



ESTUDO EXPERIMENTAL DE UM ESCOAMENTO BIFÁSICO
HORIZONTAL CONSIDERANDO OS EFEITOS DA SOLUBILIDADE DA FASE
GASOSA

Guilherme Ribeiro Magalhães

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientadores: Átila Pantaleão Silva Freire
Juliana Braga Rodrigues
Loureiro

Rio de Janeiro
Março de 2011

ESTUDO EXPERIMENTAL DE UM ESCOAMENTO BIFÁSICO
HORIZONTAL CONSIDERANDO OS EFEITOS DA SOLUBILIDADE DA FASE
GASOSA

Guilherme Ribeiro Magalhães

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO
ALBERTO LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE
ENGENHARIA (COPPE) DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE
JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A
OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA
MECÂNICA.

Examinada por:

Prof. Átila Pantaleão Silva Freire, Ph.D.

Prof. Juliana Braga Rodrigues Loureiro, D.Sc.

Prof. Gustavo César Rachid Bodstein, Ph.D.

André Leibsohn Martins, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

MARÇO DE 2011

Magalhães, Guilherme Ribeiro

ESTUDO EXPERIMENTAL DE UM ESCOAMENTO
BIFÁSICO HORIZONTAL CONSIDERANDO
OS EFEITOS DA SOLUBILIDADE DA FASE
GASOSA/Guilherme Ribeiro Magalhães. – Rio de
Janeiro: UFRJ/COPPE, 2011.

XVI, 98 p.: il.; 29,7cm.

Orientadores: Átila Pantaleão Silva Freire

Juliana Braga Rodrigues Loureiro

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/Programa de
Engenharia Mecânica, 2011.

Referências Bibliográficas: p. 92 – 96.

1. escoamento bifásico. 2. Solubilidade. 3.
Perda de carga. I. Freire, Átila Pantaleão Silva *et al.*
II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE,
Programa de Engenharia Mecânica. III. Título.

Ao meu pai.

Agradecimentos

À Petrobras e ao Lage por me darem essa oportunidade de desenvolvimento pessoal; ao André Leibsohn pela sugestão do tema; e aos colegas de trabalho pela compreensão e colaboração.

A todos do Laboratório de Mecânica da Turbulência pelo ambiente de cordialidade e cooperação, especialmente ao Ricardo e ao Victor pela ajuda na árdua tarefa de se montar um aparato.

Ao professor Átila pela orientação e por me propiciar as condições necessárias para o desenvolvimento deste trabalho; e à professora Juliana pela valiosa contribuição na realização dos ensaios e no processamento das imagens.

Por fim, gostaria de fazer um agradecimento especial à minha mãe por todos esses anos de apoio e incentivo; e à Karine, minha esposa e minha companheira.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

ESTUDO EXPERIMENTAL DE UM ESCOAMENTO BIFÁSICO
HORIZONTAL CONSIDERANDO OS EFEITOS DA SOLUBILIDADE DA FASE
GASOSA

Guilherme Ribeiro Magalhães

Março/2011

Orientadores: Átila Pantaleão Silva Freire
Juliana Braga Rodrigues Loureiro

Programa: Engenharia Mecânica

O presente trabalho objetiva investigar os efeitos da solubilidade da fase gasosa em um escoamento bifásico horizontal. Diante de cenários desafiadores como o Pré-Sal, onde os poços apontam para objetivos cada vez mais profundos, tanto em lâmina d'água, como em profundidade dos reservatórios, adicionando-se à crescente necessidade de aprimoramento dos aspectos relativos à segurança de poço, a indústria está desenvolvendo novas técnicas de perfuração visando possibilitar um maior controle sobre os parâmetros do poço, assim como tecnologias para fornecer dados de fundo de poço em tempo real, com maior precisão e confiabilidade. Dentro deste contexto é imperativo que se direcione esforços no sentido de se obter um melhor entendimento acerca dos fenômenos envolvidos no escoamento dos fluidos, objetivando uma predição mais precisa da pressão ao longo do poço. A combinação destes fatores será fundamental para viabilizar a exploração destas novas jazidas, reduzindo-se os custos e os riscos envolvidos. Este trabalho propõe uma abordagem pioneira para se investigar como os parâmetros característicos do escoamento variam na medida em que o gás se solubiliza, e como isso impacta na perda de carga. Foi montado um aparato com um tubo de acrílico de 19 *mm* de diâmetro e 8 *m* de comprimento. A perda de carga foi medida através de um transmissor eletrônico de pressão, e os demais parâmetros foram adquiridos pela utilização de duas técnicas de medição de escoamentos: Dimensionamento por Sombras; e Velocimetria por Imagem de Partículas. Os resultados encontrados sinalizam que a solubilidade tem uma influência significativa no escoamento e, portanto, deve ser incorporada aos modelos hidrodinâmicos utilizados pela indústria.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

