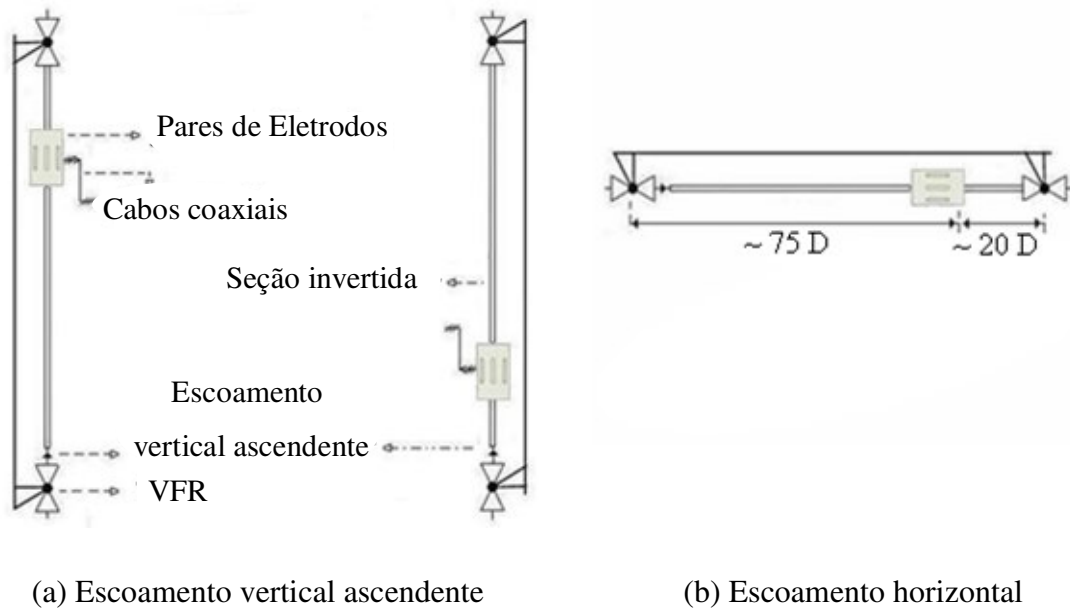


Figura 3.11 - Seção de teste para calibração do sensor de fração de vazão

Tabela 3.2 – Condições de teste para a calibração do sistema de medição da fração de vazão

Variáveis do escoamento	Condições experimentais a montante do sistema de medição de fração de vazão
Fração de vazão [-]	$0,02 < \alpha < 0,95$
$Re_{D,l}$ [-]	$2550 < Re_{D,l} < 76500$
Título [-]	$0,0004 < x < 0,25$
Vazão mássica de água [ $kg/h$ ]	$150 < m_l < 4000$
Vazão mássica de ar [ $kg/h$ ]	$1,55 < m_g < 51,20$
Temperatura [ $^{\circ}C$ ]	$20 < T < 24$
Pressão [ $MPa$ ]	$0,19 < P < 0,31$
Massa específica do ar [ $kg/m^3$ ]	$2,2 < \rho_g < 3,6$
Massa específica da água [ $kg/m^3$ ]	$997,1 < \rho_l < 998,2$
Razão entre as massas específicas [-]	$291 < \frac{\rho_l}{\rho_g} < 444$

O diâmetro interno da tubulação é de 21 mm. A linha média do sensor estava localizada a 75 diâmetros de distância no trecho da seção reta da tubulação. Se desconsiderarmos a perturbação ao escoamento devido à geometria variável da válvula totalmente aberta, essa distância atinge aproximadamente 90 diâmetros em trecho reto. A descrição citada vale tanto para a posição vertical quanto para a posição horizontal.

A preocupação em relação ao número de diâmetros do trecho reto visa a avaliar se o escoamento completamente desenvolvido seria atingido durante os testes a fim de se considerar valores médios da fração de vazio isentos de distorções. Em escoamentos bifásicos, essa distância é passível de discussões. De acordo com Collier e Thome (1996), o perfil de velocidade para escoamento monofásico se torna completamente desenvolvido após percorrer uma distância equivalente de 10 a 12 diâmetros sem perturbação, enquanto em escoamentos bifásicos, essa distância pode ser de até 10 vezes o comprimento mencionado. Em Arosio e Guilizzoni (2006) é estudado o efeito de singularidades na fração de vazio para escoamentos ar-água.

Para realizar as medições de fração de vazio, dois métodos diferentes foram empregados nos testes com o escoamento na vertical e na horizontal. Para os escoamentos horizontais, após o fechamento das válvulas, a massa de água confinada no trecho da tubulação entre as válvulas era pesada em uma balança de precisão, cuja incerteza é de  $\pm 0,05$  g, e o seu volume equivalente calculado a partir da massa específica da água nas condições ambientais. Como o volume interno do trecho da tubulação era previamente conhecido, a razão entre a diferença entre os volumes total e de água e o volume total equivale à fração de vazio média no trecho de tubulação entre as duas válvulas. Informações sobre incertezas e as referências utilizadas no cálculo da massa específica se encontram no Anexo I.

Para os escoamentos verticais, a fim de reduzir o tempo despendido entre os testes e aumentar o número de pontos da calibração, foi adotada uma calibração visual através de escala colada ao tubo de acrílico da seção de testes, cuja incerteza é de  $\pm 0,5$  mm. Após o fechamento das válvulas, a coluna de água era separada da coluna de ar através de ação da gravidade, sendo possível verificar o volume ocupado pelos dois fluidos e, então, obter a fração de vazio média.

No entanto, na calibração do escoamento vertical não era possível, em alguns casos, visualizar a interface das colunas de líquido e gás, verificar o volume de água quando a mesma se encontrava na região ocupada pelo sensor. Para preencher a lacuna deixada na calibração vertical, a seção de testes foi invertida conforme esquema mostrado na Fig. 3.11 (a). Com a seção invertida também era possível verificar se a posição do sensor na seção de testes vertical afetaria a calibração;

já que o escoamento atingiria a região do sensor após percorrer apenas 20 diâmetros sem ser perturbado.

Foram medidos 111 pontos: sendo 29 para escoamentos horizontais e 82 para escoamentos verticais. Dos 82 pontos medidos na vertical, 10 foram realizados com a seção de teste na posição invertida conforme Fig. 3.11 (a). Cada ponto representa a média de 5 medidas, num total de 555 testes.

Cada medição durava cerca de 20 segundos e o aparelho multiplexador Agilent 34970A coletava medidas da queda de tensão na resistência de carga do circuito que alimenta o sensor de fração de vazio, apresentando incertezas de medição para cada tensão medida de acordo com as especificações da Tabela 3.1. Como a condutividade média adimensional está relacionada com a queda de tensão adimensional na resistência de carga de acordo com a Eq. (3.3), foi necessária a obtenção prévia dos sinais de tensão referentes aos escoamentos de ar,  $V_A$ , e de água,  $V_W$ . Por fim, a partir da tensão adimensional calculada através dos valores empíricos de  $V_W$ ,  $V_A$  e  $V_C$ , encontrava-se a condutividade adimensional correspondente.

Os pontos da calibração do sensor de fração de vazio para escoamentos verticais estão representados na Fig. 3.12, no mapa de padrões de escoamento bifásico ar-água vertical ascendente de Hewitt e Roberts (1969), apud Carey (1992); e na Fig. 3.13, no mapa de padrões de escoamento bifásico ar-água horizontal de Baker (1954), apud Whalley (1987); ambos citados no item 2.2.3. Alguns dos pontos estão sobrepostos por se tratarem de gráficos logarítmicos.



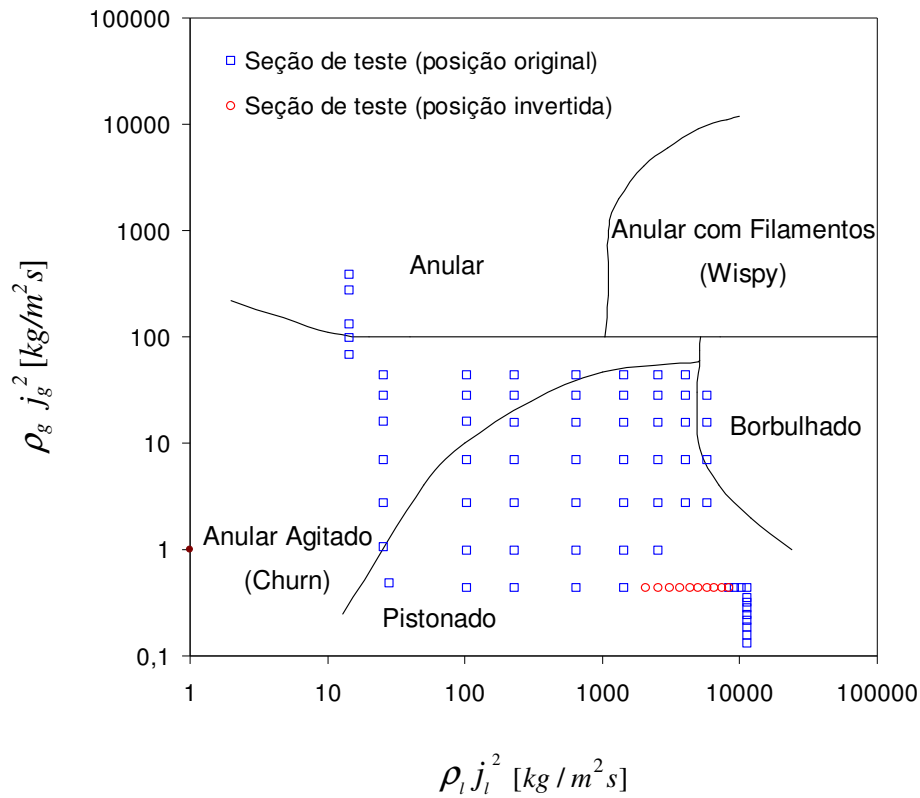


Figura 3.12 - Pontos da calibração vertical representados no mapa de padrões de Hewitt e Roberts, (em Carey, 1992)

Como pode ser observado, buscou-se a inclusão de diversos padrões de escoamento com o objetivo de avaliar o comportamento do medidor de fração de vazio com relação às diferentes configurações geométricas entre os fluidos. Na seção vertical, os padrões anular, anular agitado, borbulhado e pistonado foram atingidos, enquanto, na seção horizontal, foram atingidos os padrões anular, borbulhado e pistonado. Tais pontos representam o limite de trabalho da bancada experimental com os equipamentos atualmente disponíveis.

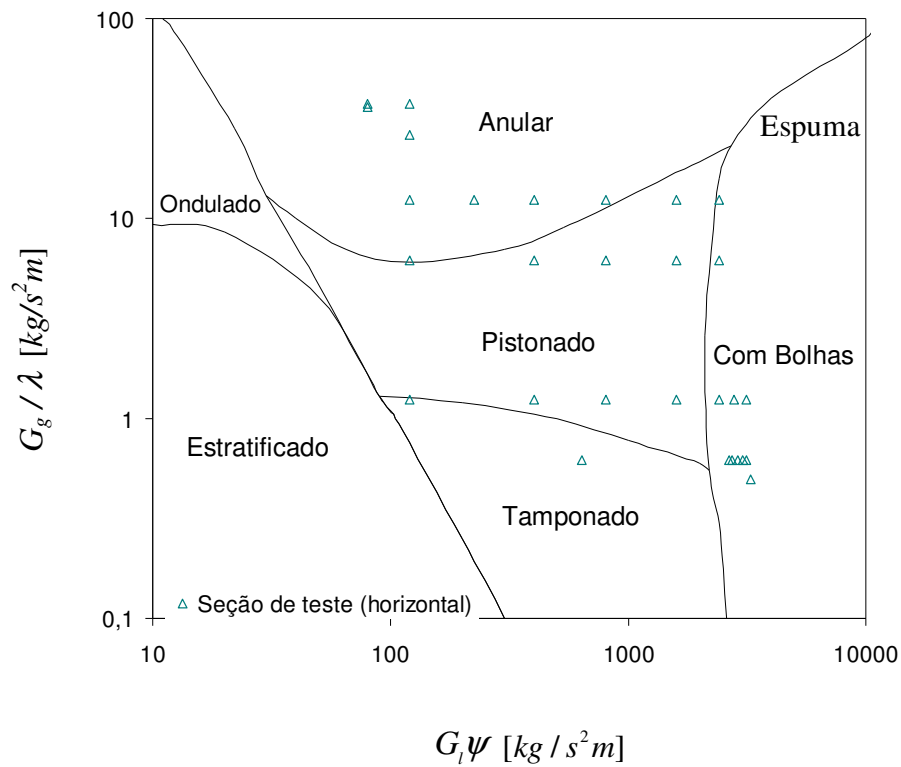


Figura 3.13 - Pontos da calibração horizontal representados no mapa de padrões de Baker, (em Whalley, (1987))

Através de observações visuais foi constatada a confiabilidade dos mapas na identificação dos padrões de escoamento; o que já era esperado por se tratarem de testes em condições experimentais semelhantes.

### 3.2.2 Curva de Calibração do Sensor

Os pontos da calibração vertical, incluindo os pontos da seção invertida, são apresentados na Fig. 3.14, onde os pontos experimentais da fração de vazio média, obtidos com a técnica de VFR, estão mostrados em função da condutividade adimensional,  $K/K_w$ . É visto nesse gráfico que a ausência de quadrados na faixa de fração de vazio de 0,2 a 0,35 é causada pela presença do sensor. O ajuste da seção de forma invertida permitiu uma coleta de dados evitando a lacuna deixada como comentado anteriormente.

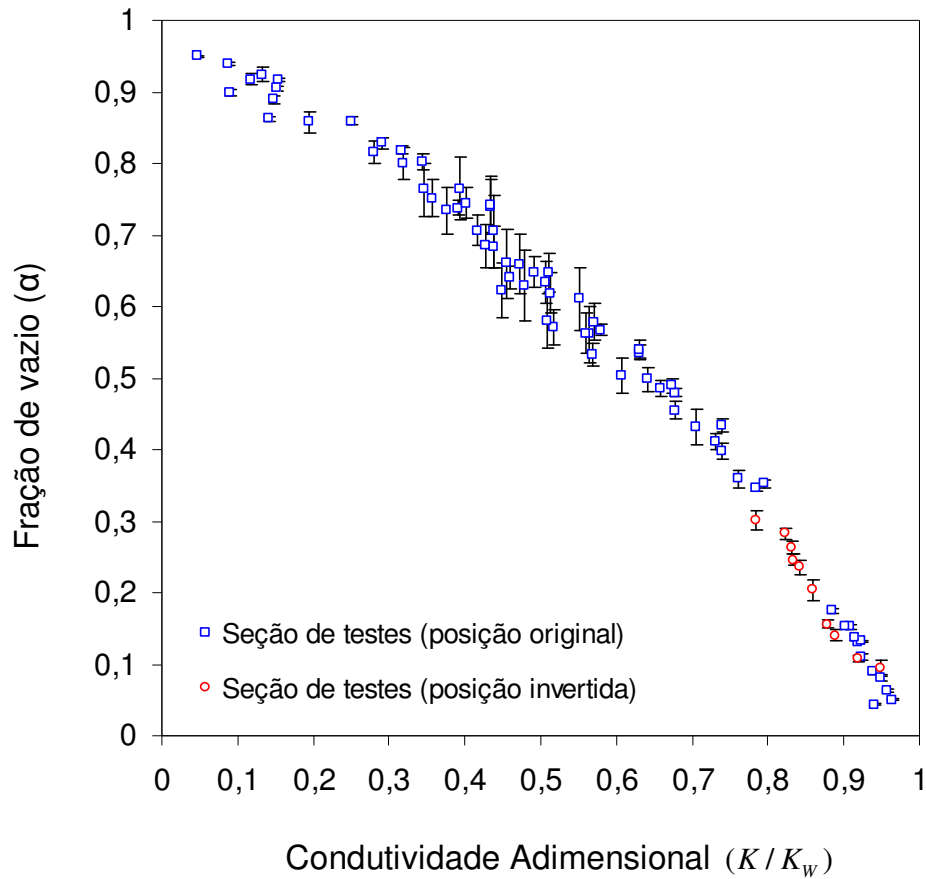


Figura 3.14 - Pontos experimentais do escoamento vertical para a calibração do sistema de medição de fração de vazio

Na avaliação das incertezas foi adotado um intervalo de confiança de 95 % a partir da distribuição de Student, representando a faixa provável de se encontrar a média da fração de vazio média, conforme Anexo I. Analisando as medições nos testes verticais, observa-se que o valor da incerteza média calculada para a faixa de fração de vazio de  $0 < \alpha < 0,3$  é de 0,006 e, para a faixa de  $0,8 < \alpha < 1$ , é de 0,007. No mapa de padrões de Hewitt (1969), os pontos da primeira faixa são os que se encontram no padrão borbulhado ou na transição deste para o padrão pistonado; a segunda faixa citada se refere ao padrão anular ou da transição deste para anular agitado. Nessas faixas experimentais, o escoamento bifásico apresenta uma configuração espacial dos fluidos com maior constância, proporcionando uma menor variação nos valores medidos.

Já na faixa restante de  $0,3 \leq \alpha \leq 0,8$ , o valor da incerteza média calculada é de 0,025, portanto, maior que os valores das incertezas calculadas para as faixas, acima. Neste caso, o escoamento bifásico por se tornar pistonado apresenta grande intermitência, caracterizado pelos bolsões de ar seguidos de regiões de líquido com pequenas bolhas. Nesse regime de escoamento,

ocorre aumento das incertezas, já que o número de bolsões de ar contidos na seção de testes pode variar dependendo do momento no qual as válvulas de fechamento rápido são acionadas.

É importante frisar que as incertezas analisadas decorrem daquelas associadas a uma série de observações. É desconhecida a incerteza do sistema de medição, sendo considerada nula por não se dispor de equipamento mais sofisticado para sua avaliação.

Também foi constatado que os pontos medidos com a inversão da seção de testes preenchem a lacuna deixada seguindo a mesma tendência de uma possível curva de ajuste a ser traçada na calibração vertical. Dentro desse raciocínio, a posição do sensor na seção de testes vertical parece não afetar a calibração. Essa preocupação se deve ao fato de se imaginar se a ausência de escoamento completamente desenvolvido interferiria nas medições, pois a fração de vazio poderia apresentar variações ao longo da seção de teste.

Os pontos da calibração horizontal são mostrados na Fig. 3.15. O procedimento para avaliação das incertezas foi o mesmo indicado anteriormente, adotando-se igual intervalo de confiança para se encontrar a média das medidas.

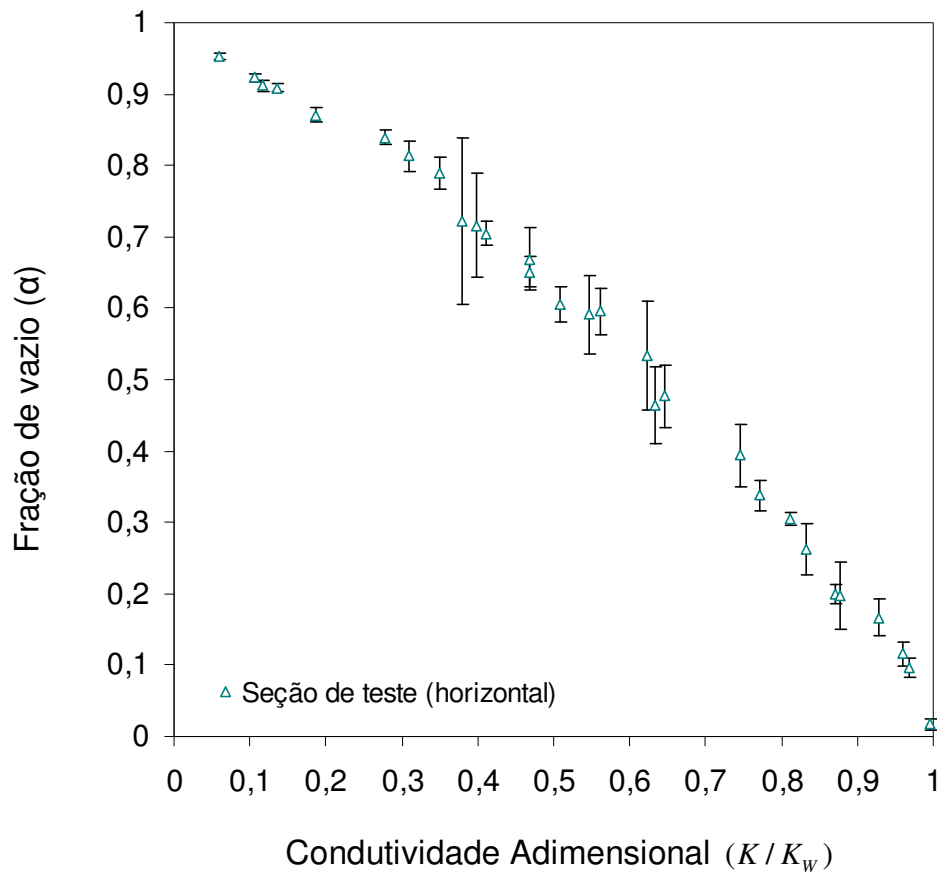


Figura 3.15 - Pontos experimentais do escoamento horizontal para a calibração do sistema de medição de fração de vazio

A análise de incertezas para a calibração horizontal é semelhante a da anterior, exceto por apresentar maiores incertezas na região de baixa fração de vazio. De forma geral, o método utilizado na calibração horizontal apresenta um pequeno aumento das incertezas referentes à série de observações. É possível que o aumento das incertezas seja influenciado por diferenças existentes entre os padrões dos escoamentos vertical ascendente e horizontal.

É notado que uma possível curva de ajuste a ser traçada entre os pontos medidos tem o mesmo padrão que encontraríamos na calibração vertical. O sensor parece ser capaz de ter bom desempenho mesmo com as interferências associadas às assimetrias provocadas pela ação da gravidade na distribuição das fases no escoamento horizontal, pelos diferentes regimes de escoamento e pela mudança de posição na seção de testes vertical. O sistema com vários pares de eletrodos e campo elétrico girante aparenta ser insensível às não uniformidades do escoamento. É possível imaginar que o mesmo possa apresentar um comportamento semelhante para outros padrões e diferentes inclinações da seção de teste.

Na Fig. 3.16, são apresentados todos os pontos experimentais levantados durante a calibração do sensor de fração de vazio, tanto para o escoamento horizontal como para o escoamento vertical.

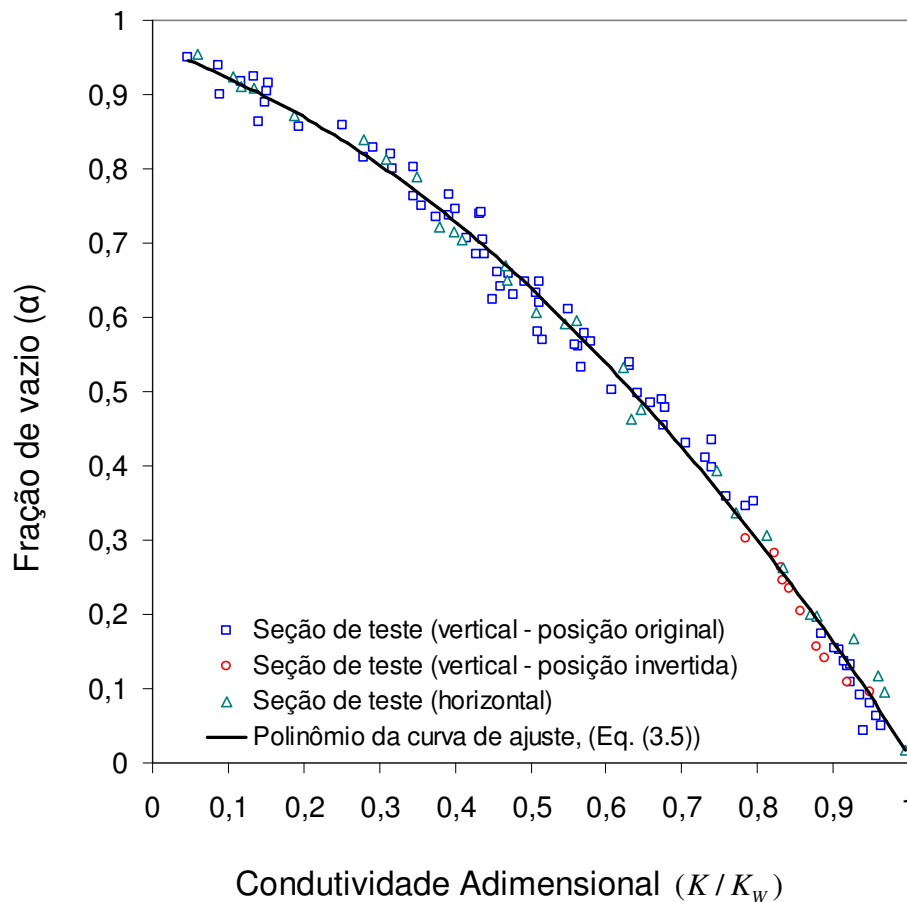


Figura 3.16 - Curva de calibração do sistema de fração de vazio

A partir de uma regressão linear, através do método dos mínimos quadrados foi obtida a curva de ajuste ou curva de calibração do sistema de medição de fração de vazio, sendo representada pelo seguinte polinômio de segundo grau:

$$\alpha = -0,6080 \left( \frac{K}{K_w} \right)^2 - 0,3431 \left( \frac{K}{K_w} \right) + 0,9628 \quad (3.5)$$

De posse da curva de calibração, Eq. (3.5), é possível comparar os resultados aqui obtidos com os de outros autores que utilizaram diferentes procedimentos experimentais e sistema de medição de fração de vazio, como é o caso em Pereira (2006) que realizou um trabalho na mesma bancada, porém com sensor com um par de eletrodos, com campo elétrico fixo e escoamento vertical ascendente. A comparação também pode ser estendida aos resultados obtidos por Rocha e

Simões-Moreira (2007) que utilizaram um sistema de medição de fração de vazio composto pelo mesmo circuito eletrônico de processamento de sinais, porém em outra bancada de teste sob procedimentos e condições experimentais distintos. As diferentes curvas são apresentadas na Fig. 3.17.

