



LEANDRO GALVÃO DAUN

**ESTUDO EXPERIMENTAL DA GARANTIA DE
ESCOAMENTO EM CURVAS HORIZONTAIS
DESCENDENTES E APLICAÇÃO À OPERAÇÃO
DE UM S-BCSS**

CAMPINAS

2013



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
E INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS

LEANDRO GALVÃO DAUN

ESTUDO EXPERIMENTAL DA GARANTIA DE ESCOAMENTO EM CURVAS HORIZONTAIS DESCENDENTES E APLICAÇÃO À OPERAÇÃO DE UM S-BCSS

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Ciências e Engenharia de Petróleo da Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências da Universidade Estadual de Campinas para obtenção do título de Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo na área de Exploração.

Orientador: Prof. Dr. Antonio Carlos Bannwart

Este exemplar corresponde à versão final da dissertação defendida pelo aluno Leandro Galvão Daun e orientada pelo Prof. Dr. Antonio Carlos Bannwart.

Orientador

CAMPINAS

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

D266e Daun, Leandro Galvão, 1987-
Estudo experimental da garantia de escoamento em curvas horizontais descendentes e aplicação à operação de um S-BCSS / Leandro Galvão Daun. – Campinas, SP : [s.n.], 2013.

Orientador: Antonio Carlos Bannwart.
Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências.

1. Engenharia de petróleo. 2. Escoamento multifásico. 3. Processamento digital de imagens - Técnicas digitais. 4. Bombas centrífugas. 5. Fração de vazio. I. Bannwart, Antonio Carlos, 1955-. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Informações para Biblioteca Digital

Título em outro idioma: Experimental study of flow assurance in horizontal downward curves and application to the operation of a mudline ESP

Palavras-chave em inglês:

Petroleum engineering
Multiphase flow
Digital image processing
Centrifugal pumps
Void fraction

Área de concentração: Exploração

Titulação: Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo

Banca examinadora:

Antonio Carlos Bannwart [Orientador]
Ricardo Augusto Mazza
Valdir Estevam

Data de defesa: 16-07-2013

Programa de Pós-Graduação: Ciências e Engenharia de Petróleo



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
E INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS

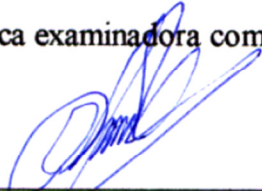
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

ESTUDO EXPERIMENTAL DA GARANTIA DE ESCOAMENTO EM CURVAS HORIZONTAIS DESCENDENTES E APLICAÇÃO À OPERAÇÃO DE UM S-BCSS

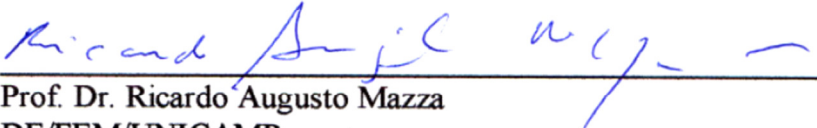
Autor: Leandro Galvão Daun

Orientador: Prof. Dr. Antonio Carlos Bannwart

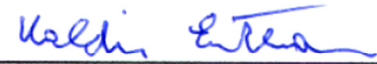
A banca examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta dissertação:



Prof. Dr. Antonio Carlos Bannwart, Presidente
DEP/FEM/UNICAMP



Prof. Dr. Ricardo Augusto Mazza
DE/FEM/UNICAMP



Dr. Valdir Estevam
PETROBRAS/RJ

Campinas, 16 de Julho de 2013

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho à minha família e amigos que sempre estiveram presente, de alguma maneira, ao longo da elaboração deste trabalho.

AGRADECIMENTOS

À elaboração deste trabalho não seria possível se não fosse a colaboração de diversas pessoas, às quais presto minha homenagem:

À meu orientador Prof. Antonio Carlos Bannwart pela dedicação concedida nos dois anos de pesquisa desenvolvida.

À toda a equipe do LABPETRO pela grande contribuição e apoio durante as etapas do projeto: William Monte Verde, Eduardo Gaspari, Luan Tochetto, Mauricio Varon, Ivana Luthi, Matheus Gervais, Claudio Varani, Natache Sassim e Vanessa Guersoni. Agradeço especialmente Jorge Luiz Biazussi por toda dedicação pela troca de conhecimentos à favor da melhoria deste trabalho.

À CNPq pela bolsa concedida e à Petrobras pelo apoio ao projeto, especialmente ao Dr. Valdir Estevam e Alexandre Machado.

“Estou procurando um lugar que precise de muitas reformas e consertos, mas que tenha fundações sólidas. Estou disposto a demolir paredes, construir pontes e ascender fogueiras. Tenho uma grande experiência, um monte de energia, um pouco dessa coisa de 'visão' e não tenho medo de começar do zero”.

Steve Jobs (1955 –2011)

“A Cabeça de Steve Jobs” – Leander Kahney (2008)

RESUMO

Os desafios tecnológicos na produção de petróleo e gás têm aumentado consideravelmente nos últimos anos devido à busca por segurança, redução de custos e otimização da produção, como indicado pelo grande número de estudos sobre a garantia de escoamento. Uma grande preocupação está relacionada ao escoamento multifásico em equipamentos submarinos, onde podem ocorrer diferentes padrões de escoamento e fenômenos termo-fluido-dinâmicos. O presente trabalho tem por objetivo avaliar experimentalmente possíveis fenômenos de garantia de escoamento na entrada de um Sistema de Bombeio Centrifugo Submerso em Skid (S-BCSS), como o instalado no campo de Espadarte na costa brasileira. A atenção foi dada a possíveis sinais de *surging* da BCS, devido à presença de gás na fase líquida e mudança na orientação do escoamento a partir da horizontal para a vertical descendente, a montante da entrada da bomba. As condições de transição entre os padrões de escoamento “bolhas dispersas” e “intermitente” foram investigados em uma linha experimental com configuração do tipo U horizontal com braços superior, inferior e curvas de 90 graus. A tubulação da linha possui diâmetro interno de 60 milímetros e comprimento total de 32 metros, sendo testada com ar e água em uma ampla gama de composições de mistura permitindo a comparação com mapas de fluxo horizontal e vertical descendente encontrados na literatura. O comportamento dos limites de padrões de escoamento foi experimentalmente avaliado, indicando possibilidades de acúmulo de gás na curva superior devido à mudança de padrão “bolhas dispersas” para “intermitente” quando há alterações de orientação do escoamento horizontal para vertical descendente.

A existência de uma velocidade mínima da mistura capaz de assegurar o arrasto das bolhas pelo líquido foi também investigada. Diferentes correlações para a velocidade de deslizamento e parâmetro de distribuição foram testadas para o cálculo da fração de vazio. Isto foi realizado através da obtenção da velocidade média do gás local, por meio da obtenção de imagens em alta velocidade seguido de um processamento digital das mesmas. A fração de vazio foi calculada a partir da relação entre as velocidades superficiais e locais do gás. Através da comparação entre 2124 pontos experimentais, foi possível obter as melhores correlações de fração de vazio para

diferentes intervalos, resultando na obtenção de diferentes valores de velocidades mínimas de mistura.

Palavras-Chave: Garantia de escoamento; Escoamento multifásico; Processamento digital de imagens; Fração de vazio, Sistema de Bombeio Centrifugo Submerso em Skid (S-BCSS).

ABSTRACT

The technological challenges in the oil and gas production have increased considerably in recent years due to the search for safety, cost reduction and production optimization, as indicated by the large number of studies on flow assurance. One major concern is the multiphase flow in subsea equipment where different flow patterns and thermo-fluid-dynamic phenomena may occur. The present work is aimed at evaluating experimentally possible flow assurance phenomena at the inlet of a Subsea Skided ESP (mudline ESP) such as one installed at Espadarte field offshore Brazil. Attention was paid to possible surging of the pump due to the presence of gas bubbles within the liquid and change in flow orientation from horizontal to vertical downward upstream the ESP intake. First, the conditions at the transition between dispersed bubbles and intermittent flow were investigated in a horizontal U-type tube with top and down arms and 90-degree bends. A flow circuit of 60mm i.d. size and 32m was built and tested using air and water in a wide range of mixture compositions, allowing comparisons with horizontal and downward flow maps found in the literature. The behavior of flow pattern boundaries was experimentally evaluated and indicated no possibility of gas accumulation on the upper bend due when the flow pattern changes from dispersed bubbles to intermittent as the flow orientation changes from horizontal to downward.

The requirement of a minimum mixture velocity capable of ensuring enough drag of the bubbles by the liquid was also investigated. Several different correlations for drift velocity and distribution parameter were tested for calculation of the void fraction. This was achieved by measuring the local average gas velocity using a high speed imaging and digital image processing. The void fraction was calculated from the ratio between superficial and local gas velocities. From comparison with 2,124 data points, the best void fraction correlation for each range was determined, from which reliable values for the minimum mixture velocity were determined.

Keywords: Flow assurance; Multiphase flow; Digital image processing, Void Fraction, Subsea Skided Electrical Submersible Pump (mudline ESP).

SUMÁRIO

SUMÁRIO.....	xvii
LISTA DE FIGURAS.....	xxi
LISTA DE TABELAS.....	xxvii
LISTA DE ABREVIATURAS e SIGLAS	xxix
LISTA DE SÍMBOLOS	xxxi
1. INTRODUÇÃO	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 Garantia de Escoamento.....	5
2.1.1 Hidratos.....	7
2.1.2 Asfaltenos	9
2.1.3 Parafinas	10
2.1.4 Incrustações	11
2.1.5 Corrosão.....	11
2.1.6 Intermittência Severa	12
2.2 Escoamento bifásico líquido-gás	14
2.2.1 Padrões de escoamentos bifásicos líquido-gás horizontais	15
2.2.2 Padrões de escoamentos bifásicos líquido-gás verticais.....	17
2.3 Escoamento multifásico na indústria de petróleo e gás	18
2.4 Equipamentos submarinos equipados com Bombeio Centrífugo Submerso.....	22
2.4.1 Sistema de Jumper com BCS.....	23
2.4.2 Sistema de BCS Horizontal	24
2.4.3 Bombeio Centrífugo Submerso Submarino em Skid (S-BCSS)	25

2.5	Processamento digital de imagens em estudos de escoamentos multifásicos	27
3.	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	29
3.1	Modelagens para escoamentos bifásicos líquido-gás	30
3.1.1	Escoamento Vertical Ascendente	30
a)	Transição A (Bolhas – Intermitente)	30
b)	Transição B (Intermitente – Bolhas dispersas)	34
c)	Transição C (Intermitente – Bolhas dispersas)	35
d)	Transição D (Intermitente – Anular)	35
3.1.2	Escoamento Vertical Descendente	37
a)	Transição E e F (Anular – Intermitente/Bolhas Dispersas)	38
b)	Transição G (Intermitente – Bolhas Dispersas)	39
c)	Transição H (Intermitente – Bolhas Dispersas)	40
d)	Transição I (Intermitente – Bolhas Dispersas)	40
3.1.3	Escoamento Horizontal	40
3.2	O fenômeno de acúmulo de gás em escoamentos verticais descendentes	42
4.	Procedimento experimental	47
4.1	Descrição da linha de testes	47
4.2	Sistema de Aquisição de Dados	49
4.3	Correção da vazão volumétrica de ar	51
4.4	Equipamentos para aquisição de imagens	52
4.5	Programação para o tratamento digital de imagens	54
5.	RESULTADOS E DISCUSSÕES	59
5.1	Resultados para a faixa de fração de vazão de 0 a 100%	66

5.2 Resultados para a faixa de fração de vazio de 0 a 25%	72
5.3 Resultados para a faixa de fração de vazio de 25 a 50%	74
5.4 Resultados para a faixa de fração de vazio de 50 a 75%	76
5.5 Resultados para a faixa de fração de vazio de 75 a 100%	78
6. CONCLUSÕES e sugestões	81
7. REFERÊNCIAS	87
Apêndice A – CALIBRAÇÃO DOS INSTRUMENTOS	93
Apêndice B – Análise das incertezas experimentais	99
B.1 Análise de Incerteza por Amostragem Simples	99
B.2 Análise de Incerteza para a vazão volumétrica de ar	101
B.3 Análise de Incerteza para a vazão mássica de ar	101
B.4 Análise de Incerteza para a velocidade superficial do gás.....	102
B.5 Análise de Incerteza para a velocidade do gás.....	102
B.6 Análise de Incerteza para a fração de vazio experimental.....	102
B.7 Precisão dos instrumentos de medição	102
B.8 Incertezas experimentais	103
ANEXO A – CORRELAÇÕES ABORDADAS.....	105
ANEXO B – DESEMPENHO DAS CORRELAÇÕES UTILIZADAS.....	111
ANEXO C – FOTOS DO CIRCUITO DE TESTES	117

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Gráfico comparativo CAPEX + OPEX x Garantia.....	5
Figura 2.2 – Esquema de comportamento de um fluido de produção durante o trajeto de elevação (Jamaluddin, 2012).	6
Figura 2.3 – Envelope de formação de Hidratos (Clennell, 2000).	7
Figura 2.4 – Pistão de hidrato formado em um gasoduto (Labanca, 2005).	8
Figura 2.5 – Exemplo de deposição asfântica em uma coluna de produção (http://www.bakerhughes.com/ - acessado 04/03/2012).	9
Figura 2.6 – Pites de corrosão em uma coluna de produção (a) e tubulação utilizada na injeção de água em reservatórios (b) (Bellarby, 2009).	12
Figura 2.7 – Etapas da intermitência severa (Taitel, 1986 – modificado).	13
Figura 2.8 – Padrões de escoamentos bifásico líquido-gás horizontais. (Bratland, 2010) - adaptado.....	16
Figura 2.9 – Exemplo do comportamento de escoamento bifásico líquido-gás horizontal para diferentes velocidades superficiais das fases (Bratland, 2010) – adaptado.	16
Figura 2.10 – Regimes de escoamentos bifásico líquido-gás vertical. (Bratland, 2010) – adaptado	17
Figura 2.11 – Regimes de escoamentos bifásico líquido-gás vertical em uma tubulação de 5,1 cm ascendente (a) (Barnea, 1985) e descendente (b) (Barnea <i>et al.</i> , 1982).	17
Figura 2.12 – Diagrama de fases de uma mistura (Rosa, 2006).	18
Figura 2.13 – Esquema de comportamento de um fluido de produção durante a elevação, desde o reservatório “R” até a unidade de produção “S” (Rosa, 2006).	19
Figura 2.14 – Comportamento da viscosidade de uma emulsão (Ngan, 2009 – modificado).	20
Figura 2.15 – Representação do fenômeno <i>surging</i> em uma Bomba Centrífuga Submersa.	22
Figura 2.16 – Representação esquemática de um sistema submarino (Kaiser, 2007).	23
Figura 2.17 – Desenho esquemático do sistema submarino do campo de Mexilhão onde é possível observar <i>jumpers</i> (na cor cinza) conectando um equipamento ao outro (FMC Technologies).	24
Figura 2.18 – Exemplo esquemático de um <i>ESP Jumper System</i> (Lawson, 2004).	24
Figura 2.19 – Exemplo esquemático de um <i>Horizontal ESP System</i> (Lawson, 2004).	25

Figura 2.20 – Representação esquemática de um S-BCSS (cortesia Petrobras)	26
Figura 2.21 – Trajeto do fluido de produção no S-BCSS(cortesia Petrobras)	26
Figura 2.22 – Representação esquemática do sistema submarino no poço ESP-23 no campo de Espadarte (Roberto, 2013).	27
Figura 3.1 – Mapa de padrões de escoamento vertical ascendente (Taitel et al.,1980).	30
Figura 3.2 – Representação da máxima fração de possível necessária para as bolhas se coalescerem.	31
Figura 3.3 – Representação esquemática da velocidade terminal da bolha em função de seu diâmetro	32
Figura 3.4 – Representação da existência dos padrões Bolhas e Intermitente em função dos valores da velocidade terminal de uma bolha e da velocidade da Bolhas <i>Taylor</i>	33
Figura 3.5 – Forças agindo sobre uma gotícula de líquido.....	36
Figura 3.6 – Mapa de padrões de escoamento vertical descendente para tubulações de diâmetros maiores que o diâmetro crítico (Barnea <i>et al.</i> ,1982).	37
Figura 3.7 – Representação esquemática de um escoamento anular vertical descendente.	38
Figura 3.8 – Mapa de padrões de escoamento vertical ascendente (Mandhane <i>et al.</i> 1974).....	42
Figura 3.9 – Representação esquemática das velocidades dos vetores de velocidades que agem em uma bolha de gás.	43
Figura 4.1 – Esquema da linha experimental e equipamentos.	47
Figura 4.2 – Interface gráfica do programa desenvolvido em LabVIEW para acompanhamento e obtenção do mapa de escoamento vertical descendente e acompanhamento dos sinais de pressão em conjunto.	50
Figura 4.3 – Interface gráfica do programa desenvolvido em LabVIEW para acompanhamento e obtenção do mapa de escoamento horizontal e acompanhamento dos sinais de pressão em conjunto.	50
Figura 4.4 – Interface gráfica do programa desenvolvido em LabVIEW para acompanhamento dos padrões de escoamento vertical descendente e horizontal e acompanhamento dos sinais de pressão independentes.	50
Figura 4.5 – Representação da diferença de fração de vazio quando considerado o deslizamento entre as fases (Shoham, 2006)	51

Figura 4.6 – Aquário utilizado para correção das distorções de luzes na região de visualização da tubulação.....	53
Figura 4.7 – Representação esquemática de uma matriz RGB.....	54
Figura 4.8 – Exemplo de imagem obtida para um escoamento vertical descendente no padrão bolhas dispersas.	55
Figura 4.9 – Sinais obtidos de uma sequência de duas imagens consecutivas de um escoamento multifásico.	57
Figura 4.10 – Interface gráfica dos resultados obtidos durante o processamento digital das imagens de um escoamento multifásico.	58
Figura 6.1 – Comparação entre pontos experimentais e mapa de padrão de escoamento proposto por Mandhane <i>et al.</i> (1974), para geometria horizontal.	60
Figura 6.2 – Comparação entre pontos experimentais e mapa de padrão de escoamento proposto por Barnea <i>et al.</i> (1982), para geometria vertical descendente.	60
Figura 6.3 – Comparação dos mapas de padrões de escoamento horizontal (preto) e vertical descendente (verde) para ar-água.	61
Figura 6.4 – Comparação dos mapas de padrões de escoamento horizontal (vermelho) e vertical descendente (azul) para ar-óleo.	61
Figura 6.5 – Variação da velocidade de transição para o padrão Bolhas dispersas num escoamento horizontal através da variação da massa específica (a), tensão superficial (b) ou viscosidade (c).	62
Figura 5.6 – Transição entre os padrões de escoamento “intermitente” para “bolhas dispersas” quando a geometria é submetida de horizontal para vertical descendente.	63
Figura 5.7 – Comportamento da bolha de ar com o aumento da velocidade superficial da fase líquida.	64
Figura 5.8 – Comportamento da bolha de ar com o aumento da velocidade superficial da fase gasosa.	64
Figura 5.9 – Mapa de testes para diferentes velocidades superficiais das fases no escoamento vertical descendente, para frações de vazio de 5 a 85%.....	66
Figura 5.10 – Valores teóricos e experimentais obtidos para Fração de Vazio entre 0 e 100%. ..	67
Figura 5.11 – Regressão linear para os dados obtidos para frações de vazio entre 0 e 100%.....	68
Figura 5.12 – Regressão linear para os novos dados obtidos para frações de vazio entre 0 e 100%.	69

Figura 5.13 – Comparação entre velocidades de deslizamento teóricos e experimental.	70
Figura 5.14 – Gráfico razão de escoamento x fração de vazio.....	72
Figura 5.15 – Regressão linear para os dados obtidos para frações de vazio entre 0 e 25%.....	72
Figura 5.16 – Valores teóricos e experimentais obtidos para frações de vazio entre 0 e 25%.....	73
Figura 5.17 – Regressão linear para os dados obtidos para frações de vazio entre 25 e 50%.....	74
Figura 5.18 – Valores teóricos e experimentais obtidos para frações de vazio entre 25 e 50%....	75
Figura 5.19 – Valores teóricos e experimentais obtidos para Fração de Vazio entre 50 e 75%. ..	76
Figura 5.20 – Valores teóricos e experimentais obtidos para frações de vazio entre 50 e 75%....	77
Figura 5.21 – Regressão linear para os dados obtidos para frações de vazio entre 75 e 100%.....	78
Figura 5.22 – Valores teóricos e experimentais obtidos para frações de vazio entre 75 e 100%..	79
Figura 7.1 – Velocidades mínimas da mistura para que não haja acúmulo de gás em diferentes faixas de frações de vazio.....	82
Figura 7.2 – Velocidades mínimas da mistura para que não haja acúmulo de gás na faixa de 0 a 100% de fração de vazio.....	83
Figura 7.3 – Comparação entre parâmetros de distribuição teóricos e experimental.....	84
Figura 7.3 – Relação entre parâmetro de distribuição com a constante n para simulação de um perfil de velocidade (Haues, 2008).....	85
Figura 7.4 – Dependência do parâmetro de distribuição com a relação entre as velocidades da mistura e de deslizamento (Goda, 2003).	85
Figura 7.5 – Desenho esquemática da possibilidade de operação do conjunto BCS em vazio.....	86
Figura A.A.1 – Curva de calibração do transdutor de diferencial de pressão da curva.	93
Figura A.A.2 – Curva de calibração do transdutor de diferencial de pressão da seção horizontal.	93
Figura A.A.3 – Curva de calibração do transdutor de diferencial de pressão da seção vertical. ..	94
Figura A.A.4 – Curva de calibração do transdutor de pressão manométrica inferior.	94
Figura A.A.5 – Curva de calibração do transdutor de pressão manométrica superior.	95
Figura A.A.6 – Curva de calibração do transdutor de temperatura da linha.	95
Figura A.A.7 – Curva de calibração do transdutor diferencial de pressão do medidor de vazão mássica de ar.....	96
Figura A.A.8 – Curva de calibração do transdutor de pressão manométrica do medidor de vazão mássica de ar.....	96

Figura A.A.9 – Curva de calibração do transdutor de temperatura do medidor de vazão mássica de ar (elemento laminar de baixa vazão)	97
Figura A.A.10 – Curva de calibração do transdutor de temperatura do medidor de vazão mássica de ar (elemento laminar de alta vazão)	97

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Coordenadas das transições dos padrões de escoamento (Mandhane <i>et al.</i> , 1974)..	41
Tabela 3.2 – Correlações utilizadas	45
Tabela 4.1 – Medidores de pressão utilizados	49
Tabela 4.2 – Tratamento de imagem para o escoamento monofásico.....	55
Tabela 4.3 – Tratamento de imagem para os escoamentos bifásicos	56
Tabela 5.1 – Representação das três correlações que apresentaram melhores resultados para a faixa de 0 a 100% de fração de vazio	71
Tabela 5.2 – Representação das três correlações que apresentaram melhores resultados para a faixa de 0 a 25% de fração de vazio	72
Tabela 5.3 – Representação das três correlações que apresentaram melhores resultados para a faixa de 25 a 50% de fração de vazio	74
Tabela 5.4 – Representação das três correlações que apresentaram melhores resultados para a faixa de 50 a 75% de fração de vazio	76
Tabela 5.5 – Representação das três correlações que apresentaram melhores resultados para a faixa de 75 a 100% de fração de vazio	78
Tabela B.1 – Precisão dos Instrumentos de medição segundo fabricante	103
Tabela A.B.4 – Resultados das correlações abordadas para uma faixa de 0 a 100% de fração de vazio	111

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

Abreviações

BCS	Bombeio Centrífugo Submerso
BSW	<i>Basic sediment and water</i>
CAPEX	<i>Capital Expenditure</i> (em português, despesas de capital ou investimento em bens de capital)
<i>ESP</i>	<i>Electric Submersible Pump</i>
FPSO	<i>Floating Production Storage and Offloading</i>
GLI	Gas Lift Intermient
OPEX	<i>Operational Expenditure</i> (em português, despesas operacionais)
RGL	Razão Gás-Líquido
RPM	Rotação por Minuto
S-BCSS	Sistema de Bombeio Centrífugo Submerso em <i>Skid</i>
TIAC	Temperatura Inicial de Aparecimento de Cristais
UEP	Unidade Estática de Produção

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras Latinas

A	área	$[m^2]$
C_D	coeficiente de arrasto	
C_0	parâmetro de distribuição	
dx	comprimento infinitesimal na direção axial	$[m]$
R	constante dos gases perfeitos	$[J/kg^{\circ}C]$
d	diâmetro	$[m]$
dp	diferencial de pressão	$[Pa]$
f	fator de atrito	
X'	fator de correção de Mandhane et al.	
Y'	fator de correção de Mandhane et al.	
F_D	força de arrasto	$[N]$
F_G	força gravitacional	$[N]$
H	fração de líquido com escorregamento entre as fases	
We	número de weber	
S	perímetro	$[m]$
P	pressão	$[Pa]$
T	temperatura	$[^{\circ}C]$
$\dot{m}$	Vazão mássica	$[kg/s]$
Q	vazão volumétrica	$[m^3/h]$
V	velocidade	$[m/s]$
$V_{0\infty}$	velocidade de escorregamento	$[m/s]$
$V_{m,min}$	velocidade mínima da mistura	$[m/s]$

Letras gregas

δ	espessura do filme na parede do tubo	$[m]$
λ	fração de líquido sem escorregamento entre as fases	
α	fração de vazio	
ρ	massa específica	$[kg/m^3]$
δ	relação entre espessura do filme na parede do tubo e o diâmetro do tubo	
ε	taxa de energia dissipada por unidade de massa	$[m^2/s^3]$
τ	tensão de cisalhamento	$[kg/mxs^2]$
σ	tensão superficial	$[kg/s^2]$
μ	viscosidade dinâmica	$[Pa.s]$

Subescritos

ar_{vis}	ar na seção de visualização
ar_{inj}	ar no medidor de vazão de ar
crit	crítico
DC	diâmetro crítico
D	<i>droplet</i>
G	gás
i	interface
L	líquido
Max	máximo
M	mistura
SG	superficial do gás
SL	superficial do líquido
TB	<i>Taylor Bubble</i>

1. INTRODUÇÃO

O termo “garantia de escoamento” é amplamente utilizado na indústria de petróleo quando se trata de casos de deposições orgânicas e inorgânicas no interior de linhas de produção, podendo acarretar em uma perda de carga adicional com significativa obstrução da linha durante o escoamento (Minami, 1999) e consequente queda na produção. Porém, é importante que algumas medidas sejam tomadas, em relação ao escoamento multifásico, durante a concepção do projeto de linhas de produção evitando-se assim condições de escoamento não desejáveis. Dessa forma, o escoamento gás-líquido por si só enseja situações de garantia de escoamento quando uma das fases acumula por conta da mudança de geometrias e obstrui a passagem da outra, gerando um fenômeno transiente local que pode bloquear a linha.

O escoamento multifásico é caracterizado pelo escoamento de duas ou mais fases concomitantes em uma tubulação onde os fluidos podem escoar em diversos arranjos, conhecidos como “padrões de escoamento”. Na indústria do petróleo existem alguns padrões de escoamento que são preferíveis para cada tipo de equipamento submarino e a correta avaliação destes padrões durante a elevação e escoamento do petróleo é de extrema importância para o projeto de linhas de produção, podendo influenciar diretamente no seu arranjo geométrico. Dentre os padrões de escoamento, o de “bolhas” e o de “bolhas dispersas” se mostram adequados quando a linha passa por uma Bomba Centrífuga Submersa (BCS). Nesse caso, o padrão “intermitente” é indesejável, já que a bolha alongada acumula e bloqueia o escoamento no interior da bomba. Dispositivos que propiciam a quebra de grandes bolhas têm sido propostos pela indústria como por exemplo o Poseidon, citado em Camilleri (2011).

Um novo conceito de equipamento submarino foi desenvolvido e patentado pela Petrobras no ano de 2008, onde se deu origem ao chamado Sistema de Bombeio Centrifugo Submerso em Skid (S-BCSS), *Mudline ESP*, ou ainda *Skidded Subsea Electric Submersible Pump*. O desenvolvimento do equipamento se deu principalmente pela facilidade e redução de custos referentes a intervenções, já que estas se apresentam de maneira custosa à operação de um campo. Além do mais, é notória a flexibilidade de dimensões do sistema BCS que é demandado

por conta de extensas distâncias entre poços produtores e Unidades Estacionárias de Produção (UEPs), onde uma alta potência de bombeamento seria necessária para elevar os fluidos de produção e que poderia resultar em complexas instalações no fundo do poço. O primeiro e único sistema S-BCSS instalado foi no Brasil no campo de Espadarte (poço ESP-23) na Bacia de Campos, com uma produção média de 12.000 bpd, instalado a uma profundidade de 1300m e 250m distante do poço em produção, elevando o fluido de produção a 24 °API para o FPSO Cidade Rio das Ostras, situado à 11km da UEP. A Petrobras irá adotar, a princípio, equipamentos semelhantes nos campos de Cascade e Chinook, situados no Golfo do México, e em outros campos brasileiros.

Assim, faz-se importante compreender os limites de operação do S-BCSS em vista de sua geometria peculiar e possíveis repercussões no padrão de escoamento na entrada da BCS. Durante sua operação foi observado que em determinadas condições, o conjunto BCS apresentou sinais de *surging*, isto é, oscilações no ganho de pressão da bomba. Previsões iniciais apontaram a possibilidade de acúmulo de gás no trecho entre os segmentos horizontal e vertical descendente da linha de entrada da BCS. Esse acúmulo de gás seria suspeito de estar causando, em certa frequência, oscilações no padrão de escoamento na entrada da bomba e provocar oscilações em seu ganho de pressão.

Assim, para abordar uma situação real de campo e prever o fenômeno de acúmulo de gás, foram avaliadas as hipóteses de transição entre os padrões de escoamento “bolhas dispersas” para “intermitente” quando a geometria tende a mudar de horizontal para vertical descendente, e da existência de uma velocidade mínima das fases envolvidas para que a fase líquida possa carrear as bolhas que tendem a surgir quando imersas num meio líquido. Para os resultados experimentais da fração de vazio foi utilizada a relação entre as velocidades superficiais do gás, obtida através de instrumentações instaladas ao longo da linha experimental, e a velocidade da fase gás obtida através de um processamento digital de imagens. Os valores experimentais de fração de vazio foram então comparados com 2124 valores teóricos, sendo que as 36 diferentes correlações apresentadas abordam diferentes modelos para obtenção dos valores da velocidade de deslizamento e do parâmetro de distribuição. Estes fatores são fundamentais para obtenção da velocidade mínima da mistura, fazendo-se necessário analisar qual das correlações abordadas é a que melhor se ajusta com os resultados experimentais, e assim obter uma velocidade mínima confiável.

Para tanto, são apresentadas em cinco capítulos ao longo do texto as etapas realizadas durante o estudo, a serem:

- Capítulo 2: Revisão bibliográfica – apresentação do termo garantia de escoamento bem como conceitos referentes à escoamentos multifásicos e equipamentos submarinos na indústria de petróleo e gás;
- Capítulo 3: Fundamentação teórica – abordagem de modelos de escoamento bifásico líquido-gás encontrados na literatura quanto à transição do padrão de escoamento para geometrias horizontal, verticais ascendente e descendente;
- Capítulo 4: Desenvolvimento experimental – apresentação dos aparatos experimentais e técnicas de visualização utilizados no estudo, assim como as programações desenvolvidas em LabVIEW, para obtenção da velocidade superficial do gás, e em Matlab, para obtenção da velocidade da fase gasosa;
- Capítulo 5: Resultados e discussões – capítulo dedicado à apresentação dos resultados experimentais de fração de vazio em comparação com resultados apresentados através das 36 diferentes correlações abordadas. São também apresentadas as velocidades mínimas de mistura obtidas para diferentes faixas de fração de vazio: 0-25%, 25-50%, 50-75% e 75-100%.
- Capítulo 6: Conclusões e sugestões – além de sugestões para trabalhos futuros, é apresentado as principais conclusões obtidas através dos resultados experimentais e teóricos obtidos, referentes as possibilidade de acúmulo de gás na transição de escoamento horizontal-vertical descendente;
- Capítulo 7: Referências bibliográficas – referências utilizadas no estudo;

Além do mais são apresentadas informações adicionais em forma de apêndices e anexos que auxiliam na compreensão de detalhes do experimento.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Vários são os trabalhos desenvolvidos na área de escoamento multifásicos aplicados na indústria de petróleo, já que este tipo de escoamento reflete em dificuldades durante o escoamento afetando diretamente os custos de operações e retornos financeiros.

Neste capítulo serão apresentados, em subdivisões, conceitos, impactos e ocorrências do escoamento multifásico, bem como alguns trabalhos referentes à indústria de óleo e gás.

2.1 Garantia de Escoamento

O conceito do termo Garantia de Escoamento, criado nos anos 90 pela Petrobrás e hoje adotado internacionalmente como “*flow assurance*”, é apresentado na literatura como sendo um conjunto de estratégias relacionadas à previsão, prevenção, mitigação e remoção de depósitos e outros fenômenos que podem diminuir ou interromper a capacidade de escoamento de um sistema de produção de óleo e gás. Apesar do conceito ser novo na indústria de óleo e gás, novas técnicas estão em constante desenvolvimento para atendê-lo, envolvendo o desenvolvimento de novos agentes químicos e isolamentos térmicos, por exemplo. Porém, o termo “garantia” está associado diretamente com o sucesso de uma operação, independente de sua natureza. Em se tratando de custos envolvendo uma garantia, é visto que a tendência de CAPEX (*Capital Expenditure*) e OPEX (*Operational Expenditure*) tende ao infinito quando se busca uma garantia, assim representado na Figura 2.1. Isso implica em um conceito além da realidade por conta de tamanha importância dada pela indústria de óleo e gás.

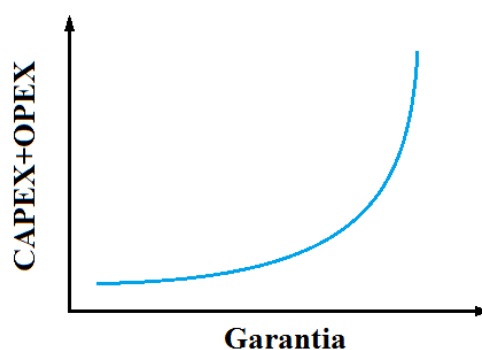


Figura 2.1 – Gráfico comparativo CAPEX + OPEX x Garantia.

De toda forma, a Garantia de Escoamento é de fundamental importância principalmente quando se trata de produção de petróleo em águas profundas e ultra profundas, como é o caso do cenário atual brasileiro. Alguns dos problemas que podem ser encontrados nos campos de óleo e gás podem ser citados como:

- Deposições orgânicas (parafinas, hidratos, alcanos, dentre outros) e inorgânicas (incrustações minerais de sulfatos e carbonatos, dentre outros) no interior da tubulação devido à longa exposição de uma linha de produção no solo marinho à baixas temperaturas e altas pressões ali encontradas, podendo acarretar na obstrução da linha de produção;
- Produção de gases com elevadas concentrações de H_2S e CO_2 , impactando em corrosão;
- Elevada produção de areia que poderia acarretar em erosão;
- Baixa fluidez do óleo, exigindo maiores potências de bombeamentos e/ou mecanismos que alterem sua viscosidade;
- Fenômenos inerentes ao escoamento multifásico, como a intermitência severa.

Jamaluddin (2012) apresenta de forma esquematizada um gráfico de P x T na qual o fluido é submetido durante o transporte desde o reservatório até a planta de processamento, estando sujeito a deposições orgânicas e inorgânicas conforme pode ser observado na Figura 2.2.

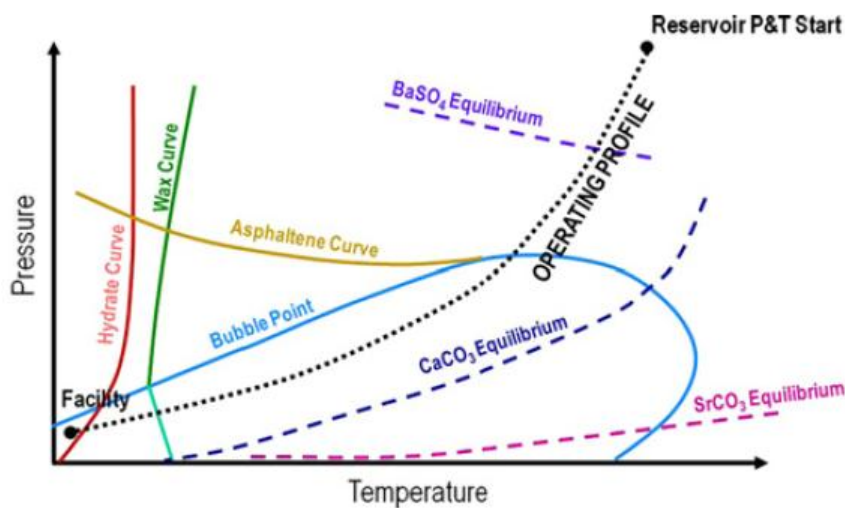


Figura 2.2 – Esquema de comportamento de um fluido de produção durante o trajeto de elevação (Jamaluddin, 2012).

Inúmeros são os trabalhos desenvolvidos recentemente a fim de prever, prevenir, mitigar e remediar problemas relacionados à garantia de escoamento, porém é visto que problemas decorrentes de escoamentos multifásicos são escassos na literatura, salvo aos poucos estudos referentes à intermitência severa desenvolvidos recentemente. A seguir é apresentada de maneira sucinta a descrição e estudos sobre alguns problemas referentes à garantia de escoamento:

2.1.1 Hidratos

Os hidratos são sólidos cristalinos, possuem aparência de gelo e sua formação em linhas de produção e equipamentos submarinos ocorre geralmente em regiões de altas pressões e baixas temperaturas. Sua composição básica é água e componentes gasosos de baixa massa molecular, onde a fase líquida engloba o gás formando uma espécie de capsula, podendo ser inflamável. A ocorrência de hidratos está sendo cada vez mais comum com a descoberta de campos em águas profundas que possuem altas pressões e se localizam em uma região propensa a sua formação, que pode ser verificada em um gráfico denominado Envelope de Formação de Hidratos, como representado na Figura 2.3. Sua inibição pode se dar através do uso de agentes químicos como álcool, glicol, monoetilenoglicol (MEG), dentre outros, que podem alterar as condições de formação do hidrato.

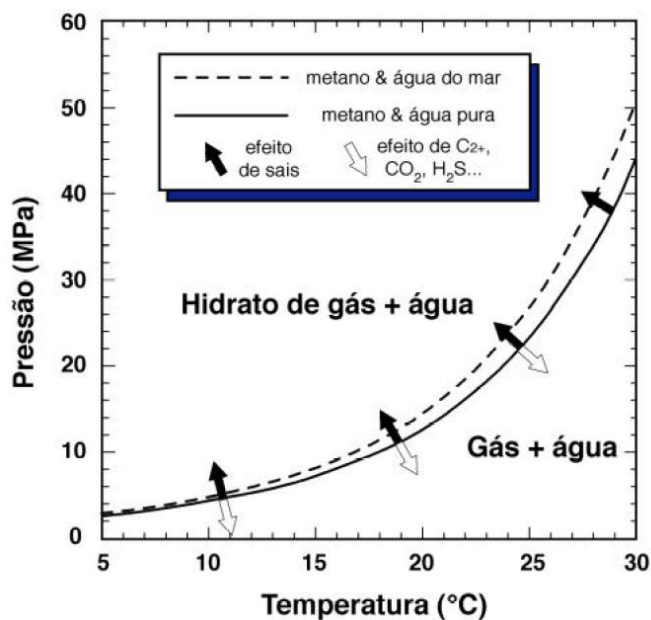


Figura 2.3 – Envelope de formação de Hidratos (Clennell, 2000).

Um exemplo de manutenção corretiva possível para a remoção de hidratos em equipamentos submarinos consiste na depressurização da linha de produção, já que esta operação pode alterar suas condições de formação. A redução de pressão deve ser cautelosa a fim de se evitar a formação de pistões (ou *plugs*) de hidratos, como demonstrado em uma imagem clássica na literatura, representada na Figura 2.4.



Figura 2.4 – Pistão de hidrato formado em um gasoduto (Labanca, 2005).

Conforme apresentado por Bratland (2010), a deposição de hidratos depende diretamente das condições de escoamento dos fluidos de produção, pois o hidrato formado pode ser carregado pelo fluxo multifásico. Dessa maneira a principal preocupação com sua formação está em mantê-la em solução impedindo que se adiram à superfície dos equipamentos.

A fim de se prever o aparecimento de hidratos ao longo de uma linha de produção de óleo e gás, Luna-Ortiz *et al.* (2008) desenvolveram uma metodologia para escoamento bifásico em um regime transiente de operação. Para isso foram integrados dois modelos de cálculos, um que descreve o comportamento térmico e hidráulico das linhas de produção e o segundo que analisa o equilíbrio termodinâmico do hidrato. Além do mais, foi incorporado na metodologia o uso de inibidores de hidratos, como o metanol.