AN EXPERIMENTAL STUDY OF HORIZONTAL TWO-PHASE FLOW
CONSIDERING THE EFFECTS OF GAS SOLUBILITY

Guilherme Ribeiro Magalhães

March/2011

Advisors: Átila Pantaleão Silva Freire
Juliana Braga Rodrigues Loureiro

Department: Mechanical Engineering

This study aims to investigate the effects of gas solubility in a horizontal two-phase flow. Faced with challenging scenarios such as the Pre-Salt fields, where exploratory and development wells goals point to ultra-deep waters, and the growing need to improve the safety of the well, the industry has been developing new drilling techniques aimed at allowing greater and more precise control of the wellbore pressure profiles, as well as technologies to provide downhole data in real time, with greater accuracy and reliability. Within this context it is imperative to direct efforts to obtain a better understanding of phenomena involved in fluid flow, aiming at a more precise prediction of pressure profiles in the well. The combination of these factors will be crucial for enabling the exploitation of these new fields, reducing costs and risks involved. This paper proposes an approach to investigate how the characteristic parameters of the flow vary as the gas solubilizes and how it impacts the pressure drop. Thus, an apparatus was assembled with an acrylic tube of 19 *mm* diameter and 8 *m* length. Drop pressure was measured using an electronic pressure transmitter, and the other parameters were acquired by use of two techniques for measuring flow: Shadow Sizer, and Particle Image Velocimetry (PIV). The results indicate that the solubility has a significant influence on flow and therefore should be incorporated in the hydrodynamic models used by industry.

Sumário

Lista de Figuras	x
Lista de Tabelas	xiii
Lista de Símbolos	xiv
1 Introdução	1
1.1 Motivação	1
1.2 Objetivo	12
2 Revisão Bibliográfica	13
2.1 Solubilidade	13
2.1.1 Solubilidade do gás no fluido de perfuração	13
2.1.2 Solubilidade do dióxido de carbono na água	16
2.2 Escoamento Bifásico	18
2.2.1 Padrões de Escoamentos Bifásicos no Interior de Tubulações	18
2.2.2 Mapas de padrões de escoamento	22
2.2.3 Modelos de Escoamento Bifásico Horizontal	23
3 Fundamentação Teórica	26
3.1 Processo de Formação da Golfada	26
3.2 Modelo Hidrodinâmico de DUKLER e HUBBARD (1975) para escoamentos bifásicos pistonados em dutos horizontais.	28
4 Aparato Experimental e Técnicas de Medição	41
4.1 Aparato Experimental	41
4.2 Instrumentação e técnicas de calibração utilizadas	43
4.2.1 Transmissor de pressão	43
4.2.2 Rotâmetros	44
4.3 Técnicas de Medição	47
4.3.1 Velocimetria por Imagem de Partícula (VIP)	47
4.3.2 Dimensionamento por Sombras (<i>Shadow Sizer</i>)	63

5	Resultados e Discussões	67
5.1	Resultados do Dimensionamento por Sombras (<i>Shadow Sizer</i>)	67
5.1.1	Escoamento com bolhas dispersas	70
5.1.2	Escoamento pistonado - Estação 1	72
5.1.3	Escoamento pistonado - Estação 2	76
5.2	Resultados da Velocimetria por Imagem de Partículas (VIP)	80
5.2.1	Escoamento pistonado - Estação 1	83
5.2.2	Escoamento pistonado - Estação 2	85
5.3	Comparações dos resultados	87
5.3.1	Comparação dos dados experimentais com o modelo de DUKLER e HUBBARD (1975)	87
5.3.2	Comparação entre os dados experimentais utilizando-se o ar e o CO_2	88
6	Conclusões	89
	Referências Bibliográficas	92
A	Sugestão para incorporação da solubilidade no modelo de DUKLER e HUBBARD (1975)	97