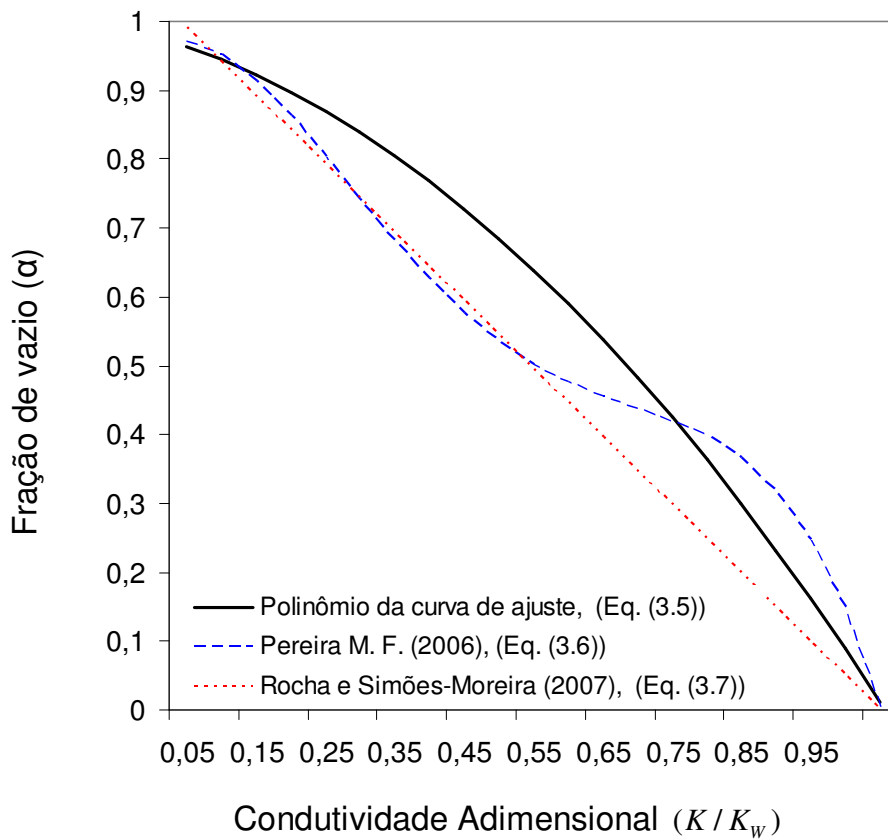


Figura 3.17 - Comparação entre diferentes curvas de calibração

A curva de calibração obtida por Pereira (2006) é apresentada na Eq. (3.6). Tal sistema de medição de fração de vazio foi desenvolvido pelo LABSOLDA-EMC-UFSC, sendo composto por um único par de eletrodos.

$$\alpha = -6,101 \left( \frac{K}{K_w} \right)^4 + 10,73 \left( \frac{K}{K_w} \right)^3 - 5,478 \left( \frac{K}{K_w} \right)^2 - 0,1166 \left( \frac{K}{K_w} \right) + 0,9698 \quad (3.6)$$

De forma geral, a curva de calibração deste trabalho quando comparada com a de Pereira (2006) se apresenta menos afetada pelas não-uniformidades do escoamento bifásico, principalmente na transição do regime borbulhado para o pistonado. Além das diferenças entre cada circuito eletrônico de geração e processamento dos sinais, é possível que o sistema de medição com vários pares de eletrodos e com campo elétrico girante tenha sido o ponto importante na calibração da

fração de vazio média. No caso do Pereira (2006), o sensor operou no modo capacitivo e foi alimentado com 500 kHz.

Rocha e Simões-Moreira (2007) obtiveram duas curvas de calibração semelhantes para dois conjuntos de pares de eletrodos distintos. Uma das obtidas curvas é apresentada na Eq. (3.7).

$$\alpha = 0,99\left(1 - \frac{K}{K_w}\right) \quad (3.7)$$

A Eq. (3.7) é uma aproximação linear diferente do polinômio de segundo grau proposto na Eq. (3.5). Foi constatada que, na obtenção da curva proposta por Rocha e Simões-Moreira, Eq. (3.7), a alimentação do sistema ocorreu por meio de uma onda senoidal em 5 kHz e 3 Vpp. Neste trabalho, o circuito foi alimentado com 15 kHz e 6 Vpp. Ambos os critérios respeitam os limites indicados no manual do circuito eletrônico.

Quanto às condições de teste, a curva fornecida pelo SISEA foi obtida pelo método gravimétrico, no qual ar é injetado em uma coluna de água em repouso, na faixa de  $0 < \alpha < 0,17$  e pelo método de válvulas de fechamento rápido acionadas por válvulas solenóides na faixa que vai de  $0,17 < \alpha < 0,7$ . Nessas condições as pressões de trabalho são menores que as utilizadas no trabalho dinâmico da presente dissertação. Falcone *et al.* (2002) comentam a influência dos regimes de escoamento e da pressão na resposta dos sensores de impedância. Segundo os autores, grandes diferenças no sinal podem ser detectadas se o padrão for anular ou borbulhado.

No presente trabalho, os pontos coletados possuem maior abrangência quanto a gama de regimes de escoamento, quanto à direção do escoamento, vertical ascendente e horizontal, quanto à fração de vazio; sendo coletados de modo dinâmico a partir de diferentes vazões dos fluidos, resultando num polinômio de segundo grau.

No entanto, observando-se cuidadosamente a Fig. 3.17, nota-se que uma aproximação linear da curva de ajuste (3.5) da faixa de  $0 < \alpha < 0,7$  também é possível. Contudo, nota-se uma diferente inclinação quando comparada à Eq. (3.7).

Resumindo, as diferenças entre as curvas, Eq. (3.5) e Eq. (3.7), justificam-se pelos diferentes procedimentos experimentais, condições de teste e de alimentação do sistema de medição e, também, devido aos diferentes erros sistemáticos de cada bancada. Dentre as variáveis do último caso podem ser consideradas as diferenças do sistema de medição provenientes do processo de filtragem da água, da operação das válvulas e da interferência dos misturadores de ar-água no escoamento bifásico.



### 3.2.3 Método de Medição das Vazões

Para que sejam conhecidas as condições do escoamento a montante, e a diferença de pressão sobre o venturi ou sobre a placa de orifício, transdutores de pressão diferencial e absoluto, além de termopares, foram utilizados de acordo com o arranjo mostrado na Fig. 3.18. É importante lembrar que a instalação do sensor de fração de vazio foi realizada de modo a não alterar o diâmetro da tubulação.

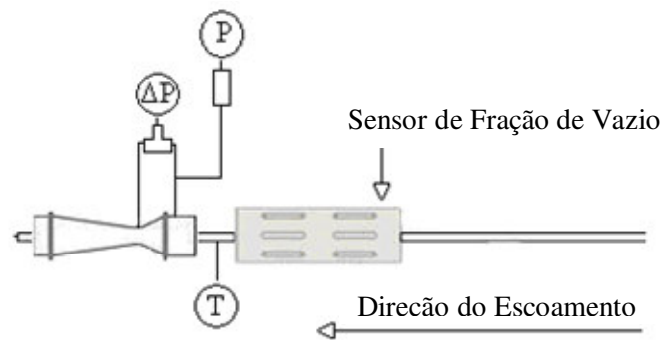


Figura 3.18 - Esquema simplificado da instrumentação do sistema composto por sensor de fração de vazio acoplado a venturi ou placa de orifício

Dessa forma, as variáveis medidas  $\Delta P$ ,  $P$ ,  $T$  e  $\alpha$  devem ser manipuladas de forma a se encontrar as vazões individuais sem que se faça uso das informações fornecidas pelos rotâmetros; informações essas que são usadas apenas para avaliação das correlações utilizadas.

O caminho escolhido para o cálculo das vazões foi o de desenvolver um método mecanicista para a medição das vazões a partir de correções sobre as equações para escoamento monofásico, com base em modelos semi-empíricos para escoamento bifásico, conforme foi visto no item 2.4, seguindo a equação proposta por Zhang *et al.* (1992).

Para tanto, duas equações são necessárias para o conhecimento das vazões individuais. A primeira delas é fornecida através da Eq. (2.9) onde deve ser obtida a informação do título de gás.

As massas específicas podem ser calculadas através de medições de pressão absoluta e de temperatura a montante do tubo de venturi ou da placa de orifício. A fração de vazio média é medida pelo sistema calibrado posicionado antes dos elementos deprimogênicos. Falta, ainda, determinar o fator de escorregamento  $S$ , conforme a Eq. (2.9). Uma análise detalhada do fator de escorregamento é realizada no item 4.2.

A segunda equação é fornecida pela Eq. (2.26) apresentada no item 2.4. Como as vazões de ar aqui utilizadas permitem classificar o escoamento como incompressível, já que o número de Mach permanece menor do que 0,3, considera-se  $Y_{bi}$  igual à unidade. Os efeitos térmicos são desprezíveis, sendo  $F_a = 1$ . O termo  $K_L$  é dado pelas correlações semi-empíricas apresentadas no item 2.4.2 para escoamentos bifásicos. Falta ainda definir o coeficiente de descarga bifásico.

Em escoamentos monofásicos, o conhecimento de  $C_d$  e da queda de pressão é suficiente para o cálculo da vazão, supondo-se conhecidos  $Y$  e  $F_a$ . O uso prático e simples dos medidores deprimogênicos se dá em escoamentos monofásicos turbulentos para altos números de  $Re_D$ , já que o perfil de velocidades se aproxima da hipótese de velocidade constante na seção de medição das pressões. Nessas condições, é possível considerar o coeficiente de descarga constante, sendo necessário somente a medição da diferença de pressão para o conhecimento da vazão.

Em escoamentos bifásicos, a presença da segunda fase promove mais distúrbios às hipóteses inicialmente formuladas. Dessa forma, a predição da vazão total é realizada para baixos títulos,  $x \leq 0,011$ , de modo a não se afastar das simplificações assumidas.

Dando seqüência à descrição do procedimento experimental e voltando à Eq. (2.26), observa-se a necessidade de definir o coeficiente de descarga,  $C_d$ , para escoamento bifásico. O coeficiente de descarga utilizado é, a exemplo de Mattar *et al.* (1979) e de Zhang *et al.* (1992), o coeficiente de descarga para o número de Reynolds para a vazão de líquido,  $Re_{D,l}$ . Rearranjando a Eq. (2.26) para definir  $C_d$  para escoamento monofásico de água ( $K_L = 1$ ), pode-se avaliar o comportamento de  $C_d$  em função de  $Re_{D,l}$ , conforme a equação, abaixo.

$$C_d = \frac{m\sqrt{1-\beta^4}}{A_2\sqrt{2\rho_l\Delta P}} \quad (3.8)$$

Na Fig. 3.19, são apresentados os resultados de  $C_d$  para escoamento de água, em função do número de  $Re_{D,l}$ .

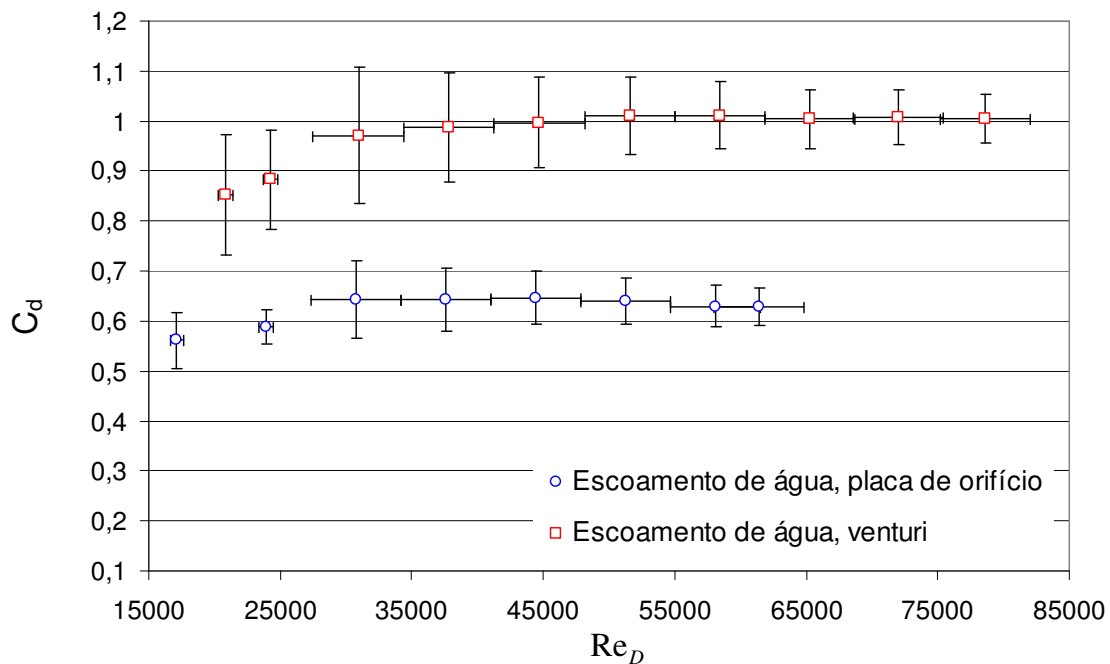


Figura 3.19 - Coeficiente de descarga para venturi e placa de orifício em função do número de Reynolds para escoamentos de água (monofásico)

Observa-se que para crescentes números de  $Re_{D,l}$ , o coeficiente de descarga apresenta menores variações, já que o perfil de velocidade turbulento se aproxima de um perfil de velocidade constante na seção, sofrendo pequenas mudanças com o aumento da vazão de água. Para  $Re_{D,l} < 25.000$ , o coeficiente de descarga tem grande variação, caindo bruscamente em função de se afastar da hipótese de velocidade uniforme na seção.

Dessa forma, as predições da vazão mássica são realizadas apenas para  $Re_{D,l} > 25.000$ , onde o coeficiente de descarga pode ser considerado constante e não há necessidade da informação da vazão para sua correção. Os valores aproximados de  $C_d$  verificados para o tubo de venturi e para a placa de orifício com tomadas em canto para a faixa em questão são, respectivamente, 0,98 e 0,61; em acordo com a norma NBR ISO 5167-1/1994.

Os valores RMS dos desvios do coeficiente de descarga obtidos experimentalmente em relação ao coeficiente de descarga previsto pela norma NBR ISO 5167-1/1994 foi de 5,2 % para a placa de orifício e de 5,6 % para o tubo de venturi.

Com relação às incertezas de  $Re_{D,l}$  apresentadas na Fig. 3.19, observam-se moderadas incertezas para  $Re_{D,l} < 30.000$ , ocorrendo o contrário para  $Re_{D,l} > 30.000$ . Nessa transição, atinge-se final de escala de um dos rotâmetros. Como a incerteza dos rotâmetros é 2 % do fundo de

escala, a incerteza dos valores de  $Re_D$  aumenta em função do uso do rotâmetro de maior faixa de operação.

Como a avaliação das incertezas dos rotâmetros e do transdutor de pressão diferencial é do tipo B, à medida que as medições ocorrem próximo ao valor do fundo de escala as incertezas relativas dos instrumentos de medição diminuem. A partir de  $Re_{D,l} > 30.000$ , as incertezas de  $C_d$  crescem pelo uso de um rotâmetro de maior fundo de escala e, em seguida, ocorre a tendência da redução da incerteza combinada de  $C_d$ . As análises são aplicadas tanto para o venturi como para a placa de orifício.

Também é observado para  $Re_{D,l} > 30.000$  que os coeficientes medidos estão superestimados quando comparados com os valores fornecidos pela norma. No venturi, os valores chegam a ser superiores à unidade. Pode ser observado que nessa faixa do número de Reynolds, os valores do coeficiente de descarga, tanto para venturi quanto para placa, possuem um erro sistemático que deveria ser subtraído para a apresentação de valores condizentes com a norma. Parte desse erro sistemático se deve a pequenos vazamentos anteriores à seção de teste que contém o volume de controle onde essa análise é realizada. Observando a Eq. (3.8) vemos que os valores do fluxo de massa utilizado são aqueles medidos no rotâmetro num trecho da bancada distante da região dos elementos medidores de pressão diferencial. Para que testes futuros tenham melhor desempenho e precisão, recomendações são apresentadas no item 5.1 do presente trabalho.

### 3.3 Resumo do Capítulo

Neste capítulo, foram apresentadas as descrições da bancada experimental, dos equipamentos, dos instrumentos de medição e do sistema de aquisição de dados utilizados. São também informadas, através da Tabela 3.1, as incertezas referentes aos aparelhos de medição.

São ainda contempladas as descrições dos elementos deprimogênios, placa de orifício e tubo de venturi, e do sensor de fração de vazio, fundamentado na aplicação de um campo elétrico girante em quatro pares de eletrodos e empregado na faixa resistiva de medição, incluindo-se a sua montagem e o seu princípio de funcionamento.

No procedimento experimental, destacam-se:

- A calibração do sensor de fração de vazio, onde são delimitadas as condições dos testes através da Tabela 3.2, e apresentados a seção de teste e os pontos experimentais em mapas de padrões;
- A obtenção de uma única curva de calibração para o sistema de medição de fração de vazio, independentemente da orientação do escoamento: horizontal ou vertical ascendente;
- A comparação da curva de calibração do sistema de medição de fração de vazio do presente trabalho com as curvas obtida por Pereira (2006) e por Rocha e Simões-Moreira (2007);
- A descrição do método mecanicista para a medição das vazões a partir de correções sobre as equações para escoamento monofásico, com base em modelos semi-empíricos para escoamento bifásico, conforme foi visto no item 2.4, seguindo a equação proposta por Zhang *et al.* (1992).

## CAPÍTULO 4

### RESULTADOS

São apresentados os resultados da queda de pressão e da vazão mássica bifásica, do fator de escorregamento e do título de gás em escoamentos ar-água com direção vertical ascendente e horizontal. Para avaliar o fator de escorregamento e o título, são utilizadas a fração de vazio, as vazões e as massas específicas das fases obtidas a partir do sensor de fração de vazio, dos rotâmetros e do conjunto formado pelos termopares e pelo transdutor de pressão absoluta, respectivamente. Na avaliação da vazão mássica são também utilizadas as quedas de pressão bifásica obtidas nos elementos deprimogênicos, tubo de venturi e placa de orifício com tomadas em canto, através de transdutor de pressão diferencial.

Foram obtidos 260 pontos experimentais que representam os testes realizados para determinadas vazões de ar e de água. Em cada ponto experimental, o aparelho multiplexador Agilent 34970A realizou a coleta, durante 20 segundos, dos dados de tensão elétrica que foram, posteriormente, convertidos na fração de vazio, nas massas específicas dos fluidos e na diferença de pressão nos elementos deprimogênicos.

Toda a faixa experimental foi utilizada na avaliação do fator de escorregamento e do título. São testadas, na análise do fator de escorregamento, as correlações de Chisholm (1977), Equações (2.33) e (2.34), e as correlações enquadradas na expressão geral criada por Butterworth (1975), apresentadas na Tabela 2.2. Na análise do título de gás, são testadas a correlação de Zhang *et al.* (2005) e a hipótese de modelo homogêneo ( $S=1$ ).

Contudo, nem todos os pontos experimentais foram utilizados para avaliar a queda de pressão e a vazão mássica bifásica nos elementos deprimogênicos. O motivo do desprezo de parte dos pontos é a impossibilidade de se obter resultados suficientemente precisos pelo transdutor diferencial de pressão em valores reduzidos do fundo de escala, obtendo-se altas incertezas relativas. Desse modo, foram utilizados apenas 100 do total de pontos. Desse subtotal, 50 são utilizados para tubo de venturi e 50 para placa de orifício. Dos 50 pontos testados para cada elemento deprimogênio, 25 são para a direção de escoamento horizontal e 25, para a vertical ascendente.

Na predição da vazão mássica total em escoamentos bifásicos ar-água em tubo de venturi e placa de orifício, são testados o modelo homogêneo e as correlações de Chisholm (1967), de Zhang *et al.* (1992) e de Zhang *et al.* (2005).

As representações dos regimes de escoamento dos pontos experimentais se encontram nos mapas de padrões de Hewitt e Roberts para escoamento vertical ascendente, sendo representado na Fig. 4.1; e no mapa de Baker para escoamento horizontal, sendo representado na Fig. 4.2.

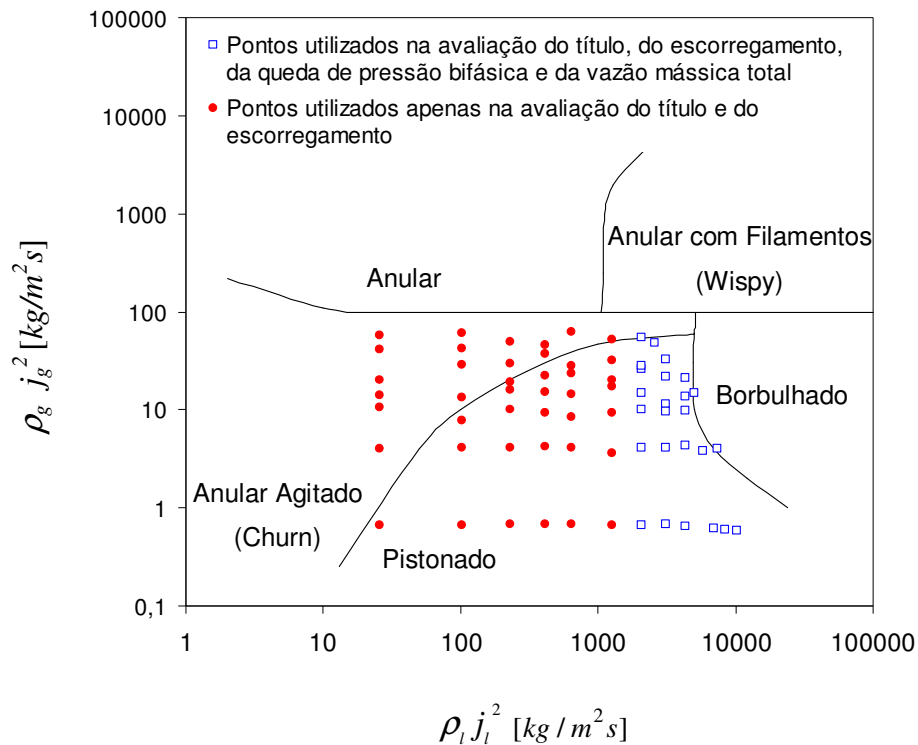


Figura 4.1 - Pontos experimentais representados no mapa de padrões de Hewitt e Roberts (Escoamento vertical ascendente)

Nas Figuras 4.1 e 4.2, são mostrados os padrões de escoamento que caracterizam os níveis de vazão de líquido e de ar que serviram de base para a análise do presente trabalho. Na Fig. 4.1, como se pode observar, os pontos experimentais referentes ao escoamento na direção vertical, de acordo com o mapa de Hewitt e Roberts, Carey (1992), estão no regime pistonado, com poucos pontos no regime borbulhado e alguns pontos no regime anular agitado. Na Fig. 4.2, a caracterização dos pontos experimentais para o escoamento horizontal, tomando por base o mapa de Baker, Whalley (1987), indica que a maior parte dos pontos experimentais se encontra no regime pistonado.

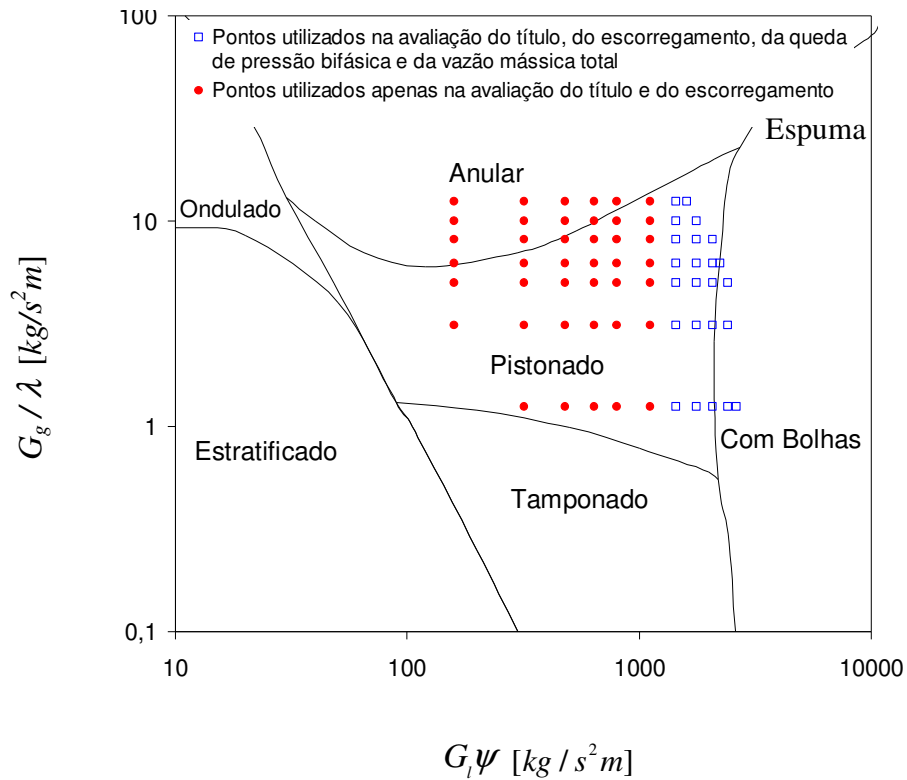


Figura 4.2 - Pontos experimentais representados no mapa de padrões de Baker (Escoamento horizontal)

Na Tabela 4.1, é apresentado o resumo das condições experimentais para avaliação do título, do escorregamento, da queda de pressão bifásica e da vazão mássica total. O diâmetro das tubulações era de 21 mm. A temperatura a montante dos medidores de vazão apresentava variações desprezíveis durante um mesmo dia de testes. As massas específicas dos fluidos de teste eram adquiridas pelo programa REFPROP (NIST Reference Fluid Properties), através dos valores de pressão e de temperatura obtidos na seção a montante dos elementos medidores de vazão.