2.1.2 Asfaltenos

Como apresentado por Garreto (2011), em geral, os asfaltenos são formados de frações do petróleo com elevada massa molar e seus depósitos ocorrem sobre a parede dos dutos de produção e se apresentam por uma coloração marrom ou preta. A tendência de sua formação se intensifica ainda mais quando a mistura alcança o seu ponto de bolha e a fase gasosa começa a ser liberada, alterando assim a sua composição. É possível ainda que a deposição asfáltica ocorra nos poros das rochas por conta da queda de pressão durante a exploração do poço.

A prevenção dos depósitos asfálticos se dá pela injeção de inibidores químicos em uma região do poço onde a pressão seja maior que a do ponto de bolha, mantendo-os assim em solução. A sua remoção é realizada através da passagem de PIGs pelas linhas de produção. É apresentado na Figura 2.5 um exemplo de deposição asfáltica em uma coluna de produção.



Figura 2.5 – Exemplo de deposição asfáltica em uma coluna de produção
(<http://www.bakerhughes.com/> - acessado 04/03/2012).

Os estudos referentes às deposições asfálticas ganharam uma grande atenção nos últimos anos e novas teorias foram elaboradas visando obter dados mais condizentes com a realidade. Um exemplo disso está no trabalho de Shirdel *et al.* (2012), que compararam diferentes metodologias aplicadas para a análise de precipitação de asfaltenos em um poço produtor de petróleo. Nele, foram utilizados os modelos de Friedlander & Johnstone, Beal, Escobedo & Mansoori e de Epstein combinado com os modelos de Cleaver & Yates com Papavergos & Hedly, sendo que todos os métodos foram satisfatórios para o emprego na indústria de óleo e gás. Os autores puderam observar que o aumento da velocidade do fluido e abaixamento da temperatura da superfície da coluna de produção, diminui significativamente a taxa de deposição. Dessa maneira,

concluíram que em um poço onde a velocidade do fluido aumenta devido à expansão do gás, e a temperatura diminui por conta do gradiente térmico, o coeficiente de transporte da partícula em direção a parede do poço diminui notavelmente.

2.1.3 Parafinas

Com as alterações de temperatura e pressão no escoamento durante a elevação, os componentes do óleo com elevado peso molecular têm o potencial de se precipitarem como sólidos. Dentre eles pode-se destacar a parafina, que pode se cristalizar principalmente em regiões de baixa temperatura provocando uma série de problemas operacionais durante a produção e exportação como, por exemplo, dificuldades no bombeamento e repartidas de linhas. A remoção das parafinas da parede da linha de produção é também realizada através da passagem de PIGs e a prevenção pode se dar através de isolamentos térmicos, aquecimento ativo das linhas de produção e injeção de agentes químicos.

Como apresentado por Labanca (2005), a chamada Temperatura Inicial de Aparecimento de Cristais (ou TIAC) representa a temperatura em que o primeiro cristal no óleo é formado, portanto representando a temperatura limite em que a mistura deveria atingir até o destino final de produção. Porém, nem sempre isso é alcançado já que paradas de intervenção exigem que a mistura permaneça a baixas temperaturas no solo marinho (por exemplo 4°C em águas de território brasileiro) por um certo período, tempo este suficiente para que a mistura troque calor com o ambiente e assim atingindo a TIAC.

Um importante estudo quanto à deposição de parafina se refere à obtenção do ponto de TIAC. Coto *et al.* (2009), por exemplo, desenvolveram um importante trabalho quanto a análise de precipitação da parafina em petróleo através do uso da técnica denominada *Differential Scanning Calorimetry* (DSC). Pelo fato das curvas obtidas na interpretação dos resultados da DSC levar em conta basicamente as propriedades de *n*-alcanos, os autores propuseram uma nova metodologia que envolve o efeito composição do fluido na temperatura de precipitação. Para tal, equações de equilíbrio sólido-líquido foram introduzidas no processo matemático para obtenção dos resultados, resultando em um método iterativo que combina valores experimentais e teóricos. O método proposto foi capaz de apresentar de maneira satisfatória a TIAC, a curva completa de sua precipitação, além da composição estimada da parafina.

2.1.4 Incrustações

As incrustações se dão através de sais inorgânicos presentes na água que pode estar contida no fluido de produção, sendo que estes podem precipitar caso o limite de solubilidade tenha sido atingido. As constantes de equilíbrio destes componentes dependem diretamente da temperatura e pressão em que o fluido está submetido. Estas incrustações podem ser advindas de carbonatos, sulfatos de metais alcalinos ferrosos (Ca, Sr, Ba) ou de sais de ferro como sulfetos, hidróxidos e carbonatos. Através da Figura 2.2 é possível observar de maneira esquemática curvas de solubilidade de alguns compostos.

A precipitação de incrustações pode ocorrer, além da produção, nas etapas de perfuração e completação de um poço, caso o fluido de perfuração e/ou salmoura de completação for incompatível com a água da formação. Sua remediação é feita através do uso de agentes químicos.

De maneira geral, a produção de água agrava diretamente a precipitação de incrustações inorgânicas. Os estudos referentes a deposições de incrustações inorgânicas ainda estão sendo realizados em busca de uma solução efetiva para mitigar este fenômeno.

2.1.5 Corrosão

O interesse em se avaliar a possibilidade de corrosão das linhas de produção e de equipamentos submarinos, está sendo cada vez mais explorado principalmente por conta de novas descobertas de reservas que apresentam alto teor de gases como o dióxido de carbono (CO_2) e sulfeto de hidrogênio (H_2S), que por sua vez podem se comportar de maneira corrosiva em linhas de produção e em equipamentos submarinos.

As linhas de transporte de gás, por exemplo, podem ser suscetíveis à corrosão logo após o comissionamento caso a linha não seja secada corretamente, uma vez que normalmente é utilizada água pressurizada para se avaliar possíveis vazamentos. As corrosões se intensificam geralmente com o aumento de temperatura, pressão e velocidade do escoamento e pode ser influenciado também pelo padrão de escoamento envolvido, pois, como citado por Bratland (2010), o aumento da velocidade tende a resultar em filmes cada vez mais finos de incrustações carbonáticas e/ou de inibidores, limitando assim sua capacidade de reduzir a velocidade corrosional. Pode-se então concluir que quanto mais turbulento for o escoamento, maiores serão

os danos por corrosão e por conta disso, um escoamento no padrão intermitente, comparado com o padrão estratificado, apresentaria um maior potencial de danos à tubulação.

Na Figura 2.6 (a) é apresentado um exemplo de corrosão em uma coluna de produção, onde são perceptíveis pontos de corrosão (conhecidos como pites) por conta da remoção da camada inibidora de corrosão pela elevada velocidades do escoamento. Na Figura 2.6 (b) é apresentado uma pequena seção de uma tubulação de aço carbono usada na injeção de água.



Figura 2.6 – Pites de corrosão em uma coluna de produção (a) e tubulação utilizada na injeção de água em reservatórios (b) (Bellarby, 2009).

Para evitar tais ocorrências, as ligas utilizadas pela indústria de óleo e gás estão sendo submetidos à novas análises, já que as condições de operação de um campo estão cada vez mais severas, como por exemplo mostrado no estudo de Machado *et al.* (2003), que realizaram estudos sobre as ligas de aço inoxidável 316L e de inoxidável duplex UNSS 31803. A fim de reproduzir as condições severas de trabalho, foram realizados tratamentos térmicos em diferentes amostras que foram caracterizadas em seguida por microscopia eletrônica de varredura (MEV) e através da análise de energia dispersiva de raio-X (EDAX). Foi observado que a liga de aço inoxidável duplex é menos susceptível a corrosão por pites quando comparado com a liga de aço inoxidável 316L.

2.1.6 Intermitência Severa

O escoamento do tipo intermitente pode ser classificado como hidrodinâmico ou severo (Taitel, 1986). O intermitente hidrodinâmico será descrito na seção 2.2, enquanto a intermitência severa, *slugging* severo ou ainda golfada severa, ocorre em condições de baixas vazões de gás e

líquido e quando o escoamento na tubulação passa de um trecho descendente seguido de outro ascendente, como observado em alguns equipamentos submarinos que será descrito no item 2.5. Neste caso o padrão descendente deve ser estratificado podendo ser transacionado para o padrão intermitente no escoamento ascendente.

O fenômeno de intermitência severa é descrito por Taitel (1986) como sendo uma série de etapas, a começar pelo acúmulo de líquido na região da transição geométrica bloqueando a passagem de gás e causando uma compressão da fase gasosa (Figura 2.7 (a)). Quando a altura do líquido atinge a altura máxima durante o escoamento ascendente, a segunda etapa é iniciada (Figura 2.7 (b)) e o gás, a uma pressão elevada, começa a fluir na seção ascendente da tubulação diminuindo a pressão hidrostática e favorecendo cada vez mais o escoamento do gás em uma alta velocidade, denominado *Blowout* (Figura 2.7 (c)). Na última etapa, representada na Figura 2.7 (d), a queda de pressão que antes estava elevada diminui de magnitude e a pressão hidrostática da seção ascendente leva ao retorno do líquido residual a parte inferior da tubulação (denominado de *fallback*), recomeçando assim o processo.

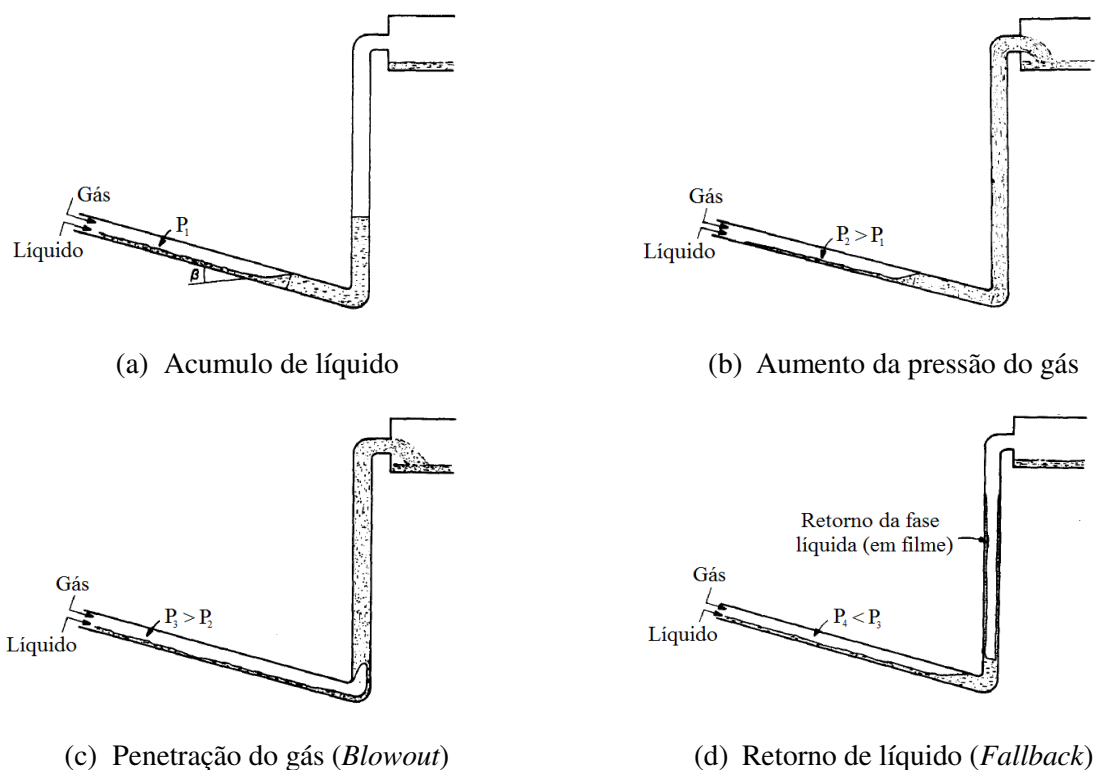


Figura 2.7 – Etapas da intermitência severa (Taitel, 1986 – modificado).

Para um aprimoramento da teoria já existente sobre a intermitência severa, Oliveira Júnior (2011) desenvolveu modelos matemáticos para o cálculo de intermitência severa em sistema duto-*riser* em catenária e propôs novas formulações para a queda do líquido residual (“*fallbak*”) para o *riser* vertical. O autor se baseou em dois modelos, o primeiro que utiliza equações diferenciais ordinárias e o outro que utiliza uma solução algébrica, ambos modificados para que pudessem levar em consideração a configuração geométrica do *riser* em catenária. O segundo modelo, denominado de “Taitel Modificado”, apresentou melhores resultados para vários cenários e foi validado com experimentos realizados em laboratório em menor escala até situações reais de sistemas em operação.

2.2 Escoamento bifásico líquido-gás

Um dos grandes desafios do estudo de um escoamento com fases gasosa e líquida, está relacionado à característica empregada ao escoamento envolvido a depender da fração entre as fases. Outra grande influência no comportamento do escoamento é o ângulo de inclinação em que o mesmo é submetido. Segundo Bratland (2010), os padrões de escoamentos verticais se comportam de maneira semelhante ao de escoamentos horizontais, com a diferença de que não há uma região preferencial para o fluido de maior densidade. Os padrões encontrados em tubulações podem ser:

- Bolhas dispersas: as bolhas de gás são dispersas no líquido com uma grande concentração na metade superior do tubo para regimes horizontais por conta de sua “flutuabilidade”. Para regimes verticais, a distribuição das bolhas é uniforme para um escoamento turbulento da fase contínua, em regimes laminares as bolhas tendem a se concentrar no centro da tubulação.
- Estratificado-liso: para baixas vazões de líquido e gás, o padrão estratificado é observado apenas em escoamentos horizontais. Neste caso, a tubulação se comporta como um grande reservatório em que as fases envolvidas são segregadas de acordo com suas densidades;
- Estratificado-ondulado: ainda somente em escoamentos horizontais, através do aumento da velocidade do gás em relação ao líquido é gerada uma elevação na tensão de cisalhamento entre as fases capaz de resultar em uma interface ondulada;

- **Intermitente:** para regimes horizontais, este padrão se desenvolve através do aumento progressivo da crista das ondas existentes no padrão “estratificado ondulado” em função do aumento da velocidade do gás em relação à fase líquida, até atingir o topo da tubulação. Dessa maneira, certo volume de gás é “aprisionado” pela fase líquida e deslocado ao longo da tubulação. Caracterizado pelas bolhas alongadas (também denominado por este termo), não preenchem toda a seção do tubo, tendo em sua base inferior uma região contínua de líquido. No caso do regime vertical, este padrão se desenvolve principalmente pelo aumento da vazão de gás onde as bolhas alongadas ocupam praticamente toda a seção do tubo, sendo limitada em suas extremidades por um filme líquido. Neste caso, este padrão se dá através do coalescimento das bolhas encontradas no regime “Bolhas dispersas”, e também tendem a ocupar toda a seção do tubo. Em tubulações de pequeno diâmetro a cabeça bolha se comporta como uma semi-esfera quase perfeita, e a cauda como uma face vertical. Já em tubulações maiores, a cabeça da cauda tende a se achatar ou se deformar, e a cauda se apresenta de forma triangular quando vista lateralmente.
- *Churn:* Apenas em escoamentos verticais, se comporta como um regime totalmente não desenvolvido por não apresentar periodicidades. Ocorre na transição entre o padrão intermitente e anular e pode não ser observado em tubulações de pequenos diâmetros.
- **Anular:** uma vez que a vazão de gás é muito maior que a do líquido, o cisalhamento interfacial entre as fases se torna dominante e o líquido é expelido para a superfície do tubo restando apenas a fase gasosa em seu interior. O filme líquido é caracterizado por pequenas ondas, que podem se elevar a ponto de pequenas gotículas de líquido se desprenderem.

A seguir, é apresentado o comportamento bifásico em escoamentos horizontais e verticais.

2.2.1 Padrões de escoamentos bifásicos líquido-gás horizontais

O padrão estratificado é observado apenas em baixas vazões de líquido e gás, e quando a velocidade de gás é aumentada se inicia a formação de ondas. As cristas das ondas geradas vão se elevando cada vez mais até atingirem o topo da tubulação, ocorrendo o aprisionamento de uma

grande região de gás por duas regiões de líquido, dando origem ao padrão intermitente. Aumentando ainda mais a vazão de gás, a fase gasosa se mantém no núcleo da tubulação enquanto a fase líquida se concentra na superfície, obtendo então o padrão anular. Bratland (2010) apresenta um esquema representativo dos padrões de escoamento encontrados em regimes bifásicos em tubos horizontais, conforme observado na Figura 2.8.

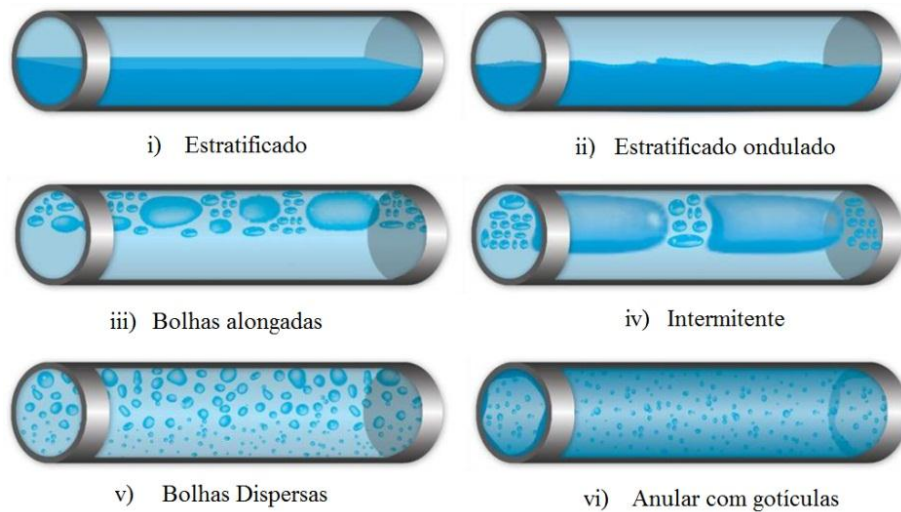


Figura 2.8 – Padrões de escoamentos bifásico líquido-gás horizontais. (Bratland, 2010) - adaptado

O mesmo autor apresenta ainda um gráfico dos padrões de escoamentos obtidos em função das velocidades superficiais do gás e do líquido, conhecido também como mapa de padrões de escoamento, conforme representado na Figura 2.9.

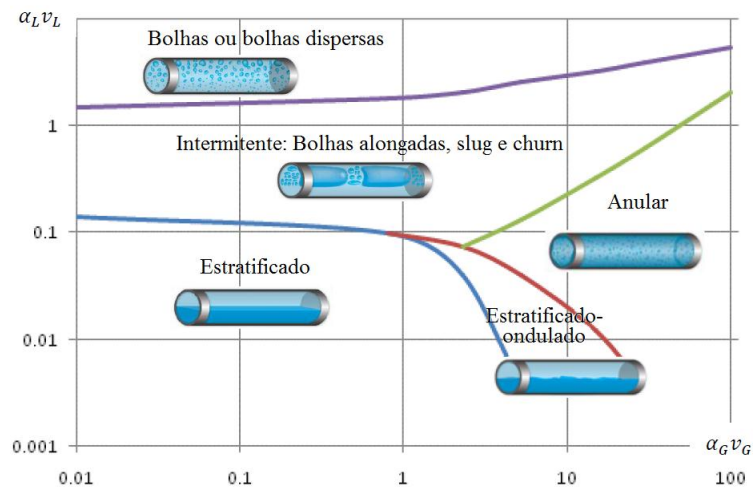


Figura 2.9 – Exemplo do comportamento de escoamento bifásico líquido-gás horizontal para diferentes velocidades superficiais das fases (Bratland, 2010) – adaptado.

2.2.2 Padrões de escoamentos bifásicos líquido-gás verticais

Como citado por Bratland (2010), os padrões de escoamentos verticais se comportam de maneira semelhante ao de escoamentos horizontais, com a diferença de que não há uma região preferencial para o fluido de maior densidade. Ainda o mesmo autor apresenta de maneira esquematizada os possíveis padrões de escoamento vertical, conforme representado na Figura 2.10.

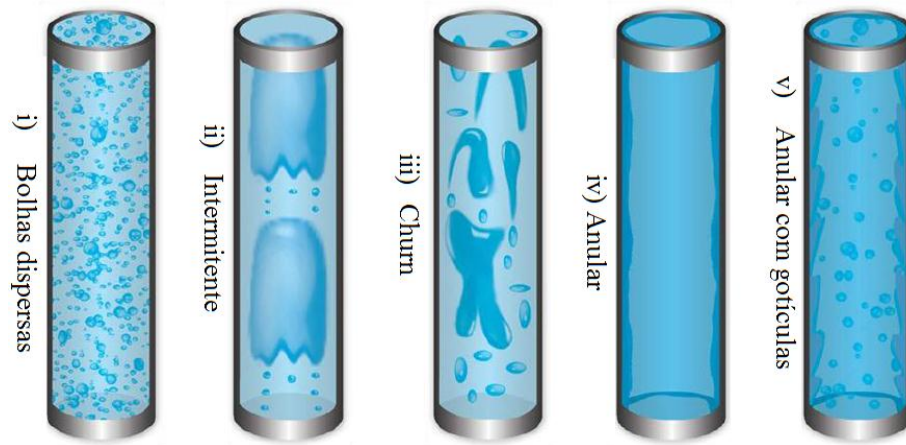


Figura 2.10 – Regimes de escoamentos bifásico líquido-gás vertical. (Bratland, 2010) – adaptado

Apesar dos padrões se comportarem de maneira semelhante, os mapas de padrões de escoamentos ascendentes e descendentes se apresentam de maneiras bem distintas, conforme apresentados na Figura 2.11.

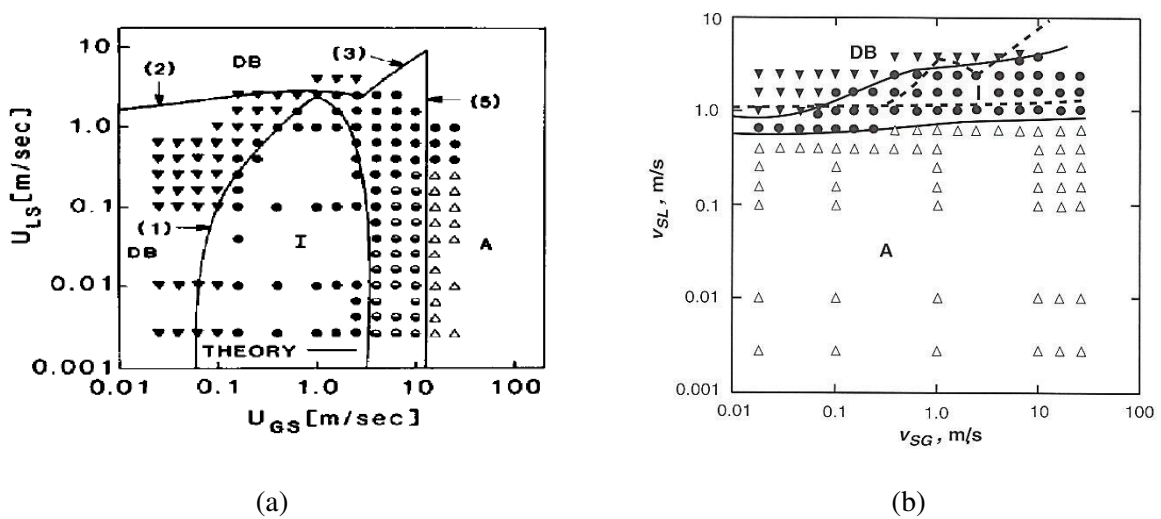


Figura 2.11 – Regimes de escoamentos bifásico líquido-gás vertical em uma tubulação de 5,1 cm ascendente (a) (Barnea, 1985) e descendente (b) (Barnea *et al.*, 1982).

2.3 Escoamento multifásico na indústria de petróleo e gás

Como descrito por Wallis (1969) o termo “fase” se refere ao estado em que uma substância se encontra, podendo ser gás, líquido ou sólido. O termo “multifásico” se refere ao caso simultâneo entre duas fases, seja de mesma natureza ou não. Para os casos de duas fases envolvidas e que não sejam de mesma natureza química, pode-se empregar o termo “multicomponente”. Por exemplo, um escoamento de vapor e água pode ser chamado de multifásico, enquanto o escoamento entre ar e água pode ser chamado de multicomponente. Porém, é comum se referenciar um escoamento multicomponente (líquido-líquido, por exemplo) que se consiste de apenas uma fase como sendo um escoamento multifásico, por se considerar fases dispersas e contínuas dos componentes envolvidos.

Conforme descrito por Thomaz (2006), o petróleo é constituído, basicamente, por uma mistura de compostos químicos orgânicos (hidrocarbonetos). Essa mistura pode se apresentar no estado gasoso, quando a mistura contém uma maior porcentagem de moléculas leves, ou no estado líquido, quando a mistura contém moléculas mais pesadas. Como em toda mistura, o comportamento do petróleo pode ser representado através de um diagrama de fases, onde as curvas de pontos de “bolha” e de “orvalho” delimitam uma coexistência de duas fases em equilíbrio. A representação de um diagrama de fases é apresentada na Figura 2.12. À direita da curva dos pontos de orvalho, pode-se dizer que a mistura se encontra no estado gasoso, e à esquerda da curva dos pontos de bolha, a mistura se encontra no estado líquido. Unindo-se essas duas curvas obtém-se um ponto denominado de ponto crítico, que representa o maior valor de pressão em que as fases coexistem.

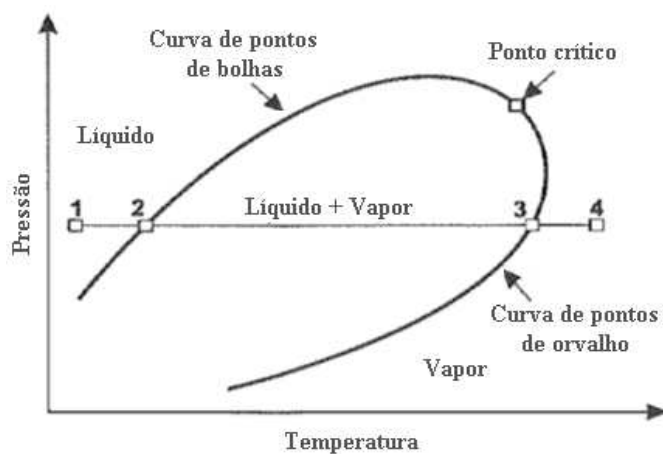


Figura 2.12 – Diagrama de fases de uma mistura (Rosa, 2006).

Com base na relação de $P \times T$ em que a mistura se encontra no reservatório, Rosa (2006) sugere que os mesmos podem ser denominados como reservatórios de líquido (ou reservatório de óleo), reservatórios de gás e reservatórios que possuem as duas fases em equilíbrio (também conhecido como Reservatórios com capa de gás).

O gráfico da Figura 2.13 representa esquematicamente as condições $P \times T$ de uma mistura ao longo da linha de produção, desde o reservatório de óleo até a unidade de produção. É observado que ao longo da tubulação, a mistura diminui sua pressão e temperatura, o que favorece o desprendimento de gases dispersos na fase líquida. A queda de pressão neste caso é, principalmente, devida a perda de carga durante a elevação e à diminuição da coluna hidrostática na tubulação. Vale ressaltar que em um reservatório as pressões podem estar na ordem de 300bar e 180°C, chegando a UEP com pressões na ordem de 13bar e 20°C.

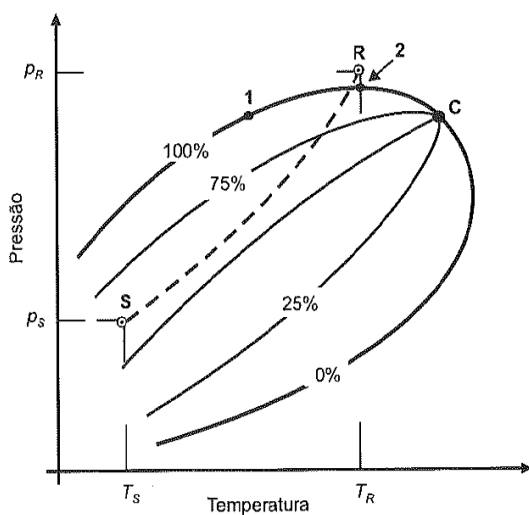


Figura 2.13 – Esquema de comportamento de um fluido de produção durante a elevação, desde o reservatório “R” até a unidade de produção “S” (Rosa, 2006).

Além do gás presente na mistura, a presença de água na formação pode ser inevitável, seja por conta da depleção do poço, resultado de um fenômeno conhecido como “cone de água”, seja por conta de métodos avançados de recuperação (ou *Enhanced Oil Recovery*), que se utilizam da injeção de água ou vapor no reservatório a fim de elevar a produção de óleo. A produção de particulados sólidos pode ainda estar presente caso o poço não esteja completado adequadamente para evita-la. Pode-se notar então, a complexidade de um escoamento multifásico na indústria de óleo e gás.

Problemas relacionados com a produção de água são de grande importância para a indústria, já que as consequências podem afetar diretamente a taxa de produção, dentre eles:

- Aumento da incidência de corrosão;
- Em tubulações verticais e inclinadas: maior gradiente de perda de carga gravitacional com a presença de água por conta de maior densidade quando comparado com a do óleo;
- Em tubulações horizontais: o acúmulo de água se dará na parte inferior, reduzindo assim a queda de pressão por conta do atrito já que a viscosidade do fluido em contato com a parede irá diminuir, porém, o risco de corrosão irá se elevar;
- Elevada vazão de gás pode ser capaz de tornar o escoamento líquido tão turbulento a ponto de criar uma dispersão entre as fases líquidas. Se a fase contínua for o óleo, a dispersão de água pode aumentar de maneira significativa a viscosidade e consequentemente aumentar o gradiente de perda de pressão por atrito. Se a fase contínua for a água, este gradiente pode ser bastante reduzido. Isso pode ser observado no esquema da Figura 2.14.

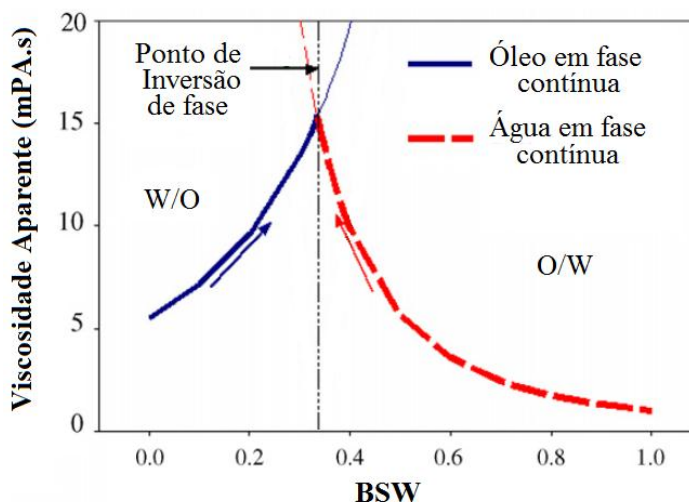


Figura 2.14 – Comportamento da viscosidade de uma emulsão (Ngan, 2009 – modificado).

Apesar do escoamento de apenas duas fases líquidas de diferentes naturezas (como água e óleo, por exemplo) possibilitarem o surgimento de diferentes padrões de escoamento, a presença da fase da gasosa é muito mais impactante para este acontecimento, quando se trata da produção de óleo e gás. Isso resulta num maior interesse de se buscar um padrão de escoamento gás-líquido adequado para diferentes equipamentos submarinos a que o fluido de produção é submetido.

Como já apresentado anteriormente, o padrão de escoamento intermitente está associado à relação de fração das fases líquidas e gasosas da mistura, sendo que em alguns casos este padrão pode ser benéfico, como numa situação em que se utiliza o método de elevação artificial conhecido como “*gas lift* intermitente” (GLI). Este método consiste basicamente na injeção de gás em um determinado ponto da coluna de produção através do anular reduzindo a densidade média dos fluidos produzidos, provocando assim uma diminuição do gradiente de pressão ao longo da tubulação e conseqüentemente menor pressão requerida no fundo do poço para que a mistura seja elevada até a superfície. O controle da injeção de gás é feita por uma válvula operadora que se abre quando aplicada uma pressão suficiente para tal, permanecendo aberta por certo tempo. Vale lembrar que este método é utilizado para poços de baixa produtividade e alta relação gás-líquido (RGL).

Além do mais, o padrão intermitente é muitas vezes, além de indesejado, imprevisto já que a influência da geometria das linhas de produção é capaz de gerar este tipo de padrão (intermitência severa). Este padrão pode resultar em uma variação brusca da pressão no processo de separação e do volume de óleo produzido afetando assim a integridade dos equipamentos envolvidos, podendo resultar até mesmo em uma parada de emergência da plataforma por conta da incapacidade de operação dos separadores. O padrão intermitente pode ainda comprometer a vida útil de equipamentos, como BCSs por exemplo, já que neste caso a elevada fração de gás faz com que a bomba opere no regime conhecido como “*surging*”. Como apresentado por Estevam (2002), este fenômeno ocorre na presença de fase gasosa no impelidor de bombas centrífugas e se caracteriza por um aumento súbito da energia com o aumento da vazão de líquido. O surging reflete em oscilações severas de vazão, pressão e torque, capazes de diminuir a vida útil do conjunto motor-bomba. A representação do fenômeno surging é apresentada no gráfico da Figura 2.15, na qual é clara a oscilação de funcionamento da bomba.

Sendo assim, para casos em que o fluido de produção é submetido à bombeios centrífugos, o padrão de escoamento deve ser do tipo Bolhas dispersas para que a eficiência do processo de bombeamento seja o mais elevado possível.

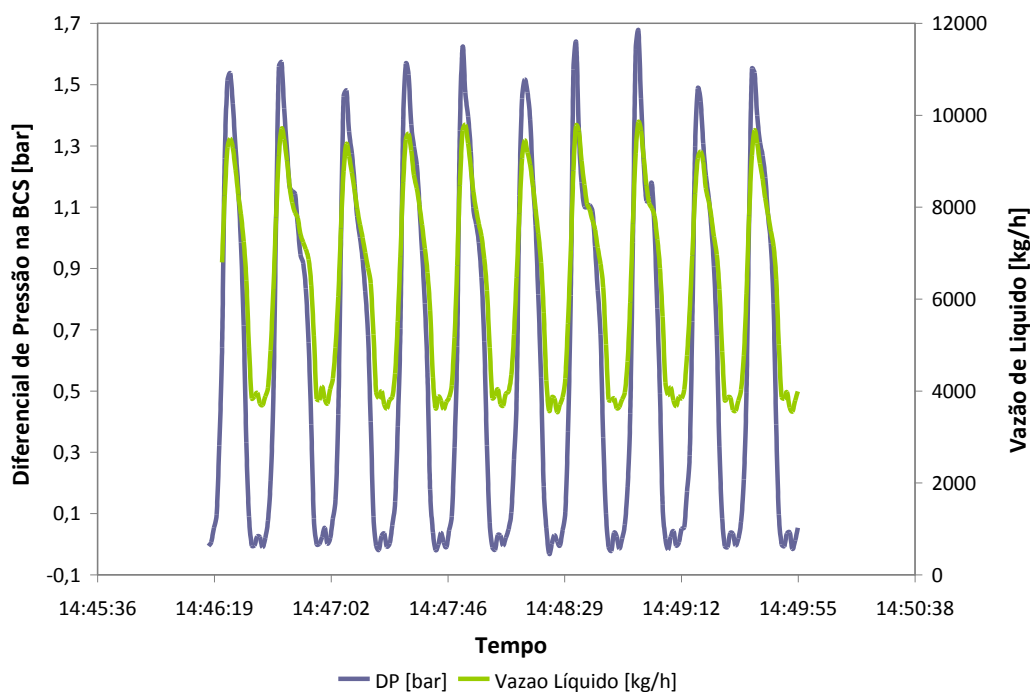


Figura 2.15 – Representação do fenômeno *surging* em uma Bomba Centrífuga Submersa.

2.4 Equipamentos submarinos equipados com Bombeio Centrífugo Submerso

Os equipamentos submarinos fazem parte de uma série de componentes que dão origem ao sistema submarino, que por sua vez tem a finalidade de garantir a segurança operacional e do meio ambiente em que se encontra, além disponibilizar as condições operacionais definidas pelo estudo das condições do campo (Labanca, 2005). O projeto de seleção e disposição dos componentes do sistema submarino é multidisciplinar, envolvendo os conhecimentos técnicos e operacionais tanto do fornecedor como do cliente, já que as condições do campo como pressão, temperatura, composição do petróleo e vazões, serão diferentes para diferentes regiões. Isso resulta em um elevado custo tipo CAPEX já que os projetos se diferenciam de campo para campo, sendo fundamental garantir uma vida útil considerável de operação com o menor número de intervenções possíveis.

Um exemplo de sistema submarino é apresentado na Figura 2.16 onde é notável a complexidade de decisão de sua disposição quando se busca obter um padrão de escoamento desejável para cada situação em que o fluido de produção é submetido, ou seja, diferentes equipamentos submarinos podem demandar diferentes padrões de escoamento.

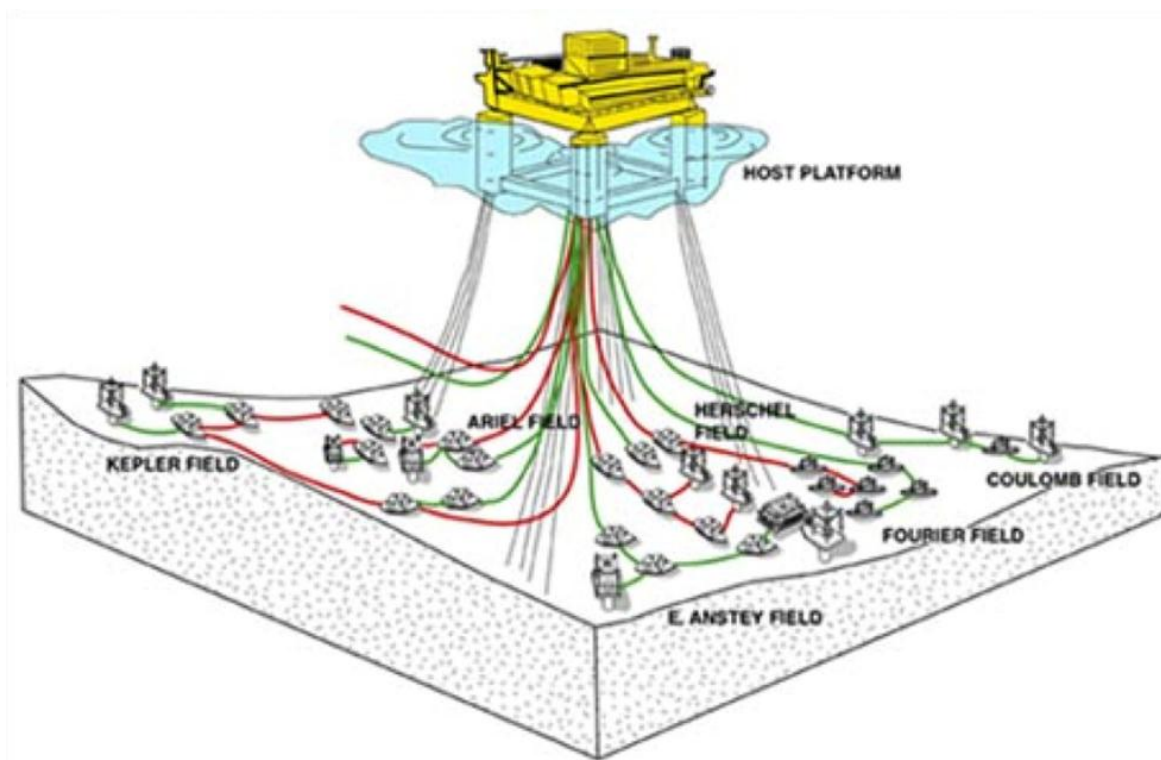


Figura 2.16 – Representação esquemática de um sistema submarino (Kaiser, 2007).

2.4.1 Sistema de Jumper com BCS

Os *jumpers* nada mais são que pequenas linhas que interligam os equipamentos submarinos, podendo também ser do tipo rígido ou flexível. Em sua configuração geométrica pode haver ressaltos, como apresentado na Figura 2.17, que se comportam como um absorvedor dinâmico de vibração reduzindo possíveis falhas mecânicas, além de viabilizar sua instalação.

O Sistema de Jumper com BCS, ou *ESP Jumper System*, (Figura 2.18) pode ser o equipamento de bombeio mais econômico a ser instalado em um sistema submarino por não demandar grandes alterações em um sistema já pré-existente e por permitir que grande parte da instalação seja feita em terra antes de ser instalada em regiões *offshores*. Este tipo de instalação pode ser feito entre a cabeça de poço e um *manifold* ou entre um *manifold* e um PLET, assim permitindo que tal instalação otimize a produção de um único poço ou um conjunto de poços.



Figura 2.17 – Desenho esquemático do sistema submarino do campo de Mexilhão onde é possível observar *jumper*s (na cor cinza) conectando um equipamento ao outro (FMC Technologies).