Lista de Figuras

1.1	Janela operacional em perfurações de poços.	2
1.2	Diagrama de integração do distribuidor do MPD com os equipamentos da sonda.	3
1.3	Tubo de perfuração instrumentado (<i>Wired drill pipe</i>)	4
1.4	Esquema de utilização do MPD.	5
1.5	Perfuração sub-balanceada.	6
1.6	Tipos de fluido de perfuração sub-balanceada.	7
1.7	Métodos de injeção de fluidos gaseificados no poço.	8
2.1	Solubilidade do gás metano no diesel.	16
2.2	Constante de Henry.	17
2.3	Solubilidade do dióxido de carbono em água.	17
2.4	Padrões de escoamentos bifásicos em tubulações verticais (GHAJAR <i>et al.</i> , 2004).	20
2.5	Padrões de escoamentos bifásicos em tubulações horizontais (GHAJAR <i>et al.</i> , 2004).	21
2.6	Mapa de padrão de escoamento e identificação dos padrões através do Dimensionamento por Sombras.	22
3.1	Esquema do modelo de escoamentos pistonados.	27
3.2	Processo de formação da golfada.	28
3.3	Processo de incorporação.	31
3.4	Processo de drenagem.	31
3.5	Relação entre C e Re_s	33
3.6	Volume de controle no filme líquido.	33
3.7	Escoamento relativo ao ponto S.	35
3.8	Definição do parâmetro θ (NICHOLSON <i>et al.</i> , 1978).	36
4.1	Esquema do aparato experimental.	42
4.2	Transmissor de pressão <i>EJA530A/HAC</i>	44
4.3	Rotômetros utilizados nos ensaios: a) Rotômetro de gás; b) Rotômetro de água	45

4.4	Aparato utilizado na calibração do rotâmetro de gás.	45
4.5	Curvas de calibração do rotâmetro de gás: a) Ar; b) CO_2	46
4.6	Janela de Interrogação.	48
4.7	Esquema típico de um sistema VIP.	49
4.8	Concentração de partículas: a) Baixa; b) Média; c) Alta.	51
4.9	Espalhamento de luz em partículas esféricas de diferentes diâmetros.	52
4.10	Fonte de laser tipo Nd:YAG.	54
4.11	<i>Q-switch</i>	55
4.12	Modelo simplificado de um pixel.	56
4.13	Profundidade de campo.	58
4.14	Função de deslocamento.	60
4.15	Pico de correlação.	61
4.16	Cálculos realizados pelo VIP.	62
4.17	Propriedades mensuradas pela técnica de Dimensionamento por Sombras.	65
4.18	Componentes básicos da técnica de Dimensionamento por Sombras (<i>Dantec Dynamics</i>).	65
4.19	Avaliação da escala de cinza de um objeto identificado.	66
5.1	Medição com o Dimensionamento por Sombras	68
5.2	<i>NanoSense Mk III</i> , 2080 quadros por segundo a 1.3 Mega Pixel.	68
5.3	Fonte de luz <i>Motion LED</i> (19 LEDs).	68
5.4	Imagem do escoamento com bolhas dispersas	69
5.5	Imagem do escoamento pistonado antes e depois do processamento	69
5.6	Detecção da bolha na região do filme líquido	70
5.7	Detecção das bolhas na região do pistão líquido	70
5.8	Histograma do volume das bolhas.	71
5.9	Comprimento do filme líquido na estação 1: a) $H_2O + AR$; b) $H_2O + CO_2$	73
5.10	Comprimento do pistão líquido na estação 1: a) $H_2O + AR$; b) $H_2O + CO_2$	74
5.11	Distribuição normal do comprimento do filme líquido na estação 1.	75
5.12	Distribuição normal do comprimento do pistão líquido na estação 1.	75
5.13	Comprimento do filme líquido na estação 2: a) $H_2O + AR$; b) $H_2O + CO_2$	77
5.14	Comprimento do pistão líquido na estação 2: a) $H_2O + AR$; b) $H_2O + CO_2$	78
5.15	Distribuição normal do comprimento do filme líquido na estação 2.	79
5.16	Distribuição normal do comprimento do pistão líquido na estação 2.	79

5.17	Medição com o sistema de VIP.	80
5.18	Medição: laser e partículas traçadoras.	81
5.19	Imagem após o pre-processamento com as janelas de interrogação. . .	82
5.20	Campo vetorial de velocidades instantâneas do pistão líquido.	82
5.21	Perfil médio da velocidade do líquido no pistão na estação 1.	83
5.22	Distribuição normal da velocidade do líquido no pistão na estação 1. .	83
5.23	Perfil médio da velocidade no filme de líquido na região à frente do pistão na estação 1.	84
5.24	Distribuição normal da velocidade no filme de líquido na região à frente do pistão na estação 1.	84
5.25	Perfil médio da velocidade do líquido no pistão na estação 2.	85
5.26	Distribuição normal da velocidade do líquido no pistão na estação 2. .	85
5.27	Perfil médio da velocidade no filme de líquido na região à frente do pistão na estação 2.	86
5.28	Distribuição normal da velocidade no filme de líquido na região à frente do pistão na estação 2.	86
A.1	Curva da vazão mássica da fase gasosa ao longo de L/D.	98

Lista de Tabelas

2.1	Parâmetros da correlação desenvolvida por O'BRYAN <i>et al.</i> (1988)	14
3.1	Sistema de Equações de DUKLER e HUBBARD (1975)	40
4.1	Partículas traçadoras utilizadas em líquidos.	53
5.1	Resumo dos dados medidos no escoamento com bolhas dispersas.	71
5.2	Comparação entre os resultados teóricos e experimentais	87
5.3	Comparação entre os valores medidos com ar e CO_2 na estação 2.	88