Como observado na Tabela 4.1, a avaliação da vazão mássica é realizada para títulos muito baixos. Já o escorregamento e o título são avaliados através da Eq. (2.9) para toda a faixa experimental, já que esta equação decorre da definição do fator de escorregamento médio para um escoamento bifásico adiabático e em regime permanente.



Tabela 4.1 – Condições de teste

Variáveis do escoamento	Faixa em que foram avaliadas a vazão mássica e a queda de pressão bifásica	Faixa em que foram avaliados o título e o fator de escorregamento
Fração de vazio [-]	$0,1 \leq \alpha \leq 0,7$	$0,1 \leq \alpha \leq 0,85$
$Re_{D,l}$ [-]	$25.500 \leq Re_{D,l} \leq 76.500$	$2.550 \leq Re_{D,l} \leq 76.500$
Título [-]	$0,0004 \leq x \leq 0,011$	$0,0004 \leq x \leq 0,072$
Vazão mássica de água [kg/h]	$1.400 \leq m_l \leq 4.000$	$150 \leq m_l \leq 4.000$
Vazão mássica de ar [kg/h]	$1,55 \leq m_g \leq 15,55$	
Temperatura [°C]	$20 \leq T \leq 24$	
Pressão [MPa]	$0,19 \leq P \leq 0,31$	
Massa específica do ar [kg/m <sup>3</sup> ]	$2,2 \leq \rho_g \leq 3,6$	
Massa específica da água [kg/m <sup>3</sup> ]	$997,1 \leq \rho_l \leq 998,2$	
Razão entre as massas específicas [-]	$291 \leq \frac{\rho_l}{\rho_g} \leq 444$	

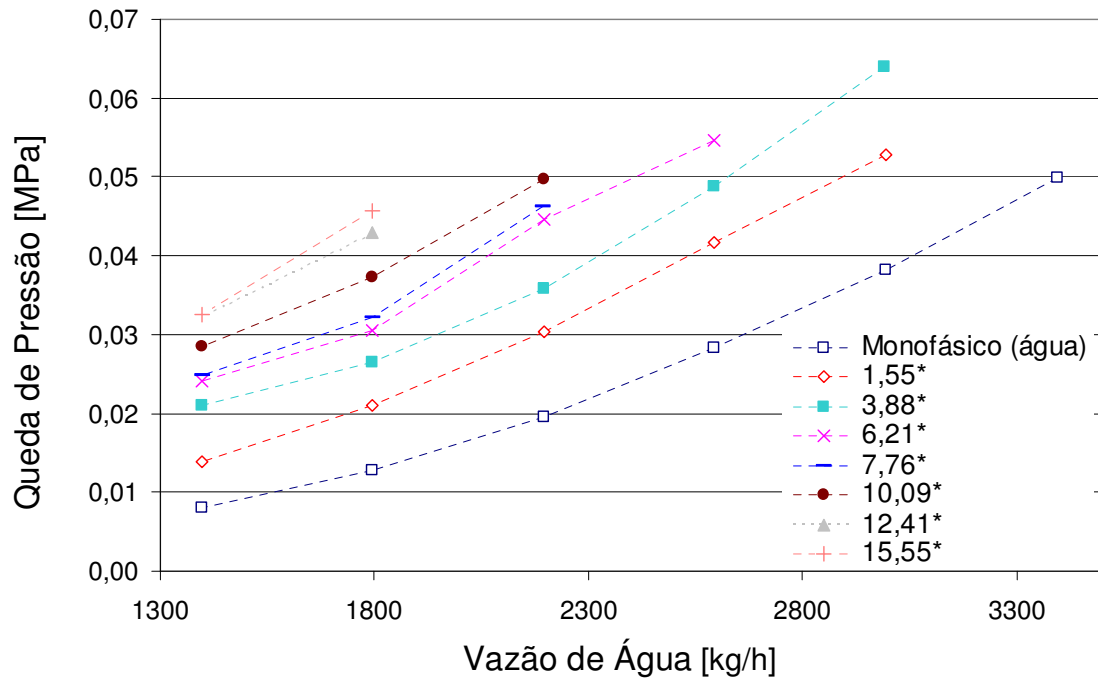
De acordo com a Tabela 4.1, observa-se que os 100 pontos experimentais utilizados para avaliar a queda de pressão e a vazão mássica bifásica foram testados numa faixa mais restrita de fração de vazio, de número de Reynolds, de título e de vazão mássica de água. Observa-se também que estes pontos estão contidos na faixa de avaliação do fator de escorregamento e do título, representados na terceira coluna da Tabela 4.1.

Os intervalos dos valores apresentados pelas demais variáveis do escoamento no total dos 260 pontos experimentais, vazão mássica de ar, temperatura, pressão e as massas específicas dos fluidos, são comuns à faixa restrita dos pontos utilizados na avaliação da vazão mássica e da queda de pressão bifásica.

#### 4.1 Queda de Pressão

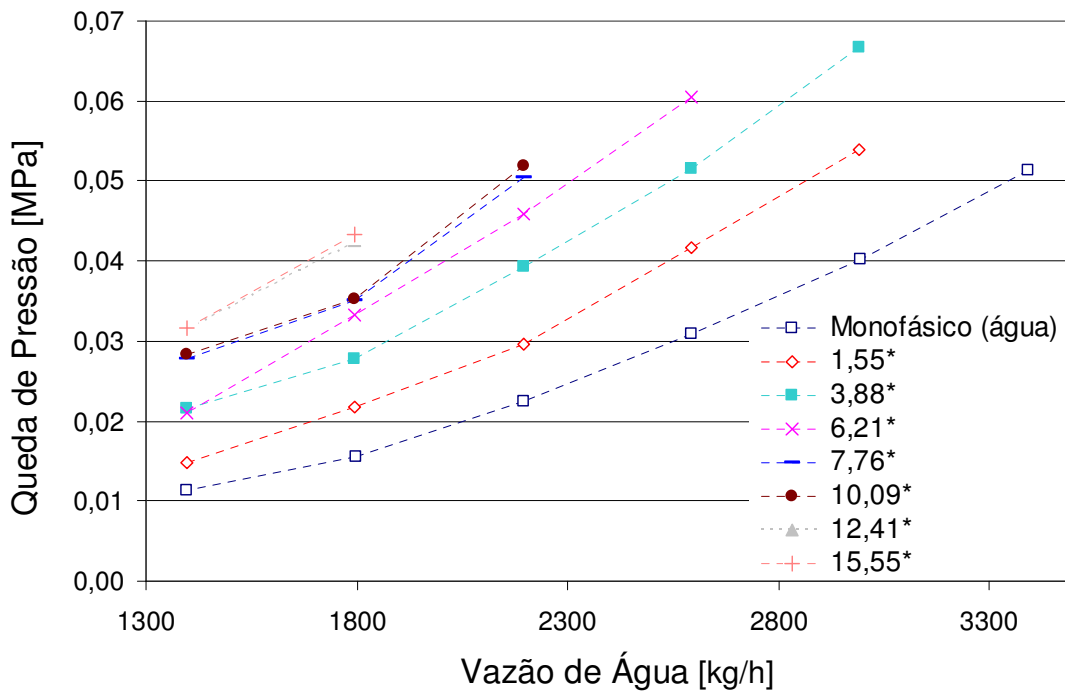
Nesta seção, são apresentados os resultados experimentais para a queda de pressão no venturi e na placa de orifício. A comparação entre os níveis de queda de pressão para os escoamentos vertical e horizontal, num mesmo elemento deprimogênio, mostrou pouca influência das distorções nas configurações do escoamento bifásico causadas pela ação da gravidade.

Nas Figuras 4.3 e 4.4, são apresentadas as quedas de pressão em função das vazões de água e de ar, na vertical ascendente e na horizontal, respectivamente, obtidas com o tubo de venturi. Como se pode observar, mantida uma vazão de líquido, a queda de pressão no escoamento bifásico aumenta consideravelmente com o aumento da vazão de ar. A queda de pressão também aumenta com o aumento da vazão de água, mantida uma mesma vazão de ar. Tais resultados estão de acordo com a tendência geral esperada tanto para o escoamento monofásico como para o bifásico.



(\*) *Escoamento bifásico, vazões de ar em [kg/h]*

Figura 4.3 - Queda de pressão no venturi; escoamento bifásico na direção vertical ascendente



(\*) *Escoamento bifásico, vazões de ar em [kg/h]*

Figura 4.4 - Queda de pressão no venturi; escoamento bifásico na direção horizontal

Nas medições de queda de pressão para o escoamento vertical, foi subtraída a queda de pressão estática devido à gravidade, Eq. (2.11). Valores inferiores a  $450 \text{ Pa}$  foram obtidos para o tubo de venturi. No caso da placa de orifício, esta correção não é necessária, já que a distância entre as tomadas de pressão é próxima de  $1 \text{ mm}$ . Para evitar problemas em experimentos com transdutores de pressão diferencial na vertical, recomenda-se encher as mangueiras que se conectam aos terminais do transdutor com água e, dessa forma, a pressão estática a ser subtraída é:

$$(\Delta P)_{\text{gravitacional}} = \rho_l g \Delta z \quad (4.1)$$

onde  $\Delta z$  é a distância entre as tomadas de pressão.

Para escoamento monofásico turbulento em tubos de venturi ou placas de orifício, a vazão cresce com a queda de pressão através da seguinte relação:

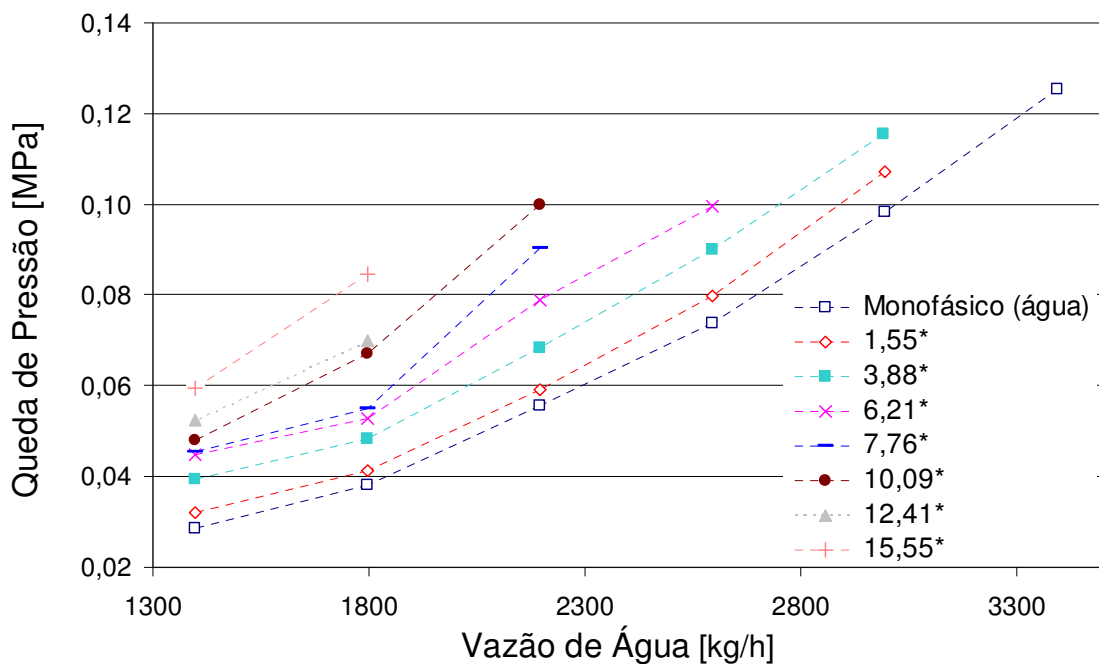
$$m \propto \Delta P^{1/2} \quad (4.2)$$

No caso de escoamentos bifásicos, como mostram os resultados nas Figuras 4.3 e 4.4, à medida que se aumentam as vazões de ar, mantida uma mesma vazão de água, as quedas de pressão crescem. Nota-se que há pouca alteração da vazão mássica total, já que as vazões mássicas de ar são

reduzidas quando comparadas às de água. Contudo, são obtidas grandes variações da queda de pressão.

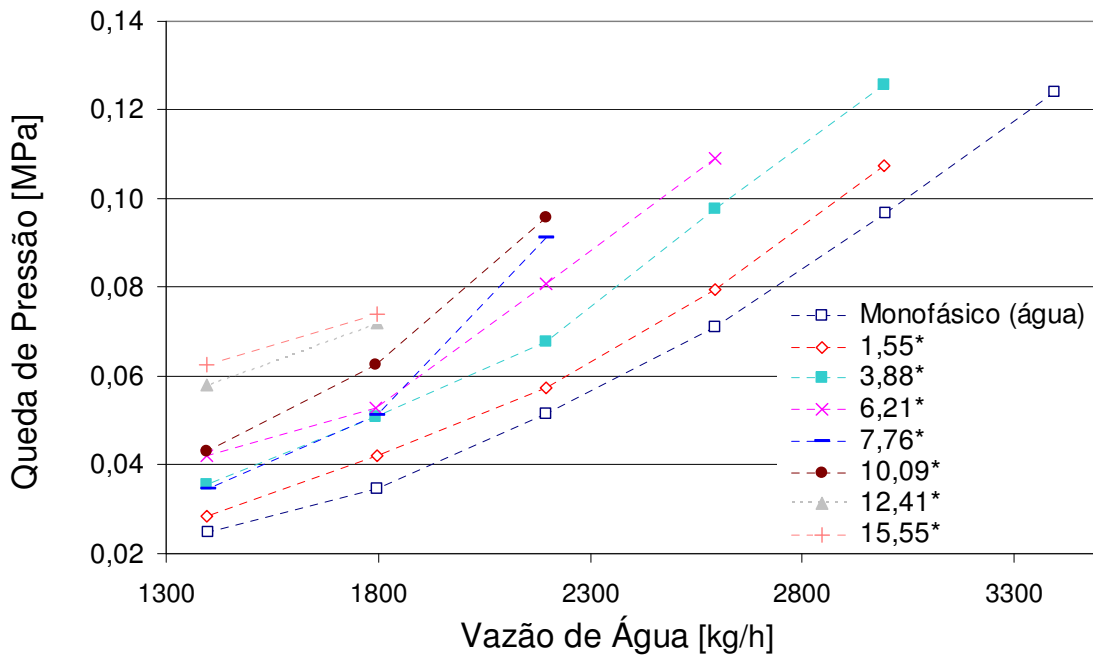
Apesar das ampliações na queda de pressão, com pequenas vazões de ar, 1,55 e 3,88 kg/h, o comportamento entre a vazão mássica total e a queda de pressão permanece similar. Com vazões de ar superiores a 7,76 kg/h, o escoamento bifásico apresentou instabilidades, mesmo para baixas vazões de água. Observa-se que as vazões volumétricas de ar não são pequenas quando comparadas às vazões de água, pois o ar tem reduzida massa específica, atingindo-se altas frações de vazio.

Nas Figuras 4.5 e 4.6, são apresentadas as quedas de pressão em função das vazões de água e de ar, na vertical ascendente e na horizontal, respectivamente, obtidas com a placa de orifício.



(\*) *Escoamento bifásico, vazões de ar em [kg/h]*

Figura 4.5 - Queda de pressão na placa de orifício; escoamento bifásico na direção vertical ascendente



(\*) *Escoamento bifásico, vazões de ar em [kg/h]*

Figura 4.6 - Queda de pressão na placa de orifício; escoamento bifásico na direção horizontal

Observa-se, de acordo com os resultados apresentados, que as quedas de pressão em escoamentos bifásicos ar-água na placa de orifício com tomada em canto são maiores do que as encontradas no tubo de venturi. As considerações anteriormente feitas em relação à amplificação das quedas de pressão à medida que se aumentam as vazões de ar e ao comportamento entre a vazão mássica total e a queda de pressão bifásica através do venturi são também válidas para o caso da placa de orifício.

Há o aumento das incertezas das vazões medidas a partir da utilização de rotâmetro com maior fundo de escala: incerteza do tipo B. As incertezas da vazão de água para vazões mássicas acima de 1700 kg/h é de 119,4 kg/h e de 31,9 kg/h para vazões abaixo desta referência. As incertezas da diferença de pressão variaram de  $\pm 2,3$  até  $\pm 3,0$  kPa, quando se atingem as maiores diferenças de pressão. No Anexo I, são apresentados os procedimentos para o cálculo das incertezas das vazões mássicas e das quedas de pressão obtidas pelos rotâmetros e pelo transdutor de pressão diferencial, respectivamente.

Para avaliar os efeitos do tipo de medidor e da direção do escoamento na queda de pressão bifásica, são apresentados, na Tabela 4.2, a média e o desvio padrão da média das razões entre as quedas de pressão na placa de orifício e no venturi para os resultados obtidos com a direção do escoamento na horizontal e na vertical ascendente, e na Tabela 4.3, as razões entre as quedas de

pressão para os resultados obtidos com o mesmo elemento deprimogênio, mas com diferentes direções do escoamento.

Tabela 4.2 – Razão entre as quedas de pressão bifásica: efeito do tipo de medidor

Razão entre as quedas de pressão bifásica	Média	Desvio padrão da média
$\frac{\Delta P_{po}}{\Delta P_{tv}} \Big _{vertical}$	1,85	0,029
$\frac{\Delta P_{po}}{\Delta P_{tv}} \Big _{horizontal}$	1,78	0,037

Tabela 4.3 – Razão entre as quedas de pressão bifásica: efeito da direção do escoamento

Razão entre as quedas de pressão bifásica	Média	Desvio padrão da média
$\frac{\Delta P_{vertical}}{\Delta P_{horizontal}} \Big _{po}$	1,02	0,018
$\frac{\Delta P_{vertical}}{\Delta P_{horizontal}} \Big _{tv}$	0,98	0,012

De acordo com a Tabela 4.2, observa-se que a média da razão entre as quedas de pressão bifásica na placa de orifício e no tubo de venturi,  $\frac{\Delta P_{po}}{\Delta P_{tv}}$ , incluindo-se os resultados obtidos com a direção do escoamento vertical ascendente e horizontal, é em torno de 1,81.

De acordo com a Tabela 4.3, a média da razão entre as quedas de pressão para os resultados obtidos com o mesmo elemento deprimogênio, mas com diferentes direções do escoamento, é próxima à unidade, indicando que não há significativa influência da direção do escoamento, vertical ascendente ou horizontal, na queda de pressão bifásica.

Na calibração do sensor de fração de vazio com quatro pares de eletrodos e campo elétrico girante vista no capítulo 3, também não houve significativa influência do vetor aceleração da gravidade na obtenção da fração de vazio. Dessa forma, espera-se que o sistema de medição, composto por termopares, pelo sensor de fração de vazio utilizado e por transdutores de pressão

diferencial e absoluta, tenha desempenho semelhante para prever as vazões, independentemente se a direção do escoamento bifásico é vertical ascendente ou horizontal.

## 4.2 Fator de Escorregamento

É apresentada nesta seção a análise do fator de escorregamento,  $S$ ; parâmetro necessário a ser estimado para o cálculo do título de gás. Para a obtenção do fator de escorregamento experimental foi necessário o uso de termopares e do transdutor de pressão absoluta, dos rotâmetros e do sensor de fração de vazio para obter, respectivamente, a razão das massas específicas entre as fases, o título e a fração de vazio e, então, calcular o fator de escorregamento conforme a Eq. (2.9).

Na Fig. 4.7, é apresentado o fator de escorregamento,  $S$ , em função da fração de vazio,  $\alpha$ , sendo utilizados os 260 pontos experimentais provenientes dos testes com o tubo de venturi e com a placa de orifício com a orientação do escoamento na horizontal e na vertical ascendente. Também é apresentada a identificação dos pontos experimentais, representados nos mapas de padrão das Figuras 4.1 e 4.2, com base nos regimes de escoamento predominantes em determinadas faixas de fração de vazio.

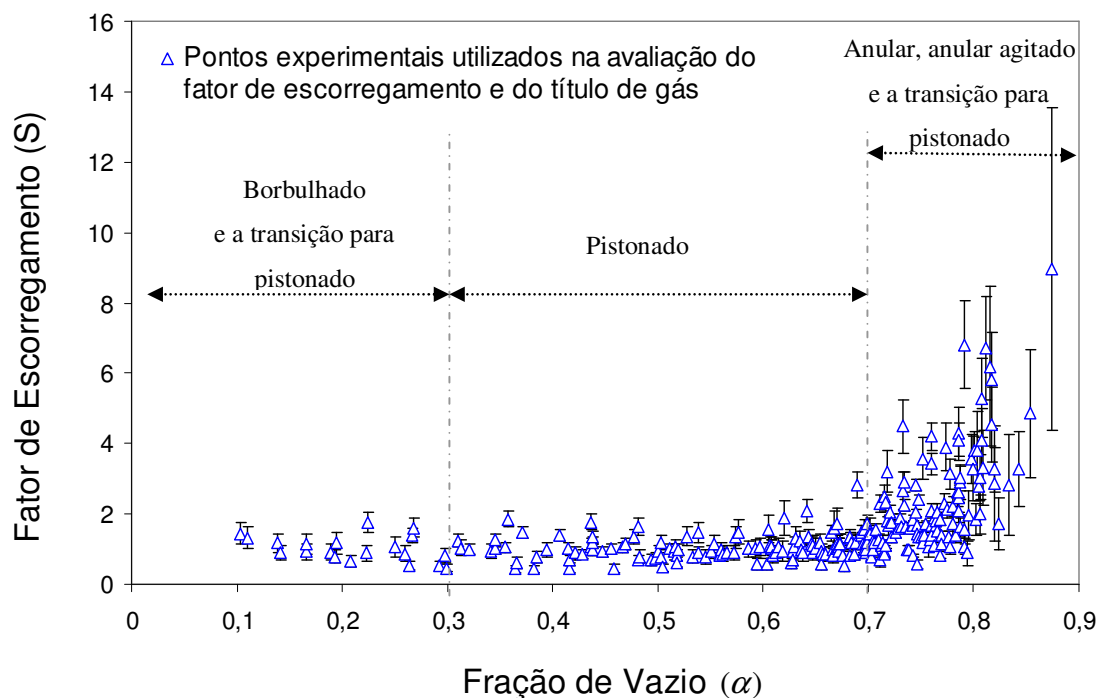


Figura 4.7 - Fator de escorregamento,  $S$ , calculado através da Eq. (2.9) a partir dos dados experimentais

De acordo com a Figura 4.7, o fator de escorregamento cresce de forma considerável, na transição do regime pistonado para o anular agitado e o anular, atingindo-se valores próximos a 9. Essa é a região na qual se encontram títulos,  $x$ , superiores a 0,07. Moura e Marvillet (1997), através de testes em escoamentos bifásicos com uso do fluido refrigerante R-134a, obtiveram fatores de escorregamento próximo a 40 para escoamento anular com títulos próximos a 0,9.

Na Fig. 4.7, também é notado que com o aumento da fração de vazio crescem as incertezas experimentais sobre  $S$ . Nas regiões de altas frações de vazio, encontram-se baixos títulos e altas incertezas associadas ao uso dos rotâmetros em escalas reduzidas, conforme já comentado sobre as incertezas do tipo B. Outra fonte de incertezas sobre  $S$  é a própria determinação experimental da fração de vazio, influenciando os erros, principalmente, na faixa onde se encontra o regime pistonado. A função incerteza da fração de vazio,  $U(\alpha)$ , é adquirida de acordo com o procedimento I.4.3 apresentado no Anexo I. Foi considerado nulo o erro sistemático dessa grandeza.

Na Tabela 4.4, são resumidos os valores médios do fator de escorregamento,  $\bar{S}$ , calculados de acordo com a Eq. (2.9), para as três faixas de fração de vazio exibidas na Fig. 4.7. Na faixa de  $\alpha \leq 0,3$ , que corresponde ao padrão borbulhado e a transição deste para pistonado, o valor de  $\bar{S}$  é de 1,02; na faixa entre 0,3 e 0,7, cujo padrão predominante é o pistonado,  $\bar{S} = 1,08$ ; por fim, na faixa em que  $\alpha \geq 0,7$ , cujos padrões são o anular, o anular agitado e a transição para o regime pistonado,  $\bar{S} = 2,36$ . Na Tabela 4.4, também são apresentados os valores de RMS em relação à  $S = 1$ .

Tabela 4.4 – Fator de escorregamento calculado pela Eq. (2.9) para o escoamento vertical e horizontal

	$\alpha \leq 0,3$	$0,3 < \alpha < 0,7$	$\alpha \geq 0,7$
Média do fator de escorregamento	1,02	1,08	2,36
RMS (%) dos desvios de $S$ , conforme Eq. (2.9), em relação a $S = 1$	35,07	35,39	187,63

De acordo com os resultados apresentados na Tabela 4.4, observa-se que para os padrões borbulhado e pistonado,  $\alpha < 0,7$ , em escoamentos de água e de ar cujas condições de teste são resumidas na Tabela 4.1, a hipótese de escorregamento igual à unidade,  $S = 1$ , suposto pelo modelo homogêneo, é aceitável. Contudo, são necessárias advertências, já que no cálculo de  $S$ , através da



Eq. (2.9), foram assumidas hipóteses simplificadoras como as propriedades médias na seção transversal e perfis de velocidade planos em cada uma das fases. Tais hipóteses são suficientes para se considerar com ressalvas o procedimento de cálculo de  $S$ , neste trabalho.