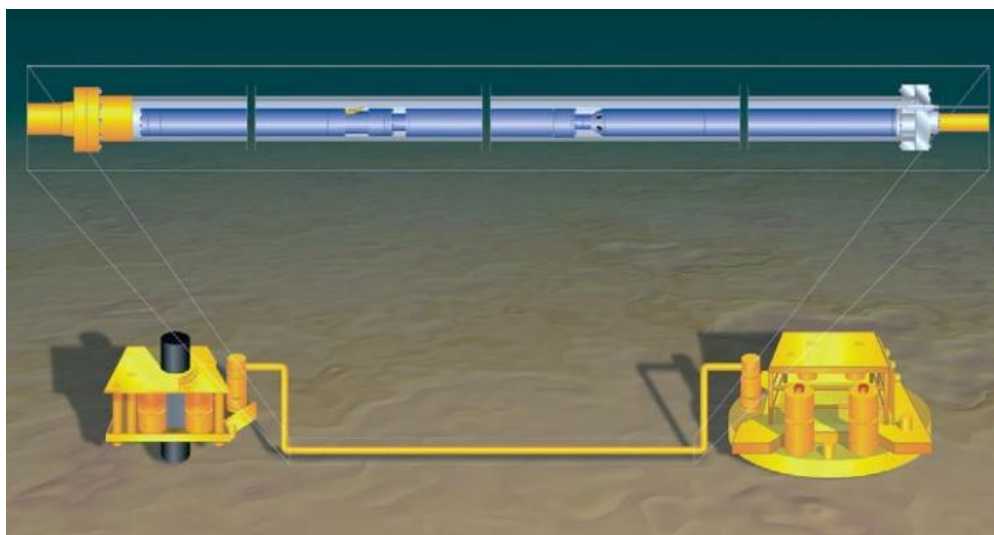


Figura 2.18 – Exemplo esquemático de um *ESP Jumper System* (Lawson, 2004).

2.4.2 Sistema de BCS Horizontal

O Sistema de BCS Horizontal, ou *Horizontal ESP System*, (Figura 2.19) é uma derivação do Sistema de Jumper com BCS, posicionado sob uma estrutura permanente no leito marinho. A vantagem deste sistema é a possibilidade de operar o equipamento com sistemas de bombeamentos distintos em série, paralelo ou até mesmo redundante, permitindo assim a manutenção do equipamento sem a parada de produção. Permite ainda que opere tanto com a finalidade de elevar os fluidos de produção, como de injeção de água.



Figura 2.19 – Exemplo esquemático de um *Horizontal ESP System* (Lawson, 2004).

2.4.3 Bombeio Centrífugo Submerso Submarino em Skid (S-BCSS)

Também conhecido por *Skidded Subsea Electric Submersible Pump*, o S-BCSS pode ser considerado um avanço tecnológico baseado no Sistema de BCS Horizontal e no Sistema de Jumper com BCS, consistindo de um equipamento submarino que tem como finalidade a elevação do petróleo produzido até a unidade de produção. Sobre uma base metálica são instaladas duas cápsulas contendo uma série de equipamentos em seu interior, como Bombas Centrífugas Submersas (BCSs), motores, manuseadores de gás e sensores de fundo. As cápsulas possuem uma inclinação de 5° positivo por conta da operação do selo protetor situado entre a bomba e o motor, possuindo diversas funções como:

- Equalização da pressão do fluido dielétrico do motor com a pressão da coluna de produção;
- Evitar a contaminação do óleo do motor pelo fluido de produção, podendo conter abrasivos que comprometeria a vida útil do equipamento;
- Suportar toda a carga axial gerado pelo eixo da bomba quando em funcionamento. O mancal de alta carga presente no selo impede o sobrecarregamento que poderia ser transmitido para o eixo do motor.

A representação esquemáticas de um S-BCSS é apresentada nas Figura 2.20, e o trajeto do fluido de produção é exemplificado na Figura 2.21.

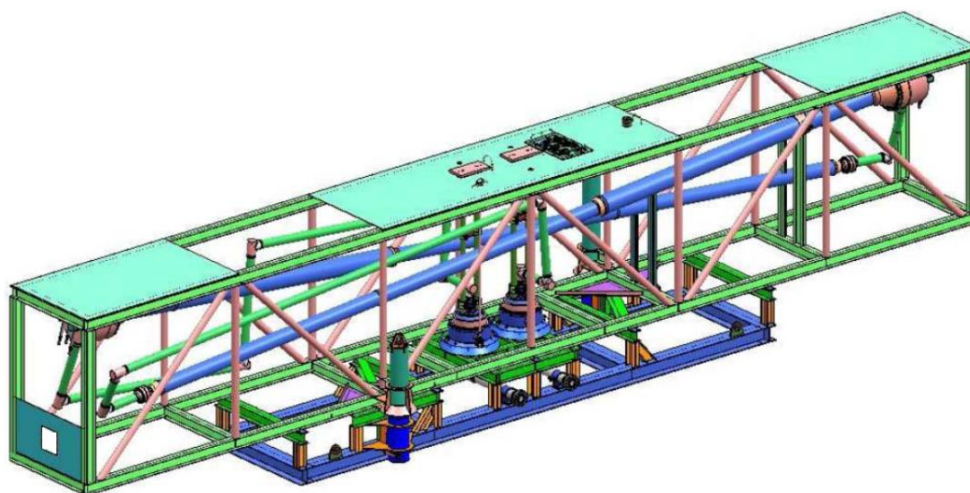


Figura 2.20 – Representação esquemática de um S-BCSS (cortesia Petrobras)

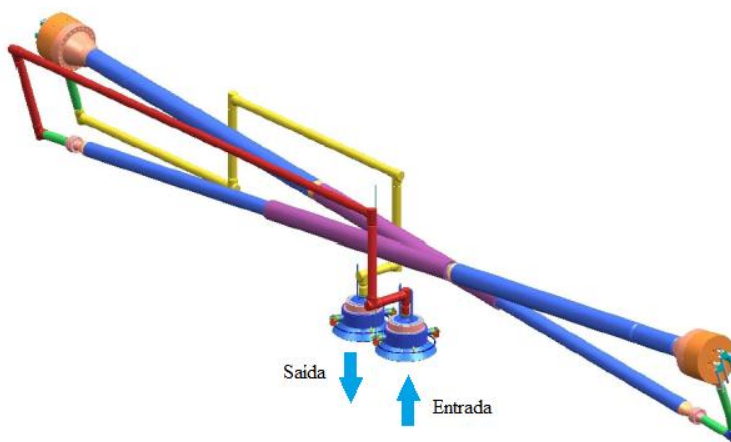


Figura 2.21 – Trajeto do fluido de produção no S-BCSS(cortesia Petrobras)

A durabilidade de uma Bomba centrífuga submersa é diretamente ligada com os procedimentos de instalações submarinas e o modo em que o equipamento é operado. Durante sua instalação, o equipamento é submetido a alguns riscos de choque contra a parede do *riser* de completação e/ou do revestimento do poço, que pode afetar não só o cabo elétrico do conjunto, mas também o equipamento em si. Para a instalação de um conjunto BCS no fundo de um poço, é necessária a utilização de uma sonda de perfuração e modificações na Árvore de Natal (caso seja do tipo vertical), demandando um elevado custo de operação. Além desses riscos, o ambiente de alta pressão e temperatura do fundo do poço expõe o equipamento em condições agressivas, reduzindo sua vida útil. O S-BCSS foi desenvolvido a fim de reduzir tanto os custos de instalação como de manutenção, possibilitando ainda a continuidade da produção no caso de uma intervenção, graças à um sistema *by-pass* localizada na base do equipamento.

Durante os testes de longa duração no campo de Espadarte, a fração de vazio no S-BCSS foi medida através do comportamento da pressão na primeira capsula do equipamento apresentando valores entre 13 e 18%, tendo a produção do poço ESP-23 aumentada em 3.770bpd quando instalado o equipamento. Além disso, a produção de água foi desprezível e nenhuma ocorrência referente à formação de hidrato, parafina ou emulsão foi constatado (Roberto, 2013). Uma representação do sistema marinho nas proximidades do poço ESP-23 é apresentada na Figura 2.22.

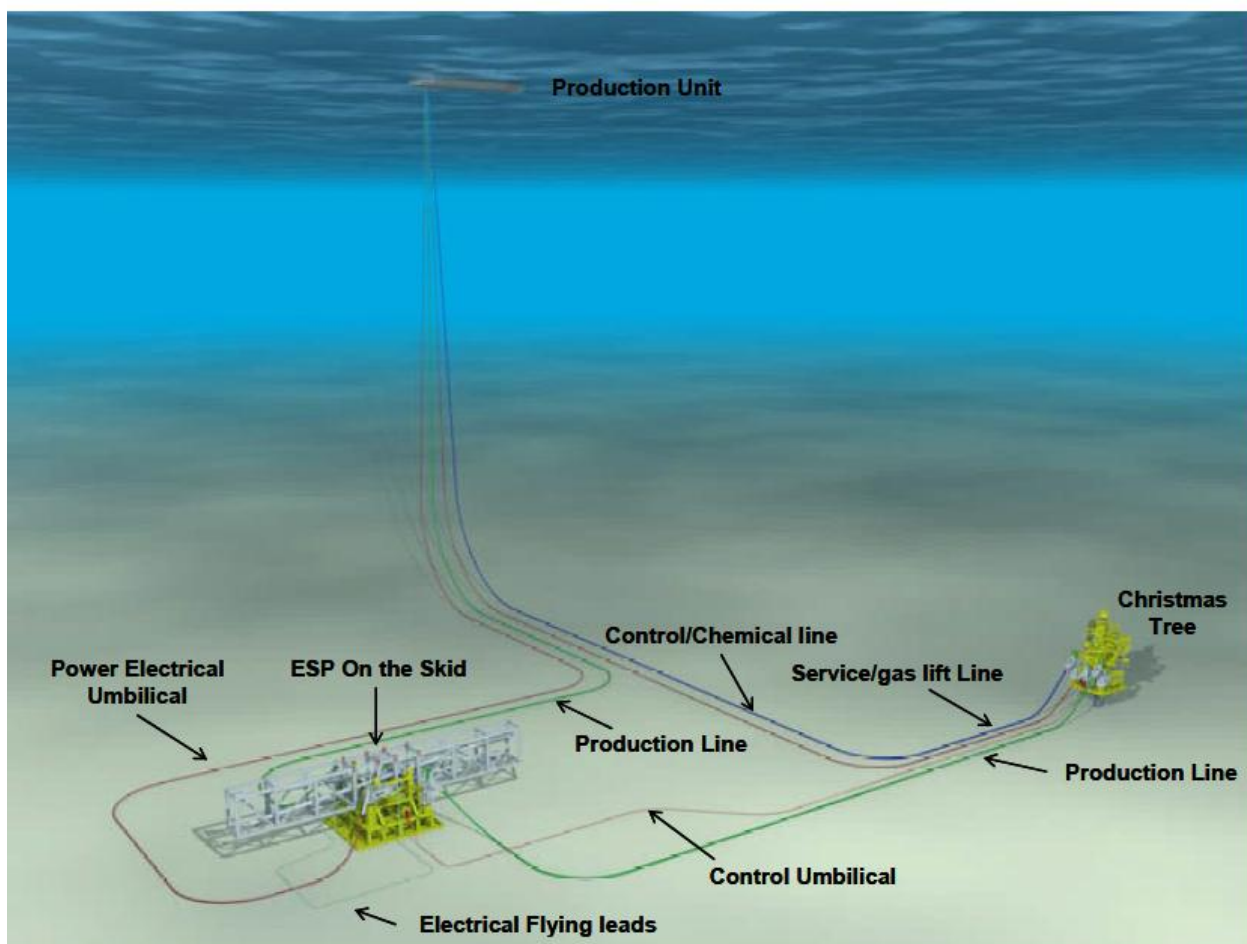


Figura 2.22 – Representação esquemática do sistema submarino no poço ESP-23 no campo de Espadarte (Roberto, 2013).

2.5 Processamento digital de imagens em estudos de escoamentos multifásicos

Novos avanços no estudo de escoamento multifásico vêm sendo desenvolvidos a fim de se aprimorar as técnicas de medições já existentes. Inúmeros são os meios de se medir, por exemplo,

vazões de líquido e gás de maneira intrusiva como apresentado por Biazussi (2010), porém essas técnicas são muitas vezes inviáveis por perturbarem o escoamento além de comprometerem a vida útil e funcionamento do equipamento.

Técnicas avançadas de medições de perfis de velocidade em meios líquidos são frequentemente utilizadas em estudos monofásicos, como o caso da Velocimetria por Imagem de Partículas, ou *Particle Image Velocimetry* (PIV). Esta técnica utiliza as imagens tomadas no escoamento, numa seção iluminada por um feixe laser que reflete o brilho de pequenas partículas traçadoras em suspensão no escoamento. As imagens são registradas em quadros sucessivos de um arquivo digital cujo pós-processamento conduz à obtenção do deslocamento das partículas na unidade de tempo e a projeção do vetor deslocamento do escoamento das partículas no plano de luz laser é calculada levando em consideração o tempo entre os dois pulsos do laser. O fluido de trabalho neste caso deve ser transparente com propriedades físicas próximas a das partículas traçadoras para que possam garantir que não haja diferença de velocidade entre as fases. Uma vez que na técnica de PIV a câmera deve permanecer estática, os trajetos das partículas são avaliados por métodos estatísticos em subdivisões das imagens obtidas chamadas de janelas de interrogação. Para casos em que haja escoamento multifásico líquido-gás, esta tecnologia pode deixar de ser viável para um grande número de amostras de imagens.

Para se avaliar a velocidade de uma bolha de gás, é visto a possibilidade de se adaptar a tecnologia de PIV já que a própria bolha se comporta como uma partícula traçadora quando exposta à uma fonte de luz. Um exemplo de adaptação desta tecnologia é a utilização de câmeras de filmagem rápida (ou *high speed câmera*) e isso vem acontecendo desde os anos 90. Apesar dos aprimoramentos realizados durante o pós-processamento é visto que novas ferramentas devem ser desenvolvidas para otimizá-lo. Um exemplo disso pode ser observado nos trabalhos de Rezkallah & Jong (1995) e em Laurindo (2012) onde em ambos os pós-processamentos, o local da frente da bolha é inserida manualmente em cada imagem, e pela relação conhecida de comprimento/numero de pixels e taxa de aquisição, a velocidade média é obtida. Vale destacar que a taxa de aquisição de imagem pode ser realizada na faixa de milhares de imagens por segundo, o que representaria uma grande quantidade de imagens que demandaria um tempo considerável do usuário para obter varias posições de deslocamento da fase gasosa.

3. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Como apresentado, são inúmeros os problemas referente à garantia de escoamento durante a elevação do fluido de produção, desde o reservatório até a unidade de produção. Um número elevado de estudos vem sendo realizados a fim de mitigar todos os problemas já conhecidos, porém há novos conceitos a serem abordados por conta da evolução tecnológica que o setor petrolífero vem se deparando nos últimos anos.

A possibilidade de acúmulo de gás em uma transição de escoamento horizontal para vertical descendente não tem sido avaliado pela literatura por se tratar de um problema com impactos aparentemente menos nocivos que outros, como deposições e intermitência severa, que despertam uma maior atenção de pesquisadores. Porém, é visto que tal acúmulo de gás pode ter grande impacto na operação dos equipamentos principalmente se houver a possibilidade do gás ser submetido à bombas centrífugas, como no caso do S-BCSS, que se apresenta de maneira inovadora e com grande perspectiva de uso.

Visto que a presença de gás pode influenciar de maneira bastante significativa o funcionamento, bem como a vida útil dos equipamentos submarinos, serão abordados problemas de campo relacionados à operação do S-BCSS quando submetido à escoamentos multifásicos com a presença de fase gasosa, apresentado condições críticas de operação. Porém, o conceito apresentado poderá ser aplicado de maneira genérica para a grande variedade de equipamentos que levam a um escoamento bifásico gás-líquido vertical descendente.

Pelo fato de haver uma bomba no trajeto, é desejado que o sistema submarino em questão esteja operando em um regime de escoamento de padrão bolhas dispersas, por conta de se evitar o fenômeno de surging. Dessa maneira, é visto a necessidade de se entender as condições de transição de padrões de escoamento, não só por conta da geometria das linhas de produção, mas também pelos fatores que podem influenciar no deslocamento das curvas de transição dos mapas presentes na literatura. Tendo em vista a influência na vida útil dos equipamentos por conta da presença do padrão intermitente, principalmente no caso de bombas, foi realizada uma revisão bibliográfica para estimar em quais condições a transição de padrões de escoamento podem se dar. Além do mais, é avaliada a possibilidade da obtenção de uma velocidade mínima das fases envolvidas em um escoamento bifásico (líquido-gás) vertical-descendente para que não haja

acúmulo de gás, através de correlações matemáticas existentes na literatura para predição de frações de vazio quando considerado um modelo genérico de deslizamento.

3.1 Modelagens para escoamentos bifásicos líquido-gás

3.1.1 Escoamento Vertical Ascendente

Taitel *et al.* (1980) apresentam um estudo para a predição da transição entre os diferentes padrões em um escoamento vertical ascendente, como bolhas, intermitente, *churn*, anular e bolhas dispersas. Como apresentado na Figura 3.1, as fronteiras de interesse que serão abordas são representadas pelas letras “A”, “B”, “C” e “D”.

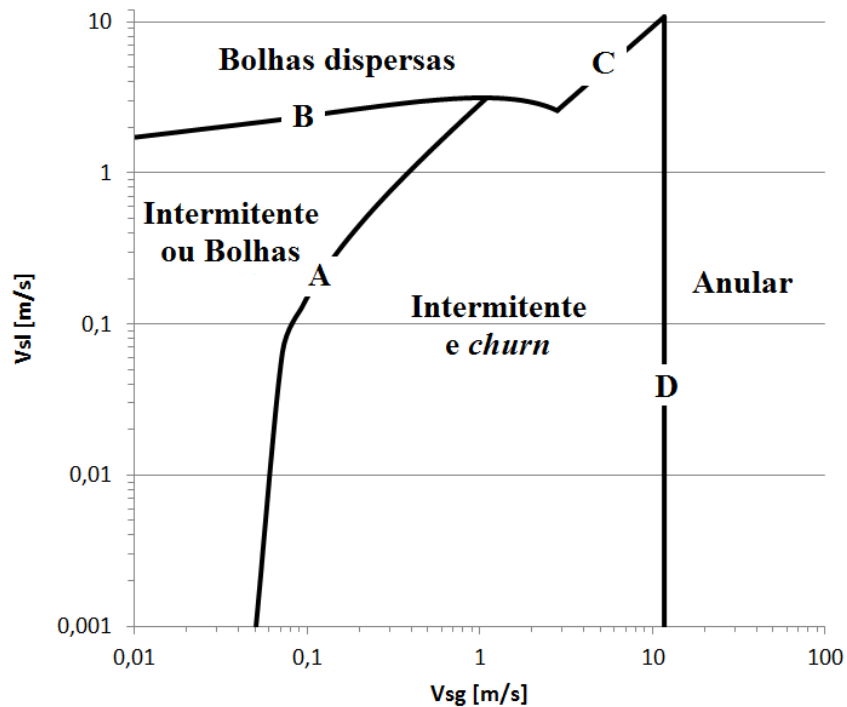


Figura 3.1 – Mapa de padrões de escoamento vertical ascendente (Taitel et al.,1980).

a) Transição A (Bolhas – Intermitente)

A transição “A” (Bolhas – Intermitente) ocorre à baixas taxas de vazão de gás e de líquido. Quando uma baixa relação de volume de gás/volume de líquido é introduzida em um tubo vertical, a fase gasosa é distribuída em pequenas bolhas, dispersas numa fase contínua líquida. Por conta dessa baixa vazão, forças de turbulência não irão existir e as bolhas irão se mover como esferas rígidas de maneira a não se chocarem e também não se coalescerem. Quando aumentada a

vazão da fase gasosa, permanecendo a uma baixa vazão da fase líquida, as bolhas atingem um diâmetro crítico e começam a se deformarem e a se movimentarem de maneira caótica. Isso faz com que as bolhas se colidem e se coalesçam de maneira a formar uma grande bolha, semelhantes à Bolhas de *Taylor*, porém com um comprimento menor que um diâmetro além de não ocupar toda a seção transversal da tubulação, sendo denominada de bolha *cap*. Com o aumento da vazão de gás esse movimento ainda mais caótico irão resultar em grandes bolhas que ao se coalescerem, finalmente darão origem à bolhas de *Taylor*, conseqüentemente, ao padrão intermitente.

Shoham (2006) cita que as bolhas não precisam necessariamente estarem em contato para se coalescerem e formar uma grande bolha. Isso aconteceria numa hipótese de bolhas do mesmo tamanho formar uma estrutura cúbica que apresentaria uma fração de vazio máxima de 0,52 como apresentado esquematicamente na Figura 3.2 (a). Porém o autor conclui que a coalescência entre as bolhas ocorre em um valor abaixo deste calculado, pois as bolhas não precisam estar em contato para tal ocorrência(Figura 3.2 (b)). É assumido que as bolhas se coalesçam quando a distancia entre elas estejam à metade de seu diâmetro, representando assim uma fração de vazio de 25%.

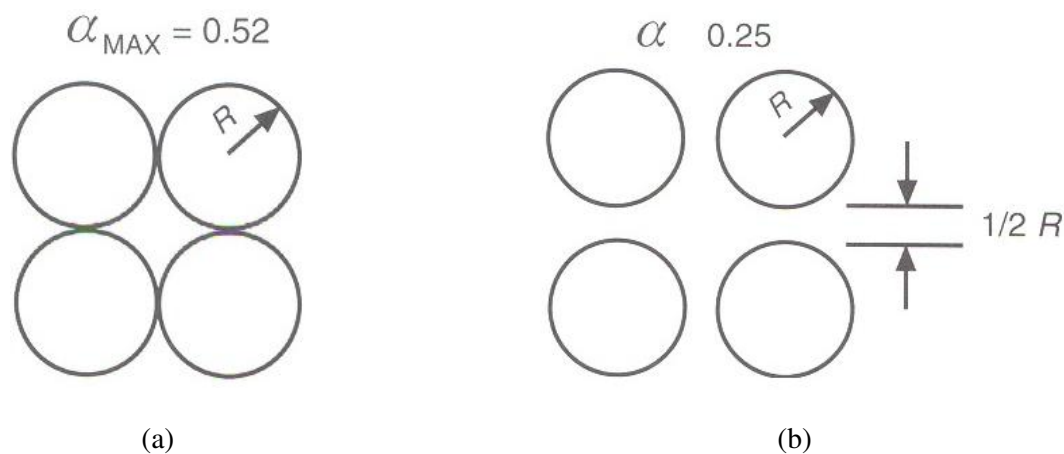


Figura 3.2 – Representação da máxima fração de possível necessária para as bolhas se coalescerem.

Por conta disso, Taitel *et al.* (1980) sugerem como critério da transição do padrão bolhas para o intermitente, a fração de vazio de 0,25. Quando este valor é atingido, a coalescência das bolhas aumenta resultando na Bolha de *Taylor* e, conseqüentemente, no padrão intermitente de escoamento. Para essa modelagem, os autores consideram que a velocidade do gás e do líquido, são dados respectivamente por:

$$V_G = \frac{V_{SG}}{\alpha} \quad (3.1)$$

e,

$$V_L = \frac{V_{SG}}{1 - \alpha} \quad (3.2)$$

Como o escoamento neste caso é considerado não-homogêneo, é necessário que se introduza o fator relacionado ao deslizamento entre as fases. Assim, a velocidade terminal de uma bolha pode ser dada por:

$$V_{0\infty} = V_G - V_L \quad (3.3)$$

Substituindo as equações (3.1) e (3.2) em (3.3), resulta em:

$$V_{SL} = V_{SG} \frac{1 - \alpha}{\alpha} - (1 - \alpha)V_{0\infty} \quad (3.4)$$

Harmathy (1960) sugere que a velocidade terminal pode ser expressa por:

$$V_{0\infty} = 1,53 \left[\frac{g(\rho_L - \rho_G)\sigma}{\rho_L^2} \right]^{0,25} \quad (3.5)$$

A equação (3.5) é válida apenas para bolhas com diâmetro acima do diâmetro crítico, já que nessas condições a velocidade se permanece relativamente constante, como apresentado por Shoham (2006) na Figura 3.3.

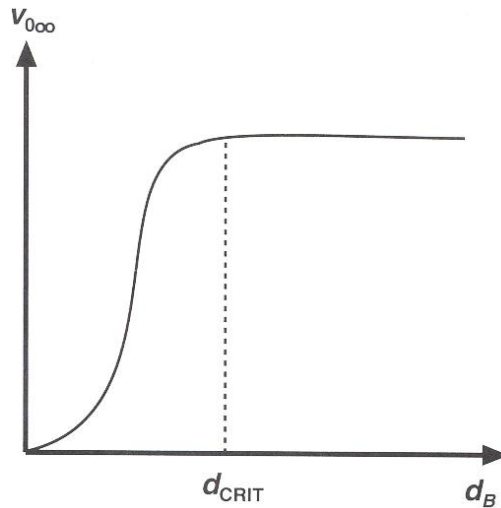


Figura 3.3 – Representação esquemática da velocidade terminal da bolha em função de seu diâmetro .

Combinando as equações (3.4) e (3.5) e substituindo $\alpha = 0,25$, é finalmente obtido a equação da curva que prediz a transição entre os padrões bolhas e intermitente:

$$v_{SL} = 3,0v_{SG} - 1,15 \left[\frac{g(\rho_L - \rho_G)\sigma}{\rho_L^2} \right]^{0,25} \quad (3.6)$$

Porém, a regiões de existência do padrão bolhas para um escoamento vertical ascendente pode, ou não, existir dependendo da relação entre as velocidades relativas entre pequenas bolhas e a Bolha de *Taylor*. Shoham (2006) sugere que a velocidade de uma Bolha de *Taylor* pode ser dada por:

$$V_{TB} = 0,35\sqrt{gd} \quad (3.7)$$

É possível verificar que a velocidade da Bolha de *Taylor* é dependente do diâmetro da tubulação, ao contrário da velocidade terminal que é dependente somente das propriedades do fluido. Isso significa que o diâmetro da tubulação em que o fluido é submetido irá interferir na relação dessas velocidades. Shoham (2006) ressalta que quando a velocidade da bolha *cap* é maior que a velocidade terminal, as pequenas bolhas se depositam sobre a cabeça da bolha sem se coalescerem, porém, quando a velocidade terminal é maior, as pequenas bolhas se alojam na cauda da bolha maior, dando origem à uma Bolha de *Taylor*. A Figura 3.4 representa de maneira esquemática este acontecimento.

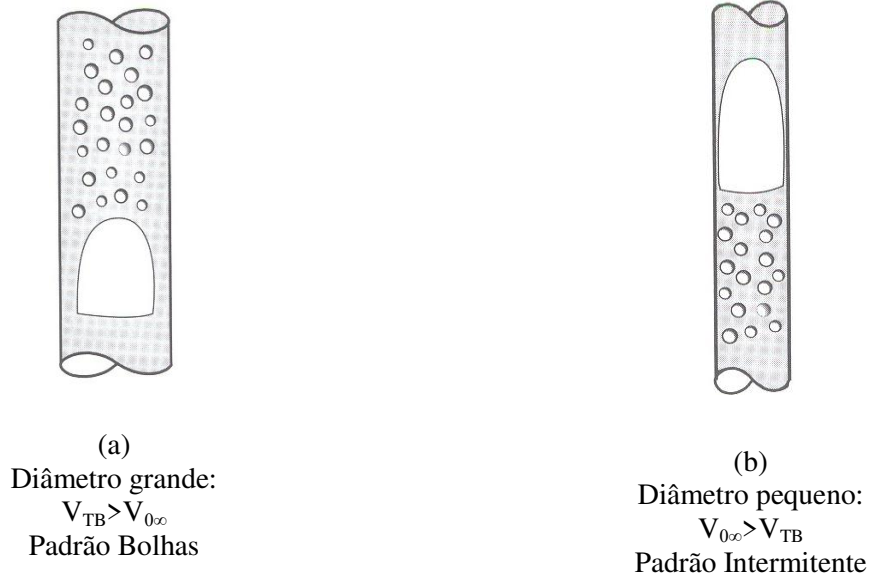


Figura 3.4 – Representação da existência dos padrões Bolhas e Intermitente em função dos valores da velocidade terminal de uma bolha e da velocidade da Bolhas *Taylor*.

Sendo assim, é possível concluir que o critério de existência do padrão bolhas de um escoamento multifásico em uma tubulação de diâmetro d é dado quando $V_{TB} \geq V_{0\infty}$ (equações **Erro! Fonte de referência não encontrada.**(3.7), portanto:

$$\left[\frac{\rho_L^2 g d^2}{(\rho_L - \rho_G) \sigma} \right]^{0,25} \geq 4,36 \quad (3.8)$$

É concluído que o padrão bolhas ocorrerá se o diâmetro da tubulação for maior que, aproximadamente, 5 cm.

b) Transição B (Intermitente – Bolhas dispersas)

Essa transição ocorre em alta vazão de líquido associado à altas forças de turbulência com capacidade de “quebrar” uma grande bolha de gás em pequenas bolhas e dispersá-las na fase contínua de líquido. Shoham (2006) apresenta uma dedução de equações para o diâmetro máximo de uma bolha dispersa estável, que após sofrerem algumas alterações, finalmente resulta em:

$$d_{max} = (0,725 + 4,15\sqrt{\alpha}) \left(\frac{\sigma}{\rho_L} \right)^{0,6} (\varepsilon)^{-0,4} \quad (3.9)$$

Segundo o mesmo autor, as bolhas provenientes da “quebra” podem apresentar diferentes comportamentos a depender de seu tamanho. De acordo com a Figura 3.4 se a bolha for menor que o diâmetro crítico, as bolhas se comportarão como sólidas e esféricas com baixas taxas de colisão e coalescência. Entretanto, se a bolha for maior que o diâmetro crítico, elas começarão a se deformar e se coalescerem dando origem à uma Bolha de *Taylor*. Foi sugerido que o cálculo do diâmetro crítico de uma bolha pode ser dado por:

$$d_{DC} = 2 \left[\frac{0,4\sigma}{(\rho_L - \rho_G)g} \right]^{0,5} \quad (3.10)$$

Para que as bolhas continuem dispersas sem que haja a coalescência das mesmas, conclui-se que seja válida a condição:

$$d_{max} \leq d_{CD} \quad (3.11)$$

Substituindo as equações (3.9) e (3.10) em (3.11) e adicionando a taxa de dissipação energética $\varepsilon = \left| dp/dL \right| v_M / \rho_M$, resulta em:

$$2 \left[\frac{0,4\sigma}{(\rho_L - \rho_G)g} \right]^{0,5} \left(\frac{\rho_L}{\sigma} \right)^{0,6} \left[\frac{0,092}{d} \left(\frac{\rho_L d}{\mu_L} \right)^{-0,2} \right]^{0,4} (v_M)^{1,12} = 0,725 + 4,15 \left(\frac{v_{SG}}{v_M} \right)^{0,5} \quad (3.12)$$

c) Transição C (Intermitente – Bolhas dispersas)

A transição “C” (Intermitente – Bolhas dispersas) é baseada na máxima fração de vazio para o caso de bolhas se tocarem, como apresentado no item 3.1.1, onde $\alpha_{max} = 0,52$. Independentemente das forças turbulentas ou tensões interfaciais, o padrão bolhas dispersas não poderá existir para uma fração de vazio acima do valor apresentado. Acima de 0,52, as bolhas irão coalescer e formar uma Bolha de *Taylor*. Assim, a equação que irá predizer a curva de transição de fases será:

$$\frac{v_{SG}}{v_{SG} + v_{SL}} = 0,52 \quad (3.13)$$

d) Transição D (Intermitente – Anular)

A transição para o padrão anular ocorrerá a altas vazões de gás, onde a fase líquida será expelida em direção à parede interna da tubulação permanecendo como um filme líquido com interface ondulada, e a fase gasosa irá se concentrar no centro da tubulação. O filme líquido terá seu escoamento ascendente devido à alta tensão de cisalhamento por conta da elevada vazão de gás.

É descrito por Shoham (2006) que o mecanismo da transição se dá quando a velocidade de gás é suficientemente alta para elevar pequenas gotículas do líquido. Se a velocidade da fase gasosa não for suficiente para elevar tais gotículas, elas irão se deslocar de maneira descendente (fenômeno conhecido como *fallback*) e irão se acumular numa extremidade baixa, assim dando origem ao padrão *churn* ou intermitente (ou intermitência severa). Na Figura 3.5 é apresentado as forças agindo em um gotícula de líquido onde a força de arrasto F_D e a força gravitacional F_G são dadas respectivamente por:

$$F_D = C_D \frac{\pi d_D^2}{4} \frac{\rho_G v_G^2}{2} \quad (3.14)$$

$$F_G = \frac{\pi d_D^3}{6} g(\rho_L - \rho_G) \quad (3.15)$$

Se a força de arrasto for maior que a força gravitacional, a velocidade do gás é suficiente para elevar as gotículas de líquido na direção ascendente e o escoamento anular irá ocorrer. Por outro lado, se a força de arrasto for menor, as gotículas irão se mover no sentido ascendente e o padrão *churn* ou intermitente irá ocorrer. Assim, o critério para a transição será quando as duas forças se equivalerem, assim:

$$C_D \frac{\pi d_D^2}{4} \frac{\rho_G v_G^2}{2} = \frac{\pi d_D^3}{6} g(\rho_L - \rho_G) \quad (3.16)$$

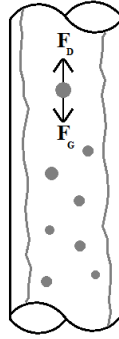


Figura 3.5 – Forças agindo sobre uma gotícula de líquido.

Da equação (3.16) pode-se obter a mínima velocidade requerida para elevar a gotícula:

$$v_G = \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\frac{g(\rho_L - \rho_G) d_D}{\rho_G C_D} \right]^{0.5} \quad (3.17)$$

O tamanho da gotícula é determinado pelo balanço das forças de tensão superficial e que pode influenciar na sua quebra em gotículas menores. Esse fenômeno pode ser quantificado pelo Número de Weber, definido por:

$$We = \frac{d_D \rho_G v_G^2}{\sigma} \quad (3.18)$$

Pode-se então obter:

$$d_D = \frac{\sigma We}{\rho_G v_G^2} \quad (3.19)$$

Substituindo a equação (3.25) na equação (3.17):

$$v_G = \left(\frac{4We}{3C_D} \right)^{0,25} \frac{[\sigma g(\rho_L - \rho_G)]^{0,25}}{\rho_G^{0,5}} \quad (3.20)$$

Shoham (2006) descreve que a literatura utiliza para essas condições os valores de 0,44 e 30 para o coeficiente de arrasto e para o Número de Weber, respectivamente. Além do mais, a velocidade da fase gasosa na equação (3.16) pode ser aproximada para a velocidade superficial do gás. Considerando a equação (3.16) é obtido, então, que:

$$v_{SG} = \frac{3.1[\sigma g(\rho_L - \rho_G)]^{0,25}}{\rho_G^{0,5}} \quad (3.21)$$

3.1.2 Escoamento Vertical Descendente

Barnea *et al.* (1982) realizaram um estudo referente às transições de padrões de um escoamento vertical descendente, onde foi observado apenas três regimes de escoamento: Anular, Intermitente e Bolhas dispersas, como observado na Figura 3.6.

A modelagem proposta pelos autores parte da condição de que o escoamento esteja no padrão anular. Essa medida foi tomada uma vez que, quando uma vazão líquida é introduzida numa tubulação vertical, e descendente, sem a injeção de ar, o líquido se move simetricamente de maneira a formar um filme na parede interna da tubulação.

Como apresentado na Figura 3.6, as fronteiras de interesse que serão abordas são representadas pelas letras “E”, “F”, “G”, “H” e “I”.

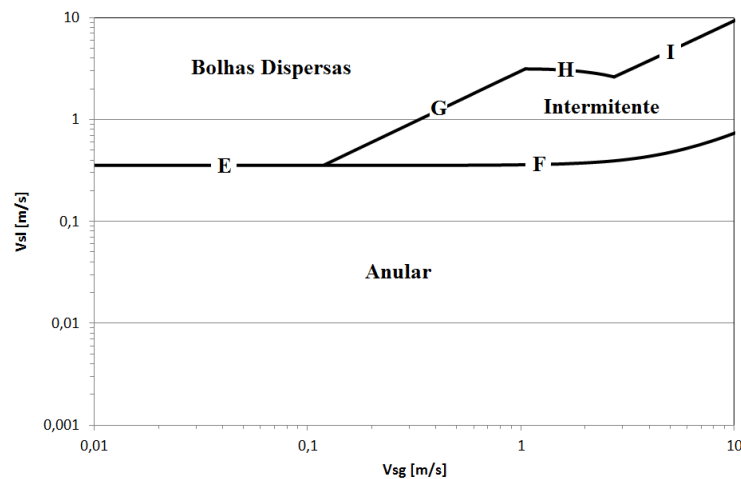


Figura 3.6 – Mapa de padrões de escoamento vertical descendente para tubulações de diâmetros maiores que o diâmetro crítico (Barnea *et al.*, 1982).

a) Transição E e F (Anular – Intermitente/Bolhas Dispersas)

O primeiro passo realizado foi desenvolver uma relação entre a espessura de filme da parede da tubulação com características do escoamento.

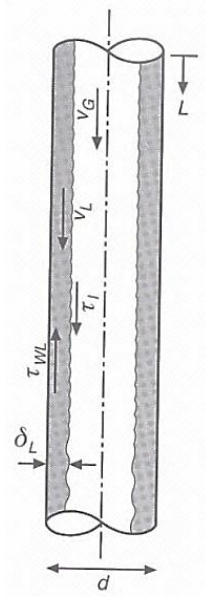


Figura 3.7 – Representação esquemática de um escoamento anular vertical descendente.

Dessa maneira, considerando um escoamento anular representado esquematicamente pela Figura 3.7, o equilíbrio de força de cada fase se dá por:

$$-A_L \left(\frac{dp}{dx} \right) - \tau_L S_L + \tau_i S_i + \rho_L A_L g = 0 \quad (3.22)$$

$$-A_G \left(\frac{dp}{dx} \right) - \tau_i S_i + \rho_G A_G g = 0 \quad (3.23)$$

Igualando os diferenciais de pressão, resulta em:

$$\tau_i S_i \left(\frac{1}{A_L} + \frac{1}{A_G} \right) + g(\rho_L - \rho_G) - \tau_L \left(\frac{S_L}{A_L} \right) = 0 \quad (3.24)$$

Substituindo os coeficientes:

$$\begin{aligned} S_L &= \pi D & S_i &= \pi(D - 2\delta) \\ A_L &= \pi(D\delta - \delta^2) & A_G &= \pi \left(\frac{D}{2} - \delta \right)^2 \end{aligned} \quad (3.25)$$

Obtêm-se que:

$$\frac{\tau_i}{D(\tilde{\delta} - \tilde{\delta}^2)(1 - 2\tilde{\delta})} + g(\rho_L - \rho_G) - \frac{\tau_L}{D(\tilde{\delta} - \tilde{\delta}^2)} = 0 \quad (3.26)$$

Onde $\tilde{\delta} = \delta/D$.

As tensões de cisalhamento são dadas por:

$$\tau_L = f_L \frac{\rho_L u_L^2}{2} \quad \tau_i = f_i \frac{\rho_G (u_G - u_L)^2}{2} \quad (3.27)$$

enquanto os fatores de atrito interfaciais são obtidos por:

$$f_L = C_L \left(\frac{D_L u_L}{v_L} \right)^{-n} \quad f_i \approx f_G = C_G \left(\frac{D_G u_G}{v_G} \right)^{-m} \quad (3.28)$$

onde

$$D_L = \frac{4A_L}{S_L} = 4D(\tilde{\delta} - \tilde{\delta}^2) \quad D_G = \frac{4A_G}{S_G} = (1 - 2\tilde{\delta})D \quad (3.29)$$

e

$$u_L = \frac{u_{LS}}{4(\tilde{\delta} - \tilde{\delta}^2)} \quad u_G = \frac{4u_{GS}}{1 - 4\tilde{\delta} + 4\tilde{\delta}^2} \quad (3.30)$$

Para escoamentos turbulentos os coeficientes C_L e C_G são iguais a 0,046, enquanto n e m são 0,2 enquanto para escoamentos laminares C_L e C_G equivalem a 16 e n e m 1,0 (Teorema de Blasius).