Lista de Símbolos

A	Área de seção transversal do tubo, p. 22
B	Coefficiente definido pela Equação 3.31, p. 35
C	Coefficiente definido pela Equação 3.10, p. 30
D	Diâmetro da tubulação, p. 29
D_H	Diâmetro hidráulico, p. 35
Fr	Número de Froude, p. 36
H_{21}	Constante de Henry, p. 16
M_s	Massa de líquido carregada no pistão, p. 38
P	Pressão, p. 14
P_W	Perímetro molhado pelo filme líquido, p. 34
P_i^o	Pressão de vapor do solvente puro, p. 16
Q	Vazão volumétrica, p. 22
R_{fe}	Fração de líquido na região do filme logo à frente do pistão, p. 31
R_{so}	Solubilidade do gás na base óleo, p. 14
R_s	Fração de líquido no pistão, p. 29
Re_f	Número de Reynolds no filme líquido, p. 35
Re_s	Número de Reynolds no pistão líquido, p. 29
T	Temperatura, p. 14
T_f	Tempo para passagem do filme, p. 37
T_s	Tempo para passagem do pistão, p. 37

U_{GS}	Velocidade superficial do gás, p. 22
U_{LS}	Velocidade superficial do líquido, p. 22
V_{fe}	Velocidade média da porção do fluido do filme logo a frente do pistão líquido, p. 28
V_f	Velocidade média do filme líquido, p. 34
V_s	Velocidade do pistão líquido, p. 28
V_t	Velocidade de translação da bolha, p. 29
W_G	Vazão mássica de gás, p. 30
W_L	Vazão mássica de líquido, p. 29
ΔP_a	Perda de carga devido à aceleração do filme de líquido à frente do pistão, p. 28
ΔP_f	Perda de carga devido ao atrito, p. 28
ΔP_s	Perda de carga ao longo do pistão líquido, p. 28
β	Ângulo entre o eixo da tubulação e a horizontal, p. 36
μ_G	Viscosidade dinâmica da fase gasosa, p. 29
μ_L	Viscosidade dinâmica da fase líquida, p. 29
ν_s	Frequência do pistão, p. 29
ρ_G	Massa específica da fase gasosa, p. 29
ρ_L	Massa específica da fase líquida, p. 29
τ_W	Tensão cisalhante na parede, p. 34
θ	Ângulo definido na Figura 3.8, p. 35
φ_i	Coefficiente de fugacidade do componente i , p. 16
ξ	Razão entre a distância do centro de pressão no líquido até a superfície do líquido e o diâmetro do tubo, p. 36
a	Parâmetro da Equação 2.1, p. 14
b	Parâmetro da Equação 2.1, p. 14
c	Parâmetro da Equação 2.1, p. 14

f_s	Coefficiente de atrito, p. 29
g_L	Aceleração da gravidade, p. 36
g_c	Fator de conversão, p. 28
l_f	Comprimento do filme líquido, p. 29
l_m	Comprimento da mistura turbulenta, p. 28
l_s	Comprimento do pistão líquido, p. 29
l_u	Comprimento de uma célula unitária, p. 29
n	Parâmetro da Equação 2.1, p. 14
s_L	Peso específico do líquido, p. 39
t	Tempo, p. 30
x	Taxa em que a massa de líquido é incorporada pelo pistão, p. 28
x_i	Fração molar do componente i no líquido, p. 16
y_i	Fração molar do componente i no vapor, p. 16
γ_o	Massa específica da base oleosa, p. 14

Capítulo 1

Introdução

1.1 Motivação

Escoamentos de misturas bifásicas são facilmente encontrados na natureza, em diversos fenômenos geofísicos, biológicos e, principalmente, na indústria, como em reatores químicos, unidades de geração de energia, poços de petróleo e oleodutos. Diante disso, fica evidente a importância de se estudar e entender melhor os aspectos que envolvem esse tipo de escoamento, em que uma fase líquida e uma fase gasosa escoam simultaneamente.

A necessidade de aumentar suas reservas de petróleo vem exigindo das empresas petrolíferas a ampliação das suas fronteiras exploratórias, requerendo o desenvolvimento de tecnologia que permita a perfuração em cenários cada vez mais críticos. A principal direção de expansão dessas fronteiras exploratórias é a perfuração em ambientes submarinos de lâminas d'água ultraprofundas, perfurando poços cada vez mais profundos, caracterizados por apresentarem de alta pressão e alta temperatura. A principal característica da perfuração nesse cenário é a estreita janela operacional, ou seja, reduzida diferença entre a pressão de poros e a pressão de fratura. Isso ocorre devido à reduzida camada de sedimentos que cobre o trecho a ser perfurado, o que reduz a pressão de sobrecarga (*overburden*) e, conseqüentemente, a pressão de fratura (ver Figura 1.1).