Na Figura 4.8, valores de  $S$ , calculados pela Eq. (2.9), são comparados com os valores previstos pelas correlações de Chisholm (1977), Equações (2.33) e (2.34), de Zivi (1964), Thom (1964) e Lockhart-Martinelli (1949). Essas três últimas correlações podem ser expressas na forma geral proposta por Butterworth (1975) cujos coeficientes estão apresentados na Tabela 2.2. Na Fig 4.9, os valores experimentais de  $S$  são comparados com os previstos por outras quatro correlações, que também podem ser expressas pela equação proposta por Butterworth (1975). São elas: Barocky (1965), Wallis (1969), Fauske (1962) e Moody (1965).

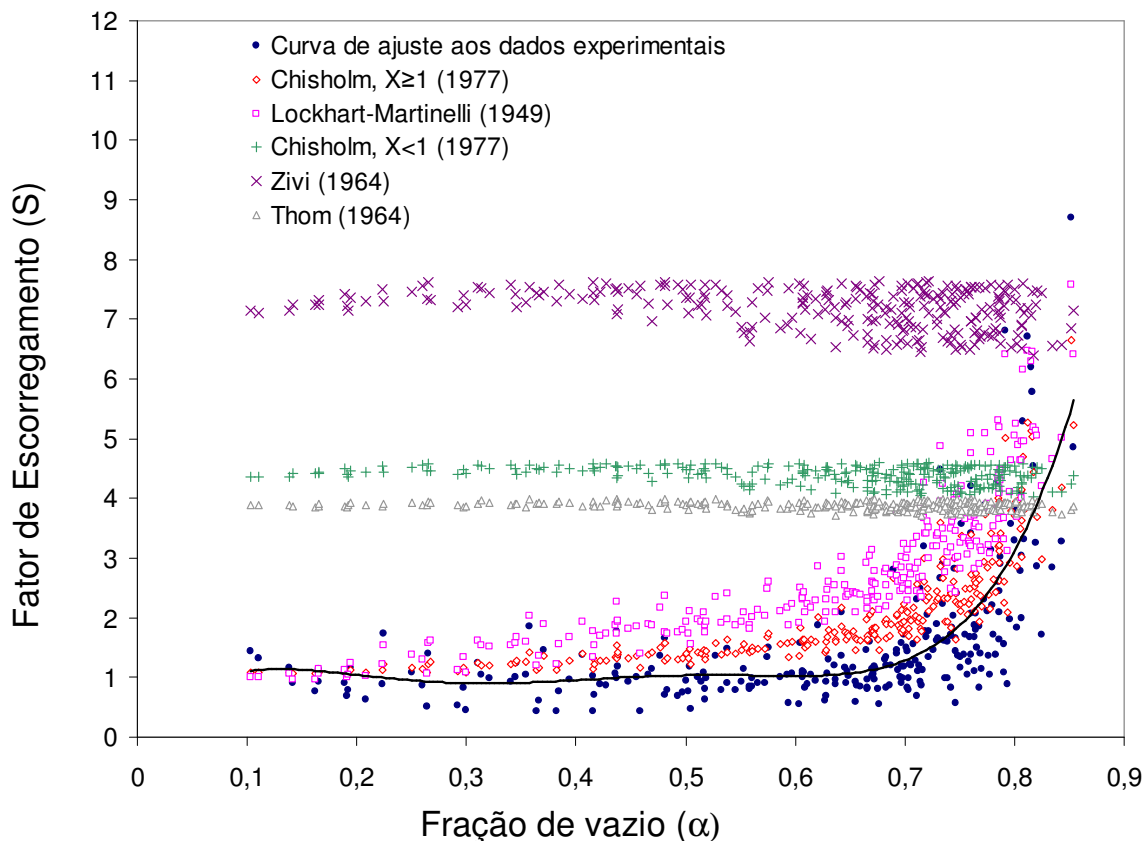


Figura 4.8 - Comparação entre o fator de escorregamento experimental com as correlações de: Zivi (1964), Thom (1964), Chisholm,  $X \geq 1$  (1977), Lockhart-Martinelli (1949) e Chisholm,  $X < 1$  (1977)

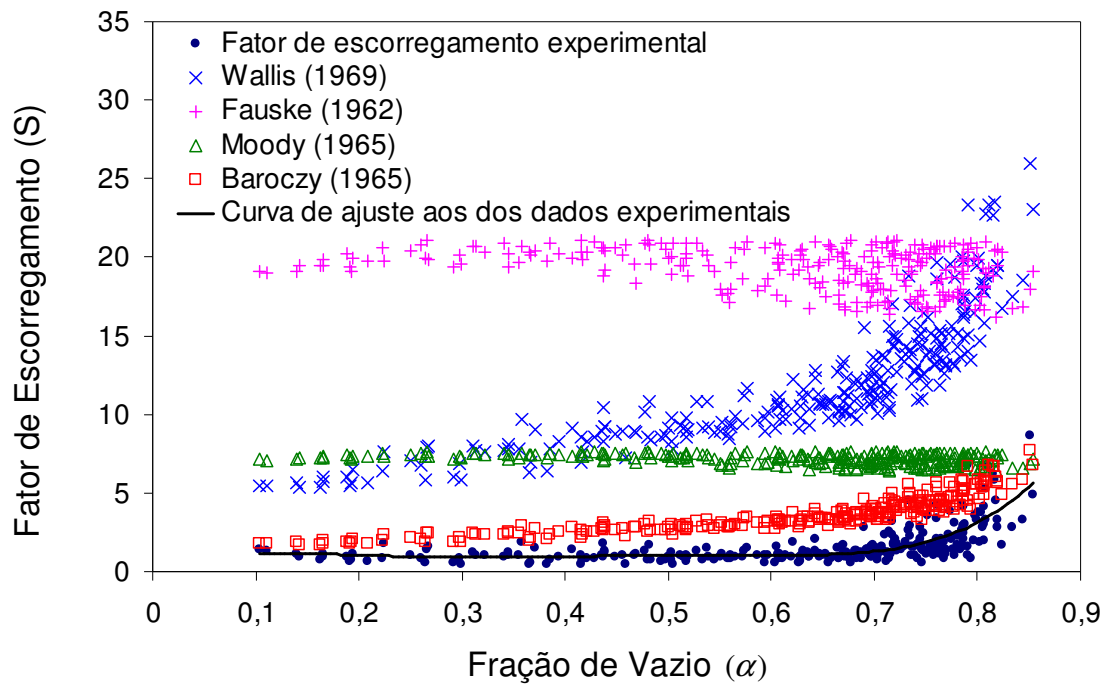


Figura 4.9 - Comparação entre o fator de escorregamento experimental com as correlações de: Fauske (1962), Wallis (1969), Moody (1965) e Baroczy (1965)

Para o parâmetro modificado de Lockhart-Martinelli menor que a unidade,  $X < 1$ , há maior influência do gás na queda de pressão total. Nessas condições, o escoamento é predominantemente anular ou anular agitado e caracterizado por alto escorregamento entre as fases. Observa-se na correlação de Chisholm ( $X < 1$ ), Eq. (2.34), que o escorregamento é função da razão entre as massas específicas das fases, sendo corrigido pela massa específica do gás, já que o líquido pode ser considerado incompressível, enquanto a massa específica do gás é crescente com o aumento da pressão.

As correlações de Thom (1964) e Zivi (1964), Fig. 4.8, e de Fauske (1962) e Moody (1965), Fig. 4.9, são formuladas de forma semelhante, com diferentes constantes em função dos dados experimentais utilizados em suas formulações. No entanto, essas correlações aparentam ser pouco representativas, possivelmente pelas diferentes condições experimentais e pela razão entre as massas específicas da fase gasosa e da fase líquida ser insuficiente para caracterizar o escorregamento em baixos títulos. Os valores de S previstos por essas correlações estão muito acima dos valores obtidos experimentalmente.

Já as correlações de Chisholm ( $X \geq 1$ ) e de Lockhart-Martinelli (1949), Fig. 4.8, apresentaram razoável desempenho na representação de S, seguindo de forma relativamente aproximada a tendência da curva experimental obtida neste trabalho e apresentando valores de RMS

dos desvios iguais a 63,81 % e 117,74 %, respectivamente. Mesmo que as condições experimentais tenham sido semelhantes, um fato merece destaque: a utilização do título para prever S.

As correlações de Barocky (1965) e Wallis (1969), Fig. 4.8, apesar dos elevados valores de RMS obtidos, apresentaram uma tendência semelhante à da curva experimental deste trabalho, confirmando que a utilização do título é importante para prever de forma razoável o fator de escorregamento. Provavelmente, os autores utilizaram uma base de dados experimental em condições de teste distintas das condições aqui empregadas.

Na Tabela 4.5, é apresentado um resumo dos resultados obtidos pelas correlações utilizadas nas Figuras 4.8 e 4.9, incluindo-se os valores médios do fator de escorregamento e os respectivos desvios padrões, além dos valores RMS dos desvios do fator de escorregamento previsto pelas correlações semi-empíricas em relação ao fator de escorregamento calculado pela Eq. (2.9).

Tabela 4.5 – Resumo dos resultados obtidos para as correlações semi-empíricas do fator de escorregamento

<i>Correlações</i>	$\bar{S}$	Desvio padrão da média	RMS (%) dos desvios em relação ao fator de escorregamento obtido pela Eq. (2.9)
Lockhart & Martinelli (1949)	2,81	0,074	117,74
Fauske (1962)	19,27	0,081	1776,65
Thom (1964)	3,87	0,004	282,92
Zivi (1964)	7,18	0,020	603,36
Baroczy (1965)	3,66	0,071	196,87
Moody (1965)	7,17	0,023	602,00
Wallis (1969)	11,99	0,241	846,63
Homogêneo (Wallis, 1969)	1	0	44,32
Chisholm, $X \geq 1$ (1977)	2,08	0,057	63,81
Chisholm, $X < 1$ (1977)	4,38	0,009	334,30
Experimental, Eq. (2.9)	1,65	0,075	0

É proposta nessa seção uma correlação para prever o fator de escorregamento com base na expressão geral criada por Butterworth (1975), Eq. (2.39), para escoamentos bifásicos ar-água, com o título e a razão entre as massas específicas das fases correspondentes aos pontos da presente base de dados experimentais. A partir de uma regressão não linear, utilizando-se um algoritmo de otimização do programa EES, foram obtidas as seguintes constantes:  $C=0,5216$ ,  $p=0,5795$ ,  $q=0,497$  e  $r=0$ ; chegando-se à Eq. (4.3). Obteve-se valor RMS dos desvios do fator de escorregamento previsto pela Eq. (4.3) em relação ao fator de escorregamento experimental igual a 27,4 %.

$$S = 0,5216 \left( \frac{x}{1-x} \right)^{0,4205} \left( \frac{\rho_l}{\rho_g} \right)^{0,503} \quad (4.3)$$

Uma segunda correlação para prever o fator de escorregamento, Eq. (4.4), é proposta, tomando-se a fração de vazio e a razão entre as massas específicas das fases a partir da presente base de dados experimentais e utilizando-se o mesmo algoritmo empregado para determinar a Eq. (4.3). Observa-se que a Eq. (4.4) tem forma semelhante à Eq. (2.9) e que as constantes obtidas são utilizadas para corrigir o desconhecimento do título de gás. Obteve-se um valor RMS dos desvios do fator de escorregamento previsto pela Eq. (4.4) em relação ao fator de escorregamento experimental igual a 39,2 %.

$$S = 2 \left( \frac{\rho_l}{\rho_g} \right)^{-0,14} \left( \frac{1-\alpha}{\alpha} \right)^{-0,34} \quad (4.4)$$

### 4.3 Título

Na Fig. 4.10, é apresentado gráfico do título,  $x$ , a partir da medição das vazões dos rotâmetros em função da fração de vazio experimental,  $\alpha$ ; utilizando-se os 260 pontos experimentais provenientes dos testes com o tubo de venturi e com a placa de orifício com a orientação do escoamento na horizontal e na vertical ascendente. Observa-se que a relação entre os parâmetros medidos poderia ser aproximada por uma curva exponencial.

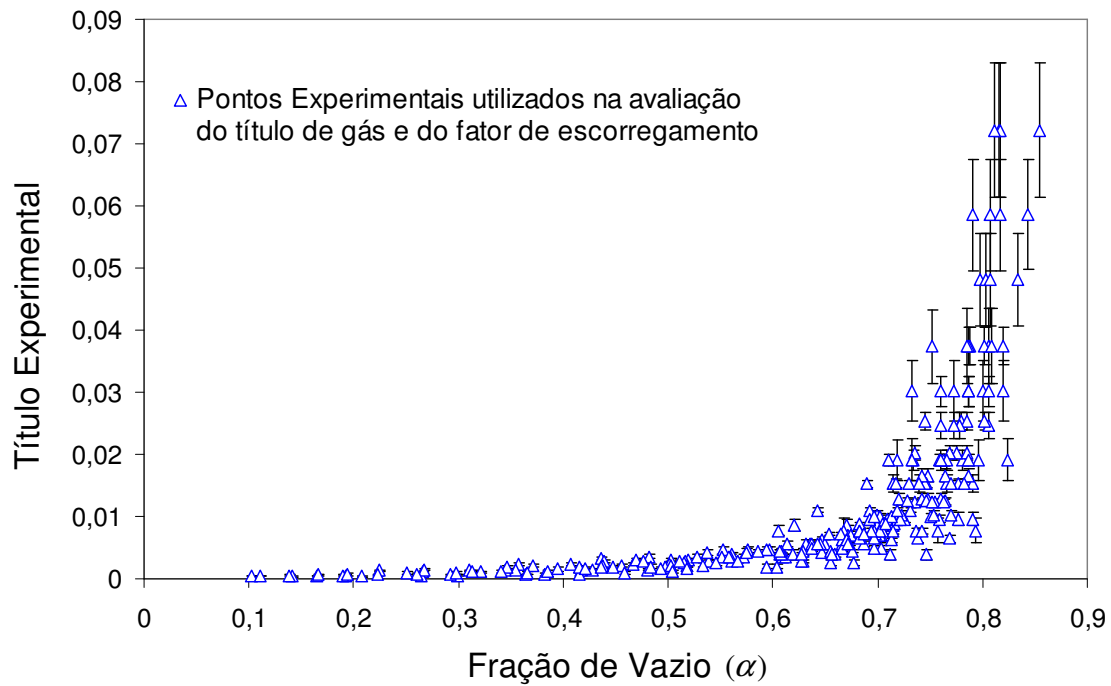


Figura 4.10 - Título,  $x$ , a partir da medição das vazões dos rotâmetros em função da fração de vazio experimental,  $\alpha$

De um modo geral, as incertezas são crescentes com o aumento do título. Como já explicado, as incertezas relativas são altas para medições dos rotâmetros em suas escalas iniciais; incertezas do tipo B. Ver no Anexo I, item I.4.8, avaliação das incertezas do título.

Para prever o título experimental, são avaliados, na Fig. 4.11, os títulos calculados a partir da hipótese de modelo homogêneo ( $S=1$ ) e da correlação de Zhang *et al.* (2005). Observa-se que para uma melhor visualização dos resultados as escalas do gráfico estão na forma logarítmica.

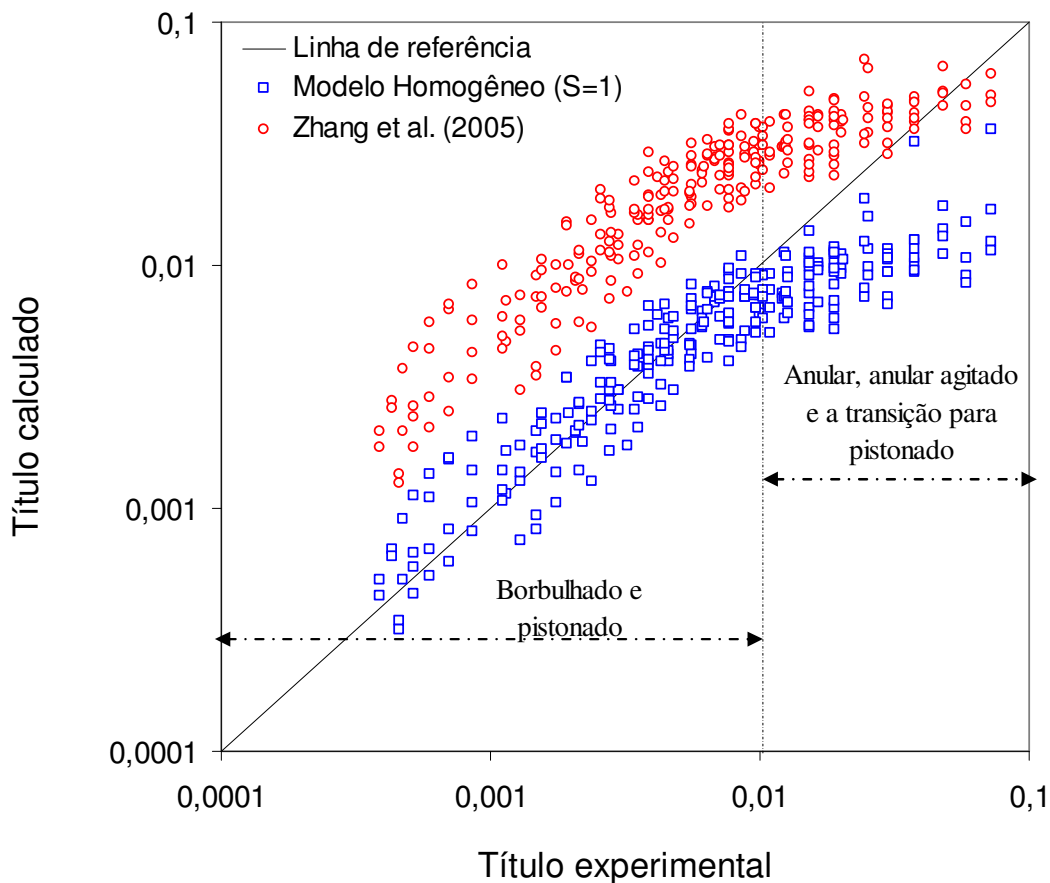


Figura 4.11 - Comparação entre o título experimental e os títulos calculados a partir do modelo homogêneo ( $S=1$ ) e da correlação de Zhang *et al.* (2005)

Os títulos calculados são funções da fração de vazio e da razão entre as massas específicas das fases. No caso do modelo homogêneo ( $S=1$ ), o título é calculado através da Eq. (2.9). Já na correlação de Zhang *et al.* (2005), o título é calculado através da Eq. (2.38), onde as constantes são definidas de acordo com o padrão de escoamento em análise. De acordo com a Tabela 2.1, para os regimes borbulhado e pistonado,  $c'=0,51$  e  $H=0,65$ . Como se tratam dos padrões predominantes, tais valores foram empregados para toda a faixa experimental definida na Tabela 4.1.

De um modo geral, o modelo homogêneo e a correlação de Zhang *et al.* (2005) não foram satisfatórios. O modelo homogêneo subestimou a maior parte dos valores experimentais, apresentando o menor valor RMS dos desvios dos títulos calculados em relação aos medidos, 43,8 %. Na Figura 4.7, nota-se que, após atingir frações de vazio superiores a 0,7, os padrões de escoamento migram do pistonado para o anular agitado e o anular, ocorrendo o grande aumento do fator de escorregamento experimental. Na Fig. 4.10, é observado que tal faixa de fração de vazio corresponde a títulos de gás superiores a 0,01. Na Fig. 4.11, também é notado que, a partir desta

faixa de título de gás, os valores calculados pelo modelo homogêneo ( $S=1$ ) estão muito distantes da linha de referência. Dessa forma, os erros aumentam pela hipótese de modelo homogêneo se afastar muito da condição real.

O cálculo do título através da correlação de Zhang *et al.* (2005) superestimou os valores experimentais, obtendo-se um valor RMS dos desvios superior a 250%. A correlação foi desenvolvida a partir de escoamentos ar-óleo para baixos títulos, provável motivo dos grandes desvios dos valores calculados.

É proposta a correção das constantes obtidas por Zhang *et al.* (2005) para escoamentos ar-água de acordo com as condições experimentais especificadas na Tabela 4.1, a partir de uma regressão não linear da Equação (2.38), utilizando-se um algoritmo de otimização do programa EES. Foram obtidos os valores de 0,50 e 0,90 para as constantes  $c'$  e  $H$ , respectivamente, e um valor RMS de 43,2 %.

Como o valor RMS encontrado é próximo do valor obtido pelo modelo homogêneo, é proposta a inclusão de uma nova constante na Eq. (2.38) para reduzir as distorções provocadas pela presença dos diferentes padrões de escoamento, minimizando, dessa forma, o valor RMS para prever o título.

$$x = c' \left( \frac{\alpha}{1-\alpha} \right)^I \left( \frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^H \quad (4.5)$$

Observa-se, na Eq. (4.5), a inclusão da constante  $I$  no termo referente à fração de vazio. Obteve-se um valor RMS dos desvios de 37,5 % a partir de uma regressão não-linear, obtendo-se os valores de 0,50, 0,90 e 1,30 para as constantes  $c'$ ,  $H$  e  $I$ , respectivamente.

Na Tabela 4.6, é apresentado um resumo das constantes utilizadas para prever o título através da Eq. (4.5), incluindo-se os valores RMS dos desvios em relação ao título experimental.



Tabela 4.6 – Constantes utilizadas para prever o título através da Eq. (4.5), baseada na correlação de Zhang *et al.* (2005)

Constantes para a correlação de:	$c'$	$H$	$I$	RMS (%)
Zhang <i>et al.</i> (2005)	0,51	0,65	1,00	250,14
Zhang <i>et al.</i> (2005) *	0,50	0,90	1,00	43,25
Zhang <i>et al.</i> (2005) *, modificada pela inclusão da constante $I$	0,50	0,90	1,30	37,53

(\*) A partir da presente base de dados

#### 4.4 Vazão Mássica

É avaliada nesta seção a predição da vazão mássica total em escoamentos bifásicos ar-água em tubo de venturi e placa de orifício com tomadas em canto com base no modelo homogêneo e nas correlações de Chisholm (1967), de Zhang *et al.* (1992) e de Zhang *et al.* (2005). A avaliação é realizada através da Eq. (2.26) com o fator  $K_L$  reescrito em termos das modificações processadas para o modelo homogêneo e para as correlações supracitadas.

No caso do modelo homogêneo e das correlações de Chisholm (1967) e de Zhang *et al.* (1992), o fator  $K_L$  é função do título e das massas específicas obtidas a montante dos medidores de vazão com redução de seção. Para proceder com a predição da vazão sem o uso das informações dos rotâmetros, o título é calculado através da Eq. (2.9) considerando-se a ausência de escorregamento entre as fases ( $S=1$ ). Uma segunda avaliação, a partir do uso dos títulos experimentais, é utilizada para que tais correlações sejam avaliadas sem distorção nas correções propostas.

No caso da correlação de Zhang *et al.* (2005), o fator  $K_L$  é função da fração de vazio, das massas específicas e das constantes definidas de acordo com o regime em análise, Eq. (2.37). Dessa maneira, não são necessárias informações a respeito do título para a predição da vazão mássica. Ao final dos resultados dessa correlação, é proposto o ajuste das constantes experimentais a partir das condições de teste estabelecidas na Tabela 4.1.

Ao final da apresentação dos resultados obtidos por cada correlação, encontram-se tabelas com os valores de RMS dos desvios das vazões calculadas em relação às vazões experimentais para o tubo de venturi e para a placa de orifício com a orientação do escoamento na vertical ascendente e na horizontal. As tabelas também apresentam os valores de RMS para o conjunto de testes realizados por cada medidor, sem distinção da orientação do escoamento em relação ao vetor aceleração da gravidade (RMS total), e um valor RMS para cada correlação sem distinção da orientação do escoamento e do elemento deprimogênio (RMS geral).

Um total de 100 pontos foi obtido para a previsão da vazão mássica, sendo 50 para tubo de venturi e 50 para placa de orifício. Dos 50 pontos testados para cada elemento deprimogênio, 25 são para a direção de escoamento horizontal e 25, para a vertical ascendente.

#### 4.4.1 Modelo Homogêneo

São apresentados, na Fig. 4.12, os resultados da comparação entre a vazão total medida pelos rotâmetros e a vazão calculada através da Eq. (2.26), utilizando-se o fator  $K_L$  proveniente do modelo homogêneo, Eq. (2.30). Como  $K_L$  é função do título de gás, obtém-se este parâmetro bifásico através da Eq. (2.9), admitindo-se o fator de escorregamento igual à unidade ( $S=1$ ). A fração de vazio, as massas específicas das fases e a queda de pressão no elemento deprimogênio são obtidas pelo sensor de fração de vazio, pelo conjunto transdutor de pressão absoluta e termopares, e pelo transdutor de pressão diferencial, respectivamente. Os demais parâmetros da Eq. (2.26), necessários ao cálculo da vazão, já foram definidos no procedimento experimental, item 3.2.