Barnea *et al.* (1982) citam que uma golfada estável ocorrerá quando a fração de líquido for duas vezes a fração de líquido no anular. Além do mais, é assumido que a fração de líquido numa golfada é de 0,7, portanto, ocorrerá a transição do padrão anular para intermitente quando:

$$\frac{A_L}{0,7A} = 0,5 \quad (3.31)$$

b) Transição G (Intermitente – Bolhas Dispersas)

Nesta transição, prevalece o conceito de que é desprezível o coalescimento das bolhas para $\alpha < 0,25$. Portanto, esta curva é representada para $\alpha = 0,25$.

c) Transição H (Intermitente – Bolhas Dispersas)

O mecanismo de transição do padrão intermitente para bolhas dispersas é o mesmo que o caso do escoamento vertical ascendente. Essa transição ocorre quando forças turbulentas superam as tensões interfaciais para dispersas a fase gasosa em pequenas bolhas. Portanto a equação se apresenta como:

$$2 \left[\frac{0,4\sigma}{(\rho_L - \rho_G)g} \right]^{0,5} \left(\frac{\rho_L}{\sigma} \right)^{0,6} \left[\frac{0,092}{d} \left(\frac{\rho_L d}{\mu_L} \right)^{-0,2} \right]^{0,4} (v_M)^{1,12} = 0,725 + 4,15 \left(\frac{v_{SG}}{v_M} \right)^{0,5} \quad (3.32)$$

d) Transição I (Intermitente – Bolhas Dispersas)

Como já discutido para o caso de escoamento vertical descendente, o padrão bolhas só poderá existir para uma fração de vazio menor que 0,52, pois acima deste valor as bolhas irão coalescer dando origem à Bolhas de *Taylor*. Portanto, esta curva é dado para $\alpha_{max} = 0,52$.

3.1.3 Escoamento Horizontal

Mandhane *et al.* (1974) propuseram um mapa de padrões de escoamento obtido através da validação de um grande número de resultados experimentais contidos no *UC Multiphase Pipe Flow Data Bank*. Foram reproduzidas 5935 observações de padrões de escoamento por meio de métodos computacionais que foram compilados dando origem a um único mapa de padrão de escoamento com eixos da ordenada e abcissa sendo as velocidades superficiais da fase líquida e gasosa, respectivamente. Os autores identificaram seis diferentes padrões de escoamento: estratificado-liso, estratificado-ondulado, anular, bolhas, intermitente e bolhas dispersas.

Como os dados avaliados nas literaturas de referência dos autores são referentes à apenas ar e água como fluidos de estudo, Mandhane *et al.* (1974) ainda propuseram uma correção para diferentes fluidos, podendo ser variado massas específicas, viscosidade e tensão superficial. Os parâmetros utilizados foram X' e Y' como demonstrado nas equações (3.33) e (3.34). As massas específicas são dadas em libra/ft³, as viscosidade por cP e a tensão superficial por dyne/cm.

$$X' = \left(\frac{\rho_G}{0,0808} \right)^{0,2} \left(\frac{\rho_L}{62,4} \frac{72,4}{\sigma} \right)^{0,25} \left(\frac{\mu_G}{0,018} \right)^{0,2} \quad (3.33)$$

$$Y' = \left(\frac{\mu_L}{1,0}\right)^{0,2} \left(\frac{\rho_L}{62,4} \frac{72,4}{\sigma}\right)^{0,25} \quad (3.34)$$

Os autores apresentam os valores das coordenadas V_{SG} e V_{SL} , em pés por segundo, e ainda demonstram como aplicar a correção das propriedades físicas. Estas representações são mostradas na Tabela 3.1, com as velocidades já convertidas para metros por segundo.

Tabela 3.1 – Coordenadas das transições dos padrões de escoamento (Mandhane *et al.*, 1974).

Transição	V_{SG} [m/s]	V_{SL} [m/s]	Correção das propriedades físicas – multiplicar a equação da transição por:
Estratificado-liso para bolhas alongadas (J)	0,03048	0,1524	$1,0/Y'$
	1,524	0,1524	
Estratificado-ondulado para intermitente (K)	2,286	0,09144	Y'
	12,192	0,09144	
Bolhas alongas e intermitente para bolhas dispersas (L)	0,03048	4,2672	Y'
	70,104	4,2672	
Estratificado-liso e bolhas alongadas para estratificado ondulado e intermitente (M)	10,668	0,003048	X'
	4,2672	0,03048	
	3,2004	0,06096	
	0,762	0,35052	
	0,762	1,46304	
	0,9906	4,2672	
Estratificado-ondulado e intermitente para anular (N)	21,336	0,003048	X'
	18,288	0,03048	
	11,5824	0,09144	
	12,192	0,170688	
	15,24	0,3048	
	30,48	7,62	
	70,104	4,2672	
Bolhas dispersas para anular (O)	70,104	4,2672	X'
	81,9912	9,144	

Plotando os valores de V_{SG} e V_{SL} presentes na Tabela 3.1, é obtido o mapa de padrões de escoamento vertical como apresentado na Figura 3.8.

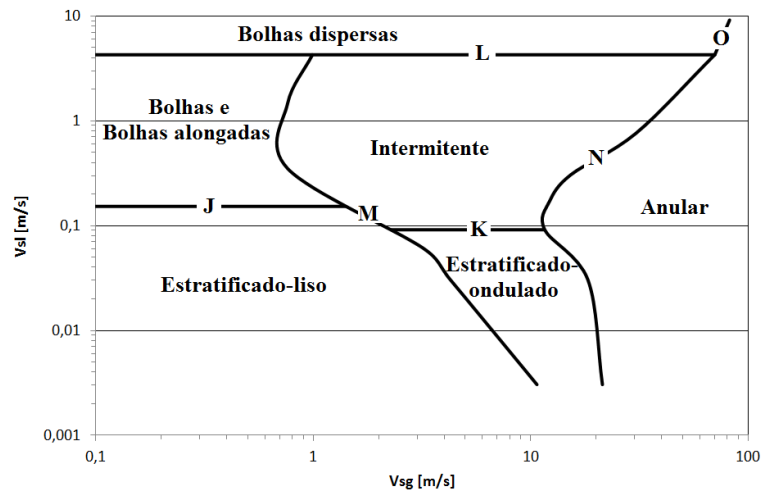


Figura 3.8 – Mapa de padrões de escoamento vertical ascendente (Mandhane *et al.* 1974).

3.2 O fenômeno de acúmulo de gás em escoamentos verticais descendentes

As dificuldades encontradas em um escoamento vertical se intensificam ainda mais quando comparados com as encontradas no horizontal, já que o fator gravidade influencia de maneira significativa o escoamento. A força de empuxo gerada em uma porção de gás, por exemplo, pode resultar em seu acúmulo em uma transição de escoamento da horizontal para a vertical descendente, uma vez que a tendência do gás será de se concentrar no topo da tubulação. Caso a fase líquida não exerça uma força suficiente para o arrasto dessas bolhas, o coalescimento das mesmas poderá ocorrer criando uma espécie de bloqueio da linha até que a elevação da contra-pressão possibilite o arrasto dessa grande bolha formada, podendo ser desenvolvido uma golfada de gás. Para comprovar este fenômeno, uma hipótese seria a possibilidade de mudanças no padrão “bolhas dispersas” no escoamento horizontal para o padrão “intermitente” na vertical descendente, o que será avaliado no presente estudo.

Para exemplificar este caso, é tomando como referência uma geometria envolvendo os escoamentos ascendente, horizontal e descendente, respectivamente. Pode-se notar que o balanço de massa para a fase gás de entrada e saída do sistema representado na Figura 3.9 não permanece constante, uma vez que a velocidade de saída é menor que a de entrada, ou seja, uma maior quantidade de massa entraria no sistema comparado com a saída, caso o regime fosse permanente. Para o balanço de massa ser válido, é visto que durante um regime transiente de operação, uma elevada massa de gás deve ser retirada do sistema. Isso é realizado através do coalescimento das bolhas de gás que tendem a se acumular na curva entre a transição de

escoamento horizontal-vertical descendente. Porém quando analisado a velocidade do líquido, é obtido que o mesmo, ao contrário da fase gás, apresenta uma maior velocidade de saída quando comparado com a entrada resultando na necessidade de se avaliar as condições de entrada e saída da mistura como um todo e não de apenas uma das fases.

Através de um modelo de genérico de deslizamento proposto por Zuber & Findlay (1965), a velocidade do gás pode ser obtida pela equação (3.35), onde o sinal da velocidade de deslizamento dependerá do sentido do escoamento da fase líquida, sendo oposto ao mesmo (Gomez *et al.* (2000), Ghajar *et al.* (2012)).

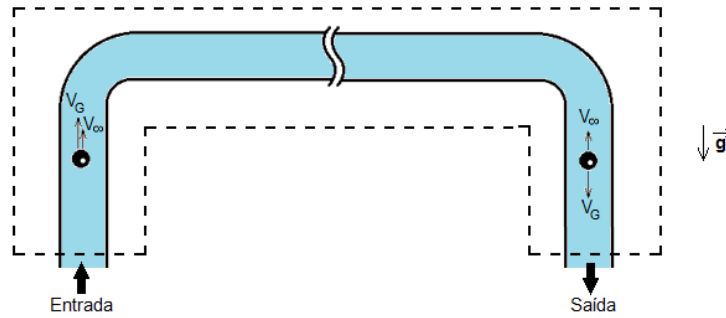


Figura 3.9 – Representação esquemática das velocidades dos vetores de velocidades que agem em uma bolha de gás.

$$v_G = C_0 v_m \pm v_{0\infty} = \frac{v_{SG}}{\alpha} \quad (3.35)$$

Portanto, o início de acúmulo de gás irá se dar quando sua velocidade no escoamento vertical descendente for nula, resultando assim em uma velocidade mínima da mistura:

$$v_{m,min} = \frac{v_{0\infty}}{C_0} \quad (3.36)$$

O parâmetro C_0 corresponde a uma tentativa de representação da distribuição espacial não uniforme das fases ao longo da seção do escoamento e pode ser representado como:

$$C_0 = \frac{\overline{\alpha v_m}}{\bar{\alpha} \bar{v}_m} = \frac{\int \alpha v_m dA}{[\int v_v dA] \frac{1}{A_T} \int \alpha dA} \quad (3.37)$$

Esta equação leva em consideração o desvio entre a média do produto das variáveis fração de vazio e velocidade da mistura, e o produto dos valores médios dessas variáveis. Portanto, o parâmetro de distribuição pode ser considerado um fator empírico que corrige a teoria do

escoamento homogêneo, e leva em consideração que a fração de vazio e os perfis de velocidade podem variar independentemente entre eles.

Os termos C_0 e $v_{0\infty}$ são bastante difundidos na literatura, porém parece não haver consenso acerca das melhores correlações a serem adotadas para ambos. Ghajar *et al.* (2012), Choi *et al.* (2012), Woldesemayat *et al.* (2007), Coddington *et al.* (2001), Bhagwat *et al.* (2012), por exemplo, apresentam diversas correlações em que utilizam diferentes métodos de cálculo para obtenção desses parâmetros, que muitas vezes têm sido adotados como valores constantes.

Para validar diferentes correlações, Ghajar *et al.* (2012) realizaram um extenso e importante estudo sobre o cálculo da fração do vazio nos escoamentos vertical ascendente, vertical descendente e horizontal. Foram comparadas 54 correlações para obtenção da fração de vazio existentes na literatura, baseados num total de 3385 valores experimentais. Para a validação dos valores obtidos, os autores utilizaram um aparato experimental consistido de uma linha de 12.7mm de diâmetro possuindo válvulas de fechamento rápido para que o volume das fases fossem medidas. A seguir, é abordado as correlações que apresentaram melhores resultados durante o estudo. Choi *et al.* (2006) propuseram um novo equacionamento para obtenção da fração de vazio em função da velocidade de deslizamento e do parâmetro de distribuição, que foi comparado com outras 9 correlações da literatura e validado através do banco de dados da TUFFP (*Fluid Flow Projects of University of Tulsa*) e do OLGA (*OiL and GAs simulator*). O objetivo do modelo é poder ser aplicado para diferentes condições de escoamentos inclinados. Woldesemayat *et al.* (2007) realizaram a comparação de desempenho para 68 diferentes correlações de fração de vazio para escoamentos horizontais, baseado num total de 2845 valores experimentais. Foi proposto ainda uma nova correlação que pudesse também ser aplicados a escoamentos inclinados. Bhagwat *et al.* (2012) compararam valores teóricos e experimentais de frações de vazio para escoamentos verticais ascendente e descendente observando que correlações desenvolvidas para certa direção pode ser aplicada para a outra com boa precisão, sendo necessário apenas a inversão do vetor da velocidade de deslizamento. Coddington *et al.* (2001) comparam 13 diferentes correlações para obtenção da fração de vazio, porém ressaltando que algumas delas apresentar melhores resultados em diferentes faixas de aplicação.

Para poder validar as correlações apresentadas, foi elaborado um algoritmo em linguagem Matlab para realizar o processamento digital das imagens obtidas de uma câmera de alta

velocidade, e assim obter a velocidade da fase gás. Neste algoritmo, aproximadamente 9000 imagens puderam ser processadas automaticamente utilizando a técnica de correlação cruzada sem a necessidade de inserir a localização de uma bolha para cada imagem, processamento normalmente encontrado na literatura.

Neste trabalho serão comparadas diferentes correlações baseadas no modelo genérico de deslizamento, com dados experimentais obtidos no Laboratório Experimental de Petróleo “Kelsen Valente” da UNICAMP. As fontes das correlações utilizadas são apresentadas na Tabela 3.2 e seus equacionamentos são apresentados em Anexo.

Tabela 3.2 – Correlações utilizadas

Bestion (1990)	Homogêneo
Bonnecaze <i>et al.</i> (1971)	Inoue <i>et al.</i> (1993) ²
Cai <i>et al.</i> (1997) a ¹	Ishii (1977) - anular ⁴
Cai <i>et al.</i> (1997) b ¹	Ishii (1977) - churn ⁴
Choi <i>et al.</i> (2012)	Jowitt <i>et al.</i> (1981) ⁴
Clark & Flemmer (1985) a	Kawanishi <i>et al.</i> (1990)
Clark & Flemmer (1985) b	Kokal & Stanislav (1989)
Dix (1971) ¹	Liao <i>et al.</i> (1985) - annular ⁴
Filimonov (1957) ²	Liao <i>et al.</i> (1985) - bolhas ⁴
Goda <i>et al.</i> (2003)	Liao <i>et al.</i> (1985) - churn ⁴
Gomez <i>et al.</i> (2000)	Mattar & Gregory (1974) ²
Greskovich & Cooper (1975)	Morooka <i>et al.</i> (1989)
Hassan (1995)	Nicklin <i>et al.</i> (1962) ³
Hibiki & Ishii (2002) ³	Rouhani & Axelsson (1970)
Hibiki & Ishii (2003) - anular	Sonnenburg (1989) ⁴
Hibiki & Ishii (2003) – bolhas	Sun <i>et al.</i> (1980)
Hibiki & Ishii (2003) - churn	Woldesemayat & Ghajar (2007)
Hibiki & Ishii (2003) - slug	Zuber & Findlay (1965)

¹Bhagwat *et al.* (2012); ²Woldesemayat *et al.* (2007); ³Ghajar *et al.* (2012); ⁴Coddington *et al.* (2002)

4. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

4.1 Descrição da linha de testes

A linha experimental em forma de U horizontal possui dimensões próximas às do S-BCSS em campo, com 60 mm de diâmetro interno e 32 metros de comprimento total, com 5,5 metros de tubulação em acrílico para possibilitar a visualização do escoamento. Também conta com instrumentos de medida de pressão manométrica, pressão diferencial, temperatura, vazões mássicas de líquido e de gás com ligações diretas a um sistema de aquisição de dados. A linha e os equipamentos são apresentados de maneira esquemática na Figura 4.1.

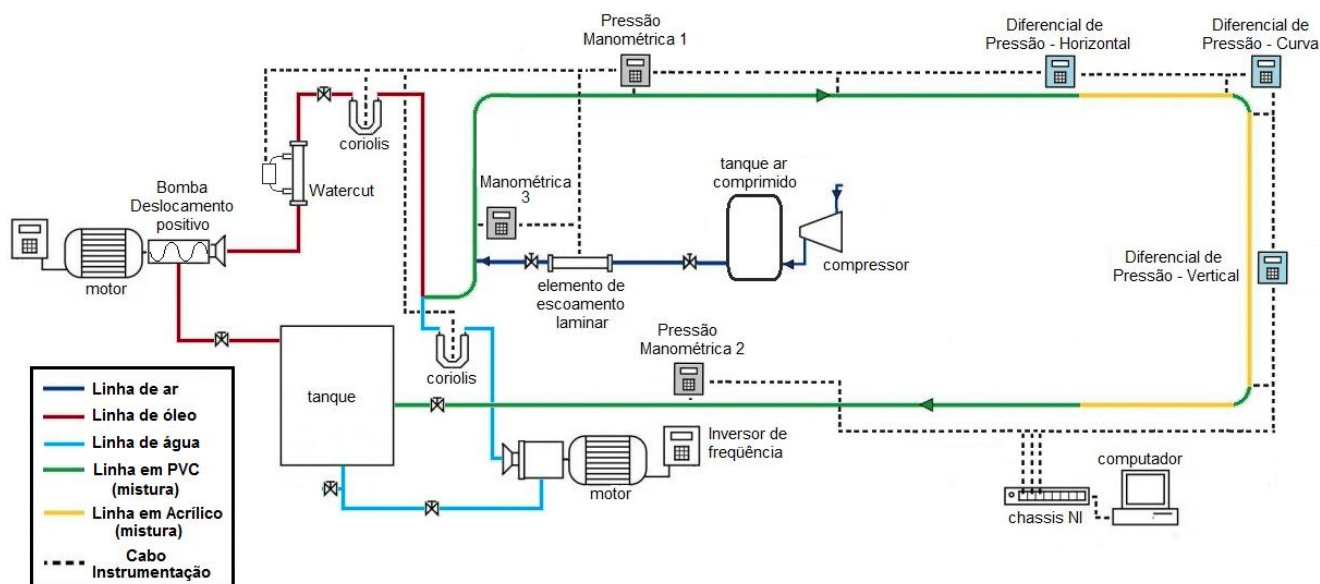


Figura 4.1 – Esquema da linha experimental e equipamentos.

Pelo fato de se utilizar fluidos transparentes para melhor observação do comportamento das fases, optou-se por construir a linha em PVC para evitar possíveis corrosões geradas em uma linha de aço, que poderia prejudicar a visibilidade e propriedades do escoamento. Dessa maneira, foi selecionada uma tubulação em PVC possuindo diâmetro nominal de 60 mm, sendo capaz de suportar pressões de até 10kgf/cm^2 .

Como fluidos de trabalho foram utilizados água e ar, porém a linha experimental foi construída a fim de possibilitar um escoamento trifásico líquido-líquido-gás, que serão utilizados em trabalhos futuros dando continuidade ao presente estudo. Porém toda a potência de bombeamento instalada foi utilizada apenas para a água como fluido de trabalho para que fosse

obtida elevadas velocidades superficiais da fase líquida.

O tanque de armazenamento possui uma capacidade total de 1200 litros. Possui uma saída em sua parte inferior interligada com uma bomba do tipo centrífuga horizontal para bombeamento de água e uma saída em sua extremidade superior interligado com uma bomba do tipo deslocamento positivo para bombeamento de óleo.

Ensaio em laboratórios mostraram alguma tendência de porcentagem de água no óleo durante a separação, enquanto a fase de água é facilmente segregada. Por conta da possibilidade de haver certa fração de água, foi instalado na linha de óleo um equipamento do tipo *watercut*, capaz de medir a fração de água em óleo (0% a 100%). Este equipamento utiliza a tecnologia de microondas para medir a permissividade de qualquer mistura óleo/água e os dados são adquiridos em tempo contínuo através da saída 4-20 mA para conexão com o sistema de aquisição de dados.

A bomba de água utilizada é da marca KSB, modelo Megabloc, tamanho 50-160, com diâmetro do rotor de 0,174 m e rotação máxima de 3500 RPM. Possui um motor trifásico de indução tipo gaiola da marca WEG, linha W21, acionado por um inversor de frequência marca WEG, modelo CFW 09 da linha Vectrue Inverter. Na saída da bomba foi posicionado um manômetro de faixa 0 à 14 kgf/cm², com fundo de escala de 0,25 kgf/cm². A vazão de água é obtida através de um medidor de vazão mássica tipo Coriolis, marca Micro Motion, *F Series*, com saída 4-20 mA para retransmissão.

A bomba de óleo utilizada é da marca NETZSCH modelo NEMO F0, acionada por um motor trifásico de indução, com rotor de gaiola marca WEG, interligado a um inversor de frequência marca DANFOSS, modelo VLT 2800. Para a inspeção da pressão na saída da bomba de óleo foi usado um manômetro de 0 à 10 kgf/cm², com fundo de escala de 0,25 kgf/cm². A vazão de óleo é obtida através de um medidor de vazão mássica tipo Coriolis, marca METROVAL e modelo RHE ONIK-RHM40, com saída 4-20 mA para retransmissão.

Ao longo da linha foi instalado seis medidores de pressão, como apresentado na Tabela 4.1, todos 4-20 mA para retransmissão.

Tabela 4.1 – Medidores de pressão utilizados

Medidor	Marca	Modelo	Faixa de operação	Finalidade
1	Rosemount	1151 Smart	0 – 3 bar	Manométrico (1)
2	Omega	PX - 750	0 – 2 bar	Manométrico (2)
3	Rosemount	1151 Smart	0 – 4 bar	Manométrico (3)
4	Smar	LD 301	0 – 60 mbar	Pressão diferencial na curva
5	Smar	LD 301	0 – 100 mbar	Pressão diferencial na Vertical
6	Omega	PX - 750	0 – 199 mbar	Pressão diferencial na Horizontal

Para garantir a capacidade de suportar alta pressão, a linha foi pressurizada até uma pressão máxima de 5 bar, não apresentando sinais de risco.

4.2 Sistema de Aquisição de Dados

O sistema de aquisição de sinais é composto de um chassis para módulos de aquisição de sinais com saída USB da marca National Instruments e modelo NI USB 9162/9172, dois módulos de aquisição de sinais analógicos de 8 canais 4-20 mA com taxa de aquisição de 200 kS/s da marca National Instruments e modelo NI 9203, e por um programa desenvolvido em LabVIEW onde são adquiridos os sinais provenientes dos transdutores de pressão instalados na linha, do termopar, dos medidores de vazão de água e de óleo e do *watercut*.

Um programa desenvolvido em LabVIEW foi elaborado a fim de se obter a pressão manométrica na seção de visualização por meio de transdutores instalados na linha experimental, podendo-se assim determinar a vazão volumétrica de gás na seção de visualização. O programa viabilizou ainda a obtenção de mapas de padrões de escoamento. Foram utilizados como referências os mapas propostos por Mandhane et al. (1974) e por Barnea et al. (1982) o que possibilitou, em tempo real, o acompanhamento dos possíveis padrões de escoamento na linha. Foi possível acompanhar ainda as vazões e velocidades das fases líquida e gás nos trechos vertical e horizontal, além da temperatura do escoamento, BSW, *Water cut* e dos sinais de pressão de todos os transdutores. O usuário pôde ainda acompanhar cada variação de pressão em gráficos independentes. Dois sinais de alertas foram inseridos, o primeiro de alerta para o retorno de líquido na linha de gás e o segundo para o caso de elevada pressão na linha, o que poderia resultar em danos no sistema.

Na Figura 4.2, Figura 4.3 e Figura 4.4 são apresentadas as interfaces do programa de aquisição.

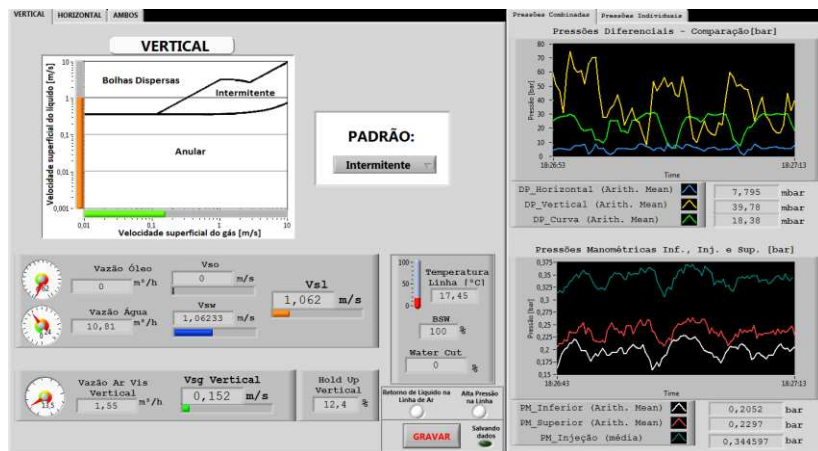


Figura 4.2 – Interface gráfica do programa desenvolvido em LabVIEW para acompanhamento e obtenção do mapa de escoamento vertical descendente e acompanhamento dos sinais de pressão em conjunto.

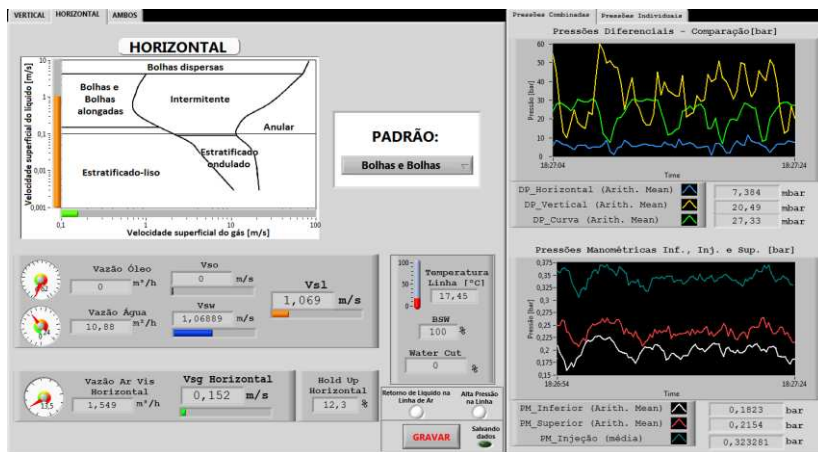


Figura 4.3 – Interface gráfica do programa desenvolvido em LabVIEW para acompanhamento e obtenção do mapa de escoamento horizontal e acompanhamento dos sinais de pressão em conjunto.

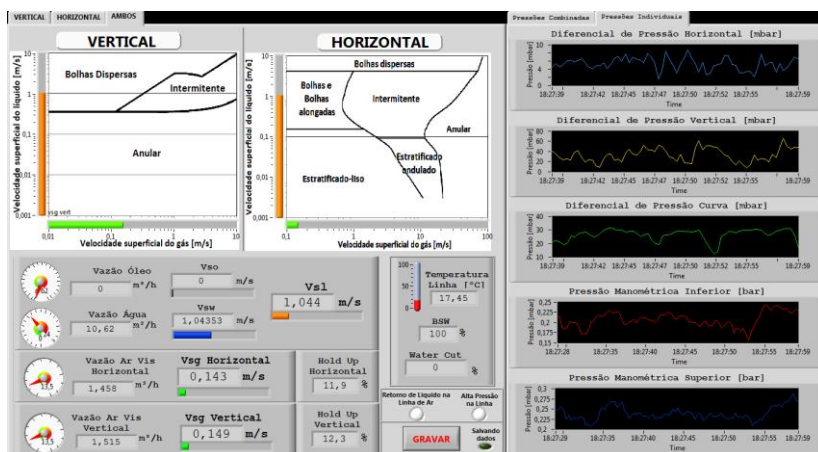


Figura 4.4 – Interface gráfica do programa desenvolvido em LabVIEW para acompanhamento dos padrões de escoamento vertical descendente e horizontal e acompanhamento dos sinais de pressão independentes.

4.3 Correção da vazão volumétrica de ar

Apesar da vazão mássica de um escoamento permanecer constante durante seu trajeto, é visto que a vazão volumétrica pode se alterar ao longo da tubulação. Isso pode ser observado pela representação da Figura 4.5, demonstrando a importância de se considerar o deslizamento entre as fases. Na Figura 4.5 (b) é possível que a queda de pressão ao longo da tubulação resulte na expansão gás e um aumento de sua velocidade. Por conta disso, o nível do líquido é aumentado progressivamente.

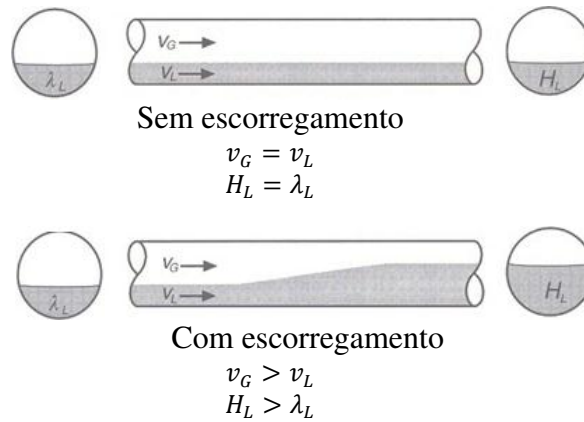


Figura 4.5 – Representação da diferença de fração de vazão quando considerado o deslizamento entre as fases (Shoham, 2006)

Dessa maneira, é notado que as vazões volumétricas não se mantêm constante desde o ponto de injeção até o ponto de visualização da linha, tornando-se necessário se realizar uma correção da vazão volumétrica.

Sabe-se que a vazão mássica de ar se mantém constante entre os pontos, então:

$$\dot{m}_{ar_{inj}} = \dot{m}_{ar_{vis}} \quad (4.1)$$

Assim,

$$\rho_{ar_{inj}} Q_{ar_{inj}} = \rho_{ar_{vis}} Q_{ar_{vis}} \quad (4.2)$$

A vazão volumétrica no ponto de visualização é então representada por:

$$Q_{ar_{vis}} = \frac{\rho_{ar_{inj}} Q_{ar_{inj}}}{\rho_{ar_{vis}}} \quad (4.3)$$

Considerando o ar como um gás perfeito, é assumido que:

$$\rho = \frac{P}{RT} \quad (4.4)$$

Substituindo (4.4) em (4.3), obtêm-se:

$$Q_{ar_{vis}} = \frac{\frac{P_{ar_{inj}}}{RT_{ar_{inj}}} Q_{ar_{inj}}}{\frac{P_{ar_{vis}}}{RT_{ar_{vis}}}} \quad (4.5)$$

Que se reduz finalmente a:

$$Q_{ar_{vis}} = \frac{P_{ar_{inj}} Q_{ar_{inj}} T_{ar_{vis}}}{P_{ar_{vis}} T_{ar_{inj}}} \quad (4.6)$$

Como a vazão mássica pode ser expressa em função da vazão volumétrica e da massa específica, pode-se obter:

$$\dot{m} = \frac{QP}{RT} \quad (4.7)$$

A equação (4.6) se reduz a:

$$Q_{ar_{vis}} = \frac{\dot{m}_{ar_{inj}} RT_{ar_{vis}}}{P_{ar_{vis}}} \quad (4.8)$$

4.4 Equipamentos para aquisição de imagens

Para a aquisição de imagens e acompanhamento dos padrões de escoamento, foi utilizado uma câmera de alta velocidade da marca RedLake modelo MotionPro X3, com capacidade de aquisição de até 64.000 imagens por segundo a depender da resolução da imagem capturada. A resolução máxima é de 1280 x 1024 pixels e a memória interna da câmera é limitada a 4 GB possuindo ainda a interface USB2.0 para conexão com um microcomputador.

A lente utilizada foi da marca Pentax com distância focal de 35 mm. Uma vez que a câmera teve sua posição alterada ao longo do estudo, o foco teve de ser ajustado para cada situação. Para isso, foi inserido nas faces frontal e traseira do aquário em acrílico duas amostras de papel quadriculado de espaçamento de 5 mm, e após focados, foi realizada uma marcação na posição do foco da lente. O foco no centro da tubulação foi então a posição média das marcações.

Durante a obtenção do foco da face frontal, foi inserida uma escala graduada na superfície frontal do aquário de modo a poder obter a relação *quantidade de pixels / milímetros* da imagem adquirida para aquela posição da câmera.

O microcomputador utilizado foi da marca Sony modelo Vaio VGN-FZ350AE com processador Intel ® Core ™ 2 Duo T8100 Ghz, disco rígido interno de 200 *Giga Bytes* e memória de 2 GHz, que foi interligado a câmera via porta USB.

A iluminação utilizada consistiu em dois módulos de lâmpadas fluorescentes contendo 4 lâmpadas marca OSRAM modelo T5 H0 54W/865 SL, cada um composto por dois reatores marca Philips e modelo EL1/254A26.

Para que o efeito da curvatura da fronteira do escoamento pudesse ser minimizado e a qualidade das imagens obtidas fossem melhoradas, a tubulação em acrílico foi imersa em um aquário transparente preenchido com o mesmo fluido de trabalho em estudo. O objetivo desta técnica é aproximar os índices de refração dos materiais da construção do aquário e da tubulação, e dos fluidos de trabalho e de preenchimento do aquário. Foi ainda posicionado entre a fonte de iluminação e a seção de visualização, um anteparo em papel vegetal para que o brilho da imagem pudesse ser melhor distribuído. Na Figura 4.6 são apresentados os detalhes da construção da seção de visualização.

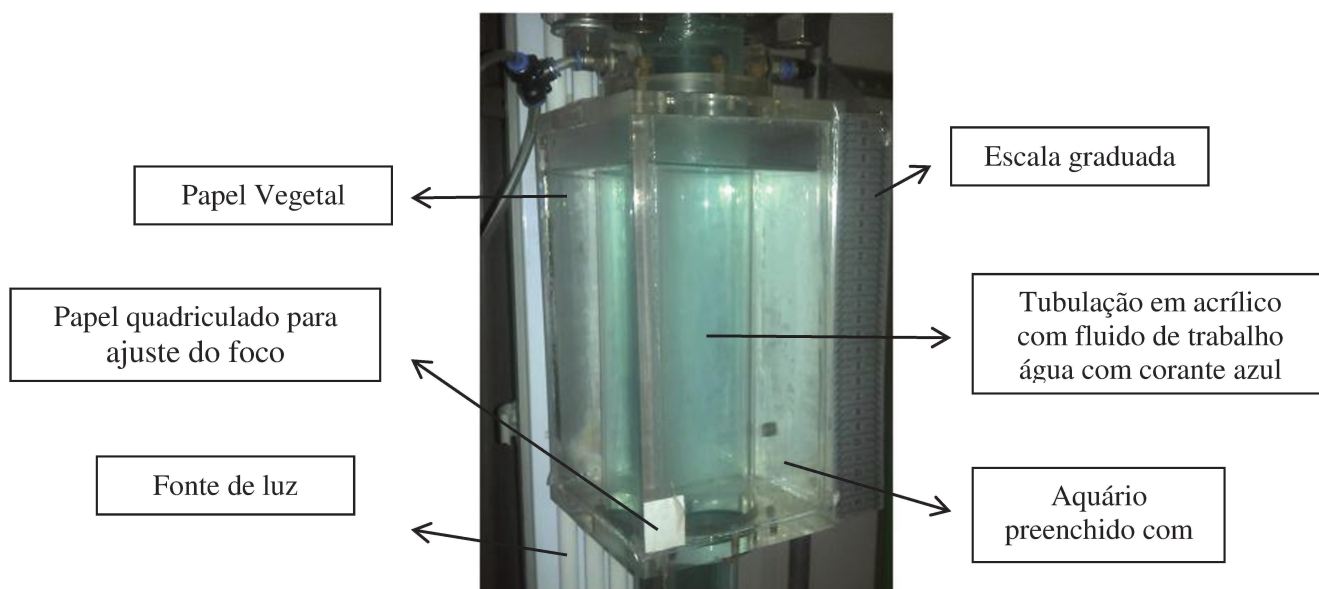


Figura 4.6 – Aquário utilizado para correção das distorções de luzes na região de visualização da tubulação.

4.5 Programação para o tratamento digital de imagens

Foi desenvolvido um programa em linguagem Matlab para realizar o processamento digital das imagens adquiridas durante um escoamento. A finalidade do programa foi permitir a obtenção da velocidade da fase gás durante um escoamento sem que houvesse a necessidade do usuário indicar manualmente sua posição nas diferentes imagens, permitindo assim o processamento de um número elevado de amostras em um espaço de tempo reduzido.

Para melhorar a qualidade das imagens, e processar de modo mais eficiente, foi realizada uma extensa campanha experimental preliminar e concluiu-se que adicionando um corante com uma das cores da matriz RGB e isolando a matriz da cor escolhida, obtém-se um grande salto de qualidade no processamento. Essa técnica pode ser considerada como um filtro digital, enquanto um filtro fotográfico posicionado entre a seção de visualização e a câmera representaria um filtro analógico. Esta medida foi tomada uma vez que, quando uma imagem é apresentada computacionalmente, suas propriedades de cores são divididas por uma matriz $M \times N \times 3$, onde M representa o número de *pixels* no comprimento da imagem e N o número de *pixels* na altura, conforme representado na Figura 4.7. A terceira dimensão da matriz é representada pelas cores primárias vermelho, verde e azul (conhecido por RGB) tendo sua intensidade variando de 0 a 255. Outra alternativa encontrada foi realizar a obtenção de uma imagem do escoamento monofásico líquido com o brilho e foco devidamente ajustado antes de ser introduzida a fase gasosa no escoamento, e “subtraindo” uma imagem da outra, foi possível observar apenas a fase gasosa.

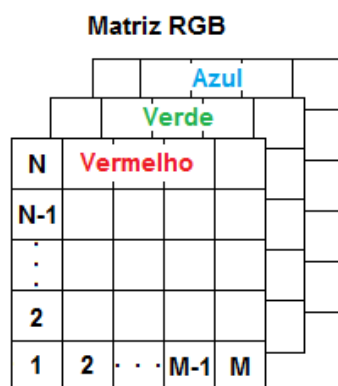


Figura 4.7 – Representação esquemática de uma matriz RGB.

Um exemplo de imagem obtida em um escoamento vertical descendente é apresentado na Figura 4.8, que durante o processamento pode ser limitada geometricamente pelo usuário permitindo o processamento de apenas uma região de interesse.

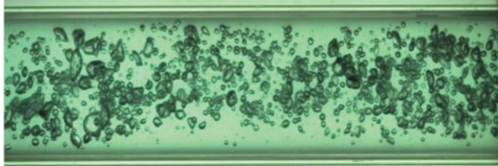
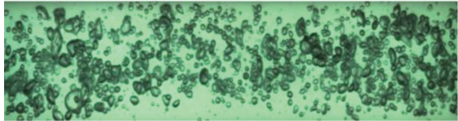
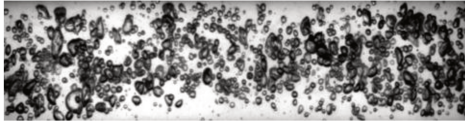
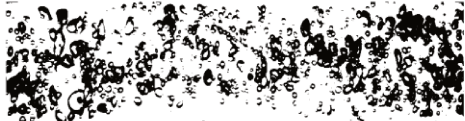
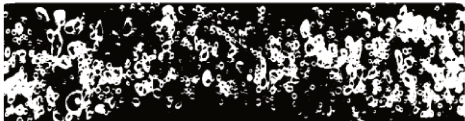
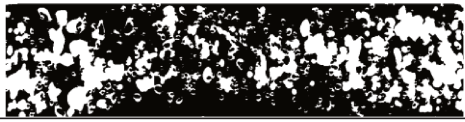


Figura 4.8 – Exemplo de imagem obtida para um escoamento vertical descendente no padrão bolhas dispersas.

Na Tabela 4.2 e Tabela 4.3 são apresentadas as técnicas utilizadas pelo programa para o tratamento das imagens no escoamento monofásico e bifásico.

Tabela 4.2 – Tratamento de imagem para o escoamento monofásico	
Imagem escoamento monofásico	Etapa
	} Recorte da região de interesse
	
	} Transformação da imagem RGB em escala de cinza e ajuste de brilho
	} Transformação da imagem em escala de cinza em preto e branco

Tabela 4.3 – Tratamento de imagem para os escoamentos bifásicos

Imagem escoamento monofásico	Etapa
	
	Recorte da região de interesse
	Transformação da imagem RGB em escala de cinza e ajuste de brilho
	Transformação da imagem em escala de cinza em preto e branco, dilatando e erodindo-a
	Inversão das cores da bolha e de fundo
	Preenchimento das bolhas

Quando a imagem passa a ser representada na escala de preto e branco, a matriz se torna $M \times N \times 1$ onde os valores das cores são unitários para branco e nulos para preto. Subtraindo a imagem do escoamento bifásico do monofásico para descontar qualquer região de brilho elevado que poderia representar regiões brancas, já processadas, é obtido uma matriz com valores 0 e 1 que pode ser transformada em um sinal, se forem somados todos os valores das colunas da matriz. Realizando essa etapa para duas imagens consecutivas são obtidos dois sinais como apresentados na Figura 4.9.