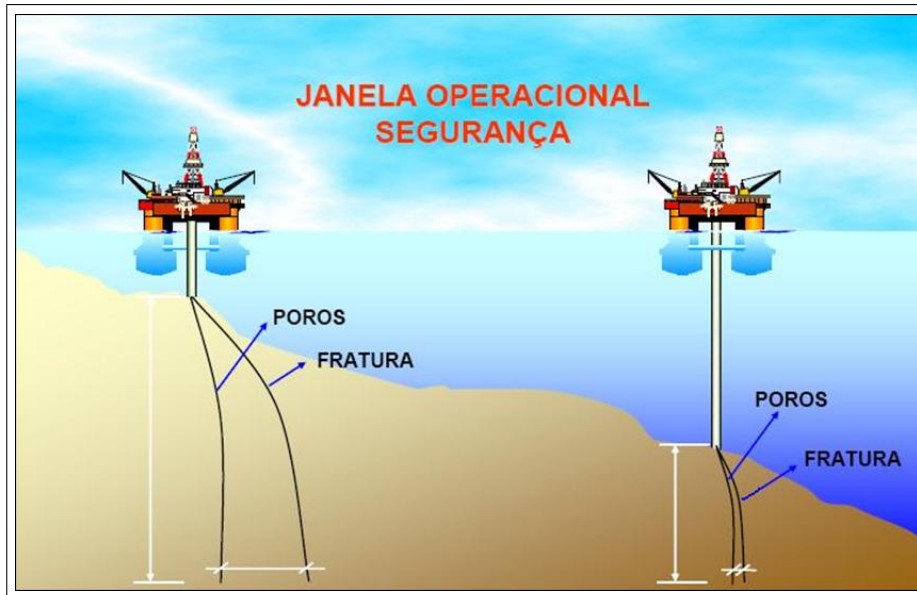


Figura 1.1: Janela operacional em perfurações de poços.

Além disso, a taxa de falhas com equipamentos de sonda e problemas associados à geopressões, como eventos de controle de poço, perdas de circulação e instabilidade de poço, passaram a representar uma significativa parcela entre as causas de tempo não produtivo (NPT) para perfuração de poços com lamina d'água superior a 2000m. Isso se torna crítico, uma vez que, em ambientes marítimos, o custo do aluguel da sonda de perfuração é responsável por cerca de 70% dos custos totais do poço.

A janela estreita entre a pressão de poros e a pressão de fratura tem um papel importante no processo de construção de poços. Normalmente, durante a perfuração de intervalos com espessas camadas de sal, de seções com problemas de alta pressão e temperatura ou de longos trechos horizontais, ocorre um acréscimo da pressão no fundo do poço que pode também gerar problemas operacionais e, conseqüentemente, tempos não produtivos. No cenário de águas profundas, a perfuração de zonas com falhas, fraturadas ou com formações depletadas, além de estarem se tornando comuns, são sérios candidatos a severas perdas de circulação.

Ciente dos problemas mencionados acima, a indústria tem desenvolvido novas técnicas para lidar com esses problemas. Uma dessas técnicas, a perfuração com gerenciamento da pressão, conhecida como MPD (*Managed Pressure Drilling*), propõe-se a realizar o gerenciamento com um preciso controle das pressões no fundo do poço. Outra opção disponível é a perfuração sub-balanceada ou UBD (*Underbalanced Drilling*), onde se perfura com a pressão de fundo abaixo da pressão de poros, permitindo, assim, um influxo controlado do fluido da formação para o poço.

A seguir descreveremos mais detalhadamente os métodos de perfuração citados acima destacando a relevância do escoamento bifásico nesse contexto.

Perfuração com Gerenciamento da Pressão (MPD)

De acordo com o IADC (*International Association of Drilling Contractors*), o MPD é definido como: *método de perfuração adaptável utilizado para controlar com precisão o perfil de pressão no anular no poço. Os objetivos principais são determinar o limite de variação da pressão de fundo de poço e controlar o perfil de pressão no anular do poço de acordo.*

Existem diferentes modalidades de MPD, sendo que a mais disseminada se baseia no método do micro-fluxo (SANTOS *et al.*, 2003, 2004, 2007), que apresenta uma grande vantagem por exigir poucas modificações nos equipamentos da sonda e ter uma integração de forma simples e rápida (ver o diagrama de integração na Figura 1.2).