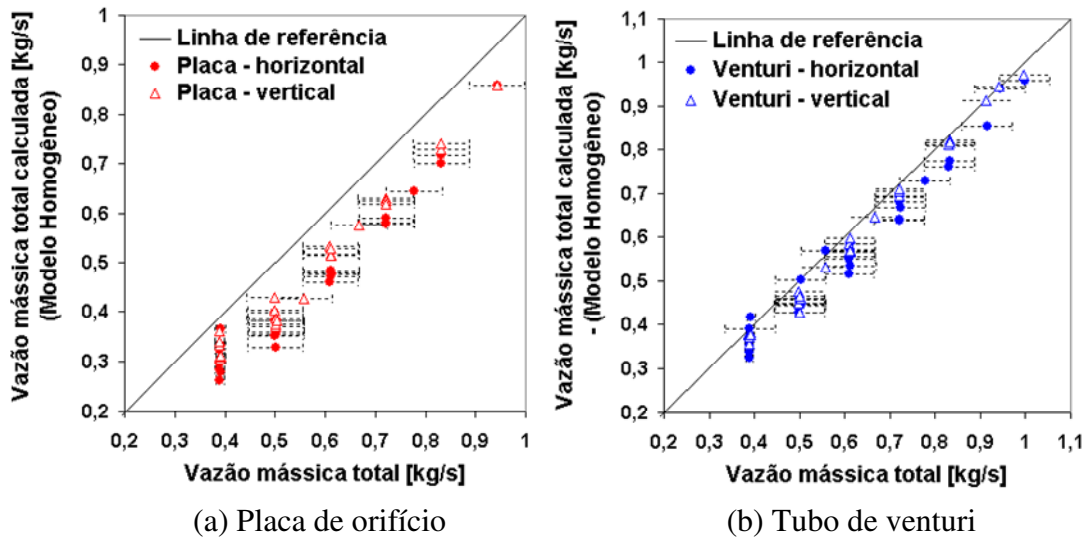


Figura 4.12 - Comparação entre a vazão total medida e a calculada pela Eq. (2.26), utilizando-se  $K_L$  do modelo homogêneo, Eq. (2.30), e o título calculado pela Eq. (2.9), admitindo-se ( $S=1$ )

É importante observar que as vazões mássicas medidas pelos rotômetros não foram utilizadas para a predição da vazão bifásica na Fig. 4.12. Contudo, para avaliar o modelo homogêneo sem distorções, é utilizado o fator  $K_L$  proveniente do modelo homogêneo, Eq. (2.30), a partir do título experimental obtido pelos rotômetros. Os resultados são apresentados na Fig. 4.13.

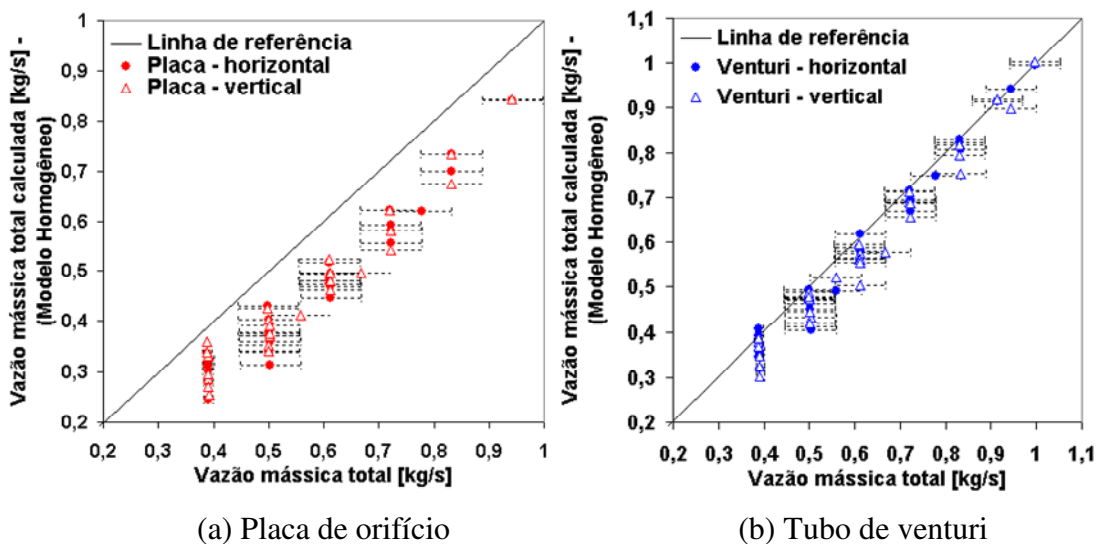


Figura 4.13 - Comparação entre a vazão total medida e a calculada pela Eq. (2.26), utilizando-se  $K_L$  do modelo homogêneo, Eq. (2.30), a partir do título experimental

Nos gráficos, também são exibidas as incertezas da vazão mássica total experimental. Próximo à vazão mássica total de 0,4 kg/s, as incertezas são menores pela utilização do rotâmetro de água de menor capacidade ( $1,6 \text{ m}^3 / \text{h}$ ) no final de sua escala, ocorrendo menores incertezas. A partir desse valor o rotâmetro de maior escala entra em atuação, proporcionando maiores incertezas de medição. Esse comentário também é válido na apresentação dos resultados das demais correlações.

De forma geral, é observado, no modelo homogêneo, que a predição da vazão mássica total foi subestimada tanto para o venturi quanto para a placa de orifício, independentemente do uso do título experimental obtido pelos rotâmetros ou do calculado pela Eq. (2.9). Contudo, observa-se que os valores de RMS dos desvios são menores quando o modelo homogêneo é aplicado ao tubo de venturi.

Na Tabela 4.7, é apresentado um resumo dos valores de RMS dos desvios das vazões calculadas em relação às experimentais.

Tabela 4.7 – RMS (%) dos valores da vazão mássica total calculada através do modelo homogêneo em relação à vazão experimental

<i>m</i> , calculado com:	Placa de orifício			Tubo de venturi			Ambos
	Horizontal	Vertical	Total	Horizontal	Vertical	Total	Geral
o título* da Eq. (2.9), S=1	22,8	17,9	20,5	8,8	5,7	7,5	14,9
o título experimental (rotâmetros)	22,6	22,2	22,4	7,8	9,3	8,6	16,3

(\*) Obtido através dos valores experimentais de  $\alpha$

É de difícil avaliação o impacto da direção do escoamento, vertical ascendente ou horizontal, sobre os resultados do modelo homogêneo. Observa-se, na Tabela 4.7, que os valores RMS para a predição da vazão apresentaram maiores variações no venturi.

Na avaliação do título, item 4.3, foi notado que o RMS dos desvios do título calculado para fator de escorregamento unitário em relação ao experimental foi de 43,8 %. Ao comparar, na

Tabela 4.7, os valores RMS (total) da vazão mássica a partir do título calculado pela Eq (2.9) com os desvios RMS (total) a partir do título experimental, observa-se que as grandes alterações no título não alteraram de forma expressiva a vazão total calculada. Observando a Tabela 4.7, nota-se que o RMS (geral) é de 14,9 % para a predição de  $m$  a partir do título calculado e de 16,3 %, a partir do título experimental, resultando numa variação de 8,6 %.

Curiosamente, o valor RMS (geral) das vazões mássicas calculadas a partir do título obtido pela Eq (2.9), admitindo-se ausência de escorregamento, foi menor que o RMS (geral) das vazões mássicas calculadas a partir do título experimental. O valor RMS (total) para o tubo de venturi, incluído testes na horizontal e vertical, é de 7,5% a partir do título calculado pela Eq. (2.9), e de 8,6%, a partir do título experimental. Na placa, maiores valores de RMS são registrados, mas com variação similar.

Por fim, é constatado que a vazão mássica é aproximadamente a vazão mássica do líquido devido à baixa densidade do ar. Os valores dos desvios RMS apresentados na tabela são semelhantes para a vazão de líquido. Os valores para a vazão mássica do ar têm valores RMS da ordem do título calculado, o que seria preocupante se grande precisão para prever a vazão do gás fosse requerida. Esse comentário deve ser estendido às demais correlações ar-água para baixos títulos.

#### 4.4.2 Correlação de Chisholm (1967)

São apresentados, nesta seção, os resultados da comparação entre a vazão total medida pelos rotâmetros e a vazão calculada através da Eq. (2.26), utilizando-se o fator  $K_L$  proveniente da correlação de Chisholm (1967), Eq. (2.35). Esta última equação é uma função do título de gás, do parâmetro modificado de Lockhart-Martinelli,  $X$ , e da constante experimental de Chisholm,  $C$ . A partir das Equações (2.16) e (2.32), observa-se que o fator  $K_L$  representado pela Eq. (2.35) é uma função do título de gás, das massas específicas das fases e do fator de escorregamento.

Admitindo-se o fator de escorregamento igual à unidade ( $S=1$ ), hipótese do modelo homogêneo, é possível a obtenção do título através da Eq. (2.9), desde que conhecidas a fração de vazio e as massas específicas das fases. De forma semelhante ao que se procedeu no modelo homogêneo, obtém-se a vazão total. Os resultados são apresentados na Fig. 4.14.

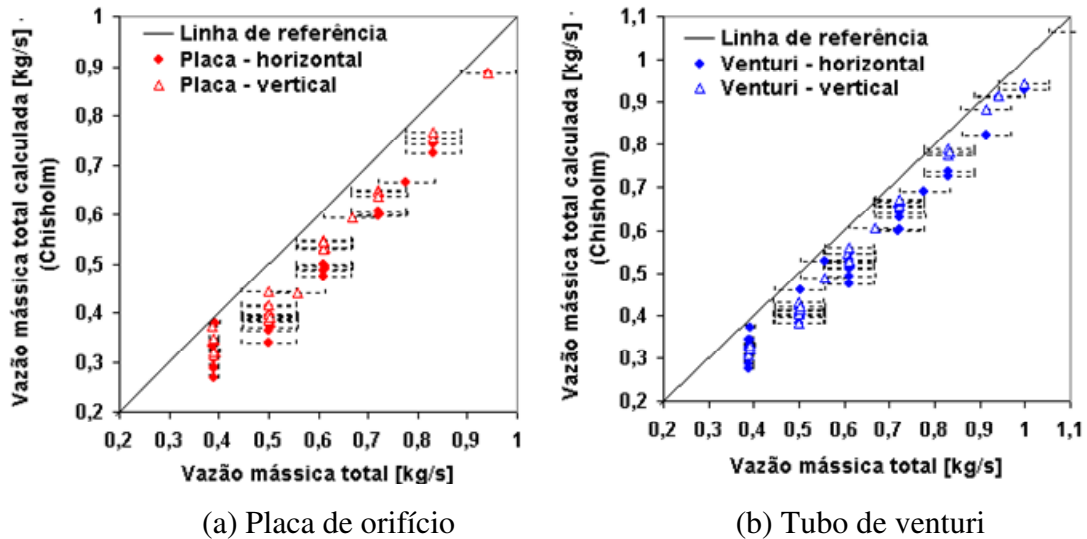


Figura 4.14 - Comparação entre a vazão total medida e a calculada pela Eq. (2.26), utilizando-se  $K_L$  da correlação de Chisholm (1967), Eq. (2.35), e o título calculado pela Eq. (2.9), admitindo-se  $(S=1)$

Nota-se que, ao adotar a hipótese de modelo homogêneo ( $S=1$ ), as vazões mássicas medidas pelos rotâmetros não foram utilizadas para a predição da vazão bifásica na Fig. 4.14. Contudo, para se avaliar a correlação de Chisholm (1967) sem distorções, é utilizado o fator  $K_L$ , Eq. (2.35), a partir do título experimental obtido pelos rotâmetros. Como se trata de escoamento bifásico a baixo título,  $X \geq 1$ , o fator de escorregamento, de acordo com o procedimento criado pelo o autor, é obtido através da Eq. (2.33), utilizando-se a massa específica de mistura dada pela Eq. (2.29). A partir do fator de escorregamento, encontra-se a constante experimental de Chisholm,  $C$ , e, por conseguinte, a vazão total. Os resultados são apresentados na Fig. 4.15.

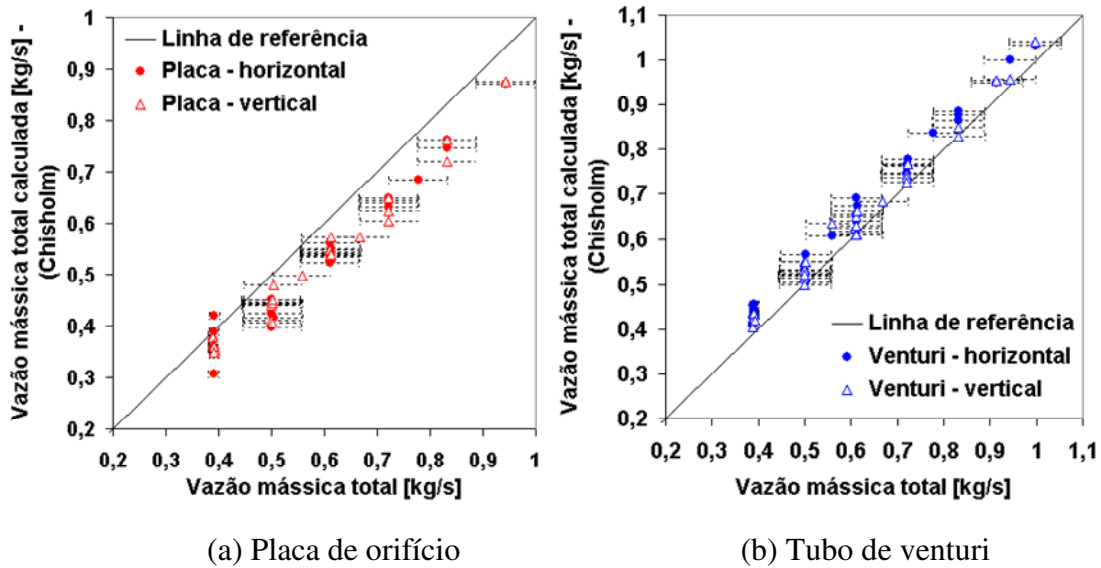


Figura 4.15 - Comparação entre a vazão total medida e a calculada pela Eq. (2.26), utilizando-se

$K_L$  da correlação de Chisholm (1967), Eq. (2.35), a partir do título experimental

Os comentários relacionados às incertezas da vazão mássica total experimental e quanto à direção do escoamento feitos ao modelo homogêneo são também válidos para a correlação de Chisholm. Com exceção da predição da vazão mássica a partir do título experimental para o tubo de venturi, os resultados obtidos para a correlação de Chisholm (1967) subestimaram a vazão medida.

De modo semelhante ao modelo homogêneo, os valores RMS dos desvios são menores quando a correlação de Chisholm (1967) é aplicada ao tubo de venturi. Na Tabela 4.8, é apresentado um resumo dos valores RMS dos desvios das vazões calculadas em relação às experimentais.

Tabela 4.8 – RMS (%) dos valores da vazão mássica total calculada pela correlação de Chisholm (1967) em relação à vazão experimental

$m$ , calculado com:	Placa de orifício			Tubo de venturi			Ambos
	Horizontal	Vertical	Total	Horizontal	Vertical	Total	Geral
o título* da Eq. (2.9), S=1	20,6	15,3	18,2	11,9	10,8	11,4	15,0
o título experimental (rotômetros)	11,9	11,0	11,5	8,9	6,8	7,9	9,7

(\*) Obtido através dos valores experimentais de  $\alpha$

Na avaliação do título, item 4.3, foi notado que o RMS dos desvios do título calculado para fator de escorregamento unitário em relação ao experimental foi de 43,8 %. Ao comparar, na Tabela 4.8, os valores RMS (total) da vazão mássica a partir do título calculado pela Eq (2.9) com os desvios RMS (total) a partir do título experimental, observa-se que as alterações no título alteraram de forma expressiva a vazão total calculada. Observando a Tabela 4.8, nota-se que o RMS (geral) é de 15,0 % para a predição a partir do título calculado e de 9,7 %, a partir do título experimental, resultando numa variação de 54,6 %.

#### 4.4.3 Correlação de Zhang *et al.* (1992)

São apresentados, na Fig. 4.16, os resultados da comparação entre a vazão total medida pelos rotâmetros e a vazão calculada através da Eq. (2.26), utilizando-se o fator  $K_L$  proveniente da correlação de Zhang *et al.* (1992), Eq. (2.36). Como o fator  $K_L$  citado é função do título de gás, obtém-se este parâmetro bifásico através da Eq. (2.9), admitindo-se o fator de escorregamento igual à unidade ( $S=1$ ). A fração de vazio, as massas específicas das fases e a queda de pressão no elemento deprimogênio são obtidas pelo sensor de fração de vazio, pelo conjunto transdutor de pressão absoluta e termopares, e pelo transdutor de pressão diferencial, respectivamente. Os demais parâmetros da Eq. (2.26) necessários ao cálculo da vazão já foram definidos no procedimento experimental, item 3.2.



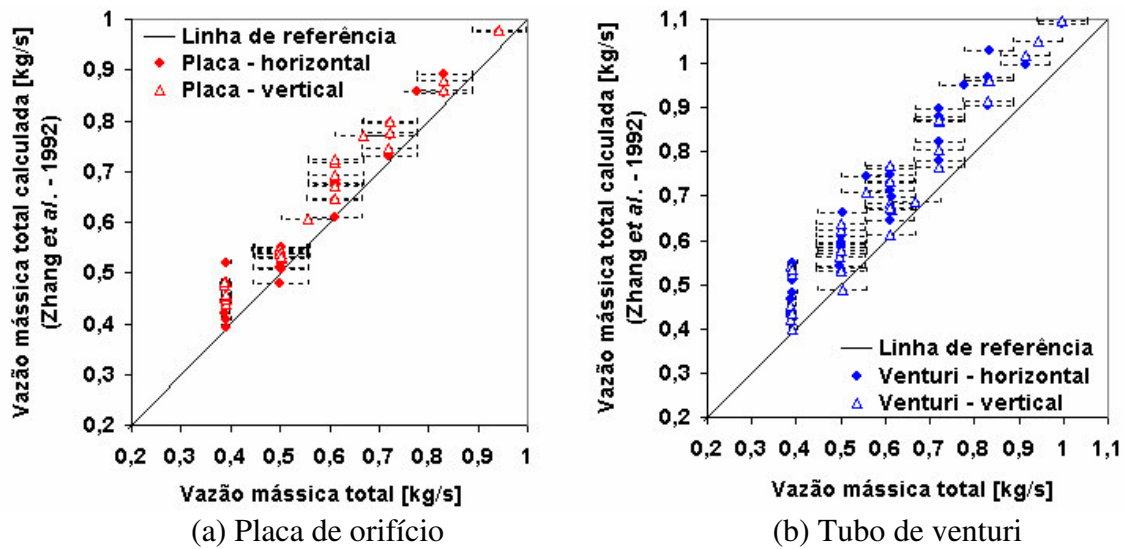


Figura 4.16 - Comparação entre a vazão total medida e a calculada pela Eq. (2.26), utilizando-se  $K_L$  da correlação de Zhang *et al.* (1992), Eq. (2.36), e o título calculado pela Eq. (2.9), admitindo-se ( $S=1$ )

Na Fig. 4.17, são apresentados os resultados da comparação entre a vazão total medida e a vazão calculada pela Eq. (2.26), utilizando-se o fator  $K_L$  proveniente da correlação de Zhang *et al.* (1992), Eq. (2.36), a partir do título experimental obtido pelos rotômetros.

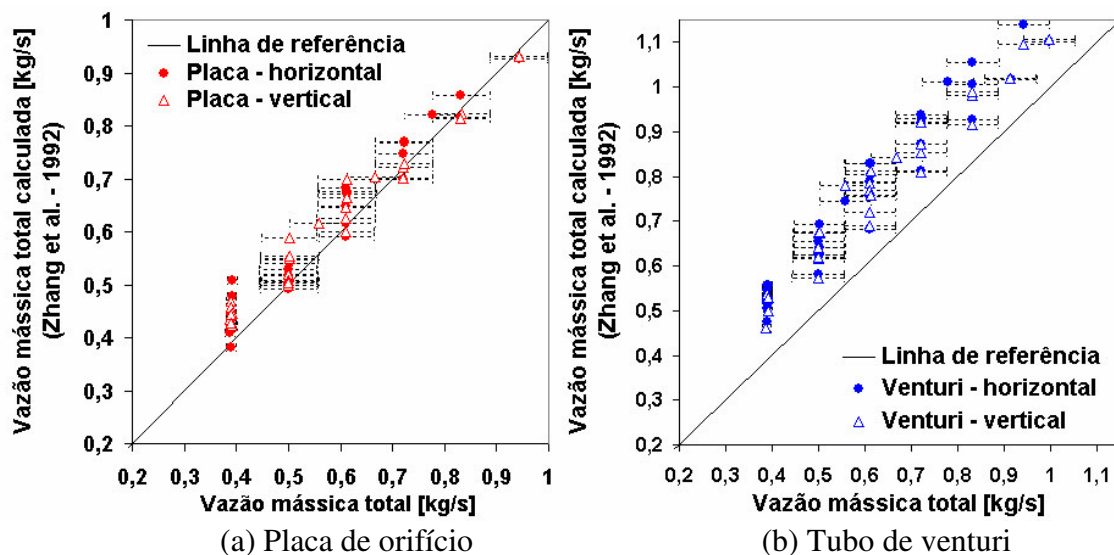


Figura 4.17 - Comparação entre a vazão total medida e a calculada pela Eq. (2.26), utilizando-se  $K_L$  da correlação de Zhang *et al.* (1992), Eq. (2.36), a partir do título experimental

Os comentários relacionados às incertezas da vazão mássica total experimental e quanto à direção do escoamento feitos ao modelo homogêneo são também válidos para a correlação de Zhang *et al.* (1992). Observa-se, nas Figuras 4.16 e 4.17, que os resultados apresentados superestimaram a vazão medida.

Observa-se que os valores RMS dos desvios são menores quando a correlação de Zhang *et al.* (1992) é aplicada à placa de orifício, o que é condizente com as condições para as quais a correlação foi obtida. Na Tabela 4.9, é apresentado um resumo dos valores RMS dos desvios das vazões calculadas em relação às experimentais.

Tabela 4.9 – RMS (%) dos valores da vazão mássica total calculada pela correlação de Zhang *et al.* (1992) em relação à vazão experimental

$m$ , calculado com:	Placa de orifício			Tubo de venturi			Ambos
	Horizontal	Vertical	Total	Horizontal	Vertical	Total	Geral
o título* da Eq. (2.9), S=1	15,1	18,6	17,1	24,5	21,8	23,2	21,9
o título experimental (rotâmetros)	9,4	9,3	9,4	28,9	26,0	27,6	21,5

(\*) Obtido através dos valores experimentais de  $\alpha$

Na avaliação do título, item 4.3, foi notado que o RMS dos desvios do título calculado para fator de escorregamento unitário em relação ao experimental foi de 43,8 %. Ao comparar, na Tabela 4.9, os valores RMS (total) da vazão mássica a partir do título calculado pela Eq (2.9) para a placa de orifício, 17,1 %, com os desvios RMS (total) a partir do título experimental, 9,4 %, observa-se que as alterações no título alteraram de forma expressiva a vazão total calculada. Variações menores são observadas no tubo de venturi, apesar dos piores valores RMS apresentados.

#### 4.4.4 Correlação de Zhang *et al.* (2005)

São apresentados, nesta seção, os resultados da comparação entre a vazão total medida pelos rotâmetros e a vazão calculada através da Eq. (2.26), utilizando-se o fator  $K_L$  proveniente da

correlação de Zhang *et al.* (2005), Eq. (2.37). De modo diferente do modelo homogêneo e das correlações de Chisholm (1967) e de Zhang *et al.* (1992), a correlação de Zhang *et al.* (2005) não é função do título, mas sim da fração de vazio, da razão entre as massas específicas das fases e de constantes especificadas de acordo com o regime de escoamento. Dessa forma, os autores criaram um procedimento para estimar a vazão total sem informação das vazões medidas pelos rotâmetros e levando em conta o escorregamento entre as fases através das constantes. O título é calculado pela Eq.(2.38), conforme visto no item 4.3.

De acordo com a Tabela 2.1, para os regimes borbulhado e pistonado, as constantes são definidas como:  $c = 0,50$ ,  $n = 0,95$  e  $m = 0,02$ . Os resultados são apresentados na Fig. 4.18.

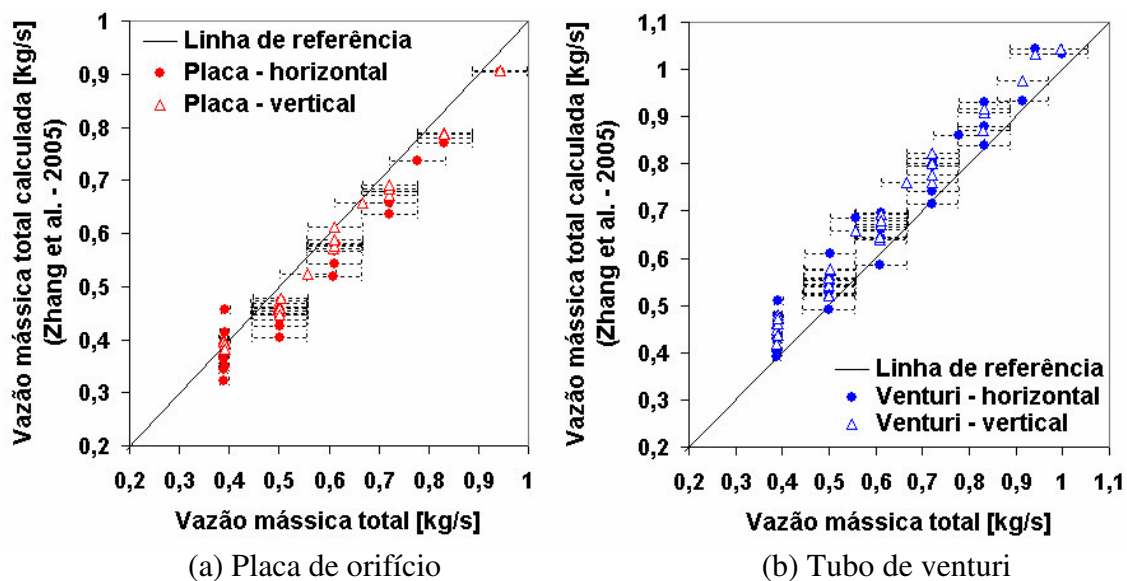


Figura 4.18 - Comparação entre a vazão total medida e a calculada pela Eq. (2.26), utilizando-se

$K_L$  da correlação de Zhang *et al.* (2005), Eq. (2.37)

Os comentários relacionados às incertezas da vazão mássica total experimental e quanto à orientação do escoamento feitos ao modelo homogêneo são também válidos para a correlação de Zhang *et al.* (2005).

É observado, na correlação de Zhang *et al.* (2005), que a predição da vazão mássica total foi superestimada para o tubo de venturi e subestimada para a placa de orifício. Nota-se que os valores RMS dos desvios são menores para a placa de orifício; o que é inesperado, pois a correlação foi criada para tubo de venturi. Além disso, as constantes da correlação de Zhang *et al.* (2005) foram obtidas para escoamento de óleo e de ar.