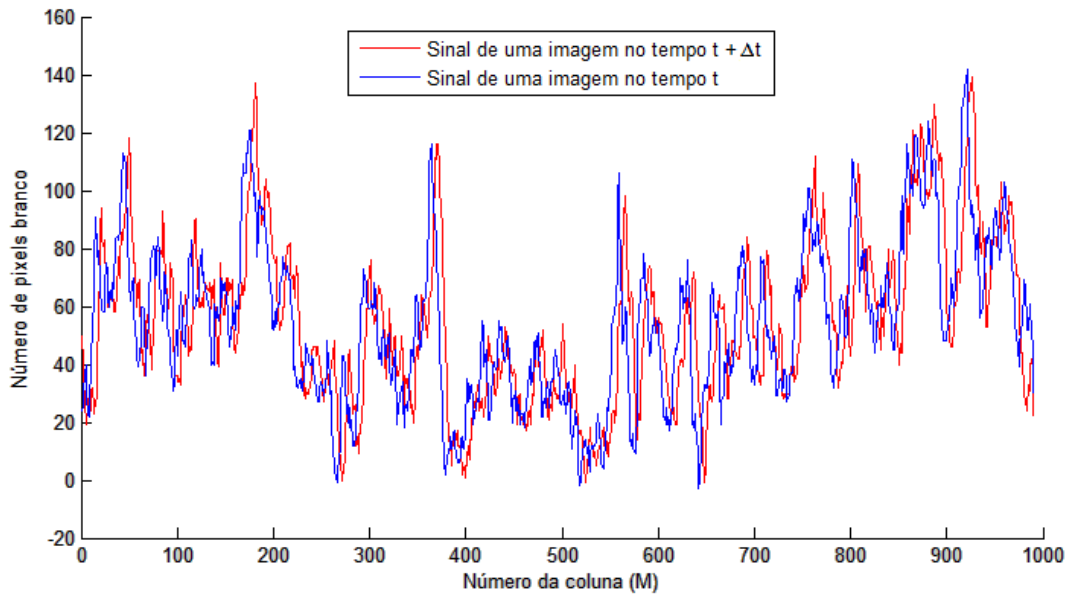


Figura 4.9 – Sinais obtidos de uma sequência de duas imagens consecutivas de um escoamento multifásico.

É observado na Figura 4.9 que apesar das curvas terem certa semelhança, há regiões em que o número de pixels em um pico aumentam instantaneamente de uma imagem para outra representando certa incoerência entre o balanço de massa da fase gás. Isso pode ser explicado pelo fato do foco da câmera estar posicionado no meio da tubulação e durante o escoamento bolhas que estão atrás do plano focal são direcionadas para a parte frontal da tubulação por conta da turbulência existente, além disso, a mudança na intensidade do brilho de cada bolha pode se alterar ao longo da seção de visualização. Assim, novas bolhas podem “surgir” de uma imagem para a outra.

Uma ferramenta comumente utilizada no tratamento sinais é a chama Correlação Cruzada, que se utiliza de dois sinais de mesma fonte para obter a máxima semelhança entre eles. Normalmente a variação de um sinal em relação ao outro ocorre no tempo, mas no caso de processamento digital de imagens, essa variável é o numero de pixels. Portanto, o número de pixels que um sinal teve de se deslocar para obter o nível máximo de semelhança pode ser deduzido como a distância que uma bolha, por exemplo, percorreu de uma imagem à outra. O sinal pode ser relacionado através da seguinte equação:

$$R_{XY} = \frac{1}{T} \int_0^T x(t)y(t + \tau)dt \quad (4.9)$$

onde $x(t)$ e $y(t + \tau)$ são os sinais obtidos para duas imagens.

Assim, conhecendo o deslocamento dos sinais para a máxima correlação, a taxa de aquisição das imagens e a relação *número de pixels / centímetro*, é possível obter a velocidade média da bolha para cada amostra.

Para otimizar o processamento, a região de interesse foi dividida em pequenas áreas nas quais a correlação cruzada foi aplicada, representando assim as “janelas de interrogação” utilizadas na técnica de PIV. Esta etapa se faz necessária a fim de minimizar o desvio entre velocidades obtidas em diferentes regiões da imagem. Foi possível ajustar o número de linhas e colunas e serem utilizados à depender da qualidade gráfica da imagem e velocidade do escoamento envolvido. Na Figura 4.10 é apresentada a interface gráfica dos resultados do programa desenvolvido em Matlab.

É possível observar na Figura 4.10 que o usuário pode acompanhar em tempo real de processamento as janelas de interrogação na imagem processada, a velocidade ordenada para verificar seu desvio médio e a velocidade da imagem em processamento. Ao fim do processamento é obtida a média dos valores de velocidades.

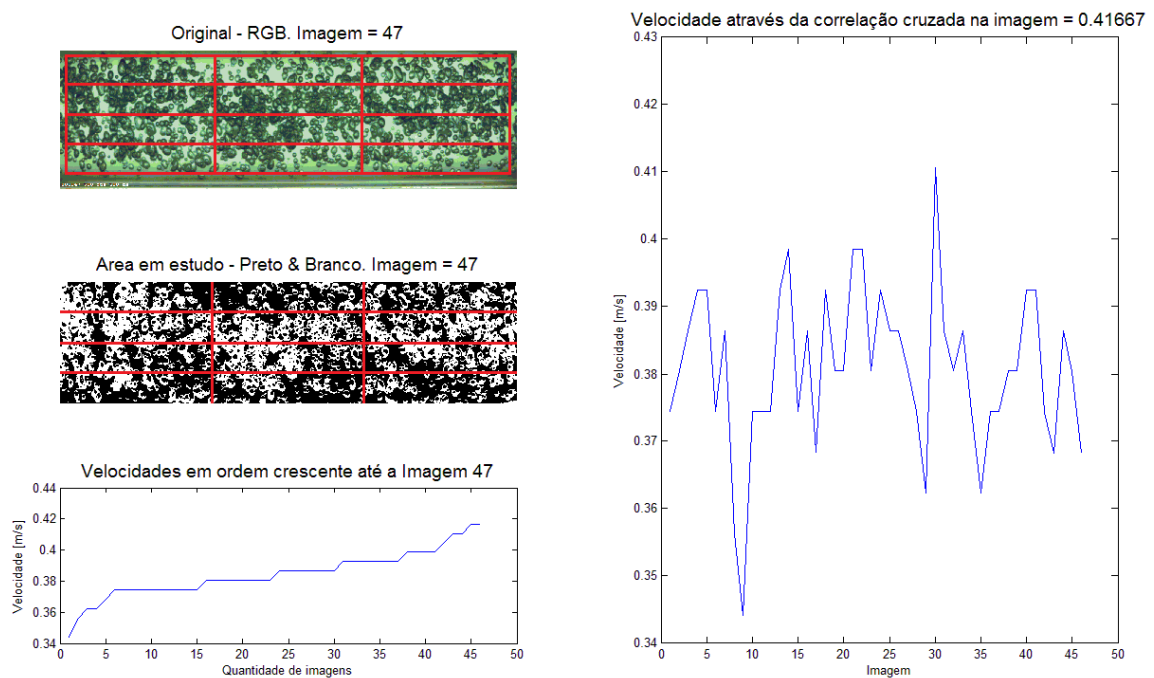


Figura 4.10 – Interface gráfica dos resultados obtidos durante o processamento digital das imagens de um escoamento multifásico.

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Para obtenção dos resultados finais, foi analisada primeiramente a possibilidade de transição de padrões “bolhas dispersas” para “intermitente” quando o escoamento muda de horizontal para vertical descendente. Este fenômeno poderia ser, a princípio, a causa principal do acúmulo de gás na curva horizontal vertical descendente, já que as bolhas deveriam ali coalescerem para gerar uma grande porção de gás, podendo caracterizar o padrão “intermitente”, consequentemente, o regime *surging*. Para tanto, foram obtidos mapas de padrões de escoamento para as geometrias horizontal e vertical descendente através de visualização na seção de testes com o auxílio de uma câmera de velocidade rápida. Os padrões encontrados para diferentes velocidades superficiais de líquido e gás, puderam ser então adquiridos através do programa desenvolvido em LabVIEW, totalizando 479 pontos experimentais para o escoamento horizontal e vertical descendente. Por conta do ponto de injeção estar localizado numa região inferior da geometria vertical ascendente do escoamento, foi verificada a existência do padrão *churn* nesta geometria, sendo que a turbulência gerada foi refletida na seção horizontal impossibilitando a obtenção do padrão estratificado-liso. Já no escoamento vertical descendente, alguns pontos que deveriam ser padrão “bolhas dispersas” se comportaram como intermitente por refletir a inércia do escoamento existente na horizontal.

Após realizado o levantamento bibliográfico para obtenção de curvas de transição dos padrões de escoamentos horizontais, verticais ascendentes e verticais descendentes, foi possível representa-las em um gráfico, com v_{SG} para a abscissa e v_{SL} para a ordenada, e observar diferentes padrões para mesmas vazões de gás e líquido. As curvas puderam então ser ajustadas de acordo com as propriedades físicas do fluido, como viscosidade, massa específica e tensão superficial.

A comparação entre os mapas apresentados na literatura para água-ar e os padrões de escoamentos obtidos, são apresentados na Figura 5.1 e Figura 5.2 através dos pontos experimentais obtidos. Vale destacar que as velocidades das fases foram exploradas dentro das limitações laboratoriais e apesar do elevado diâmetro da linha experimental, foi possível explorar uma área considerável dos mapas propostos na literatura.

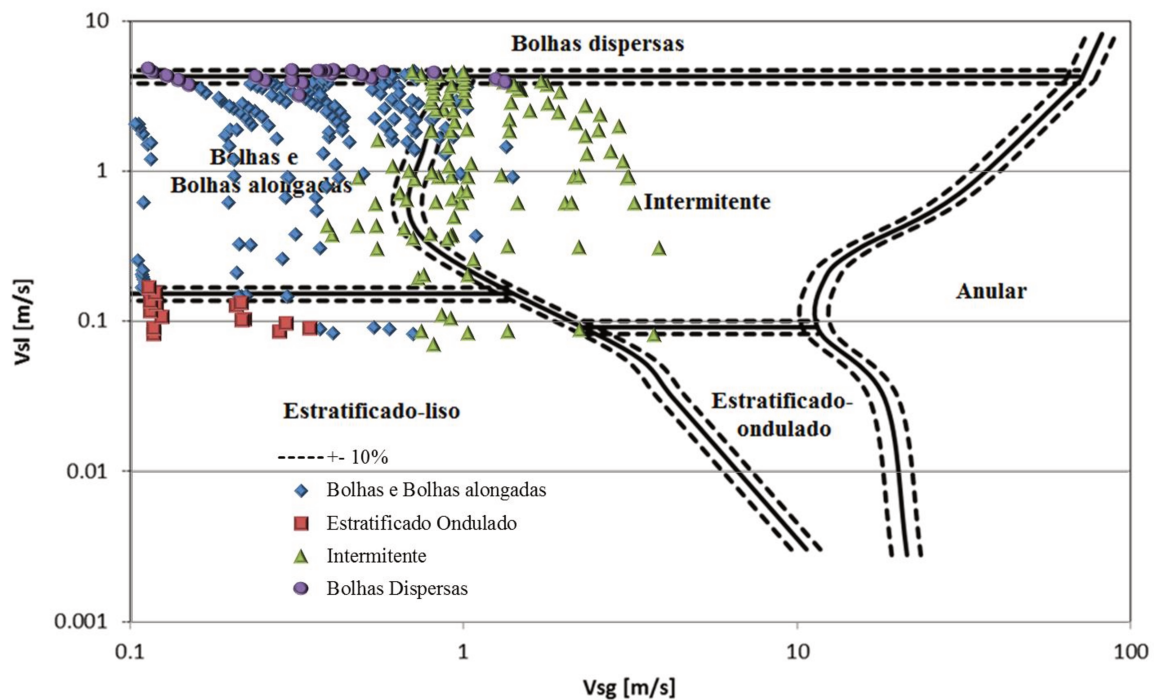


Figura 5.1 – Comparação entre pontos experimentais e mapa de padrão de escoamento proposto por Mandhane *et al.* (1974), para geometria horizontal.

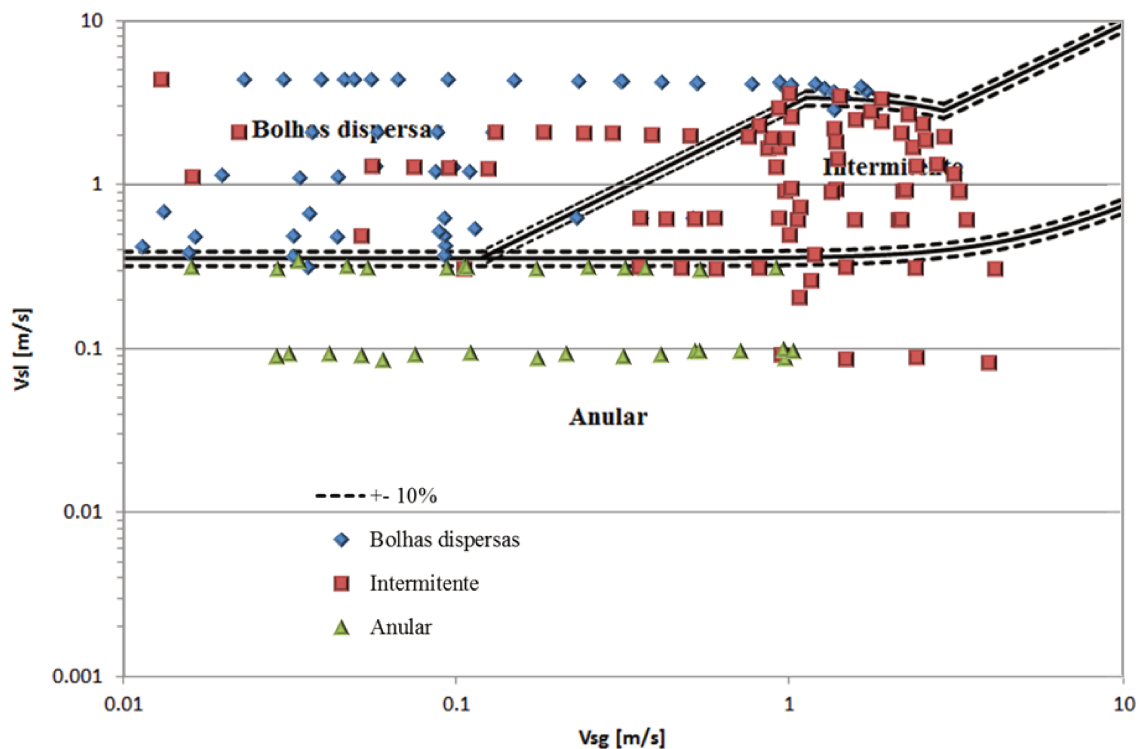


Figura 5.2 – Comparação entre pontos experimentais e mapa de padrão de escoamento proposto por Barnea *et al.* (1982), para geometria vertical descendente.

Uma vez que os padrões de escoamentos obtidos foram condizentes com aqueles previstos na literatura, foram extrapoladas condições em que os fluidos de trabalho representem os fluidos de produção em campo. A possibilidade de transição entre os padrões de escoamento em “bolhas dispersas” para “intermitente” quando a geometria passa de horizontal para vertical descendente, pode ser fundamental para descrever possíveis velocidades críticas de um escoamento multifásico em um equipamento submarino, por exemplo. Isso se resume na tendência de um elevado volume de gás se acumular na curva horizontal descendente até que possa ser carregada com o fluido, originando um padrão “intermitente”. O objetivo desta etapa é apenas representar a tendência de ocorrência do fenômeno, não se baseando somente nestes resultados obtidos.

Por meio da elaboração dos mapas de padrões de escoamento horizontal e vertical descendente para água e ar como fluidos de trabalho, comumente encontrados na literatura, foi visto a possibilidade das curvas de transição se sobreporem a partir de um valor aproximado de velocidade superficial de gás (v_{SG}) igual a 1 m/s, como apresentado na Figura 5.3.

Ajustando as curvas de transição para um fluido de menor massa específica, menor tensão superficial e maior viscosidade, simulando um óleo por exemplo, foram obtidos novos mapas. O principal objetivo desta etapa foi observar o comportamento das curvas de transição do escoamento vertical descendente quando comparado com as curvas do escoamento horizontal. Para um fluido com propriedades próximas a de um óleo, percebeu-se que as curvas se deslocam em sentidos opostos, impossibilitando ainda mais a transição de padrões “bolhas dispersas” para “intermitente”, como observado na Figura 5.4

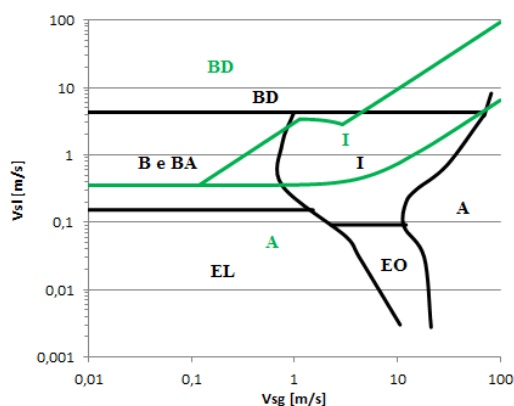


Figura 5.3 – Comparação dos mapas de padrões de escoamento horizontal (preto) e vertical descendente (verde) para ar-água.

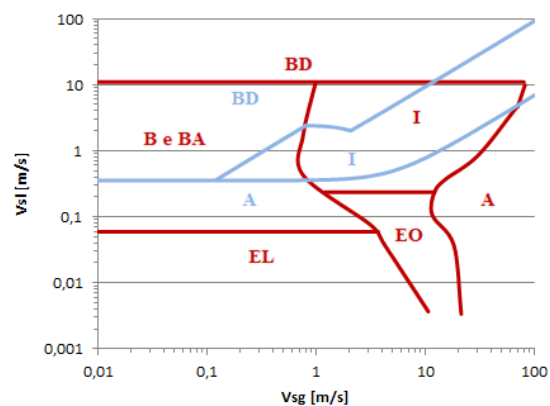


Figura 5.4 – Comparação dos mapas de padrões de escoamento horizontal (vermelho) e vertical descendente (azul) para ar-óleo.

Uma vez que as curvas de transição horizontal, neste caso, é dada por uma compilação de dados obtidos em estudos anteriores e não por equações como no caso do escoamento vertical descendente, buscou-se uma maneira que pudesse permitir que a curva se deslocasse no sentido da origem. Para tal, foi variado apenas uma das propriedades de massa específica, viscosidade ou tensão superficial, mantendo as outras duas constantes como apresentado nos gráficos da Figura 5.5. Notou-se que com a diminuição da massa específica, a velocidade de transição também diminui, porém com menor intensidade quando comparado com a diminuição da tensão superficial. É visto que a tensão superficial de um óleo será sempre menor que a da água (em torno de 70 N/m), portanto, a velocidade de transição sempre tenderá a aumentar neste caso.

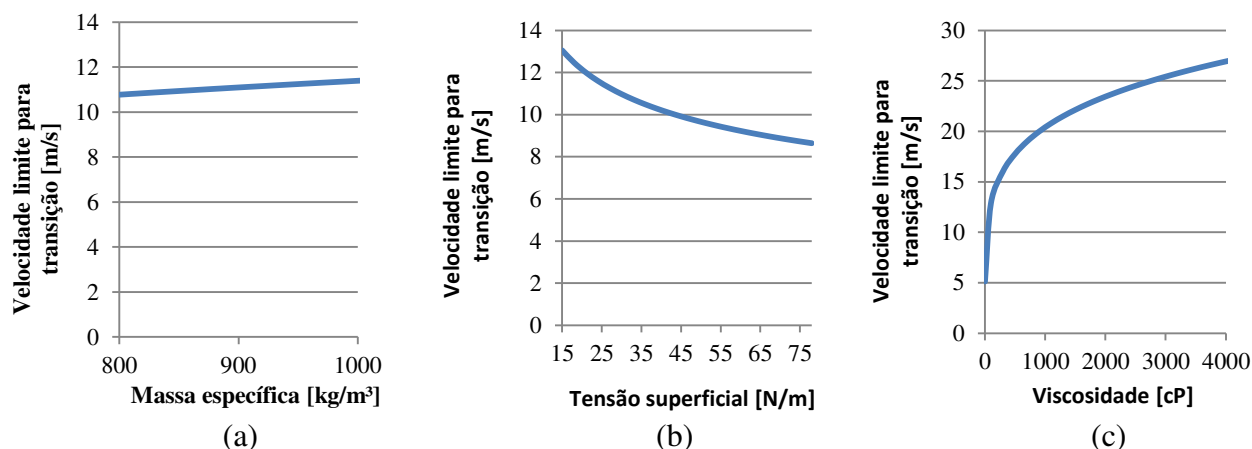


Figura 5.5 – Variação da velocidade de transição para o padrão Bolhas dispersas num escoamento horizontal através da variação da massa específica (a), tensão superficial (b) ou viscosidade (c).

Através dos resultados obtidos até então, foi possível demonstrar que quanto mais as propriedades do fluido de trabalho se aproximam das condições reais de produção de óleo e gás, mais difícil será a possibilidade de ocorrer o acúmulo de gás numa curva horizontal descendente por conta da transição entre padrões de escoamento, geometria esta presente no S-BCSS. Apesar de ainda existir uma região que possibilite a transição entre os padrões de escoamento “bolhas dispersas” para “intermitente”, esta representaria uma velocidade do escoamento elevada o que refletiria numa necessidade do aumento do diâmetro da linha de produção para que a queda de pressão seja minimizada, consequentemente, diminuindo a velocidade das fases envolvidas. Assim é visto que o escoamento vertical descendente pode se comportar como um mecanismo de quebra de grandes bolhas, representando benefícios quando localizado na entrada de uma BCS. Foi observada tal ocorrência na montagem experimental em questão, onde imagens foram obtidas

em um escoamento que demonstra a possibilidade de transição entre padrão “intermitente” para “bolhas dispersas”, como apresentado na Figura 5.6.

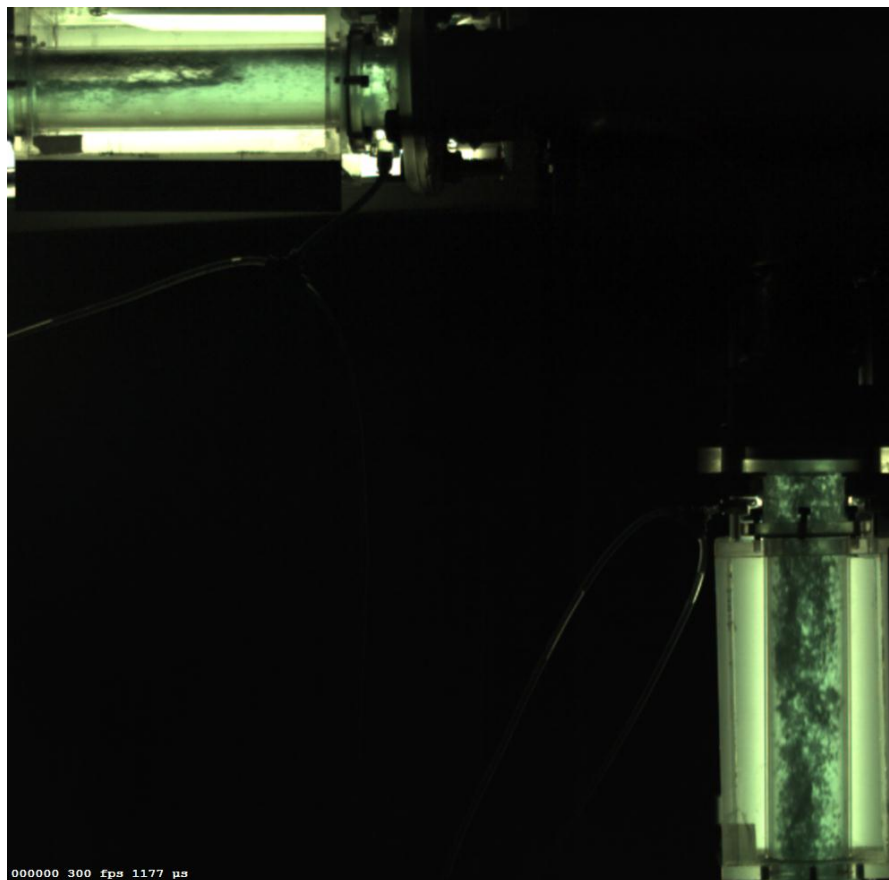
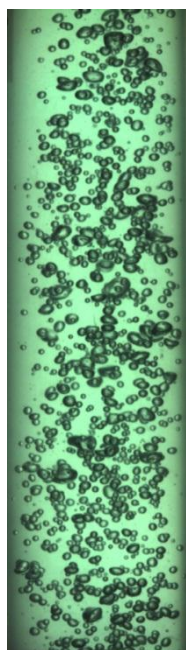


Figura 5.6 – Transição entre os padrões de escoamento “intermitente” para “bolhas dispersas” quando a geometria é submetida de horizontal para vertical descendente.

Dessa forma foi necessário desenvolver uma ferramenta capaz de fornecer um valor limite para a velocidade da mistura a fim de não ocorrer o acúmulo de gás na transição geométrica horizontal – vertical descendente.

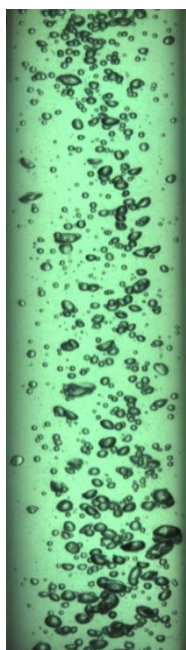
Durante o desenvolvimento experimental, o comportamento dos tamanhos das bolhas pôde ser avaliado no escoamento vertical descendente através da variação da velocidade superficial de uma das fases, como apresentado na Figura 5.7 e Figura 5.8. É visto a grande influência da pressão no diâmetro médio das bolhas, onde é notável a importância de se avaliar as condições de diâmetro de bolha para que seja previsto, com maiores detalhes, sua influência para o fenômeno de transição entre padrões de escoamento.



$$V_{SG} = 0,023 \text{ m/s}$$

$$V_{SL} = 0,6 \text{ m/s}$$

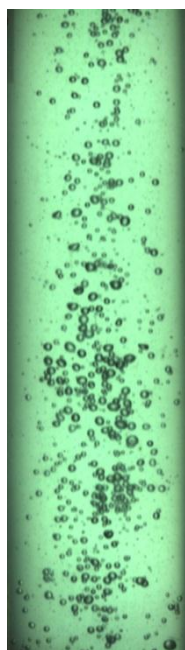
$$P_m = 0,04 \text{ bar}$$



$$V_{SG} = 0,023 \text{ m/s}$$

$$V_{SL} = 1,2 \text{ m/s}$$

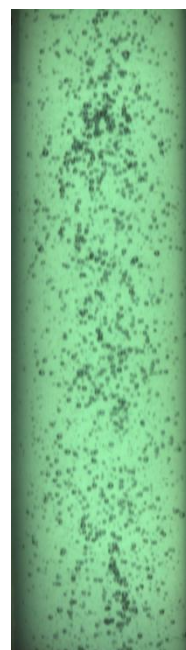
$$P_m = 0,10 \text{ bar}$$



$$V_{SG} = 0,023 \text{ m/s}$$

$$V_{SL} = 2,29 \text{ m/s}$$

$$P_m = 0,40 \text{ bar}$$

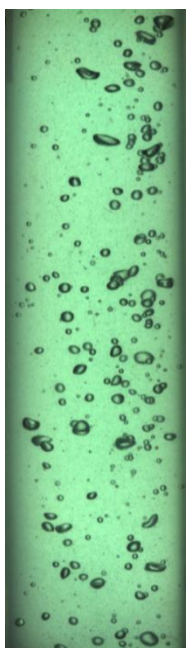


$$V_{SG} = 0,023 \text{ m/s}$$

$$V_{SL} = 3,93 \text{ m/s}$$

$$P_m = 1,13 \text{ bar}$$

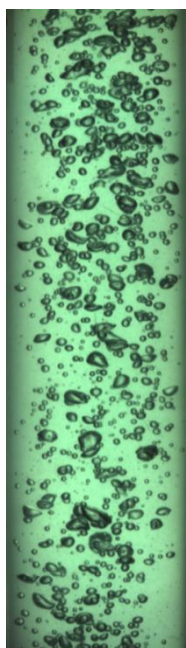
Figura 5.7 – Comportamento da bolha de ar com o aumento da velocidade superficial da fase líquida.



$$V_{SG} = 0,015 \text{ m/s}$$

$$V_{SL} = 1,23 \text{ m/s}$$

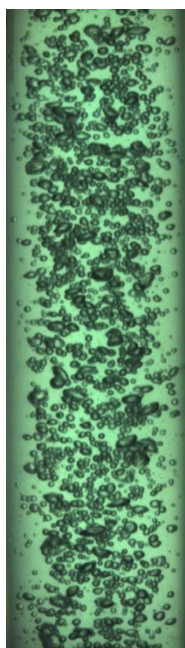
$$P_m = 0,109 \text{ bar}$$



$$V_{SG} = 0,03 \text{ m/s}$$

$$V_{SL} = 1,23 \text{ m/s}$$

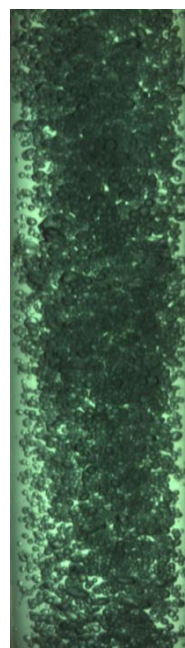
$$P_m = 0,113 \text{ bar}$$



$$V_{SG} = 0,06 \text{ m/s}$$

$$V_{SL} = 1,23 \text{ m/s}$$

$$P_m = 0,123 \text{ bar}$$



$$V_{SG} = 0,1 \text{ m/s}$$

$$V_{SL} = 1,23 \text{ m/s}$$

$$P_m = 0,138 \text{ bar}$$

Figura 5.8 – Comportamento da bolha de ar com o aumento da velocidade superficial da fase gasosa.

No presente estudo apesar de não ter como foco principal apenas a comparação entre diferentes correlações para obtenção de fração de vazio, esta abordagem se fez necessária para que fosse possível obter valores de velocidades mínimas de produção, assim como apresentado no item 3.2. A técnica desenvolvida para obtenção da fração de vazio, além de não intrusiva, se apresenta de maneira inovadora na literatura. Além do mais, mesmo que o padrão de escoamento desejado na entrada da BCS é o de “bolhas dispersas” e que a fração de vazio máxima de projeto do S-BCSS do campo de espadarte é de 35%, foi medida, para diferentes padrões de escoamento e frações de vazio, a velocidade da fase gás através do processamento digital de imagens desenvolvido. Através dos transdutores de pressão e temperatura instalados na linha experimental, foi possível obter a velocidade superficial da fase gás (v_{SG}) na seção de visualização, possibilitando a obtenção da fração de vazio ali encontrada por meio da relação $\frac{v_{SG}}{v_G}$, que foi posteriormente comparada com correlações encontradas na literatura.

De posse de todo o aparato experimental devidamente instalado e pronto para uso, foi possível obter gráficos para diferentes padrões de escoamentos horizontais e verticais descendentes através do uso de uma câmera de filmagem rápida. Foi ainda desenvolvido um algoritmo em linguagem MatLab para o processamento digital das imagens obtidas e de um algoritmo desenvolvido em LabVIEW para obtenção da velocidade superficial da fase gás (v_G) na seção de visualização, possibilitando determinar a fração de vazio experimentalmente. Os pontos que foram estudados, por conta de limitações laboratoriais, são apresentados na Figura 5.9.

Diferentes correlações foram utilizadas para obtenção da fração de vazio e através da comparação dos dados teóricos e experimentais, foi possível obter valores para a velocidade de deslizamento e do parâmetro de distribuição, os quais são apresentados de diferentes maneiras à depender da correlação utilizada. De posse dos valores de velocidade da fase gás obtida através do Processamento Digital de Imagens e de sua velocidade superficial já corrigida na seção de visualização, foi possível obter então a fração de vazio experimental. Os valores obtidos foram comparados com diversas correlações que levam em conta diferentes metodologias para o cálculo de C_0 e $v_{\infty 0}$.

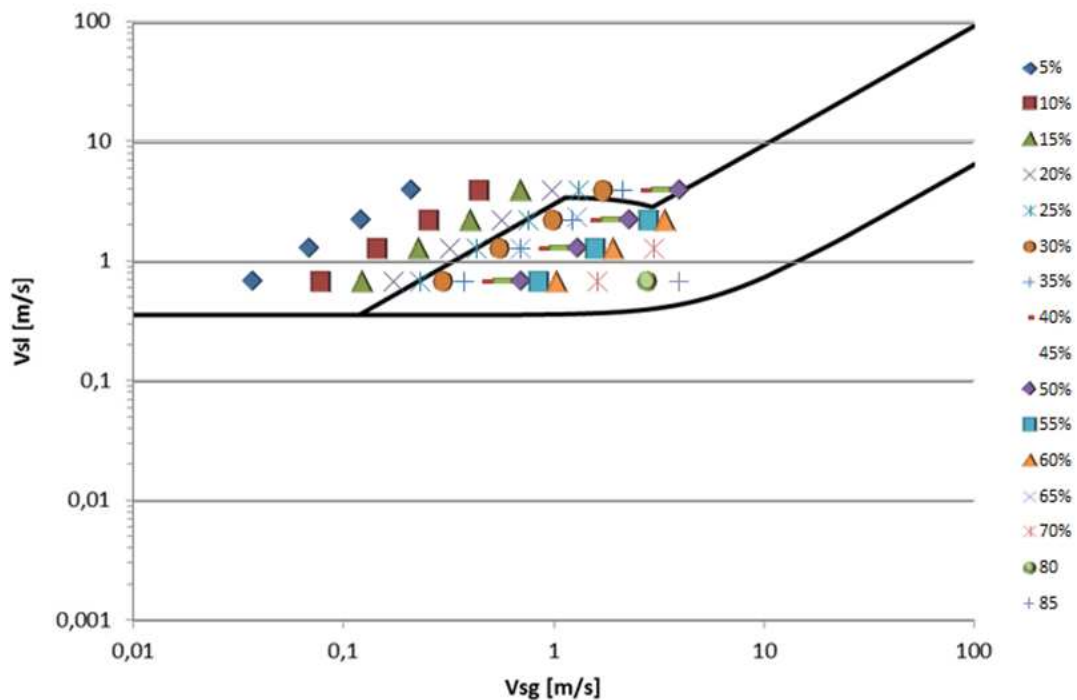


Figura 5.9 – Mapa de testes para diferentes velocidades superficiais das fases no escoamento vertical descendente, para frações de vazio de 5 a 85%.

5.1 Resultados para a faixa de fração de vazio de 0 a 100%

Os resultados para frações de 0 a 100% são apresentados na Figura 5.10. É notado que alguns pontos permanecem afastados das regiões de interesse, já que algumas correlações são aplicadas à faixas específicas de operação porém, como citado por Bhagwat & Ghajar (2012), estas mesmas correlações podem fornecer bons resultados para outras faixas. Para os pontos de velocidade do gás e da mistura obtidos experimentalmente, foi realizada uma regressão linear a fim de obter uma equação de primeiro grau para representar a função apresentada na equação (3.35). Nota-se que apesar de incoerente, buscou-se neste estudo avaliar frações de vazio próximas a 100% por conta de explorar a grande quantidade de correlações encontradas na literatura, e a ferramenta aqui desenvolvida.

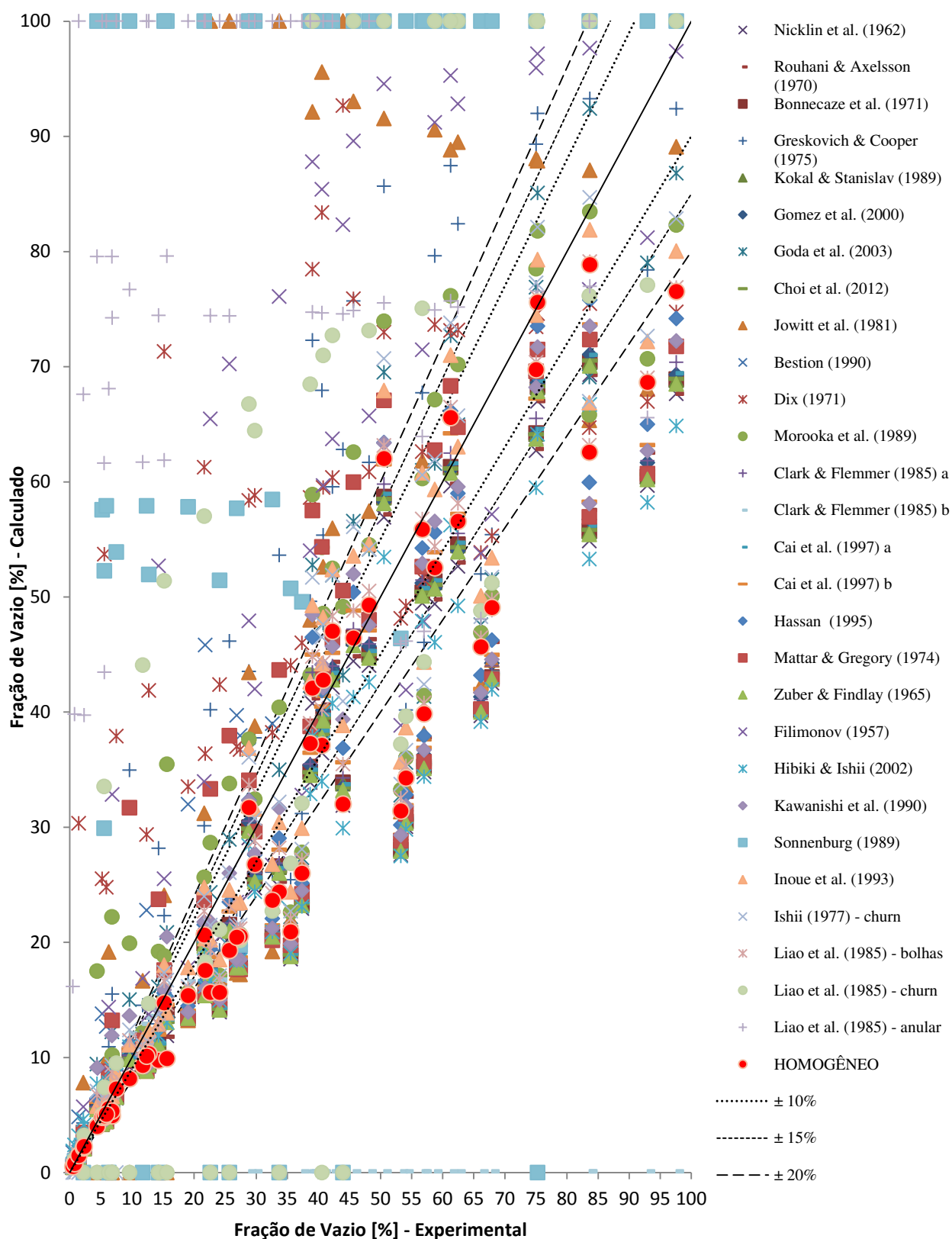


Figura 5.10 – Valores teóricos e experimentais obtidos para Fração de Vazio entre 0 e 100%.

De posse dos valores da velocidade da fase gás (v_G) e da mistura (v_M) para cada faixa de estudo, foi possível representar a equação (3.35) em um gráfico (Figura 5.11) e então obter os valores experimentais do parâmetro de distribuição e velocidade de deslizamento.

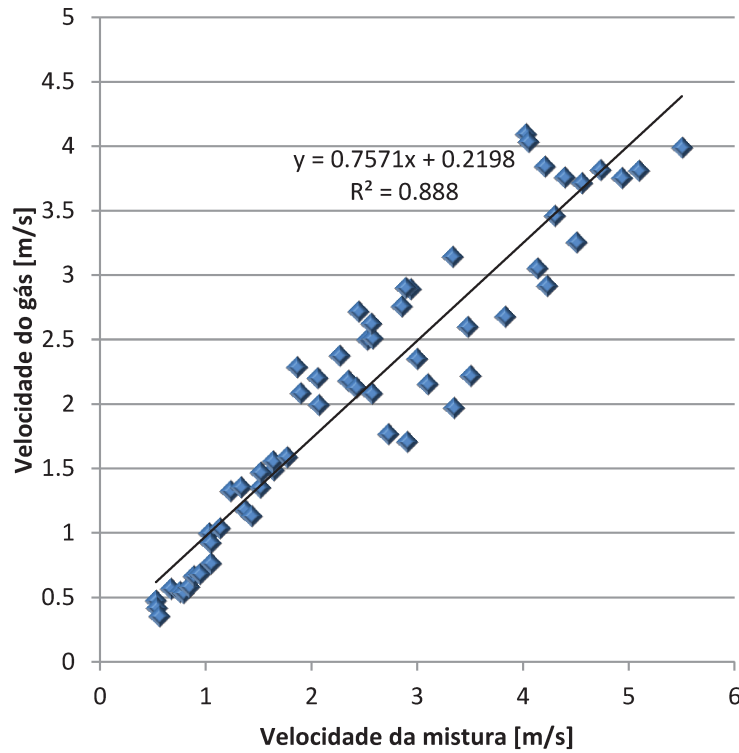


Figura 5.11 – Regressão linear para os dados obtidos para frações de vazio entre 0 e 100%.