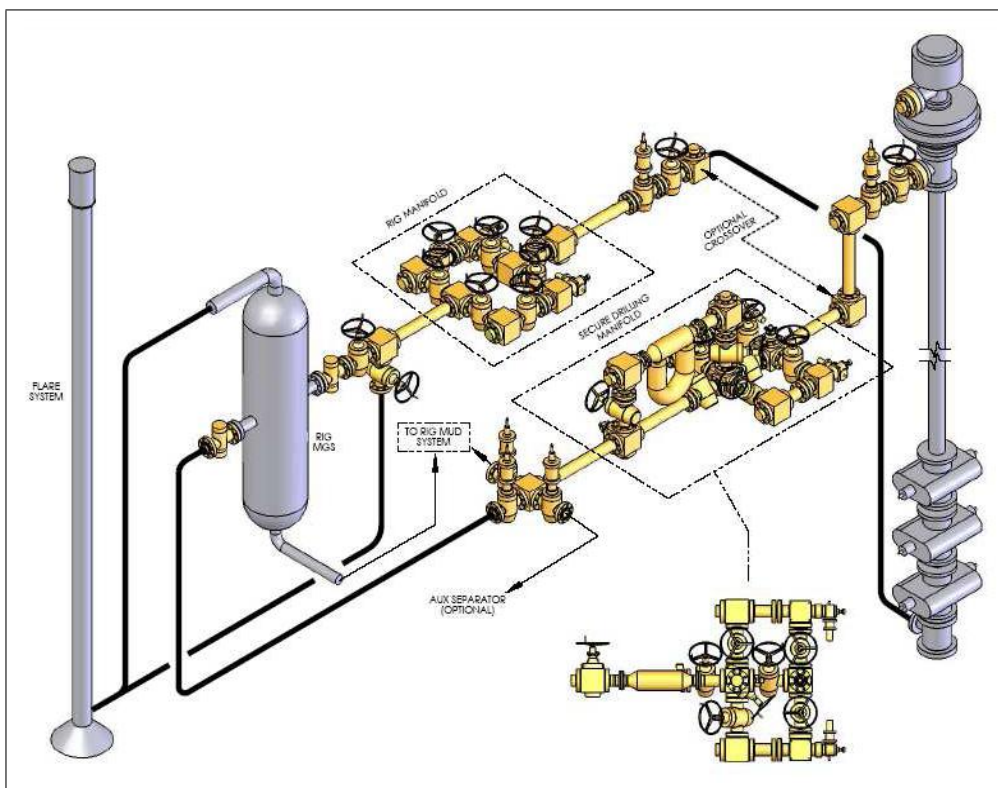


Figura 1.2: Diagrama de integração do distribuidor do MPD com os equipamentos da sonda.

A integração começa pela instalação de uma cabeça rotativa no topo do BOP anular, após o teste do mesmo. Esse equipamento tem a função de divergir o fluxo do anular para o distribuidor (*manifold*) do sistema MPD, mantendo uma contrapressão no anular do poço.

Essa contrapressão pode ser ajustada, aumentando-se ou diminuindo-se o seu valor, em função da necessidade do poço, através de um dos estranguladores (*chokes*) presente no distribuidor. Do distribuidor, o fluxo pode ir diretamente para as peneiras de lama, caso não haja gás no sistema, ou para o desgaseificador atmosférico, caso

a quantidade de gás esteja acima de um valor aceitável, determinado pelo operador.

No ramo principal do distribuidor encontra-se um medidor de vazão mássica, posicionado a jusante dos estranguladores, que é o grande responsável pela medição da vazão de saída, detectando com precisão os influxos de fluidos ou as perdas de circulação, além de ser capaz de medir a temperatura do fluido na saída.

A automação também é parte fundamental nesse processo, trazendo respostas rápidas aos influxos e às perdas de circulação. Contudo, diferentemente da perfuração sub-balanceada, a perfuração com MPD é feita de modo sobrebalanceado, evitando influxos de hidrocarbonetos para o poço. Com a adoção dessa tecnologia, os eventos de controle de poço são mais facilmente identificados, controlados e circulados, embora ainda devam ser considerados acidentais à operação.

Atualmente, as medidas de fundo do poço são transmitidas por pulsos de pressão pelo fluido de perfuração. Essa alternativa tem algumas limitações, sendo que a maior delas é que a presença de fluido compressível no poço compromete a transmissão dos dados. Na Figura 1.3 é apresentada uma alternativa, denominada de tubo de perfuração instrumentado (*wired drill pipe*), que vem sendo desenvolvida nos últimos anos e consiste na transmissão de dados pela coluna de perfuração, (GRAVDAL *et al.*, 2010; JELLISON *et al.*, 2003; LAWRENCE *et al.*, 2009; REEVES *et al.*, 2006). Para transmitir as informações, a rede utiliza um cabo coaxial de alta resistência e baixa perda, e de bobinas indutivas nas junções dos tubos.