Na Tabela 4.10, é apresentado um resumo dos valores RMS dos desvios das vazões experimentais em relação às calculadas. É observado que as variações dos valores RMS para o tubo de venturi são menores quando comparadas às da placa de orifício.

Tabela 4.10 – RMS (%) dos valores da vazão mássica total calculada pela correlação de Zhang *et al.* (2005) em relação à vazão experimental

<i>m</i> , calculado por:	Placa de orifício			Tubo de venturi			Ambos
	Horizontal	Vertical	Total	Horizontal	Vertical	Total	Geral
Zhang <i>et al.</i> (2005)	10,4	5,5	8,4	12,3	11,9	12,1	10,6

A correlação de Zhang *et al.* (2005) foi a que obteve melhor resultado dentre as correlações testadas para a placa de orifício. Como as constantes da correlação foram ajustadas para escoamento óleo-ar, é proposta a correção das constantes para escoamentos ar-água de acordo com as condições experimentais especificadas na Tabela 4.1, a partir de uma regressão não linear da Equação (2.37), utilizando-se um algoritmo de otimização do programa EES. Na Tabela 4.11, é apresentado um resumo das constantes obtidas pelo método de regressão.

Tabela 4.11 – Constantes obtidas para prever a vazão total de escoamentos ar-água através da Eq. (2.37) de acordo com as condições especificadas na Tabela 4.1

	<i>c</i>	<i>n</i>	<i>m</i>
Placa de Orifício	0,40	1,14	0,04
Tubo de Venturi	0,50	1,01	0,09

Na Tabela 4.12, são apresentados os valores de RMS dos desvios percentuais entre os valores de vazão mássica experimental e aqueles previstos pela correlação de Zhang *et al.* (2005), porém com as constantes, fornecidas na Tabela 4.11, obtidas através dos dados experimentais do presente trabalho.

Tabela 4.12 – RMS (%) dos desvios entre a vazão mássica total prevista pela correlação de Zhang *et al.* (2005) com as constantes da Tabela 4.11 e a vazão experimental

<i>m</i> , calculado por:	Placa de orifício			Tubo de venturi		
	Horizontal	Vertical	Total	Horizontal	Vertical	Total
Zhang <i>et al.</i> (2005) *	8,3	4,2	6,6	6,1	3,1	4,8

(\*) A partir das constantes da Tabela 4.11

Por fim, é apresentado, na Tabela 4.13, um resumo dos valores de RMS (%) da vazão mássica total calculada pelas diversas correlações.

Tabela 4.13 – RMS (%) dos valores da vazão mássica total calculada pelas diversas correlações em relação à vazão experimental

<i>m</i> , calculado por:	Placa de orifício			Tubo de venturi			Ambos
	Horizontal	Vertical	Total	Horizontal	Vertical	Total	Geral
Modelo Homogêneo*	22,8	17,9	20,5	8,8	5,7	7,5	14,9
Modelo Homogêneo**	22,6	22,2	22,4	7,8	9,3	8,6	16,3
Chisholm (1967)*	20,6	15,3	18,2	11,9	10,8	11,4	15,0
Chisholm (1967)**	11,9	11,0	11,5	8,9	6,8	7,9	9,7
Zhang et al. (1992)*	15,1	18,6	17,1	24,5	21,8	23,2	21,9
Zhang et al. (1992)**	9,4	9,3	9,4	28,9	26,0	27,6	21,5
Zhang et al. (2005)	10,4	5,5	8,4	12,3	11,9	12,1	10,6
Zhang et al. (2005)***	8,3	4,2	6,6	6,1	3,1	4,8	–

\* O título da Eq. (2.9),  $S=1$

\*\* O título experimental (rotâmetros)

\*\*\* A partir das constantes da Tabela 4.11

## 4.5 Resumo do Capítulo

Neste capítulo, foram apresentados os resultados da queda de pressão e da vazão mássica bifásica, do fator de escorregamento e do título de gás em escoamentos ar-água com direção vertical ascendente e horizontal de acordo com as condições de teste especificadas na Tabela 4.1. Os principais resultados do capítulo são listados a seguir:

- A média da razão entre as quedas de pressão bifásica na placa de orifício e no tubo de venturi,  $\frac{\Delta P_{po}}{\Delta P_{tv}}$ , incluindo-se os resultados obtidos com a direção do escoamento vertical e horizontal, é em torno de 1,81;
- A média da razão entre as quedas de pressão para os resultados obtidos com o mesmo elemento deprimogênio, mas com diferentes orientações do escoamento, é próxima à unidade, indicando que não há significativa influência da orientação do escoamento, vertical ascendente ou horizontal, na queda de pressão bifásica;
- Para os padrões borbulhado e pistonado,  $\alpha < 0,7$ , em escoamentos de água e de ar cujas condições de teste são resumidas na Tabela 4.1, o fator de escorregamento médio obtido foi de 1,06, o que permite justificar a utilização do modelo homogêneo;
- O bom desempenho da correlação de Chisholm (1977) na predição do fator de escorregamento, com RMS dos desvios igual a 62,1 %, para o parâmetro de Lockhart-Martinelli igual ou maior que a unidade,  $X \geq 1$ . Observa-se a utilização do título para prever S;
- O razoável desempenho do modelo homogêneo e da correlação de Chisholm (1967) na predição das vazões mássicas através do tubo de venturi;
- O bom desempenho obtido pela correlação de Zhang *et al.* (2005) para prever as vazões mássicas através da placa de orifício.

## CAPÍTULO 5

### CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

O escopo deste trabalho é a predição das vazões em escoamentos bifásicos ar-água com o auxílio de venturi ou placa de orifício associados a um medidor de fração de vazio por impedância sem a separação das fases. Os resultados obtidos podem ser resumidos em duas partes: a primeira, refere-se à calibração do sistema de medição de fração de vazio através do sensor por impedância com campo elétrico girante, operando no modo resistivo, a segunda, ao estudo comparativo do venturi e da placa de orifício em sistemas bifásicos ar-água a baixos títulos ( $x < 0,011$ ). Foram analisados: a queda de pressão bifásica, o título, o fator de escorregamento através de modelos enquadrados na expressão geral criada por Butterworth (1975), apud Woldesemayat e Ghajar (2007), e a vazão mássica total, a partir de correlações baseadas na equação clássica para medição de vazão em medidores com redução de seção.

#### 5.1 Conclusões

As principais conclusões desta dissertação são apresentadas a seguir:

- O sistema de medição de fração de vazio com sensor por impedância resistiva e campo elétrico girante, com quatro pares de eletrodos, mostrou-se insensível às não uniformidades do escoamento. Houve bom desempenho mesmo com as interferências associadas às assimetrias provocadas pela ação da gravidade na distribuição das fases no escoamento horizontal e pelos diferentes padrões testados em duas direções de escoamento: vertical ascendente e horizontal;
- Para os medidores estudados, tubo de venturi e placa de orifício, observa-se que para  $30.000 < Re_{D,l} < 80.000$ , o coeficiente de descarga para escoamento monofásico de água tende a ser constante. Para  $Re_{D,l} < 25.000$ , o coeficiente de descarga cai bruscamente;
- Em escoamentos bifásicos ar-água, aumentos no fluxo mássico de ar para uma mesma vazão de água tendem, mesmo com pequenas alterações na vazão mássica total, a amplificar a queda de pressão nos medidores;

- A média da razão entre as quedas de pressão bifásica na placa de orifício e no venturi,  $\frac{\Delta P_{po}}{\Delta P_{tv}}$ , incluindo-se os resultados obtidos para as duas direções do escoamento, vertical ascendente e horizontal, é em torno de 1,81;
- A média da razão entre as quedas de pressão para os resultados obtidos com o mesmo elemento deprimogênio, com escoamentos na vertical ou na horizontal, é próxima da unidade;
- Para os padrões borbilhado e pistonado,  $\alpha < 0,7$ , em escoamentos de água e de ar cujas condições de teste são resumidas na Tabela 4.1, o fator de escorregamento médio obtido foi de 1,06, o que permite justificar a utilização do modelo homogêneo;
- Dentre as correlações testadas para prever o fator de escorregamento, a que obteve o melhor desempenho foi a correlação de Chisholm (1977), com RMS dos desvios igual a 62,1 %, para o parâmetro de Lockhart-Martinelli igual ou maior que a unidade,  $X \geq 1$ . Observa-se a utilização do título para prever S;
- O modelo homogêneo e a correlação de Chisholm (1967) foram capazes de prever as vazões mássicas através do tubo de venturi, com valores RMS dos desvios da vazão total de 8,6% e 7,9%, respectivamente. Os resultados foram obtidos a partir do título experimental, incluindo-se os testes com a direção do escoamento na vertical ascendente e na horizontal;
- A correlação de Zhang *et al.* (2005) foi capaz de prever as vazões mássicas através da placa de orifício, com valores RMS dos desvios da vazão total de 8,4%, incluindo-se os testes com a direção do escoamento na vertical ascendente e na horizontal.

## 5.2 Recomendações

Para futuros trabalhos, são consideradas as seguintes propostas:

- Comparação do desempenho do sistema de medição de fração de vazio composto pelo sensor de impedância com o de outras técnicas, como, por exemplo, a de ultra-som;



- Medição das vazões em escoamentos bifásicos a partir do sistema composto pelo venturi ou pela placa de orifício associados ao sensor de fração de vazio com campo elétrico girante para altos títulos, faixa de trabalho conhecida como gás molhado (“wet gas”);
- Emprego de medidores de vazão bifásica através da aplicação do princípio da correlação cruzada para dois sensores de fração de vazio de impedância com campo elétrico girante;
- Identificação dos padrões de escoamento a partir da análise dos sinais instantâneos do sensor de fração de vazio por impedância, conforme estudo preliminar apresentado no Anexo III.

## BIBLIOGRAFIA

- Arosio, S. e Guilizzoni, M. Some effects of different geometrical singularities on the behavior of air-water mixture flowing in horizontal ducts. Energy: production, distribution and conservation. Milan 2006.
- Augyron, L., Ageron, P., Blumenfeld, H., Bredy, P., Lugol, J. C. VOID FRACTION MEASUREMENT IN TWO-PHASE HELIUM FLOW WITH ELECTRON ENERGY ATTENUATION DETECTOR. Cryogenic Engineering Conference (CEC). Madison , Wisconsin, USA 2001.
- Auracher, H. e Marroquin, A. A miniaturized optical sensor for local measurements in two-phase flow. 10th Brazilian Congress of Mechanical Engineering, Dec. 1989.
- Benes, P. e Zehnula, K.. New design of two-phase flowmeters. Sensors and Actuators, v.86, accepted 11 April 2000, p.220-225. 2000.
- Campos, J. B. L. M. e Guedes de Carvalho, J. R. F. An experimental study of the wake of gas slug rising in liquids. J. Fluid Mech., v.196, p.pp. 27-37. 1988.
- Carey, V. P., An introduction to the Thermophysics of Vaporization and Condensation Processes in Heat Transfer Equipment. 1992.
- Chang, J. S. e Morala, E. C. Determination of two-phase interfacial areas by an ultrasonic technique Nuclear Engineering and Design, v.122, p.pp. 143-156. 1990.
- Chisholm, D. Pressure gradients during the flow of incompressible two-phase mixtures through pipes, venturis and orifice plates. British Chemical Engineering, v.12(9), p.454-457. 1967.
- Chisholm, D. Research note: Two-phase flow through sharp-edged orifices. Journal Mechanical Engineering Science, v.19(3), p.128-130. 1977.
- Coleman, H. W. e Steele, W. G. J. Experimentation and uncertainty analysis for engineers New York: Wiley-Interscience. 1989.
- Collier, J. G. e Thome, J. R. Convective Boiling and Condensation. New York: Oxford University Press Inc. 1996.
- Delmée, G. J. Manual de Medição de Vazão. 1983.
- 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. Lyon, France 1998.
- Duarte, L.G.C. Utilização de sensores capacitivos para caracterização de escoamentos bifásicos. Proposta de Tese. Programa de pós-graduação em Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1999.

Elkow, K. J. e Rezkallah, K. S. STATISTICAL ANALYSIS OF VOID FLUCTUATIONS IN GAS-LIQUID FLOWS UNDER 1 -g AND micro-g CONDITIONS USING A CAPACITANCE SENSOR. *Int. J. Multiphase Flow*, v.23, p.pp. 831-844. 1997.

Falcone, G., Hewitt G. F., Alimonti, C. e Harrison, B. "Multiphase flow metering: current trends and future developments. Society of Petroleum Engineers, Abril. 2002.

Fossa, M., Guglielmini, G. e Marchitto A. Intermittent flow parameters from void fraction analysis. *Flow Measurement and Instrumentation*, v.14, p.161–168. 2003.

Fox, R. W. e McDonald, A. T. *Introduction to Fluid Mechanics* John Wiley & Sons, Inc. 1998.

García, F., García, R., Padrino, J.C., Mata, C., Trallero, J.L. e 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*, v.Vol. 29, p.pp. 1605-1624. 2003.

Gerges, S. N. Y. *Processamento e Análise de Sinais: Universidade Federal de Santa Catarina - Departamento de Engenharia Mecânica - Laboratório de Ruído Industrial* 2002.

Goda, H., Hibiki, T., Kim, S., Ishii, M. e Uhle, J. Drift-flux model for downward two-phase flow. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v.46, p.4835–4844. 2003.

Gonçalves, A. A. J. *Metrologia - Parte I: Laboratório de Metrologia e Automação, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina.* 1999.

Holman, J. P. *Experimental methods for engineers. McGraw-Hill Series in Mechanical Engineering*, 1994.

Kendoush, A. A. e Sarkis, Z. A. Void fraction measurement by X-ray absorption. *Experimental Thermal and Fluid Science*, v.25, p.615–621. 2002.

Kim, M. C., Kim, S., Lee, H. J., Lee Y. J. e Kim, K. Y. AN EXPERIMENTAL STUDY OF ELECTRICAL IMPEDANCE TOMOGRAPHY FOR THE TWO-PHASE FLOW VISUALIZATION. *Int. Comm. Heat Mass Transfer*, v.29, p.pp. 193-202. 2002.

Mattar, L., Nicholson, M., Aziz, K. e Gregoru, G. A. Orifice metering of two-phase flow. *J. of Petroleum Technology*, August, p.955-961. 1979.

Mi, Y., Ishii, M. e Tsoukalas, L. H.. Investigation of vertical slug flow with advanced two-phase flow instrumentation. *Nuclear Engineering and Design*, v.204, p.69–85. 2001.

Moody, F. J. Maximum flow rate of a single component, two-phase mixture . *Trans. ASME Journal of Heat Transfer*, p.134-142. 1965.

Moura, L. F. M. e Marvillet, C. Measurement of two-phase mass flow rate and quality using venturi and void fraction meters *Proceedings of the ASME Fluids Engineering Division: ASME*, 1997.

Nurge, M. A., Youngquist, R. e Walters, D. Capacitance based mass metering for cryogenic fluids. *Cryogenics*. 2003.

Pereira, M. F. Determinação das vazões em escoamentos bifásicos ar-água por meio de tubo venturi e medidor de fração de vazio. Dissertação de Mestrado. Programa de pós-graduação em Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2006.

Rocha, M. S. Circuito eletrônico de transdução dos sinais dos sensores de impedência de múltiplos eletrodos. SISEA – Laboratório de Sistemas Energéticos Alternativos - Dep. Eng. Mecânica / Escola Politécnica da USP. São Paulo/SP. 2006.

Rocha, M. S. e Simões-Moreira, J. R. A simple impedance method for determining ethanol and regular gasoline mixtures mass contents. *Fuel* v.84, p.447-452. 2004.

Rocha, M. S. e Simões-Moreira, J. R. Void fraction measurement and signal analysis from multiple-electrode impedance sensors. A ser publicado no *Heat Transfer Engineering Journal*, 2007.

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

Rodger, G. J. *Multiphase Flow Measurement. I. Premier Instruments*. 2001.

Silva, C. B. C., Borges Filho, M. J. e Pinheiro, J. A. Medição de vazão e propriedades em escoamento multifásico: solução econômica para diferentes atividades industriais. *Bol. Téc. PETROBRÁS*, Rio de Janeiro, 43 (1): 45-61. 2000.

Simões-Moreira, J. R. Transdutor de Impedância para a Medida da Fração de Vazio. II National Meeting on Thermal Sciences Lindóia, SP, Brasil. 1988.

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

Thorn, R., Johansen, G. A. e Hammer, E. A. Three-Phase Flow Measurement in the Offshore Oil Industry Is There a Place for Process Tomography? 1st World Congress on Industrial Process Tomography. Buxton, Greater Manchester. 1999.

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

Watering, E. van der. Calibration of a void fraction measuring device. Internship. Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005.

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

Woldesemayat, M. A. e Ghajar, A. J. Comparison of void fraction correlations for different flow patterns in horizontal and upward inclined pipes. *International Journal of Multiphase Flow*, v.33, p.347-370. 2007.

Xu, L., Xu, J., Dong, F. e Zhang, T. On fluctuation of the dynamic differential pressure signal of venturi meter for wet gas metering. *Flow Measurement and Instrumentation*, v.14, p.pp. 211-217. 2003.

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

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

Zivi, S. M. Estimation os steady-state steam void-fraction by means of the principle of minimum entropy production. *Trans. ASME Journal of Heat Transfer*, p.247-252. 1964.

## ANEXO I

### ANÁLISE DE INCERTEZAS

São apresentados, neste anexo, os procedimentos, com base nos textos de Coleman e Steele (1989), Holman (1994) e Gonçalves (1999), para a determinação das incertezas relacionadas às grandezas físicas diretamente medidas ou calculadas. Compõem o resultado da medição um valor central médio e uma faixa que quantifica a incerteza de medição, associada a um determinado nível de confiança. Conforme critério de Coleman e Steele (1989) foi adotado um intervalo de confiança de 95 % durante todo o trabalho. A determinação das incertezas de parâmetros calculados indiretamente é realizada através do processo de propagação de erros.

As grandezas medidas em escoamentos bifásicos, como pressão, vazão, fração de vazio etc., devido à alta instabilidade da interface entre as fases e às descontinuidades dos meios líquido e gasoso, são caracterizadas como mensurandos extremamente variáveis. Existem flutuações constantes de velocidade e de pressão devido à natureza turbulenta do escoamento.

#### I.1 Mensurando Variável

Os diversos valores possíveis de serem assumidos pelo mensurando são representados pela média das observações,  $MO$ , além das variações do próprio mensurando e da parcela aleatória do processo de medição. Dessa forma, o resultado de uma medição,  $RM$ , é função da média,  $MO$ , das incertezas devidas a flutuações da série de observações,  $U_o$ , e das incertezas inerentes ao sistema de medição,  $U_{SM}$ ; sendo expresso pela Eq. (I.1):

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

#### I.2 Incerteza Expandida

##### I.2.1 Incerteza expandida Tipo A

A incerteza associada à tentativa de uma série de observações,  $x_i$ , representar uma grandeza de interesse,  $X$ , é obtida através de uma distribuição estatística. Em caso de uma amostra infinita onde os resultados são a combinação de pequenos erros de mesma magnitude, a função de

distribuição pode ser aproximada pela distribuição normal, Holman (1994). Tratando-se de uma população de amostras finitas, define-se a incerteza expandida do Tipo A,  $U_o$ , para um intervalo de confiança de 95%, através de:

$$U_o = tS_{(x)} \quad (I.2)$$

onde  $t$  é função do número do total de observações,  $n$ , sendo tabelado de acordo com a distribuição de Student.  $S_{(x)}$  é o desvio padrão experimental da média, dado pela Eq. (I.3):

$$S_{(x)} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n(n-1)}} \quad (I.3)$$

### I.2.2 Incerteza Expandida Tipo B

A incerteza é julgada com base nas informações prévias disponíveis da grandeza de interesse. É o caso dos catálogos e manuais dos fabricantes dos instrumentos de medição que disponibilizam a variabilidade da grandeza de interesse. São consideradas que as incertezas dos instrumentos de medição utilizados neste trabalho se encontram num intervalo de confiança de 95 %; coeficiente bastante praticado pela indústria. Dessa forma, o valor de  $U_{SM}$  para cada instrumento utilizado é dado pela Tabela 3.1.

### I.3 Incerteza combinada

A determinação das incertezas de parâmetros calculados indiretamente é realizada através do processo de propagação de erros. A incerteza de um resultado  $y$ ,  $U_c(y)$ , onde o mesmo é função de variáveis independentes,  $x_i$ , é dado através da propagação das incertezas através da Eq. (I.4):

$$U_c(y) = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left[ \frac{\partial f}{\partial x_i} \right]^2 U^2(x_i)} \quad (I.4)$$

onde  $f$  é a função que relaciona o parâmetro calculado com as grandezas independentes.

### I.4 Aplicação da Análise de Incertezas

As grandezas a montante dos elementos deprimogênicos, pressão e temperatura, representadas, respectivamente, por  $P$  e  $T$ , a diferença de pressão sobre os elementos,  $\Delta P$ , as

vazões dos rotâmetros,  $m_g$  e  $m_l$ , e a tensão elétrica,  $V$ , medida na saída do transdutor de impedância e dos transdutores de pressão, foram medidas de forma direta. Na Tabela 3.1, encontra-se a matriz com resumo das informações das incertezas fornecidas pelos fabricantes.

As grandezas  $\rho$  e  $\mu$  calculadas na seção à montante, embora sejam funções da pressão e da temperatura, foram obtidas de tabelas. Considerando-se as variações desprezíveis de temperatura durante as medições, assumiu-se incertezas relativas similares a das pressões medidas.

As incertezas relacionadas à geometria: o diâmetro, a razão de diâmetros, a área da seção do tubo, da garganta e do orifício; são irrelevantes, na prática, para o cálculo das incertezas combinadas dos principais mensurandos.

#### I.4.1 Cálculo da Incerteza do Transdutor de Pressão Diferencial

Para os transdutores de pressão, a incerteza da tensão medida pelo sistema de aquisição de dados é relevante e deve ser levada em consideração, principalmente para o transdutor diferencial. A incerteza em sua forma final para este último é dada através da Eq. (I.5):

$$U_{\Delta P} = (2346) + (0,005 * V_{\Delta P} * 69000) \quad (I.5)$$

onde  $U_{\Delta P}$  é dado em  $[Pa]$  e  $V_{\Delta P}$ , em  $[mV]$ .

#### I.4.2 Cálculo da Incerteza do Rotâmetro de Ar

Segundo informações dos manuais dos rotâmetros, a aplicação direta da escala impressa em seu exterior se dá para condições a montante dentro das especificações de calibração. Em caso de utilização dos mesmos fora das condições especificadas, a vazão deve ser corrigida de acordo com a Eq. (I.6):

$$m_{real} = m_{lido} \sqrt{\frac{P_{manômetro}}{P_{calibração}}} \sqrt{\frac{T_{medido}}{T_{calibração}}} \quad (I.6)$$

onde  $m_{lido}$  é a vazão lida na escala do rotâmetro;  $T_{calibração}$  e  $P_{calibração}$  são as condições de temperatura absoluta e pressão de calibração;  $P_{manômetro}$  é o valor da pressão medida pelo manômetro e  $T_{medido}$  é a temperatura absoluta ambiente de entrada do fluido. A temperatura de entrada utilizada



foi adquirida através do endereço eletrônico do Ciram – Centro de Informações de Recursos Ambientais e de Hidrometeorologia de Santa Catarina.

Na prática, a correção processada acima é utilizada para corrigir o balanço de forças devido à variação da massa específica com a temperatura e a pressão. Para a água, variações na condição de entrada não resultam em grandes problemas já que a mesma pode ser considerada incompressível.

Desprezando-se a incerteza da temperatura medida, a incerteza da vazão do rotâmetro de ar é dada pela Eq. (I.7):

$$U_{m_{real}} = \left\{ \left[ \left( \sqrt{\frac{P_{manômetro}}{P_{calibração}}} \right) U_{m_{lido}} \right]^2 + \left( \frac{1}{2} \frac{m_{lido}}{\sqrt{P_{manômetro} P_{calibração}}} U_{manômetro} \right)^2 \right\}^{1/2} \quad (I.7)$$

### I.4.3 Cálculo da Incerteza da Fração de Vazio

De acordo com o item 3.2.2, a curva de calibração do sensor de fração de vazio é expressa através da Eq. (3.5):

$$\alpha = -0,6080 \frac{K}{K_w}^2 - 0,3431 \frac{K}{K_w} + 0,9628 \quad (I.8)$$

onde a condutividade adimensional,  $\frac{K}{K_w}$ , é calculada através da Eq. (3.3):

$$\frac{K}{K_w} = \frac{V_c - V_A}{V_W - V_A} \quad (I.9)$$

onde  $V_c$ ,  $V_A$  e  $V_W$  representam, respectivamente, as quedas de tensão na resistência de carga do circuito de transdução de sinais para escoamento bifásico, para escoamento de ar e para escoamento de água. Dessa forma, a incerteza da fração de vazio,  $U_\alpha$ , é determinada de acordo com a Eq. (I.10); sendo a incerteza da condutividade adimensional,  $U_{\frac{K}{K_w}}$ , expressa conforme a Eq. (I.11).

$$U_\alpha = \left| \frac{\partial \alpha}{\partial \frac{K}{K_w}} \right| U_{\frac{K}{K_w}} \quad (I.10)$$

$$U_{K/K_w} = \left| \frac{\partial K/K_w}{\partial V_c} \right| U_{V_c} \quad (\text{I.11})$$

onde  $U_{V_c}$  é obtida da Tabela 3.1. Na fase de calibração, foi admitido que a incerteza sistemática do sistema composto por válvulas de fechamento rápido (VFR), na determinação da fração de vazão é nula.