Obtiveram-se, para este caso, os seguintes valores:

$$C_0 = 0,7571 \quad (5.1)$$

$$v_{0\infty} = 0,2198 \quad (5.2)$$

Porém, nota-se a incoerência do resultado de uma velocidade de deslizamento positiva, já que o sentido do escoamento em questão é descendente. Isso revela tamanha inconfiabilidade em se adotar uma única correlação para grandes faixas de frações de vazio, necessitando ser avaliados pequenos intervalos. Assim, para melhor representar os limites de aplicação das correlações abordadas, os dados obtidos foram divididos em quatro diferentes regiões a fim de se avaliar o comportamento do parâmetro C_0 : 0 a 25%, 25 a 50%, 50 a 75% e 75 a 100%. Uma vez que a faixa de 0 a 25% foi a que melhor apresentou resultados de coeficiente de determinação (R^2), adotou-se então a velocidade de deslizamento obtida desta faixa para todas as outras, sendo

equivalente a -0,2245 m/s. A nova equação para a faixa de 0 a 100% pode ser observada no gráfico da Figura 5.12.

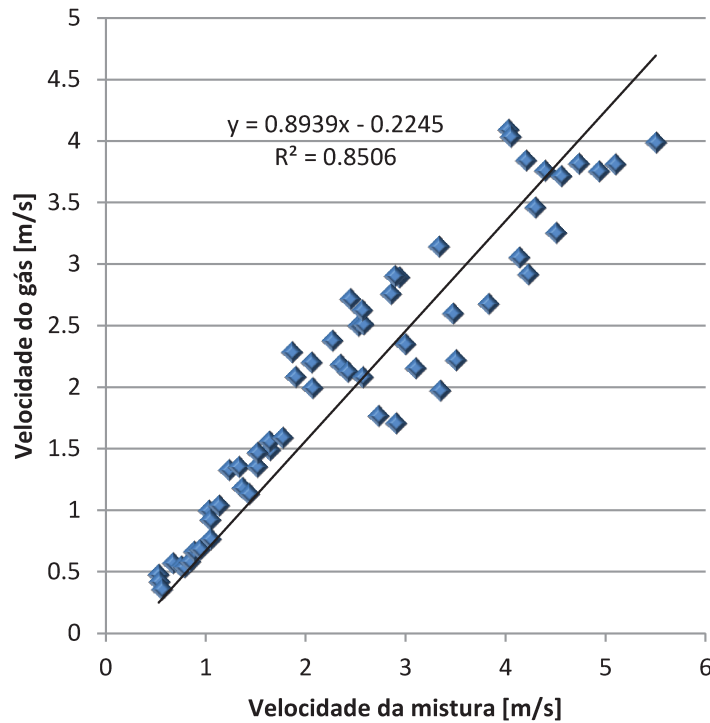


Figura 5.12 – Regressão linear para os novos dados obtidos para frações de vazio entre 0 e 100%.

Os novos valores de parâmetro de distribuição e de velocidade de deslizamento são:

$$C_0 = 0,8939 \quad (5.3)$$

$$v_{0\infty} = -0,2245 \quad (5.4)$$

Vale destacar que a nova velocidade de deslizamento obtida é plausível quando comparada com as obtidas através das correlações, como pode ser observado no gráfico da Figura 5.13. Nota-se que a velocidade obtida experimentalmente encontra-se próximo à uma grande faixa das velocidades obtidas através da literatura.

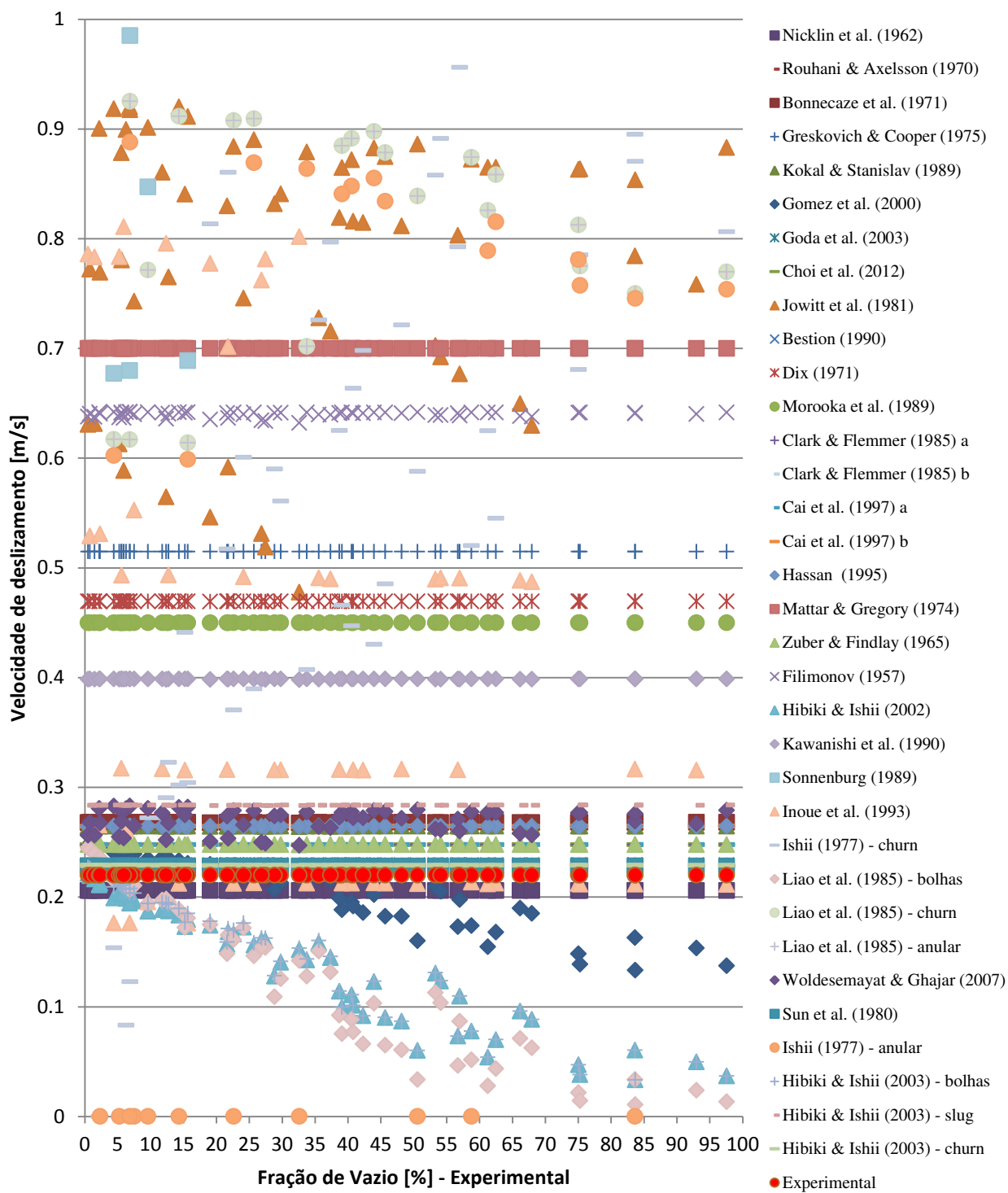


Figura 5.13 – Comparação entre velocidades de deslizamento teóricas e experimental.

De toda maneira, foram avaliadas as performances de todas as correlações abordadas para uma faixa de 0 a 100% para a fração de vazio, permitindo verificar a porcentagem de valores obtidos entre 10, 15 e 20% de desvio entre o valor experimental e teórico. Foram ainda obtidos valores de erros quadráticos médios (RMS), representada pela equação (5.5). Dentre as correlações abordadas para esta faixa, as três melhores representações são apresentadas na Tabela 5.1.

$$RMS = \sqrt{\frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N \left[\frac{(\alpha_{teórico})_i - (\alpha_{experimental})_i}{(\alpha_{experimental})_i} \right]^2} \quad (5.5)$$

Tabela 5.1 – Representação das três correlações que apresentaram melhores resultados para a faixa de 0 a 100% de fração de vazio

Correlação	Porcentagem de pontos entre			RMS [%]
	10%	15%	20%	
Liao <i>et al.</i> (1985) - bolhas	45,76	59,32	69,49	18,81
Hassan (1995)	42,37	55,93	64,41	20,82
Kawanishi <i>et al.</i> (1990)	44,07	54,24	57,63	27,63

O efeito do escorregamento entre as fases pode ser representado pela razão de escorregamento, expressa na equação (5.6) e aplicada no gráfico da Figura 5.14. É observado que até uma região próxima a uma fração de vazio igual a 40%, a razão de escorregamento tende a se comportar próximo a 1, apresentando alguns pontos menores que a unidade. Estes pontos representam condições em que a força de empuxo é fortemente representativa quando comparado com a força de arrasto. A partir de 40%, o escoamento se torna turbulento suficiente para formar regiões de vazio conectadas entre si, no qual a fase gás exerce uma velocidade maior que a fase líquida. Este fenômeno pode ser comparado como no padrão anular onde a fase líquida possui uma velocidade menor que a fase gasosa.

$$S = \frac{V_G}{V_L} \quad (5.6)$$

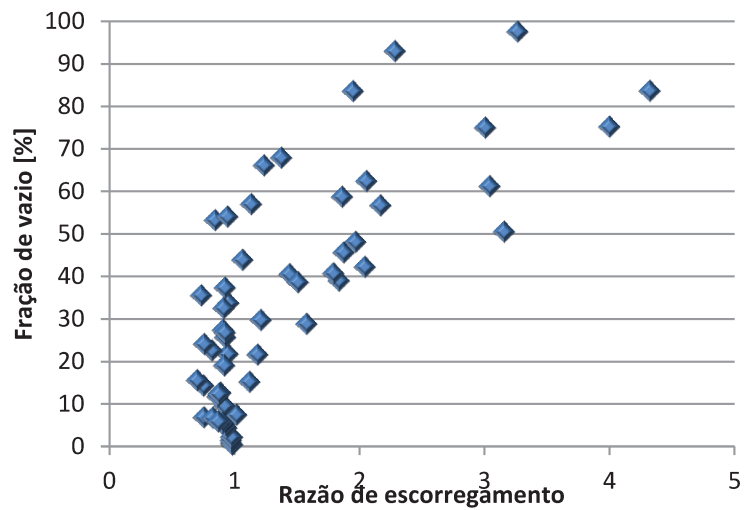


Figura 5.14 – Gráfico razão de escoamento x fração de vazio

5.2 Resultados para a faixa de fração de vazio de 0 a 25%

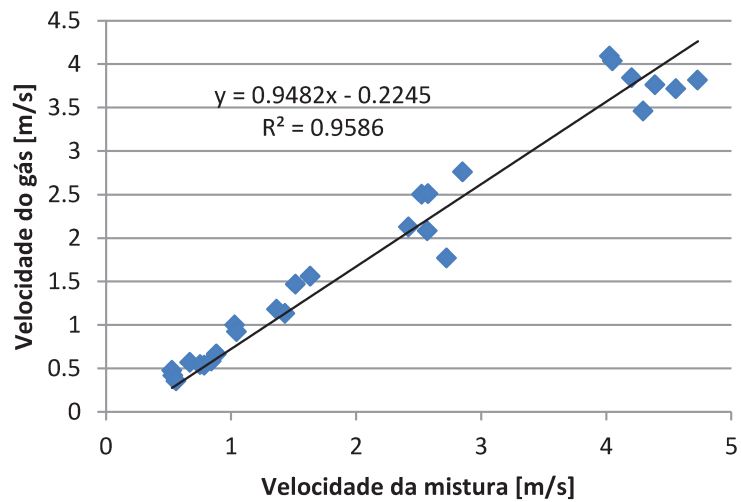


Figura 5.15 – Regressão linear para os dados obtidos para frações de vazio entre 0 e 25%.

Tabela 5.2 – Representação das três correlações que apresentaram melhores resultados para a faixa de 0 a 25% de fração de vazio

Correlação	Porcentagem de pontos entre			RMS [%]
	10%	15%	20%	
Liao <i>et al.</i> (1985) - bolhas	51,85	74,07	85,18	16,95
Hassan (1995)	44,44	62,96	74,07	17,76
Inoue <i>et al.</i> (1993)	40,74	62,96	81,48	14,95

O valor de C_0 obtido para esta região foi de 0,9482.

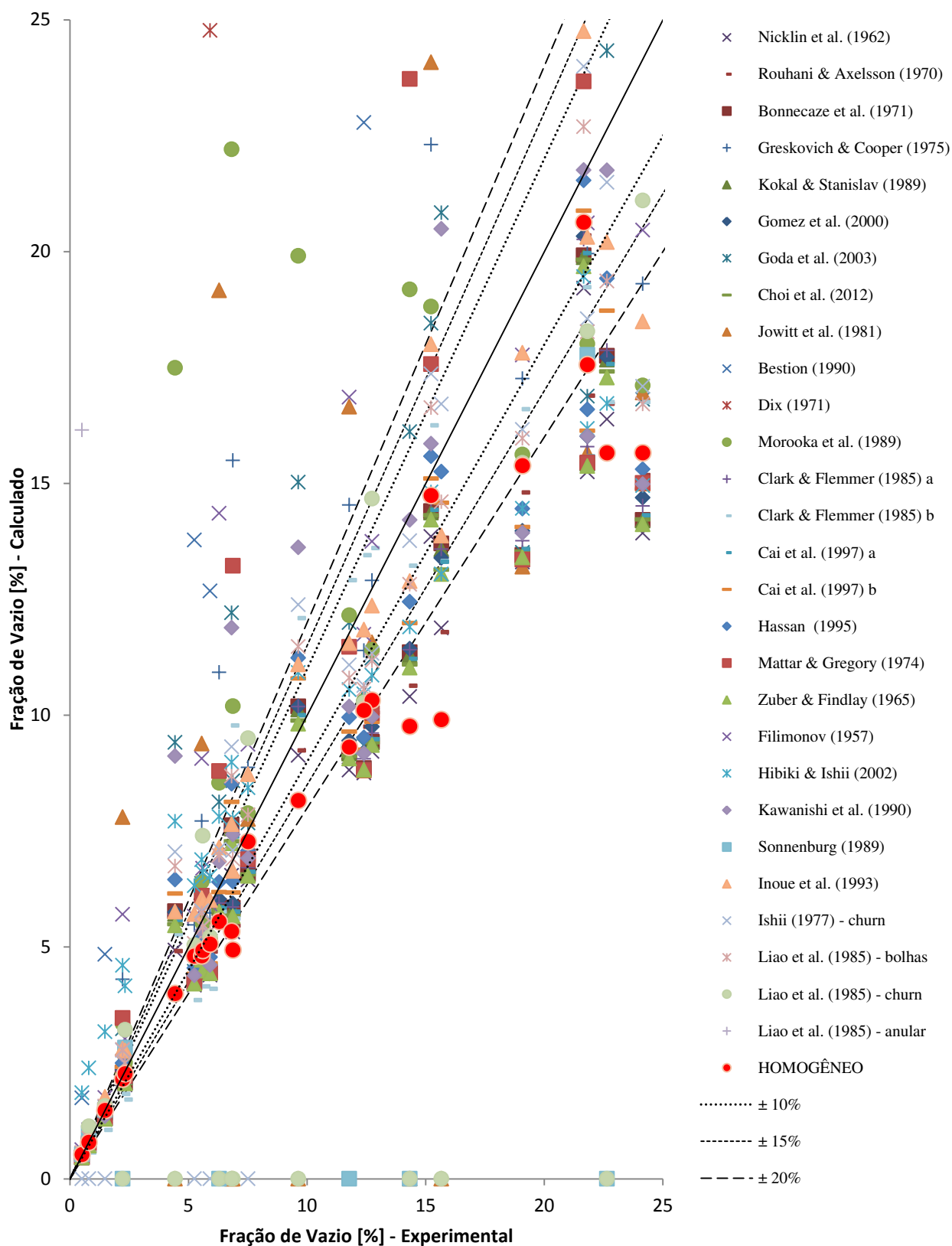


Figura 5.16 – Valores teóricos e experimentais obtidos para frações de vazio entre 0 e 25%.

5.3 Resultados para a faixa de fração de vazio de 25 a 50%

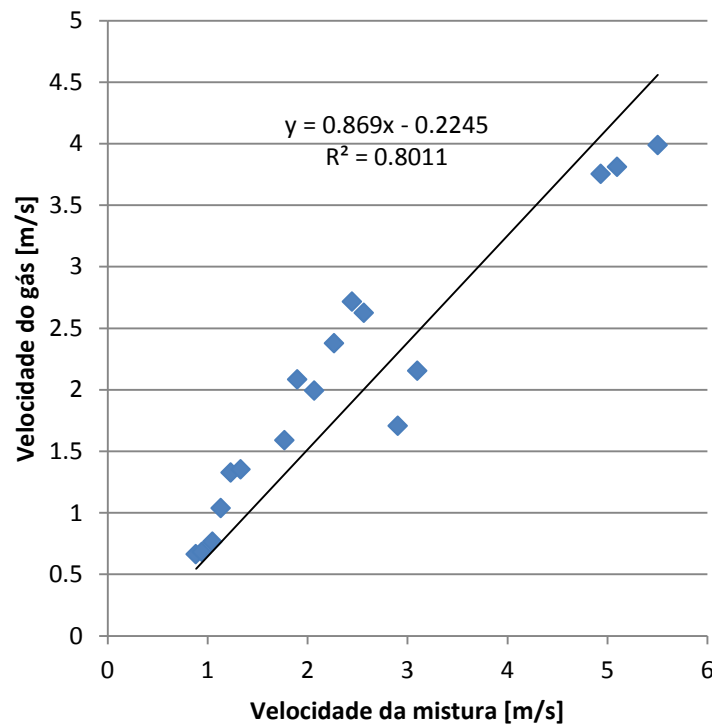


Figura 5.17 – Regressão linear para os dados obtidos para frações de vazio entre 25 e 50%.

Tabela 5.3 – Representação das três correlações que apresentaram melhores resultados para a faixa de 25 a 50% de fração de vazio

Correlação	Porcentagem de pontos entre			RMS [%]
	10%	15%	20%	
Woldesemayat <i>et al.</i> (2007)	52,94	64,70	88,23	14,83
Hassan (1995)	41,18	58,82	70,59	20,94
Gomez <i>et al.</i> (2000)	47,06	52,94	58,82	22,76

O valor de C_0 obtido para esta região foi de 0,869.

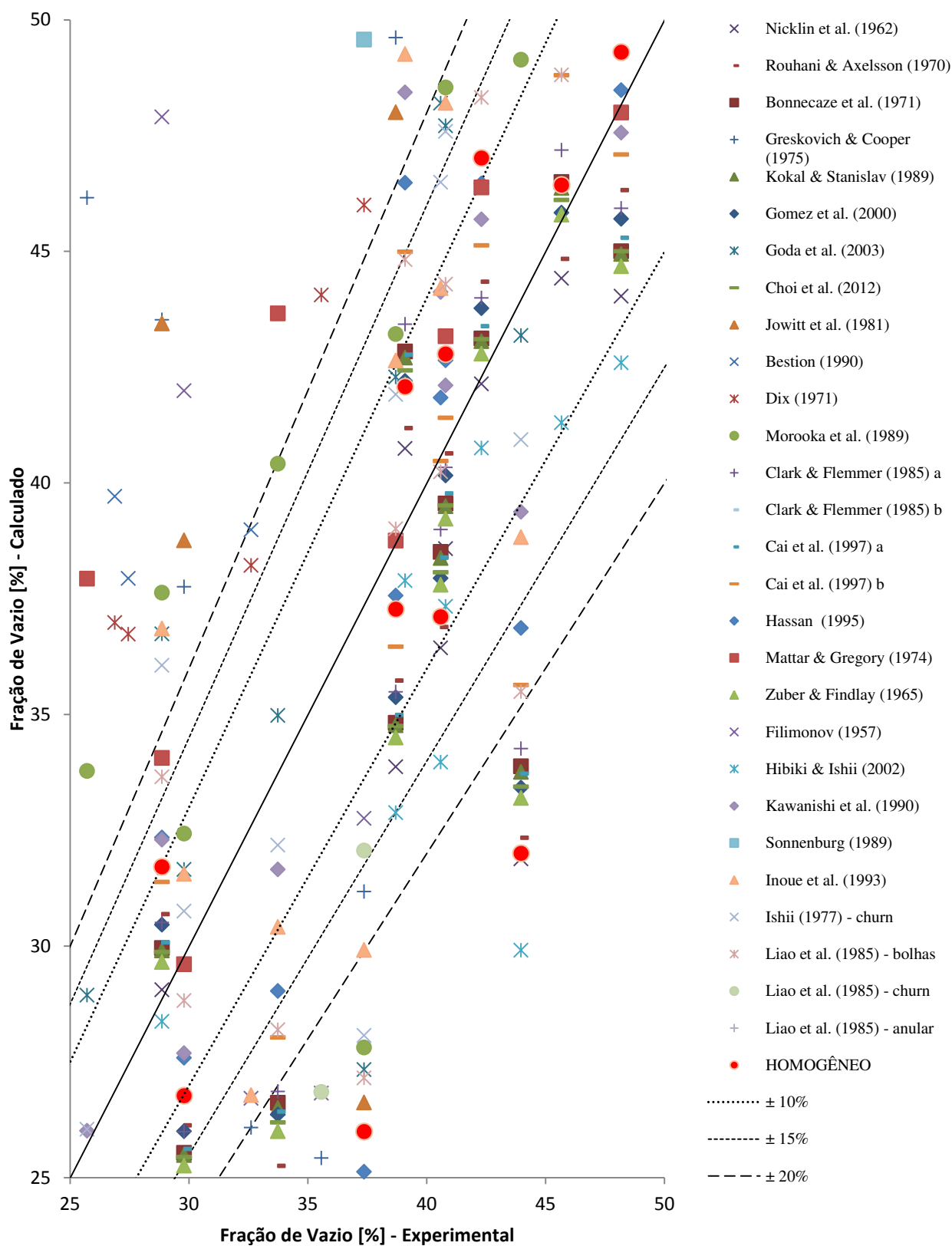


Figura 5.18 – Valores teóricos e experimentais obtidos para frações de vazio entre 25 e 50%.

5.4 Resultados para a faixa de fração de vazio de 50 a 75%

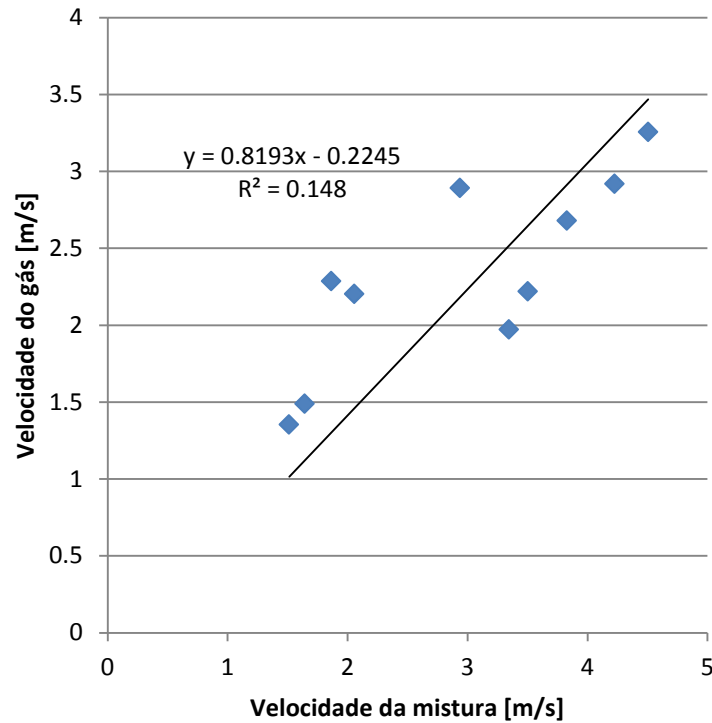


Figura 5.19 – Valores teóricos e experimentais obtidos para Fração de Vazio entre 50 e 75%.

Tabela 5.4 – Representação das três correlações que apresentaram melhores resultados para a faixa de 50 a 75% de fração de vazio

Correlação	Porcentagem de pontos entre			RMS [%]
	10%	15%	20%	
Liao <i>et al.</i> (1985) - Bolhas	40	40	40	25,69
Hassan (1995)	40	40	40	28,99
Cai <i>et al.</i> (1997) b	40	40	40	30,03

O valor de C_0 obtido para esta região foi de 0,8193.

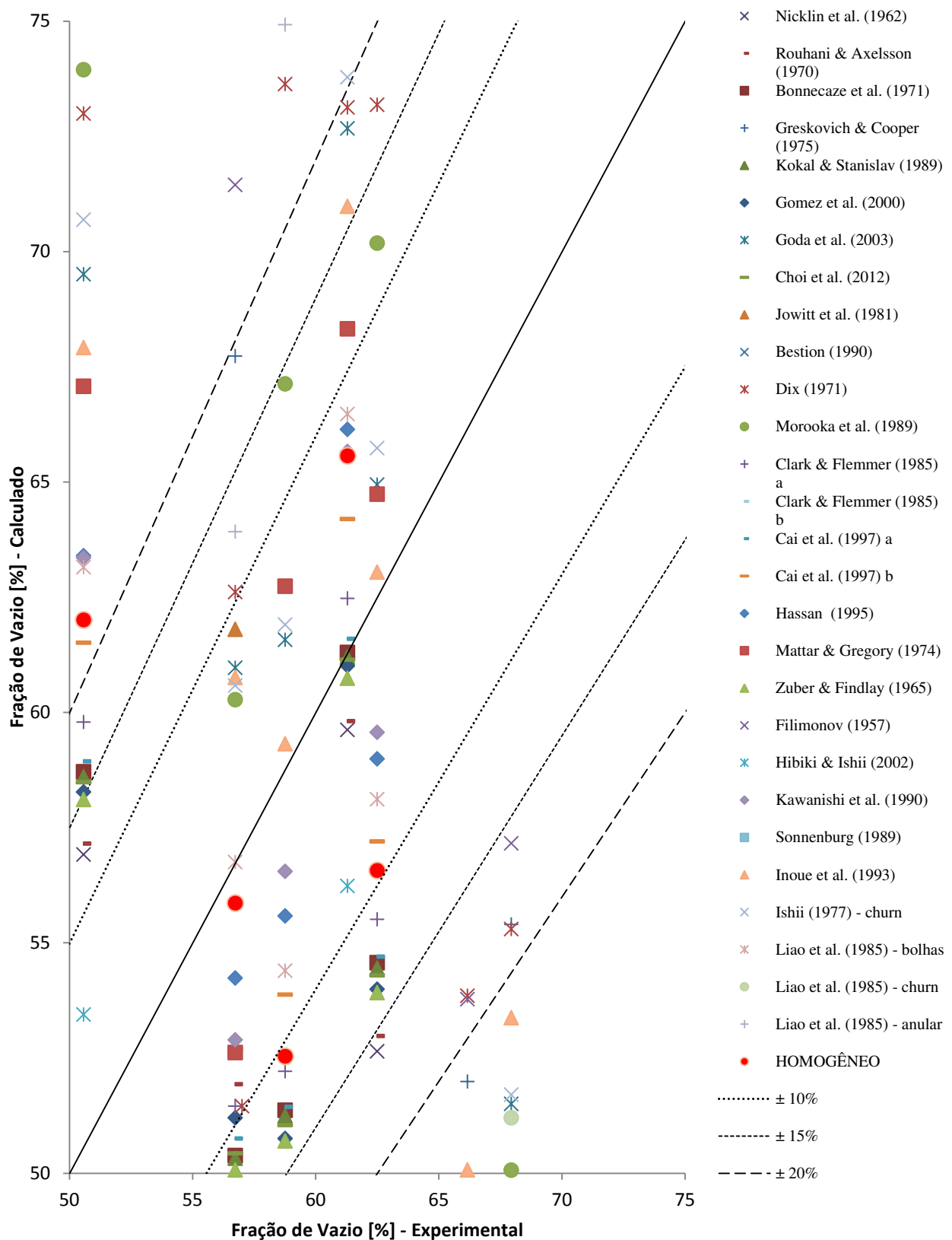


Figura 5.20 – Valores teóricos e experimentais obtidos para frações de vazio entre 50 e 75%.

5.5 Resultados para a faixa de fração de vazio de 75 a 100%

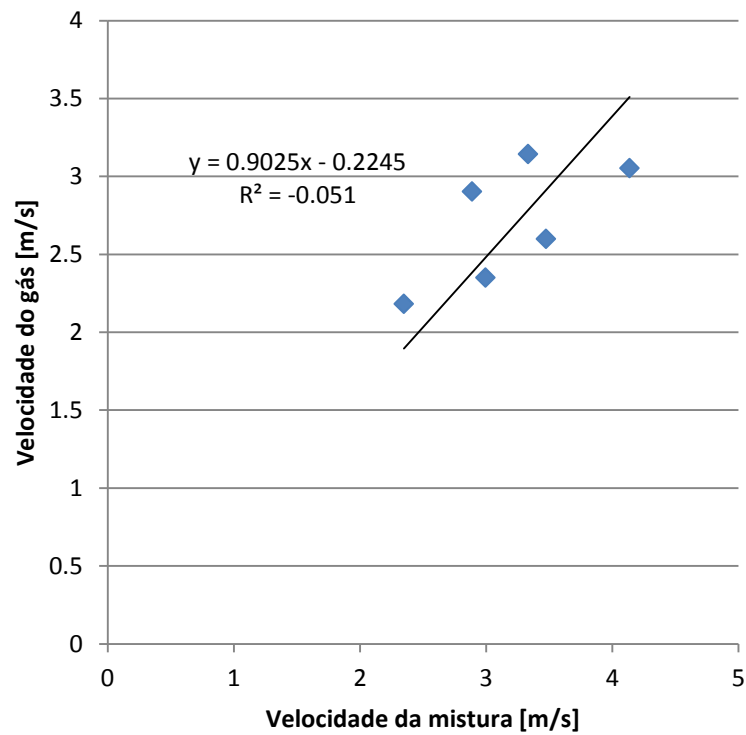


Figura 5.21 – Regressão linear para os dados obtidos para frações de vazio entre 75 e 100%.

Tabela 5.5 – Representação das três correlações que apresentaram melhores resultados para a faixa de 75 a 100% de fração de vazio

Correlação	Porcentagem de pontos entre			RMS [%]
	10%	15%	20%	
Ishii (1977) - churn	50	50	83,35	15,46
Inoue <i>et al.</i> (1993)	50	50	66,70	15,88
Morooka <i>et al.</i> (1989)	50	50	66,70	16,56

O valor de C_0 obtido para esta região foi de 0,9025.

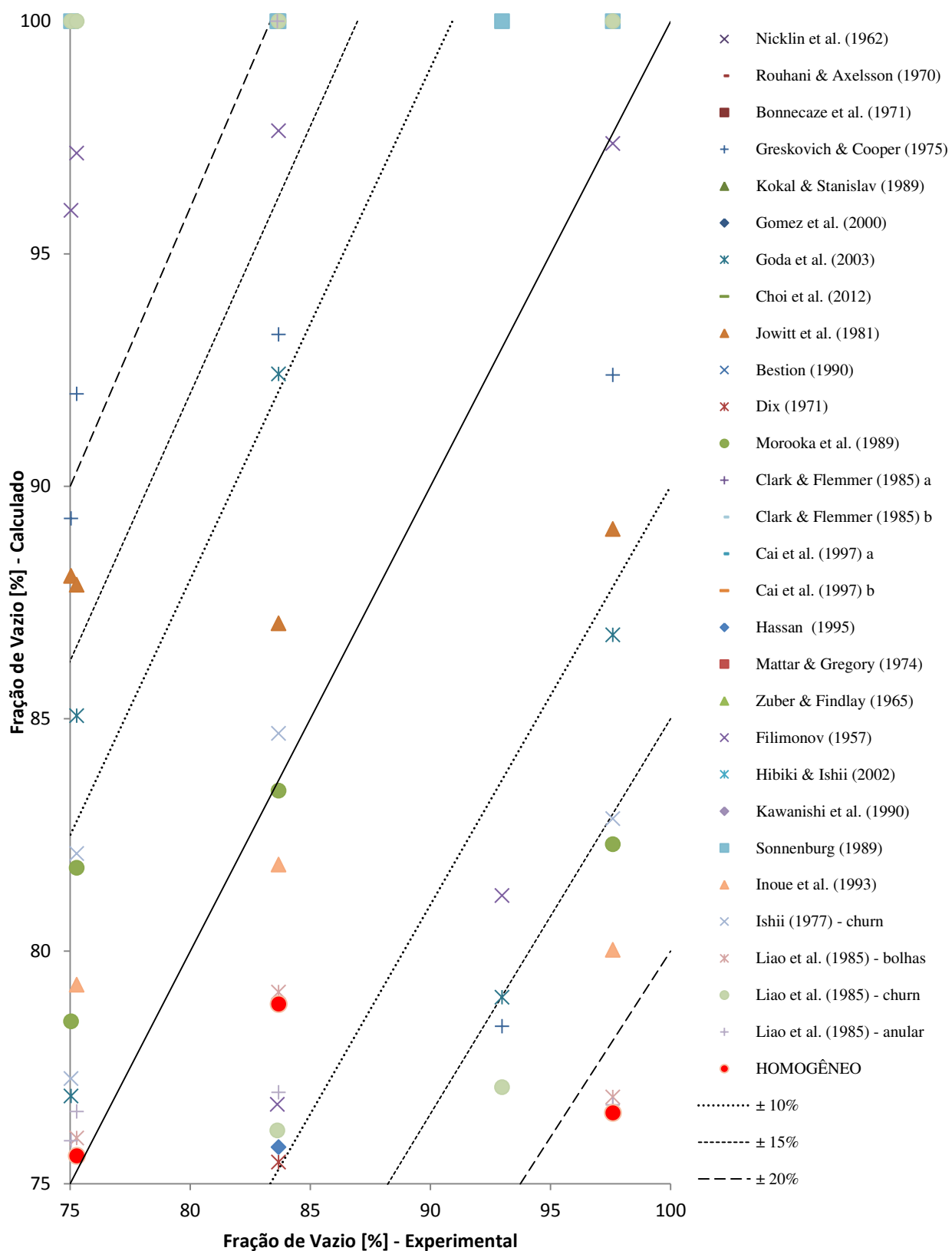


Figura 5.22 – Valores teóricos e experimentais obtidos para frações de vazio entre 75 e 100%.

6. CONCLUSÕES E SUGESTÕES

O objetivo principal do presente trabalho foi avaliar um fenômeno real de campo, ocorrido durante a elevação do petróleo do poço ESP-23 no campo brasileiro de Espadarte. O equipamento desenvolvido pela Petrobrás denominado Sistema de Bombeio Centrifugo Submerso em Skid (S-BCSS), foi testado no poço em questão apresentando condições críticas de operação por conta de sinais de *surging* do conjunto BCS presente no equipamento. Para tanto foi investigado a possibilidade de acúmulo de gás numa curva horizontal descendente, que seria suspeito estar causando, em certa frequência, oscilações no padrão de escoamento na entrada da bomba e provocar oscilações em seu ganho de pressão.

Para tanto, foi desenvolvida uma ferramenta para a obtenção da fração de vazio de um escoamento multifásico através de um método não intrusivo, diferente da maioria dos estudos que utilizam válvulas de fechamento rápido. Através de transdutores de pressão e temperatura instalados ao longo da linha experimental foi possível obter a velocidade superficial da fase gasosa e, através de um processamento digital de imagens foi possível obter a velocidade da mesma fase. A relação entre tais velocidades pôde então fornecer a fração de vazio ali existente, possibilitando a comparação com diferentes correlações que se utilizam dos parâmetros de parâmetro de distribuição e de velocidade de deslizamento. Através destes parâmetros foi possível obter uma velocidade mínima da mistura. Deve-se destacar que tal ferramenta apresentou limitações quanto à faixas de aplicação, uma vez que padrões de escoamento turbulentos podem dificultar a identificação das fases envolvidas. Além do mais, poderá não haver a existência de uma frente da fase gás para que a mesma seja estudada, com o intuito de se avaliar seu deslocamento ao longo do escoamento.

Através dos resultados obtidos foi verificada uma boa operação da ferramenta desenvolvida para uma fração de vazio de 0 a 100%, apesar de apresentar melhor resultados para uma fração de até 50%. Esse desempenho pôde ser observado nas curvas obtidas através de regressão linear dos pontos obtidos, que apresentaram um decréscimo dos coeficientes de determinação (R^2) com o aumento da fração de vazio. De toda maneira, foi possível obter com sucesso valores para frações de vazio maiores que estipuladas no projeto do S-BCSS, que é de 35%. Ao contrário de Bhagwat (2012) e Ghajar & Tang (2012), que utilizaram o mecanismo de válvula de fechamento rápido,

este trabalho apresentou melhores resultados para uma faixa de até 50% para determinação da fração de vazio.

Com base nos resultados obtidos durante a avaliação das correlações abordadas, viu-se que diferentes metodologias exigem diferentes faixas de aplicação para obter melhores resultados. Porém, correlações desenvolvidas para certa faixa de operação podem apresentar bons resultados em outras faixas de aplicação possibilitando a obtenção de um modelo genérico para todas as regiões de interesse, porém com certa defasagem no resultado obtido.

Dentre as faixas de fração de vazio estudadas, foram selecionadas as correlações que melhores apresentaram resultados e a partir delas foi possível obter a velocidade mínima da mistura. Além do mais, através dos valores de velocidade de deslizamento e parâmetro de distribuição propostos neste trabalho, para diferentes faixas de fração de vazio, foi também possível a obtenção das velocidades mínimas da mistura. As velocidades mínimas para cada caso são apresentadas na Figura 6.1 e Figura 6.2.

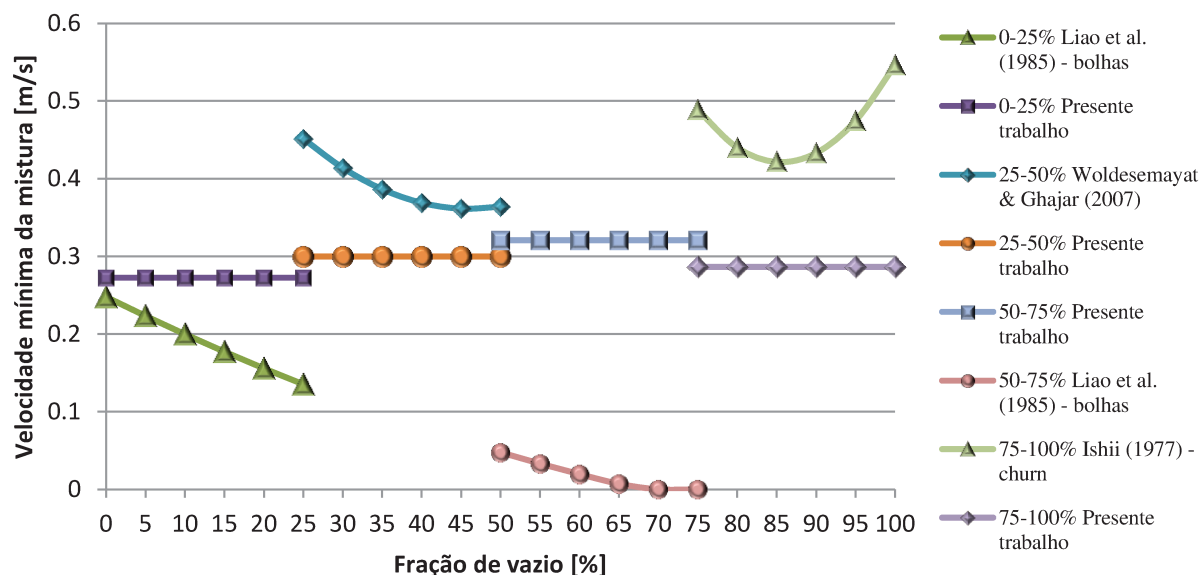


Figura 6.1 – Velocidades mínimas da mistura para que não haja acúmulo de gás em diferentes faixas de frações de vazio.

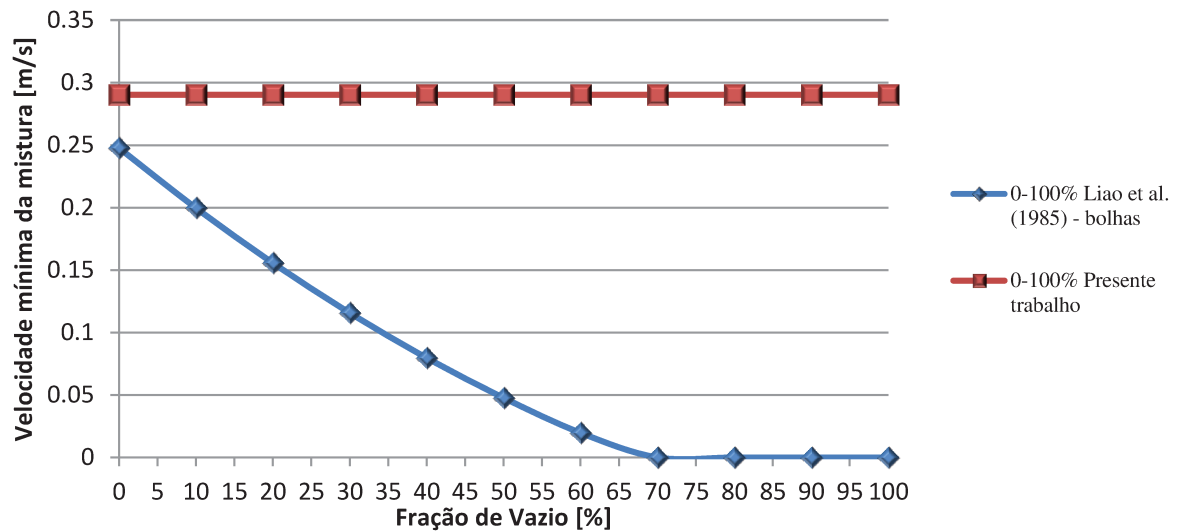


Figura 6.2 – Velocidades mínimas da mistura para que não haja acúmulo de gás na faixa de 0 a 100% de fração de vazio.