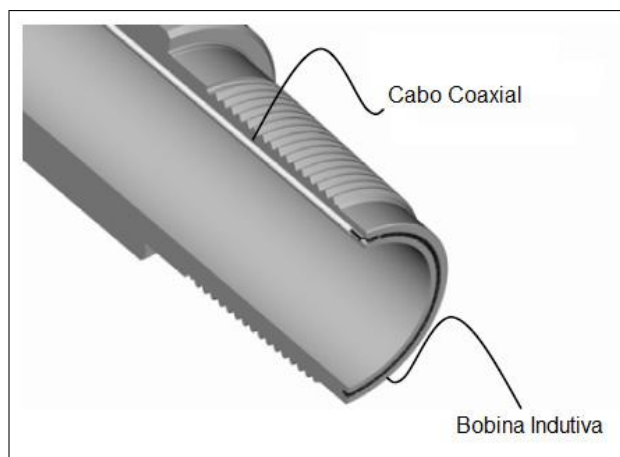


Figura 1.3: Tubo de perfuração instrumentado (*Wired drill pipe*)

A combinação do MPD com o tubo de perfuração instrumentado, especialmente em poços de lâmina d'água profunda e com altas pressões e temperaturas, viabiliza a perfuração de poços que até então não poderiam ser perfurados, e representa uma redução significativa nos riscos da operação. De fato, essa combinação pode levar a mudanças revolucionárias na detecção e avaliação de influxos de gás no futuro próximo. Dessa forma, o desenvolvimento de um modelo para simular o perfil da pressão no poço com base nos dados obtidos pelo tubo de perfuração instrumentado,

possibilitará a previsão da localização e do volume do influxo de gás, e poderá ser uma ferramenta poderosa resultando em decisões mais rápidas e mais precisas em operações de controle de poço (GRAVDAL, 2009).

Na Figura 1.4 é apresentado o esquema de utilização do MPD. Podemos observar que, para manter a pressão no fundo do poço dentro da faixa desejada (ou seja, entre a pressão de poros e a pressão de fratura), o sistema atua no estrangulador alterando a contrapressão na superfície.

Portanto, para se obter um controle preciso da pressão de fundo, é imperativo que se consiga uma boa predição da perda de carga ao longo do poço, principalmente em situações críticas, onde ocorra um influxo indesejado de gás da formação para o poço.