#### I.4.4 Cálculo da Incerteza do Coeficiente de Descarga

Desprezando-se as incertezas relacionadas a medições geométricas, a incerteza de  $C_d$  pode ser aproximada através da Eq. (I.12):

$$U_{C_d} = \left\{ \left[ \frac{m^2(1-\beta^4)}{8A_2\rho\Delta P} \right] \left[ \left( \frac{2U_m}{m} \right)^2 + \left( \frac{U_\rho}{\rho} \right)^2 + \left( \frac{U_{\Delta P}}{\Delta P} \right)^2 \right] \right\}^{1/2} \quad (\text{I.12})$$

onde  $A_2$  é a área da garganta ou do orifício;  $\beta$  é a razão entre o diâmetro do orifício da placa (ou da garganta do venturi) e o diâmetro da seção do tubo. Na Eq. (I.12), o primeiro e o terceiro termos do segundo colchete, referentes às incertezas da medição da vazão mássica e da queda de pressão, respectivamente, são dominantes.

#### I.4.5 Cálculo da Incerteza de Número de Reynolds

A incerteza do número de Reynolds,  $U_{R_e}$ , é dada pela Eq. (I.13). O termo dominante é dado pelo primeiro termo do segundo colchetes, referente à vazão mássica.

$$U_{R_e} = \left\{ \left[ \frac{4m}{\pi D\mu} \right]^2 \left[ \left( \frac{U_m}{m} \right)^2 + \left( \frac{U_D}{D} \right)^2 + \left( \frac{U_\mu}{\mu} \right)^2 \right] \right\}^{1/2} \quad (\text{I.13})$$

#### I.4.6 Cálculo da Incerteza da Razão das Quedas de Pressão

A incerteza combinada da razão das quedas de pressão entre a placa de orifício e o tubo de venturi,  $U_{R_{\Delta P}}$ , é dada através da Eq. (I.14):

$$U_{\frac{\Delta P_{po}}{\Delta P_{tv}}} = \left| \left( \frac{1}{\Delta P_{tv}} U_{\Delta P_{po}} \right)^2 + \left( -\frac{\Delta P_{po}}{\Delta P_{tv}^2} U_{\Delta P_{tv}} \right)^2 \right|^{\frac{1}{2}} \quad (\text{I.14})$$

onde os subscritos *tv* e *po* se referem, respectivamente, ao tubo de venturi e à placa de orifício.

#### I.4.7 Cálculo da Incerteza do Fator de Escorregamento

Após a aplicação da Eq. (I.4) na Eq. (2.9), encontra-se a expressão para a incerteza do fator de escorregamento,  $U(S)$ , dada através da Eq. (I.15):

$$U(S) = \left[ \left[ \left( \frac{\rho_l}{\rho_g} \frac{1-\alpha}{\alpha} \right) \left( \frac{1}{1-x} + \frac{x}{(1-x)^2} \right) U_x \right]^2 + \left[ \left( \frac{\rho_l}{\rho_g} \frac{x}{1-x} \right) \left( \frac{\alpha-1}{\alpha^2} - \frac{1}{\alpha} \right) U_\alpha \right]^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{I.15})$$

#### I.4.8 Cálculo da Incerteza do Título

Após a aplicação da Eq. (I.4) na Eq. (2.2), encontra-se a expressão para a incerteza do título,  $U(x)$ , dada através da Eq. (I.16):

$$U(x) = \left[ \left[ \left( \frac{1}{m_t} - \frac{m_g}{m_t^2} \right) U_{m_g} \right]^2 + \left( -\frac{m_g}{m_t^2} U_{m_t} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{I.16})$$

### I.5 RMS dos Desvios dos Valores Calculados em Relação aos Medidos

O RMS (%) dos valores calculados em relação aos valores medidos é dado pela Eq. (I.17):

$$RMS = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left[ \frac{x_{i,calculado} - x_{i,medido}}{x_{i,medido}} \right]^2} \times 100 \quad (\text{I.17})$$

## ANEXO II

## SISTEMA DE MEDIÇÃO DE FRAÇÃO DE VAZIO – CIRCUITO ELETRÔNICO

É apresentado o esquema do circuito de transdução eletrônica dos sinais, de acordo com Rocha (2006), na Fig. II.1 e sua continuação na Fig. II.2.

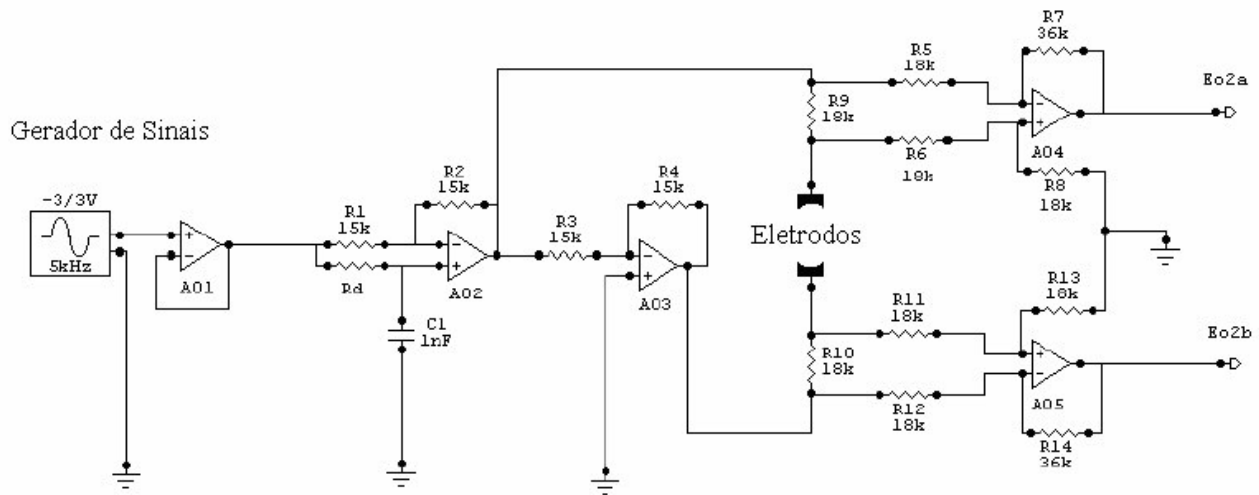


Figura II.1 - Circuito de transdução eletrônica dos sinais, incluídos a geração e pós-tratamento dos dados – parte A

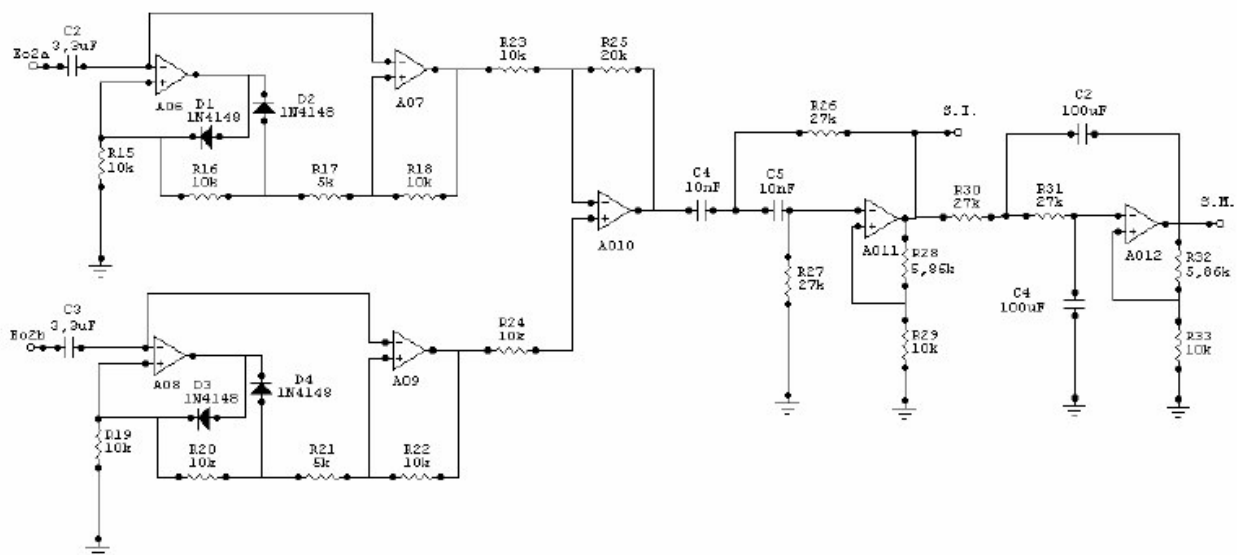


Figura II.2 - Circuito de transdução eletrônica dos sinais, incluídos a geração e pós-tratamento dos dados – parte B

## ANEXO III

### SINAL INSTANTÂNEO DO SENSOR DE FRAÇÃO DE VAZIO

No item 3.2.2., foram apresentados os resultados da calibração do sensor de fração de vazão através dos sinais correspondentes às médias da soma dos sinais médios por meio da calibração dinâmica a partir de válvulas manuais de fechamento rápido (VFR). Neste anexo, são apresentados os resultados preliminares da análise dos sinais instantâneos de forma a identificar os padrões de escoamento.

Os dados da queda de tensão na resistência de carga do circuito eletrônico,  $V_c(t)$ , podem ser separados em duas componentes: a estática (valor médio) e a dinâmica (função do tempo), conforme Gerges (2002). Os resultados com base na componente estática foram analisados no Capítulo 3.

A componente dinâmica do sinal de tensão,  $V_c(t)$ , é analisada com o auxílio de um osciloscópio digital e de um analisador de Fourier, modelo Pulse da marca Brüel & Kjaer. O sinal adquirido pelo equipamento analisador é previamente filtrado, com frequências de corte de 0,6 e 100 Hz, pelo circuito eletrônico do sistema de medição de fração de vazão.

#### III.1 Visualização do Escoamento Vertical Ascendente

Na Fig. III.1, são apresentadas quatro fotografias representativas dos padrões borbulhado, pistonado, anular agitado e anular do escoamento bifásico vertical ascendente. Na Fig. III.1a, o padrão borbulhado é caracterizado por bolhas dispersas no líquido. Na Fig. III.1b, o bolsão de gás alongado é seguido de líquido com pequenas bolhas de ar na esteira do bolsão. Na Fig. III.1c, o padrão anular agitado mostra um escoamento caótico devido ao “rompimento” dos bolsões de gás e, por fim, na Fig. III.1d, o padrão anular apresenta uma película de líquido sobre a superfície interna do tubo, com o gás e gotículas dispersas no centro do escoamento. Foi utilizado um recipiente de acrílico preenchido com água para minimizar a distorção provocada pela curvatura dos tubos do mesmo material. Ver Campos e Guedes de Carvalho (1988).

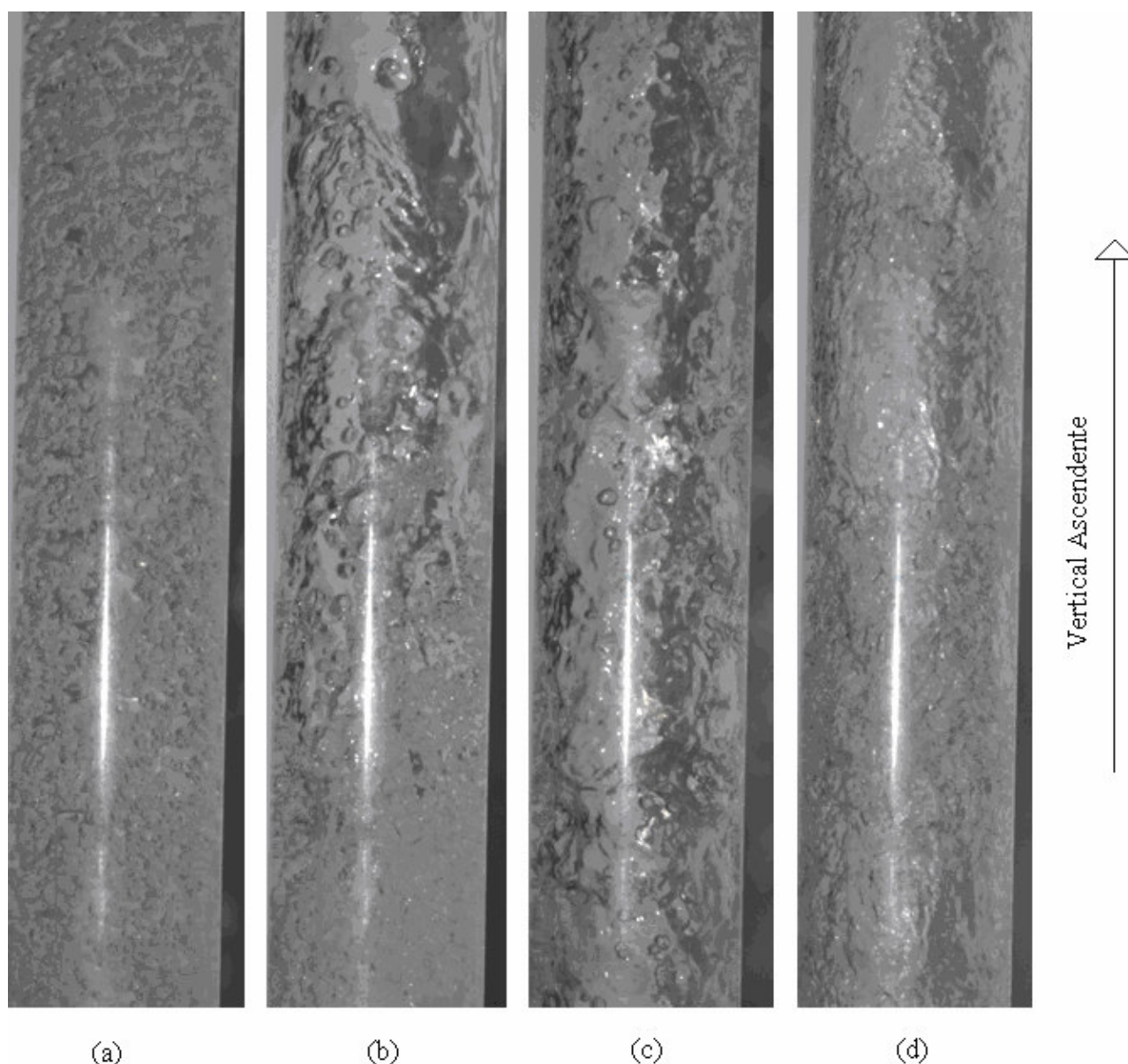


Figura III.1 - Fotografias dos regimes de escoamento bifásico ar-água na vertical ascendente: (a) borbulhado, (b) pistonado, (c) anular agitado e (d) anular

### III.2 Análise dos Sinais para o Escoamento Vertical Ascendente

Após a visualização dos padrões com o escoamento na direção vertical ascendente, são apresentadas as flutuações de  $V_c(t)$  para o regime borbulhado, na Fig. III.2, para o regime pistonado, na Fig. III.3, para o regime anular agitado, na Fig. III.4, e para o regime anular na Fig. III.5.

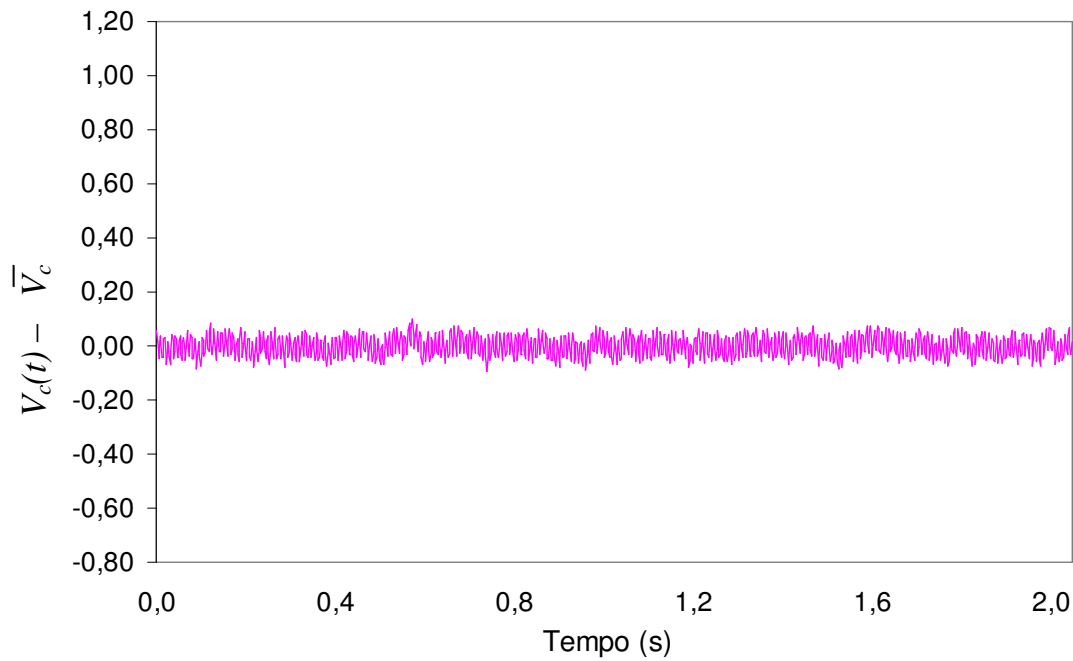


Figura III.2 - Flutuações do sinal instantâneo para o regime borbulhado na vertical ascendente

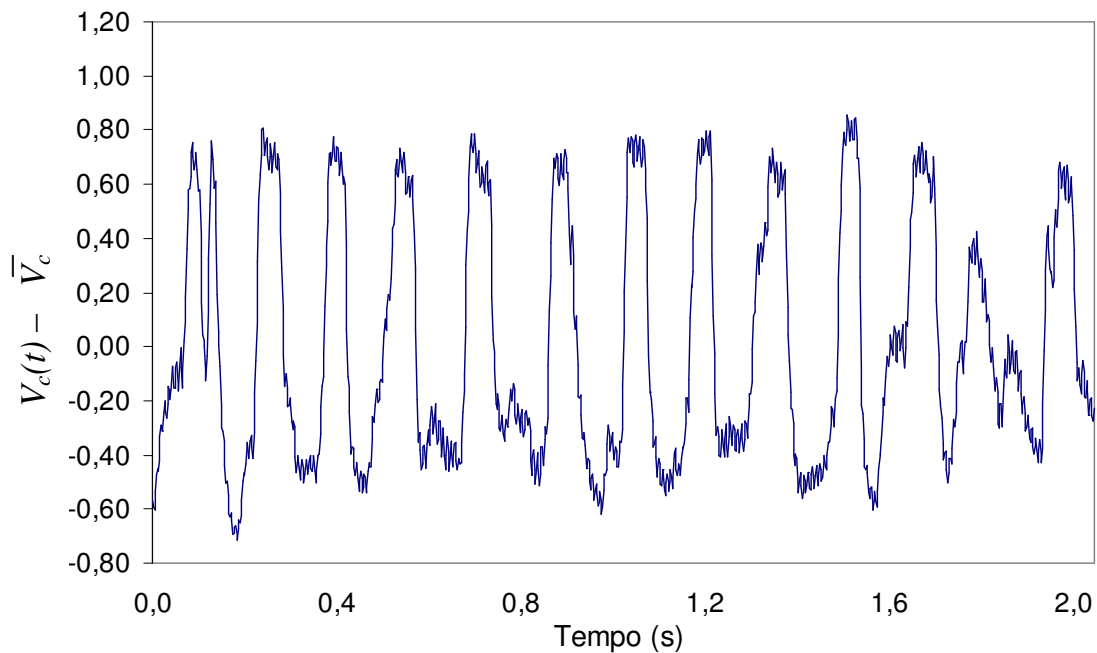


Figura III.3 - Flutuações do sinal instantâneo para o regime pistonado na vertical ascendente

Notam-se as menores amplitudes para o regime borbulhado, Fig. III.2. A contínua passagem das pequenas bolhas alteram levemente o sinal médio,  $\bar{V}_c$ . As frequências dominantes neste sinal são decorrentes das passagens das bolhas em frequências menores que 10 Hz, como visto em Rocha e Simões-Moreira (2007).

Por sua vez, o regime pistonado, Fig. III.3, obteve as maiores amplitudes dentre todos os padrões. O que já era esperado pela grande alteração na configuração das fases decorrente da passagem do bolsão de ar seguido da região com maior presença de líquido.

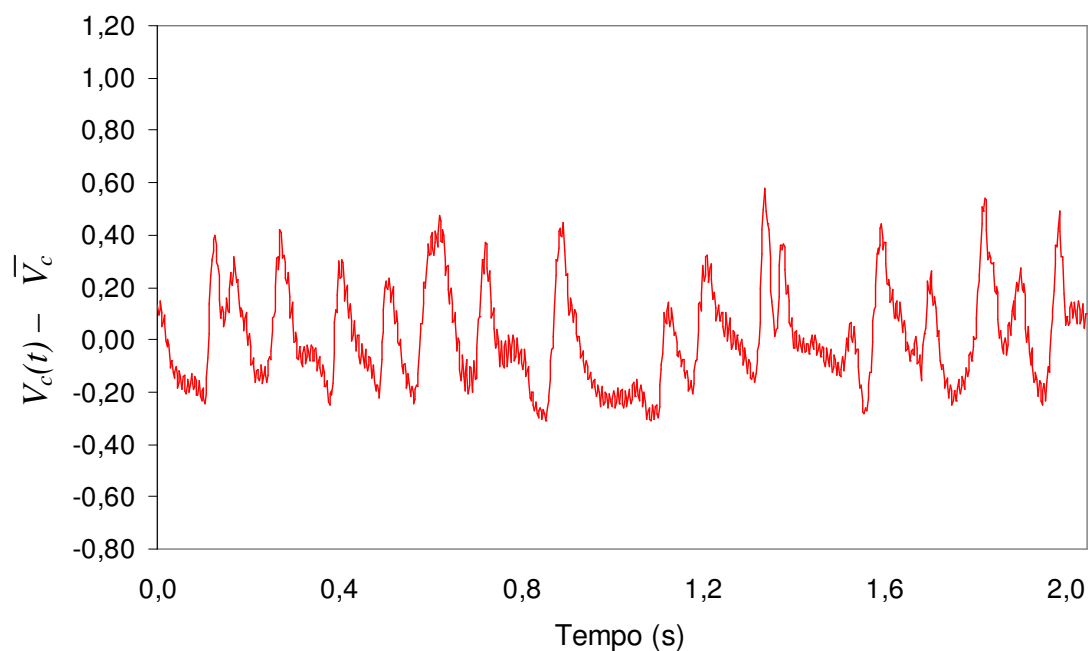


Figura III.4 - Flutuações do sinal instantâneo para o regime anular agitado na vertical ascendente

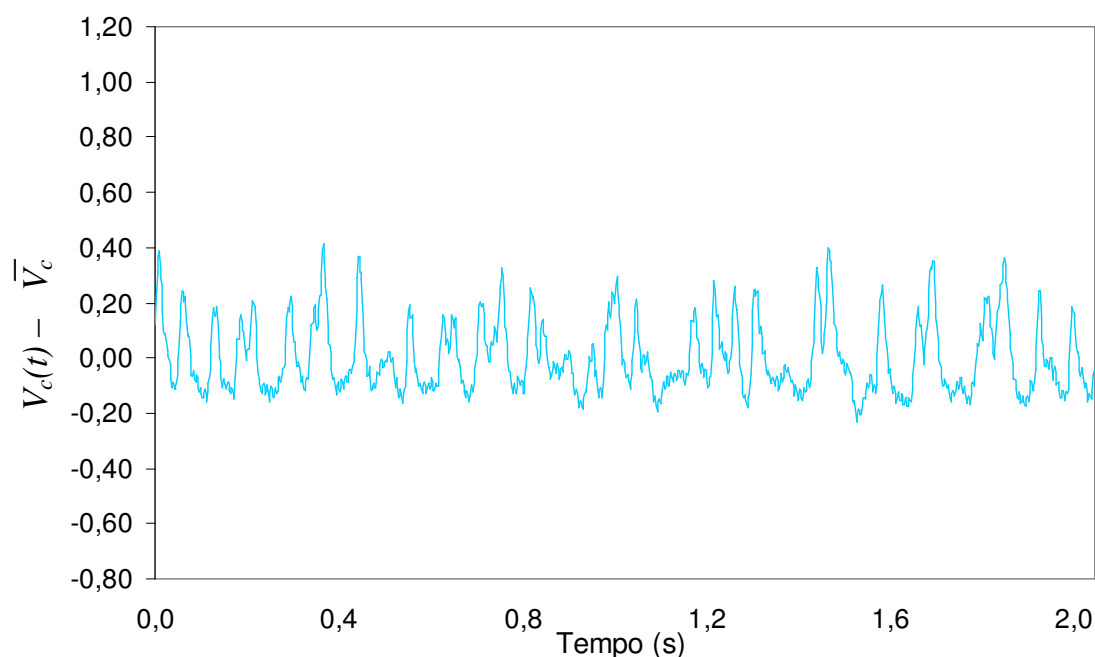


Figura III.5 - Flutuações do sinal instantâneo para o regime anular na vertical ascendente

Os regimes anular agitado, Fig. III.4, e anular, Fig. III.5, apresentaram amplitudes intermediárias aos padrões anteriormente analisados. O regime anular agitado em virtude de sua



característica caótica obteve maiores variações se comparado ao anular. Influenciam nas flutuações de  $V_c(t)$  as variações da espessura do filme de líquido junto à parede.

### III.3 Visualização do Escoamento Horizontal

A seguir, são apresentadas, na Fig. III.6, fotografias dos padrões de escoamento bifásico ar-água para escoamento horizontal.