Foi observado que as velocidades mínimas obtidas experimentalmente levam a um acúmulo de gás desde a curva horizontal descendente até o final da seção vertical, onde as bolhas tendem a coalescer formando grandes bolhas (“Bolhas de Taylor”) que submergem até o topo desta seção, isso porque a velocidade de tais bolhas proposta na equação (3.7) é 1,22 vezes maior que a velocidade de deslizamento. O resultado da surgência dessas bolhas é o aparecimento do padrão “anular” no escoamento vertical. Vale destacar que o padrão de saída na seção horizontal inferior, tende a permanecer com as mesmas características do padrão encontrado na seção horizontal superior, apesar de alguma agitação ali existente.

Para o escoamento vertical descendente, através das imagens obtidas foi concluído que para uma vazão constante de gás e com o aumento da vazão de líquido, a força de cisalhamento resultante nas bolhas as desintegram gerando novas outras de menor tamanho que são dispersas pela seção da tubulação. Como mostrado na Figura 5.7, aparentemente com o aumento da vazão de líquido, a quantidade de bolhas aumenta, porém de tamanho reduzido e que tendem a se comportar de maneira esférica. Para uma vazão constante de líquido e aumento da vazão de gás, foi observado que o diâmetro das bolhas é pouco influenciado sendo que, por conta do aumento da quantidade de bolhas, a tendência será a transição para o padrão “intermitente”.

Ainda para o escoamento vertical descendente, foi observado que os valores de parâmetro de distribuição se apresentaram menor que uma unidade como esperado (conforme apresentado

no gráfico da Figura 6.3), já que as bolhas de gás tendem a se concentrar no centro da tubulação enquanto nas proximidades da parede permanece uma maior concentração de fase líquida. Segundo Bhagwat (2012) este fenômeno é conhecido como “coring” e é governado pelo balanço entre as forças turbulentas, laterais e de repulsão da parede. Assim, pode-se afirmar que o perfil de velocidade nas proximidades da parede da tubulação é mais acentuado que a região central, aonde se concentra a fase gasosa, por causa da velocidade de deslizamento ali existente. Haues *et al.* (2008) realizaram numericamente a simulação de um perfil de velocidade com essas características apresentando as possibilidades do parâmetro de distribuição ser menor que uma unidade, como apresentado na Figura 6.4. A equação que governa o perfil de velocidades é dada por $(1 - r/R)^n$, sendo que $r/R = 0,5$ para o caso “a” e 0,75 para o caso “b”.

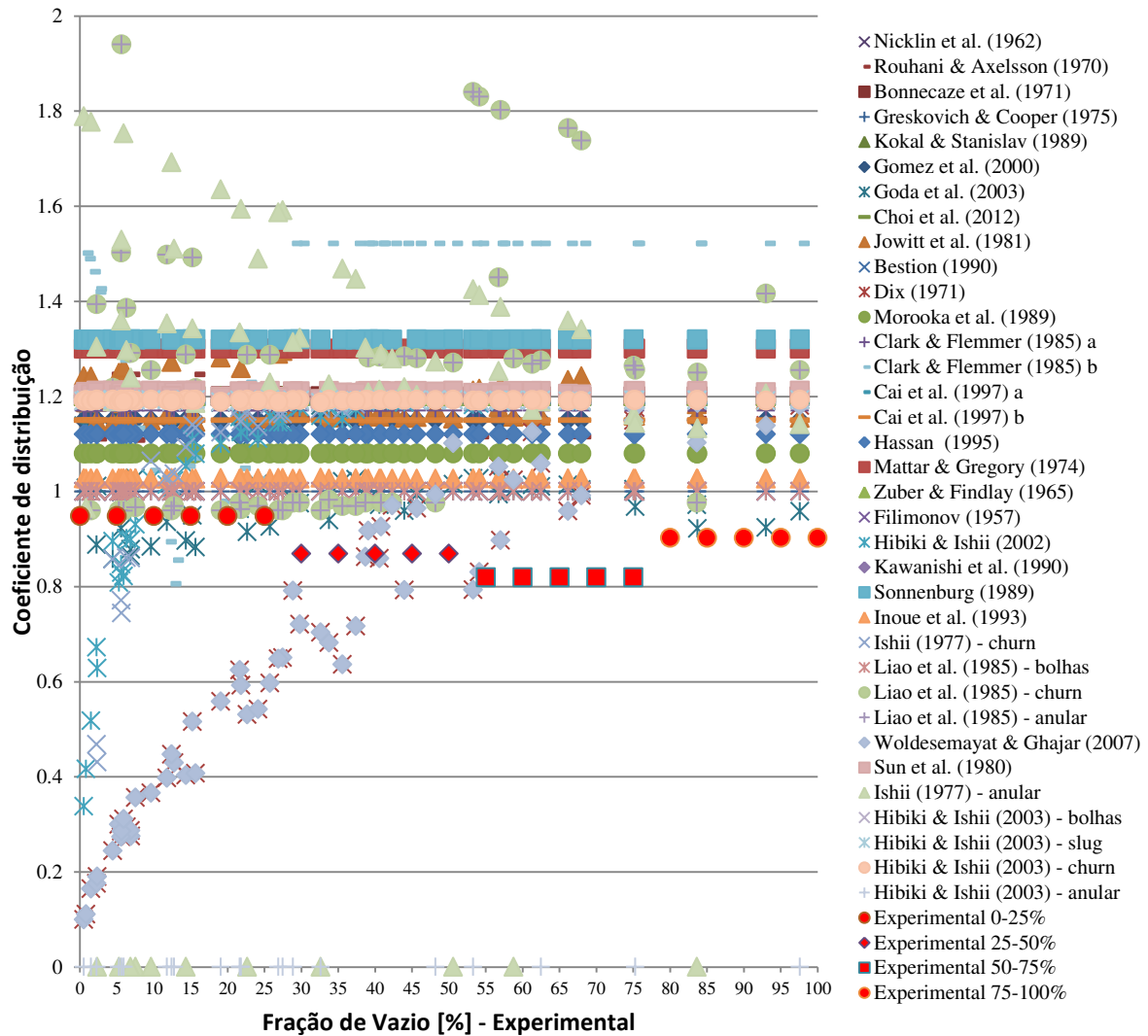


Figura 6.3 – Comparação entre parâmetros de distribuição teóricos e experimental.

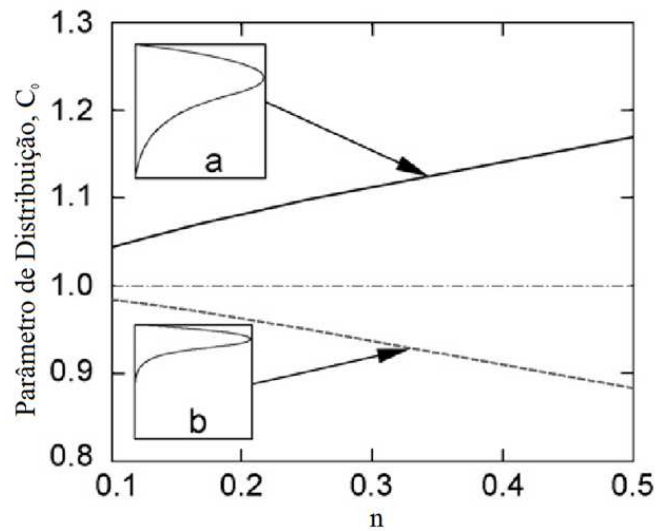


Figura 6.4 – Relação entre parâmetro de distribuição com a constante n para simulação de um perfil de velocidade (Haues, 2008).

Além disso, Goda (2003) *et al.* apresentam em seu estudo a dependência do parâmetro de distribuição com a relação adimensional entre as velocidades da mistura e de deslizamento, conforme apresentado na Figura 6.5. É visto que a relação entre as velocidades médias de mistura e da velocidade de deslizamento, sugeridas no presente trabalho, apresenta um valor de 11,44 enquanto o coeficiente de distribuição para a faixa de 0 a 100% de fração de vazio apresenta um valor de 0,8939, sendo coerente com os resultados obtidos por Goda *et al.* (2003).

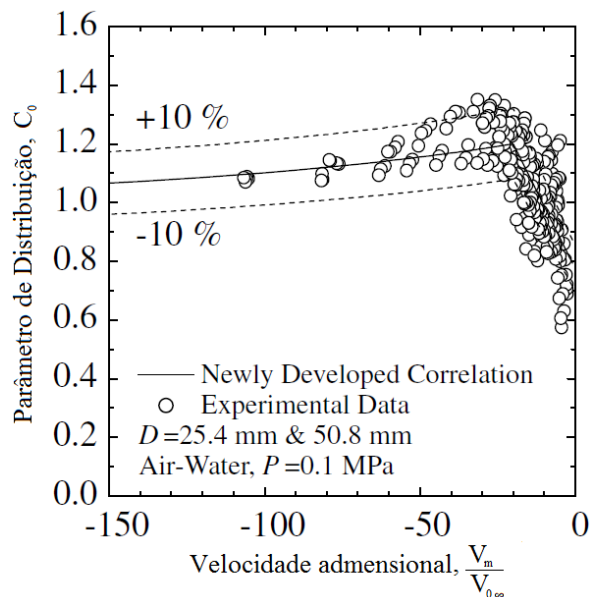


Figura 6.5 – Dependência do parâmetro de distribuição com a relação entre as velocidades da mistura e de deslizamento (Goda, 2003).

É visto que a região de interesse em uma seção de visualização é influenciada pelo foco da câmera, que acaba por adquirir regiões do escoamento que pode resultar numa imprecisão dos resultados finais. Isso pode ocorrer, por exemplo, em uma seção cilíndrica de visualização na qual o escoamento próximo à parede da tubulação que possuirá uma velocidade inferior quando comparada com a velocidade do centro, impedindo que o perfil real de velocidade seja avaliado. Para tanto, além dos métodos abordados para melhoria das imagens obtidas, é sugerido a utilização de um feixe plano de luz branca na seção de interesse em substituição de uma única fonte de luz situada atrás da janela de visualização.

É comprovada a ocorrência do fenômeno de *surging* no S-BCSS em teste no campo de Espadarte, porém com base nos resultados aqui obtidos, é possível afirmar que este regime de operação não está relacionado com o acúmulo de gás na curva vertical descendente, presente no equipamento, por conta da elevada vazão de produção do campo. É visto a possibilidade do conjunto BCS presente no equipamento estar operando em vazio conforme esquema apresentado na Figura 6.6, exigindo um estudo detalhado para a possibilidade de ocorrência da hipótese apresentada.

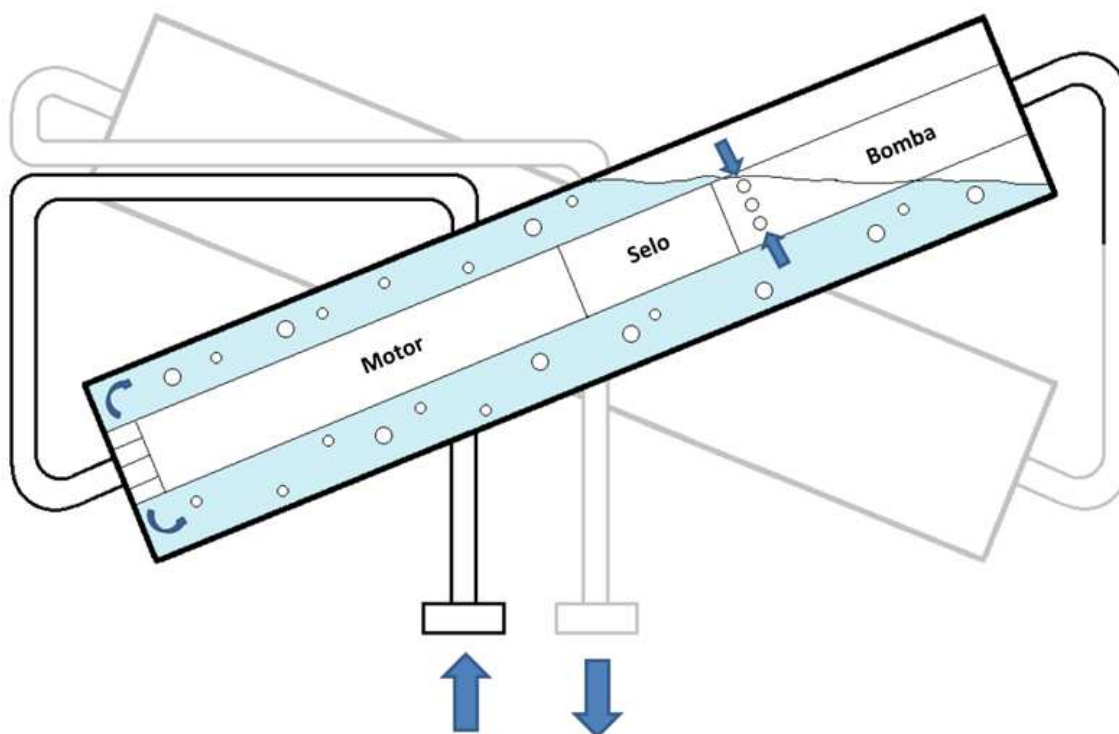


Figura 6.6 – Desenho esquemática da possibilidade de operação do conjunto BCS em vazio

7. REFERÊNCIAS

Balbinot, Alexandre. *Instrumentação e Fundamentos de Medidas*, Vol. 1, LTC, 2007.

Barnea, D., O. Shoham, Y. Taitel, and A. E. Dukler. "Gas-liquid flow in inclined tubes: flow pattern transitions for upward flow." *Chemical engineering science* 40, no. 1 (1985): 131-136.

Barnea, Dvora, Ovadia Shoham, and Yehuda Taitel. "Flow pattern transition for vertical downward two phase flow." *Chemical Engineering Science* 37.5 (1982): 741-744.

Bellarby, Jonathan. *Well completion design*. Vol. 56. Elsevier Science, 2009.

Bhagwat, Swanand M., and Afshin J. Ghajar. "Similarities and differences in the flow patterns and void fraction in vertical upward and downward two phase flow." *Experimental Thermal and Fluid Science* 39 (2012): 213-227.

Biazussi, Jorge Luiz. "Desenvolvimento de uma técnica de medida de vazão de óleo em escoamento bifásico do tipo core-flow." Tese (Mestrado) – Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas (2010).

Bestion, D. "The physical closure laws in the CATHARE code." *Nuclear Engineering and Design* 124, no. 3 (1990): 229-245.

Bonnecaze, R. H., W. Erskine, and E. J. Greskovich. "Holdup and pressure drop for two-phase slug flow in inclined pipelines." *AIChE Journal* 17, no. 5 (1971): 1109-1113.

Bratland, Ove. "Pipe Flow 2 Multi-phase Flow Assurance", Norway, (2010).

Camilleri, Lawrence, Laurent Brunet, and Emmanuel Segui. "Poseidon Gas Handling Technology: A Case Study of Three ESP Wells in the Congo." In *SPE Middle East Oil and Gas Show and Conference*. 2011.

Cascade and Chinook. Informativo Petrobras. Vol.1. PennWell Custom Publishing, 2012.

Choi, Jinho, Eduardo Pereyra, Cem Sarica, Changhyup Park, and Joe M. Kang. "An Efficient Drift-Flux Closure Relationship to Estimate Liquid Holdups of Gas-Liquid Two-Phase Flow in Pipes." *Energies* 5, no. 12 (2012): 5294-5306.

Clark, N. N., and R. L. Flemmer. "Predicting the holdup in two-phase bubble upflow and downflow using the Zuber and Findlay drift-flux model." *AIChE journal* 31, no. 3 (1985): 500-503.

Coddington, Paul, and Rafael Macian. "A study of the performance of void fraction correlations used in the context of drift-flux two-phase flow models." *Nuclear Engineering and Design* 215, no. 3 (2002): 199-216.

Coto, Baudilio, Carmen Martos, Juan J. Espada, María D. Robustillo, and José L. Peña. "Analysis of paraffin precipitation from petroleum mixtures by means of DSC: Iterative procedure considering solid-liquid equilibrium equations." *Fuel* 89, no. 5 (2010): 1087-1094.

Estevam, Valdir. "Uma Análise Fenomenológica da Operação de Bomba Centrífuga com Escoamento Bifásico". Tese (Doutorado) – Curso de Ciências e Engenharia de Petróleo, Universidade Estadual de Campinas (2002).

Garreto, M. S. E. "Influência do Parâmetro de Solubilidade Sobre a Estabilidade de Asfaltenos no Petróleo". Tese (Doutorado) – Curso de Ciências e Tecnologia de Polímeros, Instituto de Macromoléculas Professora Eloisa Mano da Universidade Federal do Rio de Janeiro (2011).

Ghajar, Afshin J., and Clement C. Tang. "Void fraction and flow patterns of two-phase flow in upward and downward vertical and horizontal pipes." *Advances in Multiphase Flow and Heat Transfer* 4 (2012): 175-201.

Goda, Hiroshi, Takashi Hibiki, Seungjin Kim, Mamoru Ishii, and Jennifer Uhle. "Drift-flux model for downward two-phase flow." *International journal of heat and mass transfer* 46, no. 25 (2003): 4835-4844.

Greskovich, E. J., and W. T. Cooper. "Correlation and prediction of gas-liquid holdups in inclined upflows." *AIChE Journal* 21, no. 6 (1975): 1189-1192.

Gomez, L. E., Ovadia Shoham, Zelimir Schmidt, R. N. Chokshi, and Tor Northug. "Unified mechanistic model for steady-state two-phase flow: horizontal to vertical upward flow." *SPE Journal* 5, no. 3 (2000): 339-350.

Hasan, A. R. "Void Fraction in Bubbly and Slug Flow in Downward Two-Phase Flow in Vertical and Inclined Wellbores." *Old Production & Facilities* 10, no. 3 (1995): 172-176.

Haoues, L., A. Olekhovitch, and A. Teyssedou. "Influence of the void fraction profile on the distribution parameter C_0 for a bubbly gas-liquid flow in a horizontal round pipe." *Nuclear Engineering and Design* 238, no. 4 (2008): 1155-1158.

Hibiki, Takashi, and Mamoru Ishii. "One-dimensional drift-flux model and constitutive equations for relative motion between phases in various two-phase flow regimes." *International Journal of Heat and Mass Transfer* 46, no. 25 (2003): 4935-4948.

Jamaluddin, A. K. M., and C. S. Kabir. "Flow assurance: Managing flow dynamics and production chemistry." *Journal of Petroleum Science and Engineering* (2012).

Júnior, José Vilanu Oliveira. "Modelagem de Slugging Severo de Risers em Catenária". Tese (Mestrado) – Curso de Engenharia Oceânica, Universidade Federal do Rio de Janeiro (2011).

Kaiser, Mark J. "Fiscal system analysis—concessionary systems." *Energy* 32, no. 11 (2007): 2135-2147.

Kawanishi, Kouhei, Yasuhiko Hirao, and Ayao Tsuge. "An experimental study on drift flux parameters for two-phase flow in vertical round tubes." *Nuclear engineering and design* 120, no. 2 (1990): 447-458.

Kline, S.J; McClintock, E.J., "Uncertainties in Single-Sample Experiments". *Journal of Fluid Mechanics*, Cambridge, v.73, p.3-8, (1953).

Kokal, S. L., and J. F. Stanislav. "An experimental study of two-phase flow in slightly inclined pipes—II. Liquid holdup and pressure drop." *Chemical engineering science* 44, no. 3 (1989): 681-693.

Labanca, Edson Luiz. “Metodologia para a Seleção de Arranjos Submarinos”. Tese (Mestrado) – Curso de Ciências e Engenharia Oceânica, Universidade Federal do Rio de Janeiro (2005).

Laurindo, Wallace Rosa. “Estudo experimental de bolhas alongadas no escoamento bifásico horizontal intermitente”. Tese (Mestrado) – Curso de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro (2012).

Lawson, Peterm, Ignacio Martinez and Kathy Shirley. “Improving Deepwater Production through Subsea ESP Booster Systems By Peter Lawson.” *Informativo Centrilift* (2004).

Luna-Ortiz, Eduardo, Praveen Lawrence, Constantinos C. Pantelides, Claire S. Adjiman, and Charles D. Immanuel. "An integrated framework for model-based flow assurance in deep-water oil and gas production." *Computer Aided Chemical Engineering* 25 (2008): 787-792.

Machado, J. P. S. E., De Abreu, H. F. G., Sobral, A. V., De SantAna, H. B. “Influência do óleo nacional pesado na corrosão dos aços inoxidáveis”. In *Anais do II Congresso Brasileiro de P&D em Petróleo & Gás* (2003).

Mandhane, J. M., G. A. Gregory, and K. Aziz. "A flow pattern map for gas—liquid flow in horizontal pipes." *International Journal of Multiphase Flow* 1, no. 4 (1974): 537-553.

Minami, K., A. Kurban, C. Khalil, and C. Kuchpil. "Ensuring flow and production in deepwater environments." In *Offshore Technology Conference*. 1999.

Moffat, R.J., “Describing the uncertainties in experimental results”. *Experimental Thermal and Fluid Science*, New York. 1988.

Morooka, Shinichi, Takao Ishizuka, Masaru Iizuka, and Kunihiro Yoshimura. "Experimental study on void fraction in a simulated BWR fuel assembly (evaluation of cross-sectional averaged void fraction)." *Nuclear Engineering and Design* 114, no. 1 (1989): 91-98.

Ngan, Kwun Ho, Karolina Ioannou, Lee D. Rhyne, Wei Wang, and Panagiota Angeli. "A methodology for predicting phase inversion during liquid–liquid dispersed pipeline flow." *Chemical Engineering Research and Design* 87, no. 3 (2009): 318-324.

Rezkallah, Kamiel S., and Pieter de Jong. " Measurement of Actual Gas Velocity in Two-Phase Flow Using High Speed Video And Image Processing." *Journal of Flow Visualization and Image Processing* 2, no. 1 (1995).

Roberto, M., P. S. Oliveira, and B. M. Pyramo. "Mudline ESP: Electrical Submersible Pump Installed in a Subsea Skid." *In 2013 Offshore Technology Conference*. 2013.

Rosa, Adalberto José, Renato de Souza Carvalho, and José Augusto Daniel Xavier. *Engenharia de reservatórios de petróleo*. Interciência. (2006).

Rouhani, S. Zia, and Eva Axelsson. "Calculation of void volume fraction in the subcooled and quality boiling regions." *International Journal of Heat and Mass Transfer* 13, no. 2 (1970): 383-393.

Shirdel, M., D. Paes, P. Ribeiro, and K. Sepehrnoori. "Evaluation and comparison of different models for asphaltene particles deposition in flow streams." *Journal of Petroleum Science and Engineering* (2012).

Shoham, Ovadia. *Mechanistic modeling of gas-liquid two-phase flow in pipes*. Richardson, TX: Society of Petroleum Engineers. (2006).

Sun, K. H., R. B. Duffey, and C. M. Peng. "The prediction of two-phase mixture level and hydrodynamically-controlled dryout under low flow conditions." *International Journal of Multiphase Flow* 7, no. 5 (1981): 521-543.

Taitel, Yehuda. "Stability of severe slugging." *International journal of multiphase flow* 12, no. 2 (1986): 203-217.

Taitel, Yehuda, Dvora Bornea, and A. E. Dukler. "Modelling flow pattern transitions for steady upward gas-liquid flow in vertical tubes." *AIChE Journal* 26, no. 3 (1980): 345-354.

Thomas, José Eduardo. *Fundamentos de engenharia de petróleo*. Interciência, 2001.

Wallis, Graham B. *One-dimensional two-phase flow*. Vol. 1. New York: McGraw-Hill, 1969.

Woldesemayat, Melkamu A., and Afshin J. Ghajar. "Comparison of void fraction correlations for different flow patterns in horizontal and upward inclined pipes." *International Journal of Multiphase Flow* 33, no. 4 (2007): 347-370.

Zuber, N., Findlay, J.A., 1965. "Average volumetric concentration in two-phase flow systems." *J. Heat Transfer* 87, 453–468.

APÊNDICE A – CALIBRAÇÃO DOS INSTRUMENTOS

Neste apêndice são apresentadas as curvas de calibração de alguns dos instrumentos utilizadas no desenvolvimento deste trabalho. A seguir, se observa as curvas dos termopares e dos transdutores de pressão.

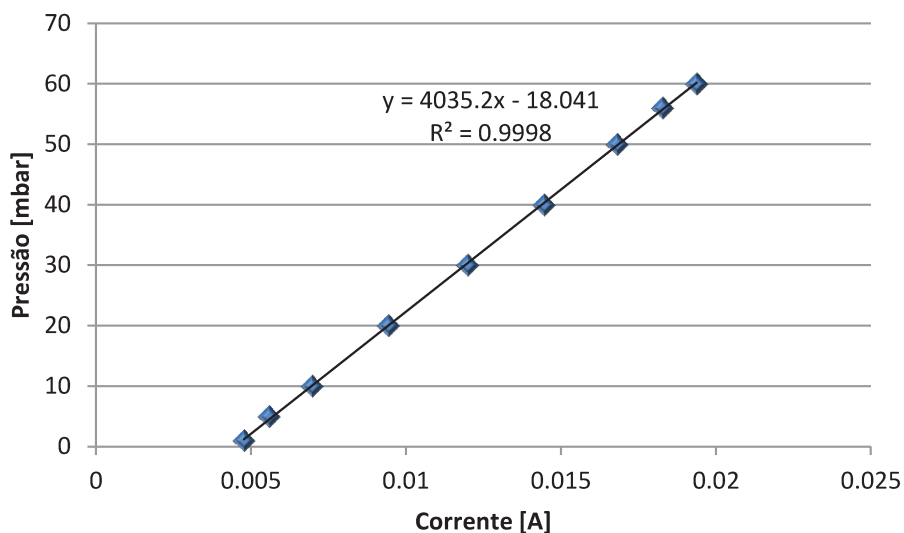


Figura A.A.1 – Curva de calibração do transdutor de diferencial de pressão da curva.

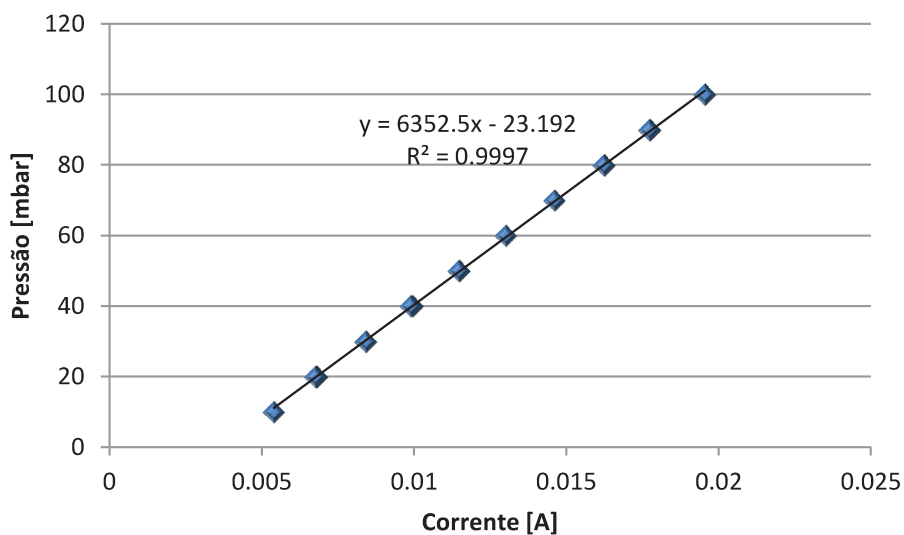


Figura A.A.2 – Curva de calibração do transdutor de diferencial de pressão da seção horizontal.

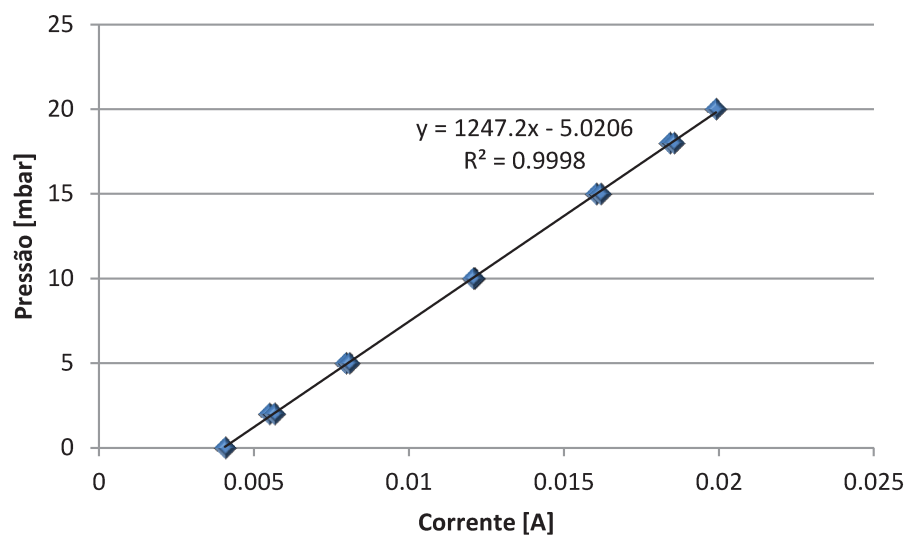


Figura A.A.3 – Curva de calibração do transdutor de diferencial de pressão da seção vertical.

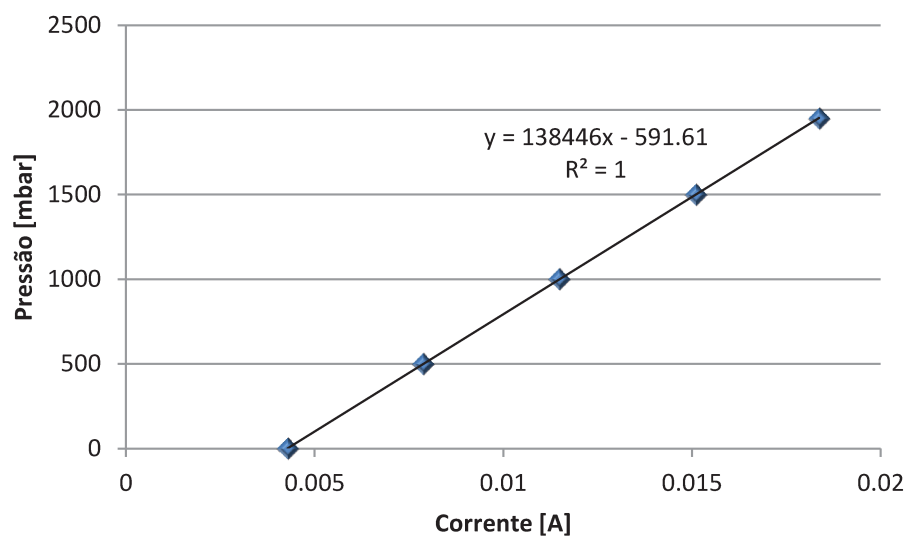


Figura A.A.4 – Curva de calibração do transdutor de pressão manométrica inferior.

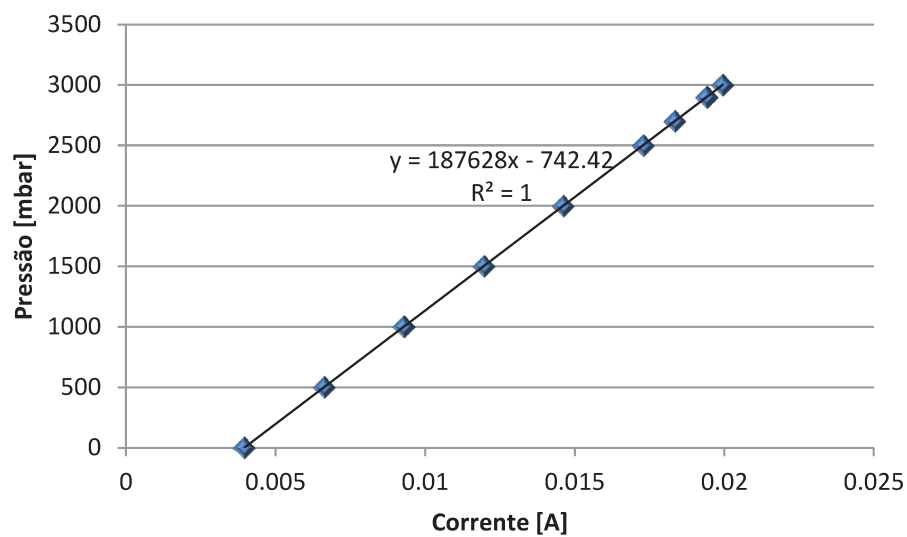


Figura A.A.5 – Curva de calibração do transdutor de pressão manométrica superior.

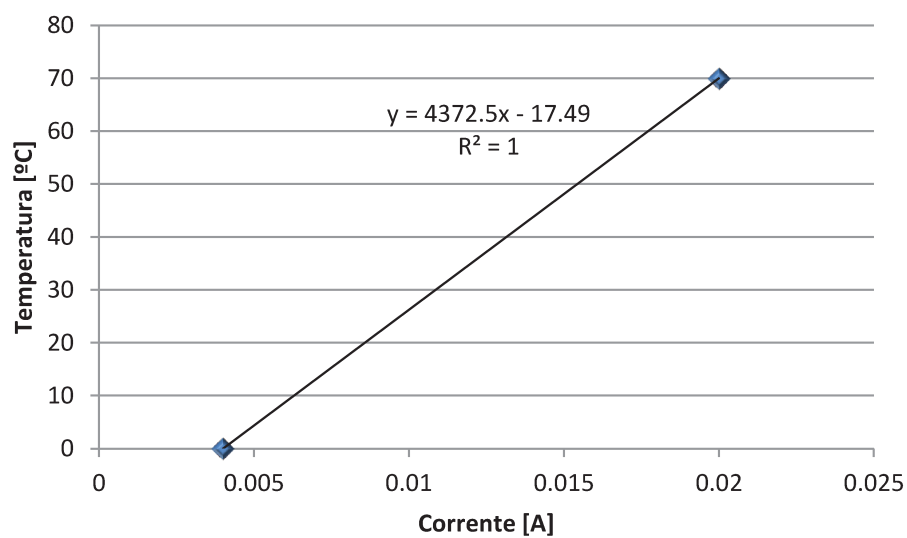


Figura A.A.6 – Curva de calibração do transdutor de temperatura da linha.

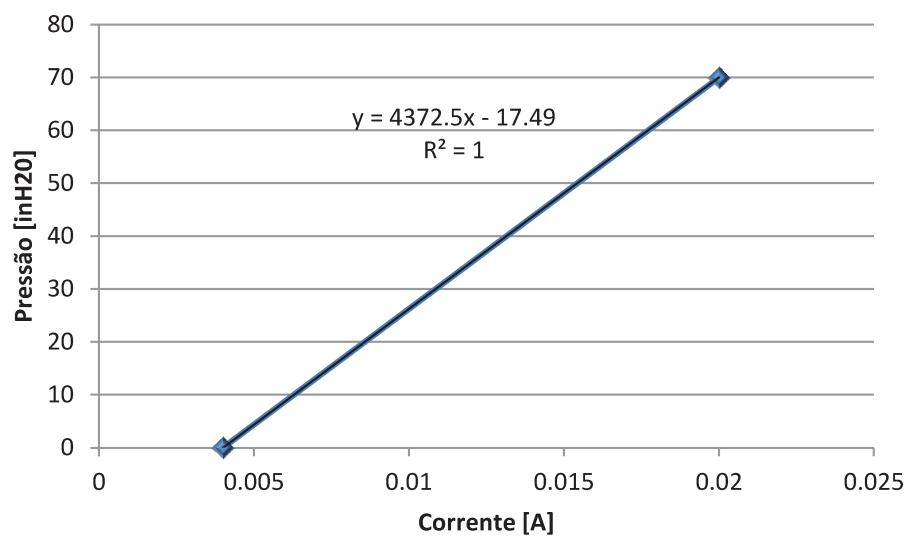


Figura A.A.7 – Curva de calibração do transdutor diferencial de pressão do medidor de vazão mássica de ar.

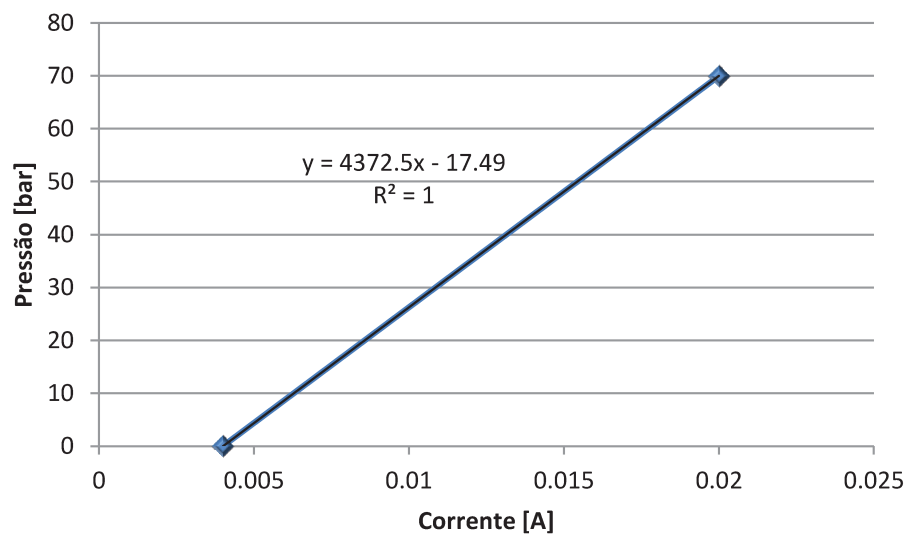


Figura A.A.8 – Curva de calibração do transdutor de pressão manométrica do medidor de vazão mássica de ar.

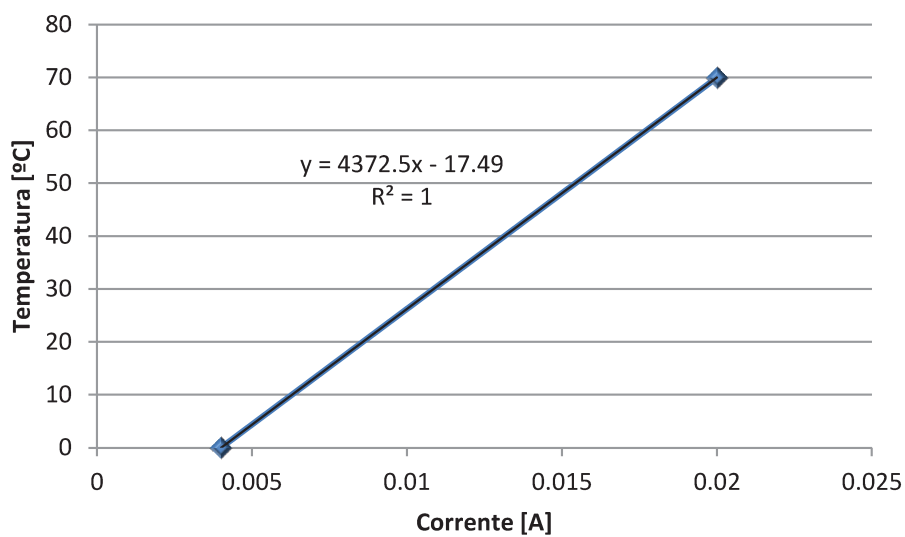


Figura A.A.9 – Curva de calibração do transdutor de temperatura do medidor de vazão mássica de ar (elemento laminar de baixa vazão)

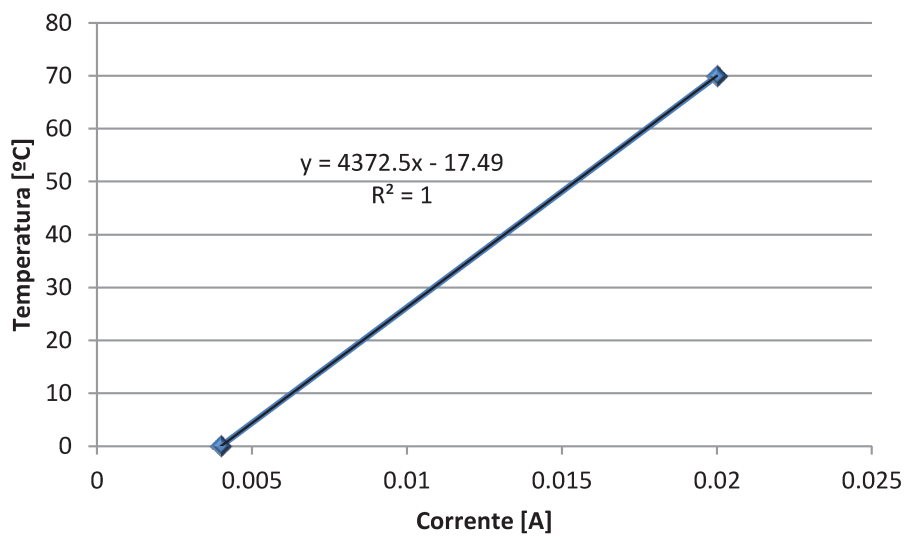


Figura A.A.10 – Curva de calibração do transdutor de temperatura do medidor de vazão mássica de ar (elemento laminar de alta vazão)

APÊNDICE B – ANÁLISE DAS INCERTEZAS EXPERIMENTAIS

A confiabilidade de resultados experimentais está associada ao grau de incerteza dessas variáveis. Para que resultados experimentais sejam confiáveis, é necessário que estejam acompanhados de uma indicação quantitativa sobre seu grau de incerteza. A análise de incerteza é o procedimento utilizado para estimar e expressar essa indicação.

Baseado no trabalho de Moffat (1988), este apêndice apresenta a metodologia empregada na análise de incertezas associadas às grandezas estudadas neste trabalho.

B.1 Análise de Incerteza por Amostragem Simples

Pesquisas experimentais em mecânica dos fluidos geralmente são experimentos de amostragem simples, onde cada ponto medido é verificado uma única vez, ou no máximo algumas poucas vezes. A seguir, é apresentada a metodologia para a análise das incertezas por amostragem simples.

Seja x_i uma variável com incerteza conhecida δx_i . Essa variável pode ser expressa por:

$$x_i = x_i(\text{medido}) \pm \delta x_i \quad (\text{B.1})$$

onde a melhor estimativa de x_i é $x_i(\text{medido})$. A incerteza de x_i tem 95% de probabilidade de estar entre $\pm \delta x_i$. O valor $x_i(\text{medido})$ representa a medida realizada, enquanto δx_i representa 2s, onde s é o desvio padrão da população de possíveis medidas, das quais a única amostra $x_i(\text{medido})$ foi realizada. O desvio padrão da população s pode ser calculado a partir do desvio padrão da amostra S, obtido do experimento utilizando-se a distribuição de Student.

O resultado calculado a partir de um conjunto de medições pode ser representado por:

$$R = R(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n) \quad (\text{B.2})$$

Kline e McClintock (1953) mostraram que a incerteza do resultado calculado R pode ser estimada utilizando-se uma combinação dos efeitos individuais de cada variável sobre o resultado. Se apenas uma variável com incerteza associada é utilizada no cálculo do resultado R, a incerteza do resultado calculado devido ao efeito dessa variável é:

$$\delta R_{xi} = \frac{\partial R}{\partial x_i} \delta x_i \quad (\text{B.3})$$

onde $\partial R/\partial x_i$ é o coeficiente de sensibilidade do resultado R em relação a variável x_i . Quando diversas variáveis independentes são utilizadas no cálculo de R, as incertezas individuais de cada variável são combinadas da seguinte forma:

$$\delta R = \left[\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial R}{\partial x_i} \delta x_i \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{B.4})$$

A Equação B.4 é válida quando as medições das variáveis são independentes e expressas com a mesma probabilidade. Quando o resultado calculado R é expresso na forma de produto das variáveis medidas, tal como na Equação B.5,

$$R = x_1^a \cdot x_2^b \cdot x_3^c \dots x_n^m \quad (\text{B.5})$$

a incerteza da grandeza calculada R pode ser expressa por:

$$\frac{\delta R}{R} = \left[\left(a \frac{\delta x_1}{x_1} \right)^2 + \left(b \frac{\delta x_2}{x_2} \right)^2 + \dots + \left(m \frac{\delta x_n}{x_n} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{B.6})$$

Considerando as incertezas relativas u_R e u_{x_i} dadas pelas Equações B.7 e B.8, e substituindo-as na Equação B.6, tem-se uma forma conveniente, Equação B.9, de se expressar a incerteza da grandeza calculada R em função das incertezas relativas de cada variável independente u_{x_i} .

$$\frac{\delta R}{R} = u_R \quad (\text{B.7})$$

$$\frac{\delta x_i}{x_i} = u_{x_i} \quad (\text{B.8})$$

$$u_R = \left[(a \cdot u_{x_1})^2 + (b \cdot u_{x_2})^2 + \dots + (m \cdot u_{x_n})^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{B.9})$$

As incertezas relativas u_R e u_{x_i} representam um valor de incerteza em relação ao valor medido, ou seja, essa incerteza é uma fração do valor medido.

Conforme sugerido por Balbinot (2007), as operações de soma em uma equação podem ser tratadas como multiplicação quando se busca obter suas incertezas, tornando-se assim um valor superestipulado.

B.2 Análise de Incerteza para a vazão volumétrica de ar

A vazão volumétrica de ar na seção de visualização é calculada por:

$$Q_{ar\,vis} = \frac{\dot{m}_{ar\,inj} R T_{ar\,vis}}{P_{ar\,vis}} \quad (B.10)$$

Conforme simplificação descrita acima, o valor da incerteza associada à vazão total de mistura é:

$$u_{Q_{ar\,vis}} = \left[\left(u_{\dot{m}_{ar\,inj}} \right)^2 + \left(u_{T_{ar\,vis}} \right)^2 + \left(-u_{P_{ar\,vis}} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (B.11)$$

B.3 Análise de Incerteza para a vazão mássica de ar

A vazão volumétrica mássica de ar na seção de visualização é a mesma calculada através do medidor mássico, que leva em consideração o diferencial de pressão no medidor de fluxo laminar, a pressão manométrica e temperatura locais. A equação é dada pelo manual do fabricante do medidor e é expressa por:

$$\dot{m}_{ar\,inj} = \dot{m}_{ar\,vis} = (B \cdot DP + C \cdot DP^2) \left(\frac{\mu_{std}}{\frac{14,58 T_{inj}^{\frac{3}{2}}}{114,4 + T_{inj}}} \right) \left(\frac{T_{std}}{T_{inj}} \right) \left(\frac{P_{inj}}{P_{std}} \right) (\rho) \quad (B.12)$$

Nesta equação é desconsiderada a correção da viscosidade em função da humidade do ar. As constantes B e C são também fornecidas pelo fabricante a depender do medidor a ser usado. No caso, para o medidor de baixa vazão, B=1,07654 e C=-0,010176, enquanto para o medidor de alta vazão, B=7,93941 e C=-0,055913. O valor da incerteza associada à vazão mássica do ar é dada por:

$$\begin{aligned} u_{\dot{m}_{ar\,inj}} &= u_{\dot{m}_{ar\,vis}} \\ &= \left[\left(B u_{DP_{ar\,inj}} \right)^2 + \left(2C u_{DP_{ar\,inj}} \right)^2 + \left(-20,87 u_{T_{ar\,inj}} \right)^2 \right. \\ &\quad \left. + \left(-u_{T_{ar\,inj}} \right)^2 + \left(u_{P_{ar\,inj}} \right)^2 + \left(u_{\rho} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \end{aligned} \quad (B.13)$$

B.4 Análise de Incerteza para a velocidade superficial do gás

A velocidade superficial é expressa por:

$$v_{SG} = \frac{Q_{arvis}}{\frac{\pi D^2}{4}} \quad (B.14)$$

O erro associado será então:

$$u_{v_{SG}} = \left[\left(u_{Q_{arvis}} \right)^2 + (-1,57 u_D)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (B.15)$$

B.5 Análise de Incerteza para a velocidade do gás

A velocidade da fase gasosa obtida através das imagens processadas é expressa por:

$$v_G = \frac{pixels}{fps} \frac{D}{pixels} \quad (B.16)$$

O erro associado será então:

$$u_{v_G} = \left[(u_D)^2 + (-u_{fps})^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (B.17)$$

B.6 Análise de Incerteza para a fração de vazio experimental

A fração de vazio medida experimentalmente é dada por:

$$\alpha = \frac{v_{SG}}{v_G} \quad (B.18)$$

O erro associado para este caso será:

$$u_\alpha = \left[(u_{v_{SG}})^2 + (-u_{v_G})^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (B.19)$$

B.7 Precisão dos instrumentos de medição

A precisão dos instrumentos utilizados nos ensaios experimentais é dada conforme catálogo do fabricante. Esses valores são apresentados na Tabela B.1. A incerteza do instrumento será considerada igual à precisão declarada pelo fabricante, geralmente denominada Incerteza do Tipo B. Entretanto, a utilização dos instrumentos na faixa inicial de sua escala conduz à obtenção de incertezas mais elevadas. No caso do medidor de vazão líquido que operou em uma faixa inicial de sua escala, considerou-se um valor intermediário para o cálculo da incerteza do instrumento.

Tabela B.1 – Precisão dos Instrumentos de medição segundo fabricante

Variável	Representação	Precisão segundo catálogo	Incerteza relativa
P_{ar}	Pressão manométrica do injetor de ar	1% do fundo de escala	$u_{P_{ar}} = \pm 1\%$
P_{sup}	Pressão manométrica superior da linha	1% do fundo de escala	$u_{P_{sup}} = \pm 1\%$
DP_{ar}	Diferencial de pressão do ar no medidor	1% do fundo de escala	$u_{DP_{ar}} = \pm 1\%$
DP_{cur}	Diferencial de pressão na curva	1% do fundo de escala	$u_{DP_{cur}} = \pm 1\%$
DP_{ver}	Diferencial de pressão na vertical	1% do fundo de escala	$u_{DP_{ver}} = \pm 1\%$
DP_{hor}	Diferencial de pressão na horizontal	1% do fundo de escala	$u_{DP_{hor}} = \pm 1\%$
T_{ar}	Temperatura do ar no medidor	0,1% sobre o valor lido	$u_{T_{ar}} = \pm 0,1\%$
T_{vis}	Temperatura na seção de visualização	0,1% sobre o valor lido	$u_{T_{vis}} = \pm 0,1\%$
D	Distância medida com a escala graduada	0,5 mm sobre o valor lido	$u_D = 0,40\%$
fps	Taxa de aquisição de imagens	1 imagem sobre a taxa máxima de aquisição	$u_{fps} = 0,037\%$

B.8 Incertezas experimentais

A seguir, são apresentadas as incertezas da calculadas. A Tabela B.2 apresenta os resultados das incertezas para os experimentos utilizando medidor de gás para baixas vazões enquanto a Tabela B.3 as incertezas para altas vazões.

Tabela B.2 – Incertezas para os experimentos para baixas vazões

Variável	Incerteza relativa
Vazão volumétrica de ar	$\pm 2,74\%$
Vazão mássica de ar	$\pm 2,55\%$
Velocidade superficial do gás	$\pm 2,81\%$
Velocidade da fase gás	$\pm 0,40\%$
Fração de vazio experimental	$\pm 2,83\%$

Tabela B.3 – Incertezas para os experimentos para altas vazões

Variável	Incerteza relativa
Vazão volumétrica de ar	$\pm 8,33\%$
Vazão mássica de ar	$\pm 8,27\%$
Velocidade superficial do gás	$\pm 8,35\%$
Velocidade da fase gás	$\pm 0,40\%$
Fração de vazio experimental	$\pm 8,36\%$

ANEXO A – CORRELAÇÕES ABORDADAS

Tabela A.A.1 – Correlações abordadas

Correlação	Propriedade	Equação
Bestion (1990)	$v_{0\infty}$ [m/s]	$0,188 \left(gd \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_G} \right)^{0,5}$
	C_0	1,0
Bonnecaze <i>et al.</i> (1971)	$v_{0\infty}$ [m/s]	$0,35 \left(1 - \frac{\rho_G}{\rho_L} \right) \sqrt{gD}$
	C_0	1,2
Cai <i>et al.</i> (1997) a ¹	$v_{0\infty}$ [m/s]	$1,53 \left(g\sigma \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right)^{0,25}$
	C_0	1,185
Cai <i>et al.</i> (1997) b ¹	$v_{0\infty}$ [m/s]	$0,345 \left(gd \left(1 - \frac{\rho_G}{\rho_L} \right) \right)^{0,5}$
	C_0	1,15
Choi <i>et al.</i> (2012)	$v_{0\infty}$ [m/s]	$1,53 \left(g\sigma \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right)^{0,25}$
	C_0	$\frac{2}{1 + (Re/1000)^2} + \frac{1,2 - 0,2\sqrt{\rho_G/\rho_L(1 - e^{-18\alpha})}}{1 + (1000/Re)^2}$
Clark & Flemmer (1985) a	$v_{0\infty}$ [m/s]	$1,53 \left(g\sigma \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right)^{0,25}$
	C_0	1,17
Clark & Flemmer (1985) b	$v_{0\infty}$ [m/s]	$1,521(1 - 3,67\alpha)$
	C_0	$1,53 \left(g\sigma \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right)^{0,25}$
Dix (1971) ¹	$v_{0\infty}$ [m/s]	$2,9 \left(g\sigma \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right)^{0,25}$
	C_0	$\frac{V_G}{V_m} \left(1 + \left(\frac{V_m}{V_g} - 1 \right) \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right)^{0,1} \right)$
Filimonov (1957) ²	$v_{0\infty}$ [m/s]	$(0,65 - 0,0385P) \left(\frac{d_h}{0,063} \right)^{0,25} \quad se \ P < 12,7 \ MPa$ $(0,33 - 0,00133P) \left(\frac{d_h}{0,063} \right)^{0,25} \quad se \ P \geq 12,7 \ MPa$
	C_0	1,0

Tabela A.A.1 – Correlações abordadas (*continuação*)

Goda <i>et al.</i> (2003)	$v_{0\infty}$ [m/s]	$\sqrt{2} \left(g\sigma \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right)^{0,25}$
	C_0	$\left(-0,0214 \left(\frac{V_m}{v_{0\infty}} \right) + 0,772 \right) + \left(0,0214 \left(\frac{V_m}{v_{0\infty}} \right) + 0,228 \right) \sqrt{\frac{\rho_G}{\rho_L}}$ $se -20 \leq \frac{V_m}{v_{0\infty}} < 0$ $\left(0,2e^{0,00848 \left(\frac{V_m}{v_{0\infty}} \right) + 20} + 1,0 \right) - 0,2e^{0,00848 \left(\frac{V_m}{v_{0\infty}} \right) + 20} \sqrt{\frac{\rho_G}{\rho_L}}$ $se \frac{V_m}{v_{0\infty}} < -20$
Gomez <i>et al.</i> (2000)	$v_{0\infty}$ [m/s]	$1,53 \left(g\sigma \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right)^{0,25} (1 - \alpha)^{0,5}$
	C_0	1,15
Greskovich & Cooper (1975)	$v_{0\infty}$ [m/s]	$0,671 \sqrt{gD} (\sin\theta)^{0,263}$
	C_0	1,0
Hassan (1995)	$v_{0\infty}$ [m/s]	$0,345 \left(gd \left(1 - \frac{\rho_G}{\rho_L} \right) \right)^{0,5}$
	C_0	1,12
Hibiki & Ishii (2002) ³	$v_{0\infty}$ [m/s]	$\left(4g\sigma \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right)^{0,25} (1 - \alpha)^{1,75}$
	C_0	$\left(1,2 - 0,2 \sqrt{\frac{\rho_G}{\rho_L}} \right) (1 - e^{-18\alpha})$
Hibiki & Ishii (2003) - anular	$v_{0\infty}$ [m/s]	$\left[\frac{1 - \alpha}{\alpha + 4 \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right)^{0,5}} \right] \left[V_m + \frac{\left(\frac{(\rho_L - \rho_G)gd(1 - \alpha)}{0,015\rho_G} \right)^{0,5}}{V_m} \right]$
	C_0	$\left[\frac{1 - \alpha}{\alpha + 4 \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right)^{0,5}} \right] \left[1 + \frac{\left(\frac{(\rho_L - \rho_G)gd(1 - \alpha)}{0,015\rho_G} \right)^{0,5}}{V_m} \right] + 1$

Tabela A.A.1 – Correlações abordadas (continuação)

Hibiki & Ishii (2003) – bolhas	$v_{0\infty}$ [m/s]	$\sqrt{2} \left(g\sigma \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right)^{0,25} (1 - \alpha)^{0,5}$
	C_0	$2,0e^{(-0,000584Re)} + 1,2\{1 - e^{-22*(D_{Sm}/D)}\}\{1 - e^{-0,000584Re}\}$ $- [2,0e^{-0,000584Re}$ $+ 1,2\{1 - e^{-22*(D_{Sm}/D)}\}\{1 - e^{-0,000584Re}\}$ $- 1] \sqrt{\frac{\rho_G}{\rho_L}}$
Hibiki & Ishii (2003) - churn	$v_{0\infty}$ [m/s]	$\sqrt{2} \left(g\sigma \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right)^{0,25}$
	C_0	$1,2 - 0,2 \sqrt{\frac{\rho_G}{\rho_L}}$
Hibiki & Ishii (2003) – slug	$v_{0\infty}$ [m/s]	$0,37 \left(gd \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L} \right)^{0,5}$
	C_0	$1,2 - 0,2 \sqrt{\frac{\rho_G}{\rho_L}}$
Inoue <i>et al.</i> (1993) ²	$v_{0\infty}$ [m/s]	$(0,0051m + 0,0691)(0,0942P^2 - 1,99P + 12,6)$
	C_0	$0,00676P + 1,026$
Ishii (1977) - anular ⁴	$v_{0\infty}$ [m/s]	$(C_0 - 1) \left[V_m + \left(gd_h \frac{(\rho_L - \rho_G)(1 - \alpha)}{0,015\rho_L} \right)^{0,5} \right]$
	C_0	$1 + \frac{1 - \alpha}{\alpha + \left[\left(\frac{1 + 75(1 - \alpha)}{\alpha^{0,5}} \right) \frac{\rho_G}{\rho_L} \right]^{0,5}}$
Ishii (1977) - churn ⁴	$v_{0\infty}$ [m/s]	$(C_0 - 1)V_m + \sqrt{2} \left(g\sigma \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right)^{0,25}$
	C_0	$1,2 - 0,2 \sqrt{\frac{\rho_G}{\rho_L}} (1 - e^{-18\alpha})$
Jowitt <i>et al.</i> (1981) ⁴	$v_{0\infty}$ [m/s]	$0,034 \left[\left(\frac{\rho_L}{\rho_G} \right)^{0,5} - 1 \right]$
	C_0	$1 + 0,796e^{-0,061 \left(\frac{\rho_L}{\rho_G} \right)^{0,5}}$
Kawanishi <i>et al.</i> (1990)	$v_{0\infty}$ [m/s]	$0,52 \left(gd \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L} \right)^{0,5}$
	C_0	$1,2 - 0,2 \left\{ \frac{\rho_G}{\rho_L} \right\}^{0,5}$

Tabela A.A.1 – Correlações abordadas (continuação)

Kokal & Stanislav (1989)	$v_{0\infty}$ [m/s]	$0,345 \left[gD \left(1 - \frac{\rho_G}{\rho_L} \right) \right]^{0,5}$
	C_0	1,2
Liao <i>et al.</i> (1985) - annular ⁴	$v_{0\infty}$ [m/s]	$(C_0 - 1) \left[\left(gd \frac{(\rho_L - \rho_G)(1 - \alpha)}{0,015\rho_L} \right)^{0,5} \right]$
	C_0	$1 + \left[\frac{1 - \alpha}{\alpha + 4 \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right)^{0,5}} \right]$
Liao <i>et al.</i> (1985) - bolhas ⁴	$v_{0\infty}$ [m/s]	$1,53(1 - \alpha)^2 \left(g\sigma \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right)^{0,25}$
	C_0	1,0
Liao <i>et al.</i> (1985) - churn ⁴	$v_{0\infty}$ [m/s]	$0,33 \left(g\sigma \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right)^{0,25}$
	C_0	$1,2 - 0,2 \sqrt{\frac{\rho_G}{\rho_L}} (1 - e^{-18\alpha})$
Mattar & Gregory ₂ (1974)	$v_{0\infty}$ [m/s]	0,7
	C_0	1,3
Morooka <i>et al.</i> (1989)	$v_{0\infty}$ [m/s]	0,45
	C_0	1,08
Nicklin <i>et al.</i> (1962) ³	$v_{0\infty}$ [m/s]	$0,35\sqrt{gD}$
	C_0	1,2
Rouhani & Axelsson (1970)	$v_{0\infty}$ [m/s]	$1,18 \left(g\sigma \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right)^{0,25}$
	C_0	
Sonnenburg (1989) ⁴	$v_{0\infty}$ [m/s]	$\frac{C_0(1 - C_0\alpha)}{\frac{C_0\alpha}{\left[\frac{gd(\rho_L - \rho_G)}{\rho_G} \right]^{0,5}} + 1 - \frac{C_0\alpha}{\left[\frac{gd(\rho_L - \rho_G)}{\rho_L} \right]^{0,5}}}$
	C_0	$1 + 0,32 - \frac{\rho_G}{\rho_L} 0,32$
Sun <i>et al.</i> (1980)	$v_{0\infty}$ [m/s]	$1,41 \left(g\sigma \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right)^{0,25}$
	C_0	$\frac{1}{0,82 + 0,18 \frac{p}{p_{crit}}}$

Tabela A.A.1 – Correlações abordadas (continuação)

Woldesemayat & Ghajar (2007)	$v_{0\infty}$ [m/s]	$2,9(1,22 + 1,22 \sin \theta)^{\frac{P_{atm}}{P_{sys}}} \left(g \sigma d (1 + \cos \theta) \left(\frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right) \right)^{0,25}$
	C_0	$\frac{V_{SG}}{V_{SL} + V_{SG}} \left[1 + \left(\frac{V_{SL}}{V_{SG}} \right)^{\left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right)^{0,1}} \right]$
Zuber & Findlay (1965)	$v_{0\infty}$ [m/s]	1,2
	C_0	$1,53 \left(g \sigma \frac{\rho_L - \rho_G}{\rho_L^2} \right)^{0,25}$

¹Bhagwat *et al.* (2012); ²Woldesemayat *et al.* (2007); ³Ghajar *et al.* (2012); ⁴Coddington *et al.* (2002)

ANEXO B – DESEMPENHO DAS CORRELAÇÕES UTILIZADAS

Tabela A.B.2 – Resultados das correlações abordadas para uma faixa de 0 a 100% de fração de vazio

CORRELAÇÃO	PORCENTAGEM DE PONTOS ENTRE			RMS [%]
	$\pm 10\%$	$\pm 15\%$	$\pm 20\%$	
Liao et al. (1985) - bolhas	45,76	59,32	69,49	18,81
Hassan (1995)	42,37	55,93	64,41	20,82
Kawanishi et al. (1990)	44,07	54,24	57,63	27,63
HOMOGENEO	38,98	50,85	59,32	20,52
Cai et al. (1997) b	38,98	49,15	64,41	21,63
Inoue et al. (1993)	33,90	52,54	71,19	17,30
Gomez et al. (2000)	35,59	49,15	59,32	22,27
Rouhani & Axelsson (1970)	35,59	47,46	55,93	21,22
Hibiki & Ishii (2003) - slug	30,51	50,85	62,71	23,01
Clark & Flemmer (1985) a	30,51	50,85	57,63	22,50
Cai et al. (1997) a	30,51	45,76	57,63	23,16
Ishii (1977) - churn	32,20	45,76	52,54	37,85
Bonnecaze et al. (1971)	25,42	47,46	57,63	23,53
Kokal & Stanislav (1989)	25,42	47,46	57,63	23,58
Choi et al. (2012)	25,42	45,76	57,63	23,48
Hibiki & Ishii (2003) - churn	25,42	42,37	59,32	23,80
Zuber & Findlay (1965)	25,42	42,37	55,93	23,86
Goda et al. (2003)	27,12	42,37	52,54	29,08
Sun et al. (1980)	20,34	38,98	50,85	24,64
Nicklin et al. (1962)	18,64	40,68	50,85	24,83
Hibiki & Ishii (2003) - bolhas	16,95	35,59	45,76	25,81
Morooka et al. (1989)	22,03	33,90	47,46	58,48
Hibiki & Ishii (2002)	13,56	28,81	42,37	55,32
Woldesemayat & Ghajar (2007)	22,03	30,51	42,37	108,88
Clark & Flemmer (1985) b	11,86	16,95	23,73	71,60
Jowitt et al. (1981)	15,25	16,95	23,73	94,52
Liao et al. (1985) - churn	8,47	13,56	23,73	107,30
Filimonov (1957)	13,56	20,34	33,90	279,70
Greskovich & Cooper (1975)	11,86	18,64	35,59	518,49
Sonnenburg (1989)	6,78	8,47	13,56	485,64
Liao et al. (1985) - anular	5,08	10,17	13,56	1356,03
Mattar & Gregory (1974)	28,81	37,29	42,37	1760,64
Dix (1971)	10,17	11,86	20,34	1876,99
Ishii (1977) - anular	5,08	13,56	16,95	1968,54
Hibiki & Ishii (2003) - anular	1,69	1,69	1,69	2775,02
Bestion (1990)	0,00	0,00	1,69	5167,33

Tabela A.B.2 – Resultados das correlações abordadas para uma faixa de 0 a 25% de fração de vazio

CORRELAÇÃO	PORCENTAGEM DE PONTOS ENTRE			RMS [%]
	±10%	±15%	±20%	
Liao et al. (1985) - bolhas	51,85	74,07	85,19	16,95
Hassan (1995)	44,44	62,96	74,07	17,76
Inoue et al. (1993)	40,74	62,96	81,48	14,95
Kawanishi et al. (1990)	48,15	55,56	62,96	31,22
Cai et al. (1997) b	40,74	51,85	74,07	18,19
Rouhani & Axelsson (1970)	40,74	55,56	59,26	17,18
HOMOGÊNEO	37,04	51,85	70,37	19,12
Gomez et al. (2000)	37,04	51,85	66,67	18,30
Hibiki & Ishii (2003) - slug	33,33	51,85	70,37	19,61
Clark & Flemmer (1985) a	29,63	51,85	62,96	18,83
Ishii (1977) - churn	33,33	55,56	59,26	51,35
Cai et al. (1997) a	29,63	44,44	62,96	19,54
Goda et al. (2003)	29,63	48,15	51,85	34,96
Bonnecaze et al. (1971)	22,22	48,15	62,96	19,98
Kokal & Stanislav (1989)	22,22	48,15	62,96	20,01
Choi et al. (2012)	22,22	44,44	62,96	19,96
Hibiki & Ishii (2003) - churn	22,22	40,74	66,67	20,31
Zuber & Findlay (1965)	22,22	40,74	59,26	20,30
Clark & Flemmer (1985) b	25,93	37,04	51,85	22,60
Nicklin et al. (1962)	14,81	44,44	48,15	21,67
Morooka et al. (1989)	29,63	37,04	55,56	82,58
Sun et al. (1980)	14,81	40,74	48,15	21,30
Hibiki & Ishii (2003) - bolhas	11,11	44,44	51,85	21,88
Hibiki & Ishii (2002)	3,70	29,63	44,44	76,52
Liao et al. (1985) - churn	11,11	18,52	33,33	140,99
Woldesemayat & Ghajar (2007)	11,11	18,52	29,63	160,73
Jowitt et al. (1981)	0,00	0,00	0,00	121,04
Filimonov (1957)	22,22	22,22	33,33	413,29
Bestion (1990)	0,00	0,00	0,00	250,99
Greskovich & Cooper (1975)	22,22	29,63	37,04	773,29
Sonnenburg (1989)	7,41	7,41	11,11	715,91
Liao et al. (1985) - anular	0,00	0,00	0,00	2020,48
Mattar & Gregory (1974)	25,93	33,33	40,74	2629,46
Dix (1971)	0,00	0,00	0,00	2802,33
Ishii (1977) - anular	0,00	0,00	0,00	2939,02

Tabela A.B.3 – Resultados das correlações abordadas para uma faixa de 25 a 50% de fração de vazio

CORRELAÇÃO	PORCENTAGEM DE PONTOS ENTRE			RMS [%]
	±10%	±15%	±20%	
Woldesemayat & Ghajar (2007)	52,94	64,71	88,24	14,84
Kawanishi et al. (1990)	47,06	64,71	64,71	21,91
Hassan (1995)	41,18	58,82	70,59	20,94
Gomez et al. (2000)	47,06	52,94	58,82	22,77
Cai et al. (1997) a	47,06	52,94	58,82	23,59
Rouhani & Axelsson (1970)	47,06	52,94	52,94	21,82
Hibiki & Ishii (2003) - slug	41,18	58,82	64,71	23,05
Cai et al. (1997) b	41,18	52,94	70,59	21,85
Clark & Flemmer (1985) a	41,18	52,94	58,82	22,94
Bonnecaze et al. (1971)	41,18	52,94	58,82	23,80
Choi et al. (2012)	41,18	52,94	58,82	23,85
Kokal & Stanislav (1989)	41,18	52,94	58,82	23,89
HOMOGÊNEO	41,18	52,94	52,94	21,26
Liao et al. (1985) - bolhas	35,29	52,94	70,59	18,41
Zuber & Findlay (1965)	41,18	47,06	58,82	24,28
Hibiki & Ishii (2003) - churn	41,18	47,06	58,82	24,30
Sun et al. (1980)	41,18	47,06	52,94	25,06
Nicklin et al. (1962)	35,29	47,06	52,94	25,36
Inoue et al. (1993)	23,53	52,94	76,47	18,32
Ishii (1977) - churn	29,41	41,18	47,06	20,74
Hibiki & Ishii (2002)	29,41	35,29	52,94	25,72
Hibiki & Ishii (2003) - bolhas	29,41	35,29	52,94	26,85
Mattar & Gregory (1974)	29,41	35,29	41,18	30,89
Goda et al. (2003)	23,53	35,29	47,06	24,85
Morooka et al. (1989)	5,88	23,53	35,29	28,17
Filimonov (1957)	0,00	17,65	23,53	81,12
Greskovich & Cooper (1975)	0,00	0,00	17,65	48,41
Liao et al. (1985) - churn	0,00	5,88	5,88	90,63
Clark & Flemmer (1985) b	0,00	0,00	0,00	88,50
Ishii (1977) - anular	0,00	0,00	0,00	106,43
Jowitt et al. (1981)	0,00	0,00	0,00	111,41
Sonnenburg (1989)	0,00	0,00	0,00	138,17
Hibiki & Ishii (2003) - anular	0,00	0,00	0,00	153,86
Liao et al. (1985) - anular	0,00	0,00	0,00	183,46

Tabela A.B.4 – Resultados das correlações abordadas para uma faixa de 50 a 75% de fração de vazio

CORRELAÇÃO	PORCENTAGEM DE PONTOS ENTRE			RMS [%]
	±10%	±15%	±20%	
Liao et al. (1985) - bolhas	40,00	40,00	40,00	25,69
Hassan (1995)	40,00	40,00	40,00	29,00
Cai et al. (1997) b	40,00	40,00	40,00	30,04
Kawanishi et al. (1990)	40,00	40,00	40,00	30,41
Dix (1971)	30,00	40,00	80,00	21,96
HOMOGÊNEO	30,00	40,00	40,00	26,74
Mattar & Gregory (1974)	30,00	40,00	40,00	32,52
Inoue et al. (1993)	30,00	30,00	40,00	23,42
Goda et al. (2003)	30,00	30,00	40,00	27,14
Ishii (1977) - churn	30,00	30,00	30,00	26,77
Gomez et al. (2000)	20,00	40,00	50,00	30,75
Clark & Flemmer (1985) a	20,00	40,00	50,00	30,98
Hibiki & Ishii (2003) - churn	10,00	50,00	50,00	32,06
Zuber & Findlay (1965)	10,00	50,00	50,00	32,22
Rouhani & Axelsson (1970)	20,00	30,00	50,00	29,06
Hibiki & Ishii (2003) - slug	10,00	40,00	50,00	31,40
Cai et al. (1997) a	10,00	40,00	50,00	31,59
Ishii (1977) - anular	20,00	30,00	50,00	51,67
Choi et al. (2012)	10,00	40,00	50,00	31,82
Bonnecaze et al. (1971)	10,00	40,00	50,00	31,97
Kokal & Stanislav (1989)	10,00	40,00	50,00	32,01
Sun et al. (1980)	10,00	30,00	50,00	32,77
Nicklin et al. (1962)	10,00	30,00	50,00	32,78
Hibiki & Ishii (2002)	20,00	20,00	30,00	33,89
Hibiki & Ishii (2003) - bolhas	20,00	20,00	30,00	34,02
Morooka et al. (1989)	10,00	30,00	30,00	29,70
Woldesemayat & Ghajar (2007)	10,00	20,00	30,00	26,90
Liao et al. (1985) - anular	0,00	30,00	40,00	27,02
Greskovich & Cooper (1975)	0,00	0,00	30,00	36,57
Filimonov (1957)	0,00	0,00	30,00	45,72
Sonnenburg (1989)	0,00	10,00	10,00	71,30
Jowitt et al. (1981)	0,00	0,00	0,00	47,34
Liao et al. (1985) - churn	0,00	0,00	0,00	54,29
Hibiki & Ishii (2003) - anular	0,00	0,00	0,00	100,71
Clark & Flemmer (1985) b	0,00	0,00	0,00	105,23

Tabela A.B.5 – Resultados das correlações abordadas para uma faixa de 75 a 100% de fração de vazio

CORRELAÇÃO	PORCENTAGEM DE PONTOS ENTRE			RMS [%]
	$\pm 10\%$	$\pm 15\%$	$\pm 20\%$	
Ishii (1977) - churn	50,00	50,00	83,33	15,46
Inoue et al. (1993)	50,00	50,00	66,67	15,88
Morooka et al. (1989)	50,00	50,00	66,67	16,56
Liao et al. (1985) - anular	50,00	50,00	66,67	18,87
Liao et al. (1985) - bolhas	50,00	50,00	50,00	18,89
HOMOGENEO	50,00	50,00	50,00	19,34
Dix (1971)	50,00	50,00	50,00	19,74
Hassan (1995)	50,00	50,00	50,00	22,10
Ishii (1977) - anular	16,67	83,33	83,33	46,25
Goda et al. (2003)	16,67	66,67	100,00	13,68
Filimonov (1957)	33,33	50,00	66,67	20,63
Kawanishi et al. (1990)	33,33	50,00	50,00	24,19
Mattar & Gregory (1974)	33,33	50,00	50,00	25,25
Liao et al. (1985) - churn	33,33	33,33	66,67	24,26
Greskovich & Cooper (1975)	16,67	50,00	83,33	16,78
Sonnenburg (1989)	33,33	33,33	66,67	48,85
Cai et al. (1997) b	16,67	50,00	50,00	24,13
Clark & Flemmer (1985) a	16,67	50,00	50,00	25,82
Hibiki & Ishii (2003) - slug	16,67	50,00	50,00	26,54
Gomez et al. (2000)	16,67	33,33	50,00	26,57
Cai et al. (1997) a	16,67	33,33	50,00	26,81
Choi et al. (2012)	16,67	33,33	50,00	27,30
Bonnecaze et al. (1971)	16,67	33,33	50,00	27,38
Kokal & Stanislav (1989)	16,67	33,33	50,00	27,45
Zuber & Findlay (1965)	16,67	16,67	50,00	25,25
Hibiki & Ishii (2003) - churn	16,67	16,67	50,00	27,66
Jowitt et al. (1981)	0,00	33,33	66,67	19,35
Rouhani & Axelsson (1970)	0,00	16,67	50,00	27,10
Nicklin et al. (1962)	0,00	16,67	50,00	28,64
Sun et al. (1980)	0,00	16,67	50,00	28,85
Hibiki & Ishii (2003) - anular	16,67	16,67	16,67	90,65
Hibiki & Ishii (2002)	0,00	16,67	16,67	31,33
Hibiki & Ishii (2003) - bolhas	0,00	16,67	16,67	31,33
Woldesemayat & Ghajar (2007)	0,00	0,00	0,00	35,00
Clark & Flemmer (1985) b	0,00	0,00	0,00	109,41
Bestion (1990)	0,00	0,00	0,00	17531,65

ANEXO C – FOTOS DO CIRCUITO DE TESTES

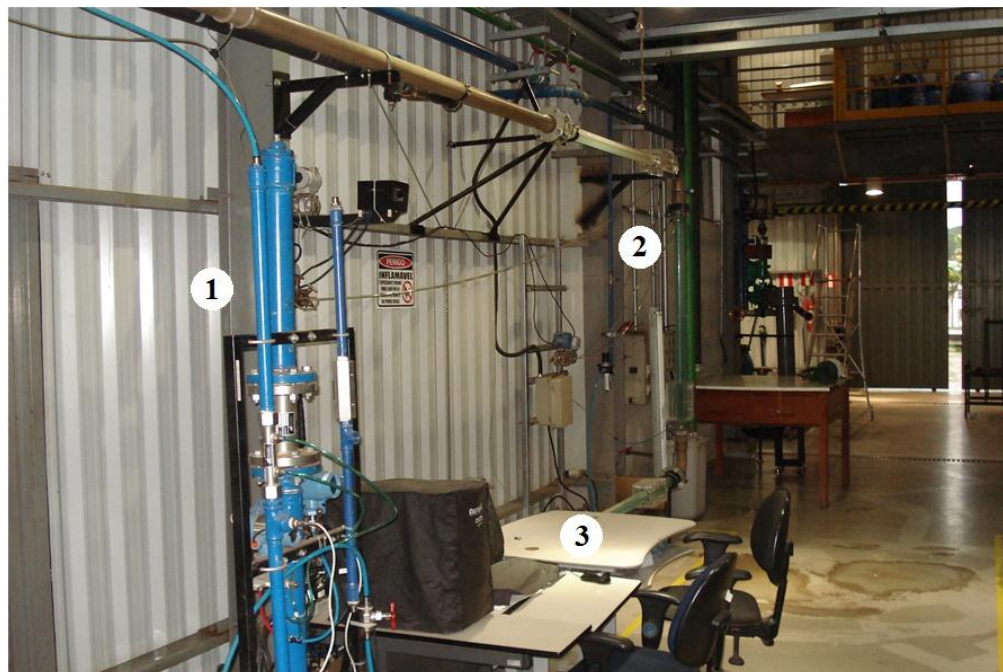


Figura A.C.1 – (1) Medidor mássico de ar, (2) Seção da linha experimental construída em acrílico, (3) Bancada de controle e aquisição de dados

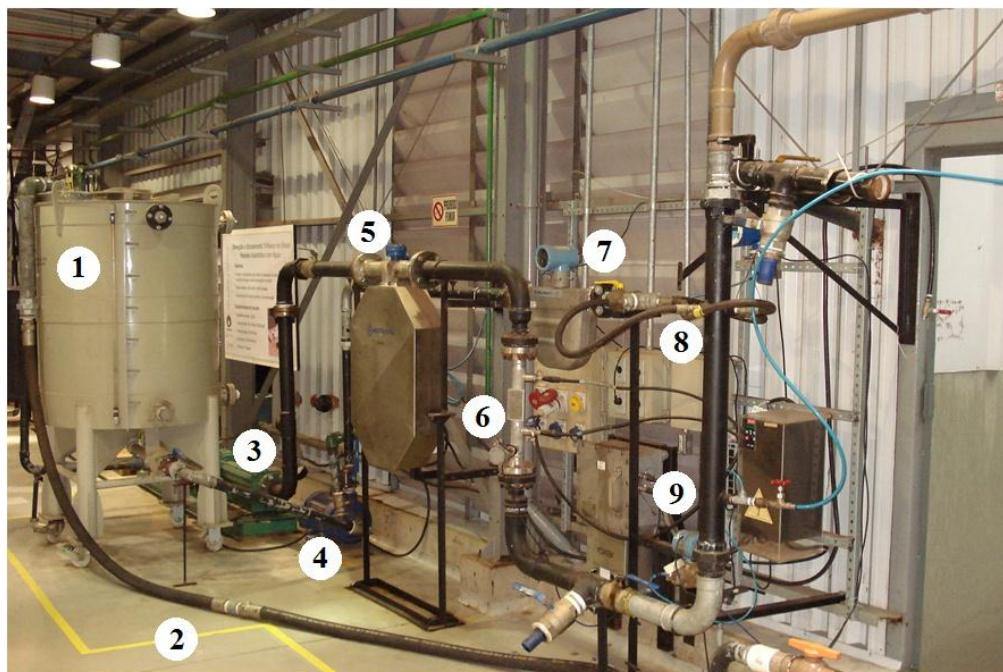


Figura A.C.2 – (1) Tanque, (2) Retorno da mistura, (3) Bomba helicoidal, (4) Bomba radial, (5) Medidor mássico bomba helicoidal, (6) Medidor *Watercut*, (7) Medidor mássico bomba radial, (8) Ponto de injeção de líquido, (9) Ponto de injeção de gás.