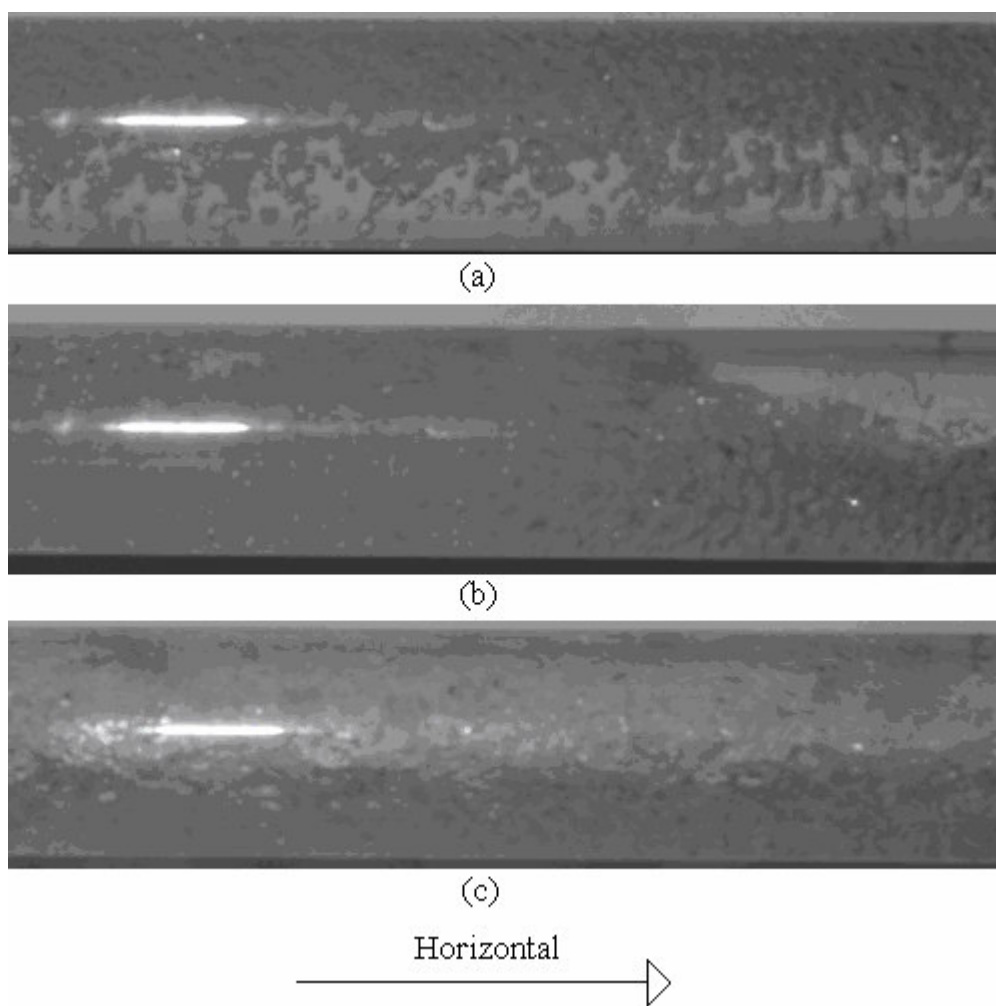


Figura III.6 - Fotografias dos regimes do escoamento bifásico ar-água na horizontal: (a) borbulhado, (b) pistonado, e (c) anular

Observa-se, de forma semelhante aos regimes do escoamento vertical ascendente, que as fotografias dos padrões se assemelham às informações descritas no item 2.2.2. Encontra-se dispersão de bolhas de gás em meio líquido concentradas na parte superior do tubo para o padrão borbulhado (a); intermitência entre regiões estratificadas e regiões onde ocorre o “rompimento” da superfície líquido-gás, atingindo o líquido a parte superior do tubo para o padrão pistonado (b); filme líquido na parede do tubo e vapor central com presença de gotículas para o padrão anular (c).

### III.4 Análise dos Sinais para o Escoamento Horizontal

Após a visualização dos padrões com o escoamento na direção horizontal, são apresentadas as flutuações de  $V_c(t)$  para o regime borbulhado, na Fig. III.7, para o regime pistonado, na Fig. III.8, e para o regime anular na Fig. III.9.

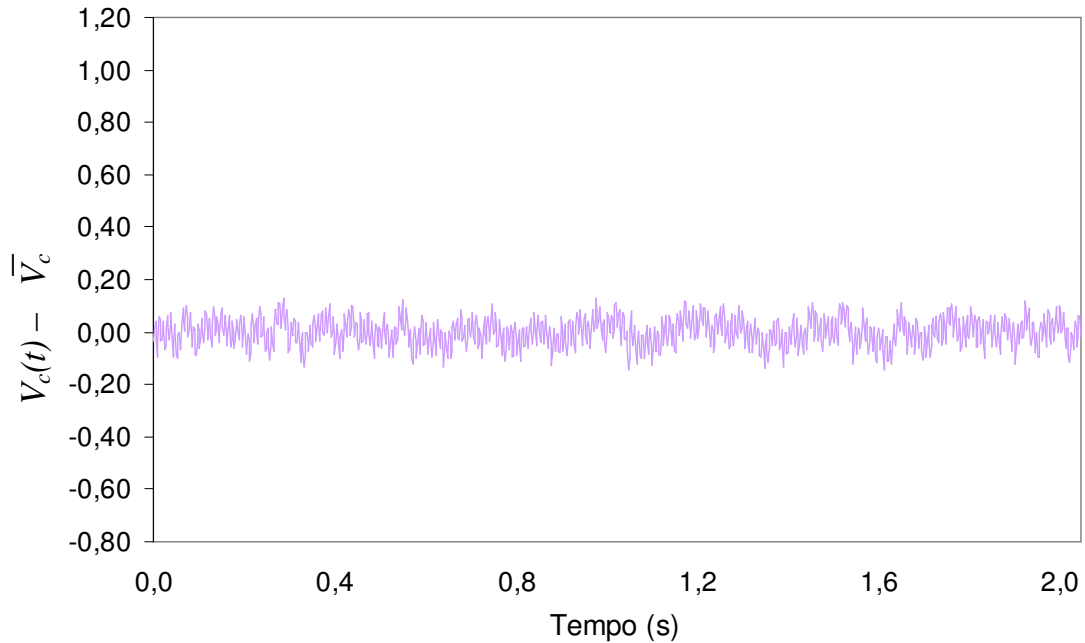


Figura III.7 - Flutuações do sinal instantâneo para o regime borbulhado na horizontal

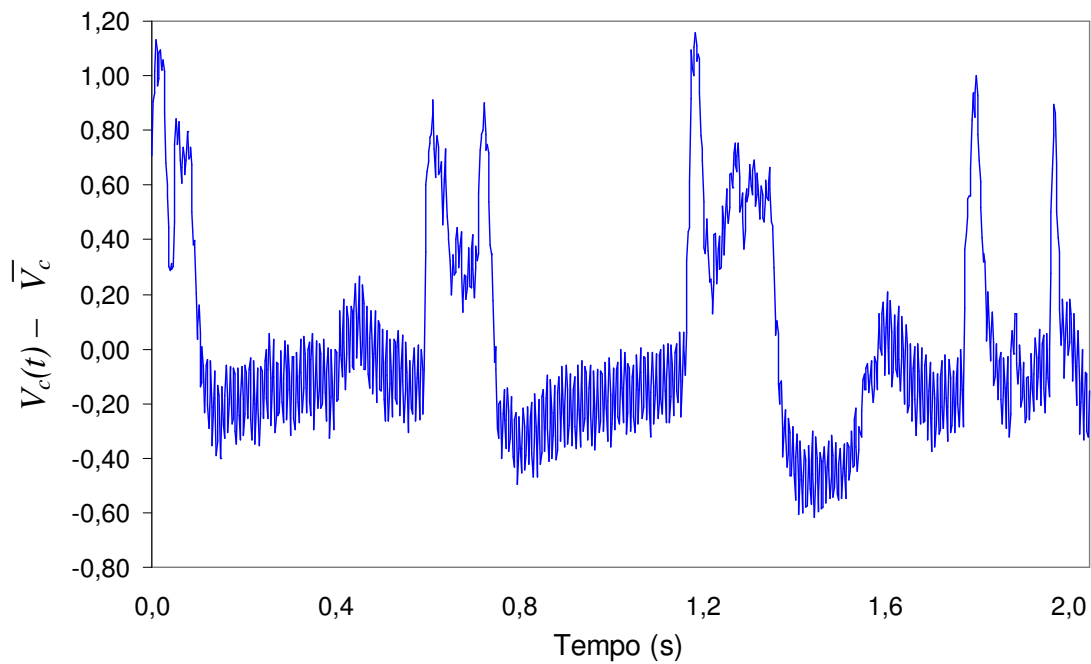


Figura III.8 - Flutuações do sinal instantâneo para o regime pistonado na horizontal

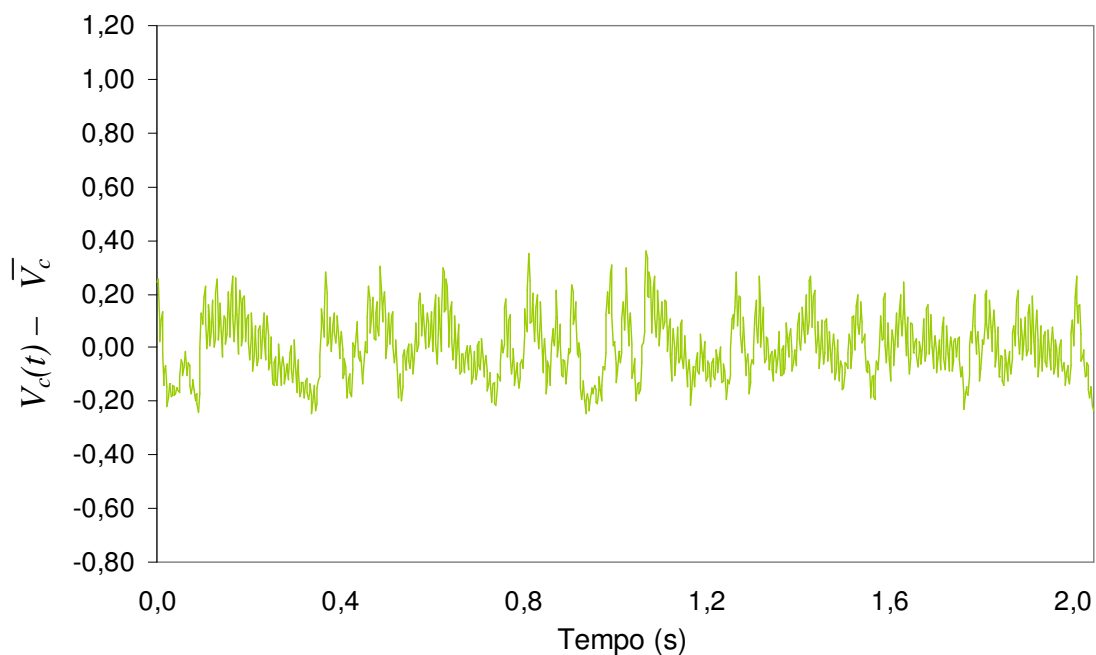


Figura III.9 - Flutuações do sinal instantâneo para o regime anular na horizontal

O regime borbulhado, Fig. III.7, a exemplo do que ocorreu na vertical, obteve reduzidas amplitudes. É possível que a concentração das bolhas na parte superior seja responsável pelo pequeno aumento da variação de  $V_c(t)$ .

No regime pistonado na direção horizontal, Fig. III.8, ocorreram grandes variações de amplitude. Observou-se que, para os fluxos mássicos escolhidos, o tempo da presença da estratificação foi maior do que o tempo no qual havia o rompimento da superfície líquido-gás, molhando momentaneamente a parte superior da seção geométrica que contém eletrodos e, dessa forma, aumentando os valores de  $V_c(t)$ .

O padrão anular para escoamento na horizontal, Fig. III.9, apresentou variações de amplitude intermediárias ao borbulhado e ao pistonado, de forma similar ao que ocorreu no escoamento vertical ascendente.

### III.5 Considerações Finais

Na Tabela III.1, é apresentado um resumo das condições dos regimes analisados, com base nos fluxos mássicos. A variância,  $\sigma_{V_c}^2$ , indicada na quinta coluna da Tabela III.1, representa um valor médio quadrático da componente dinâmica que mostra como os dados oscilam em torno da média. Matematicamente, define-se  $\sigma_{V_c}^2$  conforme a Eq. (III.1):

$$\sigma_{V_c}^2 = \lim_{T \rightarrow \infty} \int_0^T (V_c(t) - \overline{V_c})^2 dt \quad (\text{III.1})$$

Tabela III.1 – Variância do sinal instantâneo e os fluxos mássicos para cada padrão

<b><i>Padrão</i></b>	<b><i>Direção</i></b>	$G_g$ [kg/m <sup>2</sup> .s]	$G_l$ [kg/m <sup>2</sup> .s]	$\sigma_{V_c}^2$
Borbulhado	Horizontal	1,2	2721,3	0,003
Pistonado	Horizontal	5,0	800,0	0,138
Anular	Horizontal	21,8	392,2	0,013
Borbulhado	Vertical ascendente	1,5	2721,3	0,002
Pistonado	Vertical ascendente	3,7	1120,5	0,202
Anular agitado	Vertical ascendente	10,0	160,0	0,035
Anular	Vertical ascendente	24,9	479,0	0,017

Nota-se que a variância cresce uma ordem de grandeza do escoamento borbulhado para o anular e deste último para o pistonado. Para uma comparação final das flutuações dos valores de  $V_c(t)$  em torno da média  $\overline{V_c}$ , são exibidas num mesmo gráfico as variações do sinal instantâneo para os padrões do escoamento vertical ascendente na Fig. III.10 e para os regimes do escoamento horizontal na Fig. III.11.

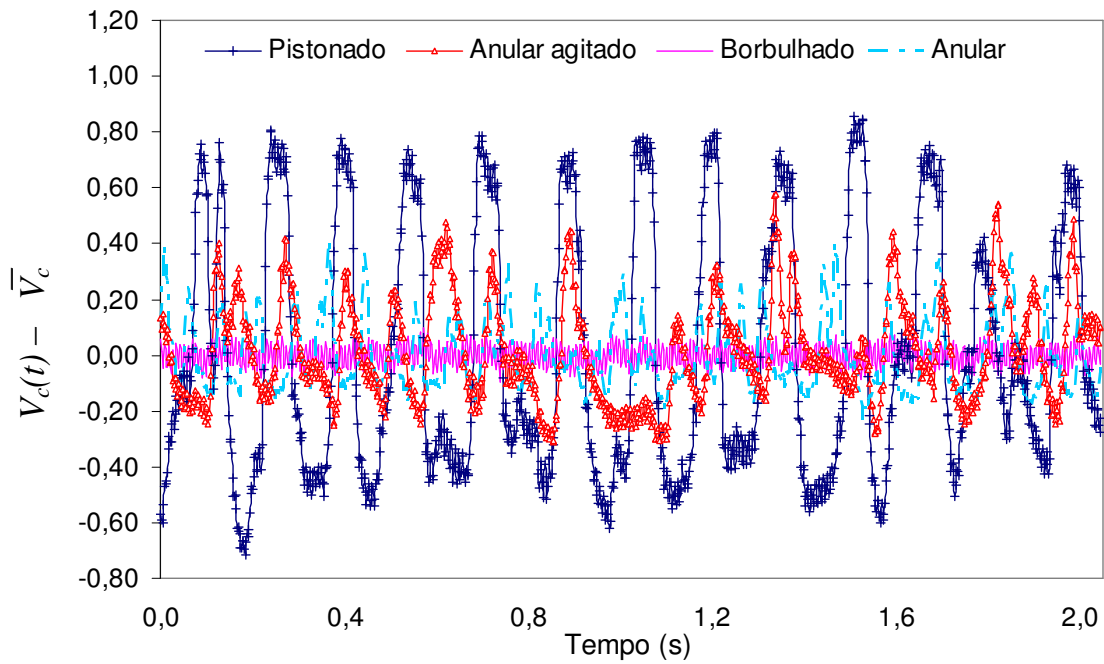


Figura III.10 - Flutuações do sinal instantâneo; escoamento na vertical ascendente

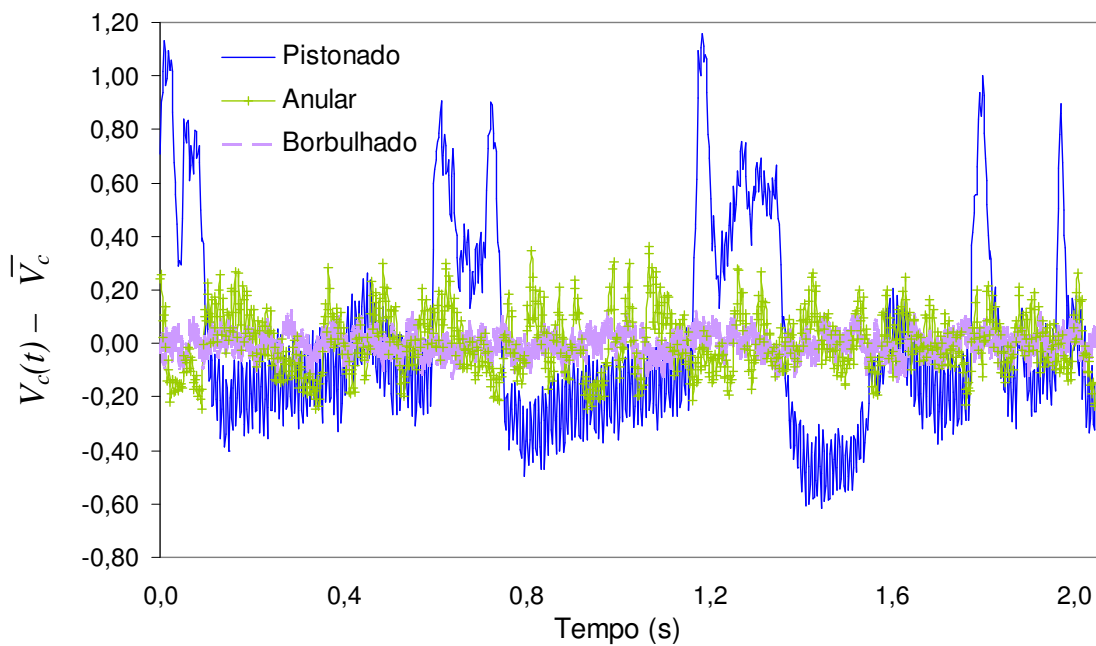


Figura III.11 - Flutuações do sinal instantâneo; escoamento na horizontal

Obviamente que um estudo mais profundo do sinal dinâmico envolve a análise de sinais no domínio da frequência, fornecendo importantes informações a respeito das propriedades do escoamento. Além dos valores médios e quadráticos, deve ser realizada a análise da função densidade de probabilidade, da correlação e das funções da densidade espectral, ver Gerges (2002). Estudos futuros devem contemplar a possibilidade de aperfeiçoar os modelos teóricos através da

identificação dos padrões para correção das correlações utilizadas, como procedeu Zhang *et al.* (2005).

Xu *et al.* (2003) pesquisaram o sinal dinâmico de pressão diferencial, gerado devido a vibrações mecânicas da tubulação e a irregularidades da estrutura do escoamento e dos fluidos, e apresentaram curva demonstrando a relação entre o desvio médio quadrático do sinal diferencial de pressão e o título através de venturi. Relacionaram ainda um sinal normalizado para corrigir, através de constantes, as distorções provocadas pela pressão estática e a vazão mássica da mistura.

Na literatura é comum o desenvolvimento de medidores de vazão que utilizam o princípio da correlação cruzada de sinais. De modo geral, a correlação entre os sinais adquiridos em posições diferentes do tubo pode fornecer o tempo de viagem de uma característica do escoamento. Sinais de pressão, atenuações radioativas, impedância etc. podem servir como entrada.

Ferramentas como a correlação cruzada são utilizadas, por exemplo, na indústria do petróleo, onde a monitoração do padrão tipo “slug” é essencial para a caracterização da frequência, velocidade e comprimento da quantidade do líquido e do gás com o intuito de evitar a inundação dos separadores de teste ou de produção. O emprego de dois sensores separados por uma distância previamente conhecida permite, através da medição de uma determinada propriedade ou parâmetro, a determinação do valor médio de propagação a partir de uma função correlação cruzada entre os dois sinais. O comprimento da unidade característica representativa do escoamento é obtido através da frequência dominante, que pode ser obtida pelo máximo da transformada de Fourier da função de autocorrelação do sinal, conforme Silva *et al.* (2000).

Benes e Zehnula (2000) usaram o princípio da correlação cruzada de sinais para criar medidor de velocidades para escoamento bifásico gás-sólido através de emissão acústica.

## ANEXO IV

### RECOMENDAÇÕES PARA APERFEIÇOAMENTO DA BANCADA EXPERIMENTAL

#### IV.1 Alimentação do Circuito Eletrônico

Foi percebido que a fonte de tensão que alimentava o circuito eletrônico do sensor de fração de vazio se apresentava, algumas vezes, fora do valor recomendado para o correto funcionamento do sistema. Quando se detectava, através do monitoramento da tensão de alimentação do sistema, o desvio do valor de referência, os experimentos eram refeitos. Recomenda-se o uso de uma nova fonte capaz de manter a alimentação num patamar estável, sendo insensível a possíveis distúrbios na rede elétrica em função do uso dos diversos equipamentos e maquinários elétricos do laboratório.

O sinal de alimentação do circuito eletrônico proveniente do gerador deve ser verificado, através de osciloscópio, quanto ao valor de tensão vpp e quanto à sua frequência. Obviamente que o trabalho de monitoração e controle das variáveis de entrada deve ser realizado com o sistema de medição em sua forma final.

#### IV.2 Redução de Incertezas no Processo de Medição da Fração de Vazio

Para medir a fração de vazio assumiu-se que o erro sistemático do método de medição através das válvulas manuais de fechamento rápido era nulo. Para a redução desse erro sistemático desconhecido, recomenda-se a instalação de válvulas solenóides com uma resposta rápida e simultânea.

#### IV.3 Redução de Incertezas Experimentais (Incertezas do Tipo B)

Os equipamentos e instrumentos de medição cujas incertezas informadas pelo fabricante (incertezas do tipo B) são especificadas como um percentual fixo do fundo de escala devem ser utilizados, obviamente, no final de sua faixa de operação; reduzindo, desse modo, as incertezas relativas. Essa recomendação deve ser levada em conta no planejamento experimental na fase da análise de incertezas. Os transdutores de pressão e os medidores de vazão utilizados nesse trabalho estão incluídos nesse tipo de especificação de erro.

#### IV.4 Remoção de Vazamentos e Aumento da Segurança

Como comentado no item 3.4, o coeficiente de descarga é amplificado em parte pelos pequenos vazamentos presentes na bancada, sendo necessário a eliminação desse erro sistemático

para obter resultados mais coerentes. Para a solução deste problema, a substituição dos atuais dutos de PVC por dutos de aço inoxidável deve ser prevista. Dutos de aço inoxidável teriam a vantagem de promover soldas mais eficientes, além de serem resistentes à corrosão. Outro fator positivo seria o aumento da segurança na realização dos testes, já que em alguns testes as uniões entre as partes de PVC explodiram, podendo causar danos aos pesquisadores.

#### **IV.5 Realização de Testes com Altos Títulos**

Para que a bomba centrífuga, marca SCHNEIDER série BD 92S-GB, de 2,0 CV, capacidade de  $15 \text{ m}^3 / \text{h}$  a 30 mca, forneça vazões de água adequadas para testes com altos títulos e frações de vazio próximas à unidade (experimentos na área conhecida como *wet gas*), é necessário que rotômetros de ar calibrados a uma pressão de entrada inferior à atual sejam utilizados. Os atuais rotômetros de ar são calibrados para a pressão absoluta de entrada igual a 3 bar, promovendo grande resistência ao escoamento de água. Dessa forma, para que a bomba centrífuga funcione, a mesma deve aumentar seu giro, e, conseqüentemente, aumentar a vazão; resultando em experimentos fora dessa área de interesse.

O rotômetro de ar poderia ser utilizado a uma menor pressão de entrada, sendo a vazão real corrigida de acordo com a Eq. (I.6) apresentada no item I.4.2 do Anexo I. Entretanto, esta equação se trata de uma correção teórica, aumentando-se as incertezas de medição.

Também é necessária a utilização de rotômetro de água com menor fundo de escala para a redução das incertezas.

#### **IV.6 Redução das Incertezas de Medição das Vazões Individuais**

No regime pistonado, observa-se grande intermitência devido aos bolsões de ar seguidos de regiões predominantes de líquido. Como conseqüência, observam-se flutuações de pressão e vibrações excessivas em toda a bancada experimental. Mesmo o tanque de água preenchido com um volume em torno de 400 l não é suficiente para atenuar de modo satisfatório tais vibrações.

Tais flutuações de pressão são transmitidas aos escoamentos monofásicos anteriores ao ponto de mistura das fases, resultando em grandes oscilações dos flutuadores dos rotômetros e, dessa forma, em medições menos precisas.

Como tentativa de solucionar esse problema, recomenda-se atenuar as flutuações através da instalação de reservatórios após os medidores individuais de vazão, substituir o elemento misturador e promover o processo de mistura com os escoamentos individuais em pressões semelhantes. Espera-se, dessa forma, reduzir os gradientes de pressão no ponto de mistura.



#### **IV.7 Comparação entre Venturi e Placa de Orifício**

A comparação entre os medidores de vazão com redução de seção, tubo de venturi e placa de orifício, quanto à recuperação da energia de pressão após alguns diâmetros dos elementos. Nesse trabalho, apresentaram-se comparações relacionadas à queda de pressão nos medidores. Apesar de ser conhecido que as perdas por dissipação viscosa são maiores em placas de orifício, tais perdas devem ser quantificadas de modo a estabelecer a relevância deste requisito na comparação entre os dispositivos.

Nota-se que as quedas de pressão em placas de orifício são maiores do que no venturi como visto no item 4.1. No caso de um sistema de medição comercial, isso pode ser um fator favorável em virtude da possibilidade de uso de transdutores de pressão com maior fundo de escala.