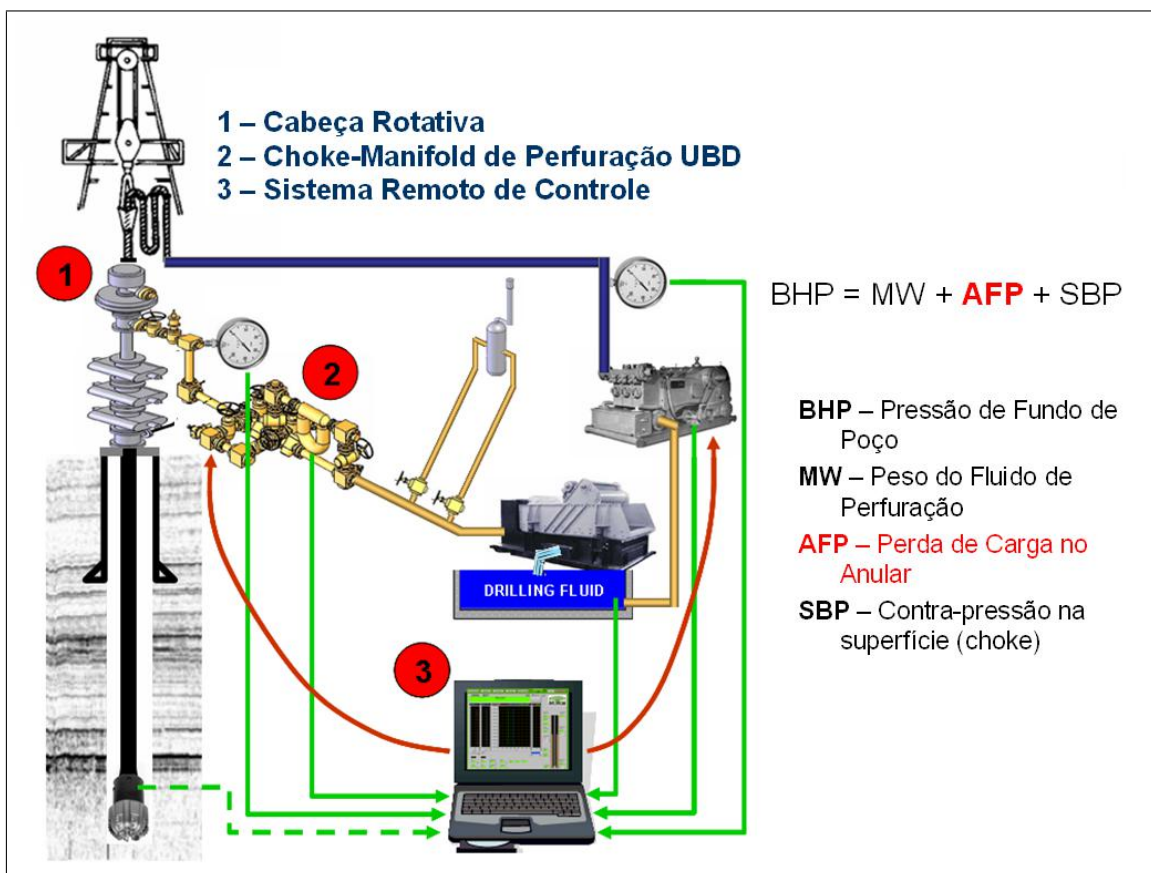


Figura 1.4: Esquema de utilização do MPD.

Perfuração Sub-Balanceada (UBD)

De acordo com o IADC, a perfuração sub-balanceada é definida como: *método de perfuração que se utiliza de equipamentos e procedimentos adequados para manter, intencionalmente, a pressão exercida no poço menor que a pressão de poros em qualquer parte da formação exposta, com a intenção de produzir fluido da formação para a superfície.*

A menor pressão do fluido de perfuração evita a formação de reboco nas paredes

do poço, bem como previne a invasão de lama e sólidos para a formação, auxiliando no aumento da produtividade do reservatório. Uma vez atingida essa condição de desbalanceio, o resultado pode ser um influxo de fluido da formação para o poço (ver Figura 1.5), que deve ser controlado na superfície.

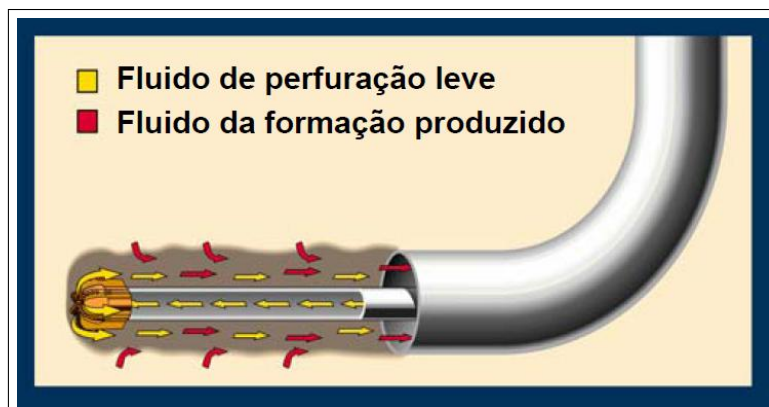


Figura 1.5: Perfuração sub-balanceada.

As técnicas disponíveis de perfuração sub-balanceada envolvem o emprego de um fluido de perfuração com um peso tal que a pressão hidrostática exercida pelo mesmo no fundo do poço seja menor que a pressão da formação. O fluido pode ser um gás, um líquido, ou uma mistura bifásica gás-líquido. Quando houver uma fração não desprezível de gás no fluido, o mesmo será compressível. Portanto, conforme ilustrado na Figura 1.6 os tipos de fluidos de perfuração utilizados na perfuração sub-balanceada podem ser:

- Gasosos: ar, gás natural
- Bifásicos: névoa; espuma; aerados (ou gaseificados)
- Líquidos de baixa densidade

Cada um dos tipos acima citados apresenta suas peculiaridades, vantagens e desvantagens. Neste trabalho, são brevemente comentados alguns aspectos dos fluidos gaseificados. Maiores detalhes sobre as particularidades de cada sistema de fluidos podem ser encontrados em MCLENNAN *et al.* (1997).

Os fluidos gaseificados (em geral nitrogenados) são o tipo mais utilizado na perfuração sub-balanceada atualmente. Sua aplicação inicial foi a de reduzir perdas de circulação, mas hoje em dia apresenta uma faixa mais ampla de aplicação. O fluido mais leve é obtido pela mistura de um gás com uma fase líquida de forma a reduzir sua densidade. Existem diversos métodos que podem ser utilizados para gaseificar um sistema líquido. Os gases utilizados podem ser ar, nitrogênio ou gás natural. Os líquidos podem ser a base de óleo, ou de água. Assim como os fluidos de perfuração convencionais, os fluidos aerados devem lubrificar e resfriar a broca, limpar

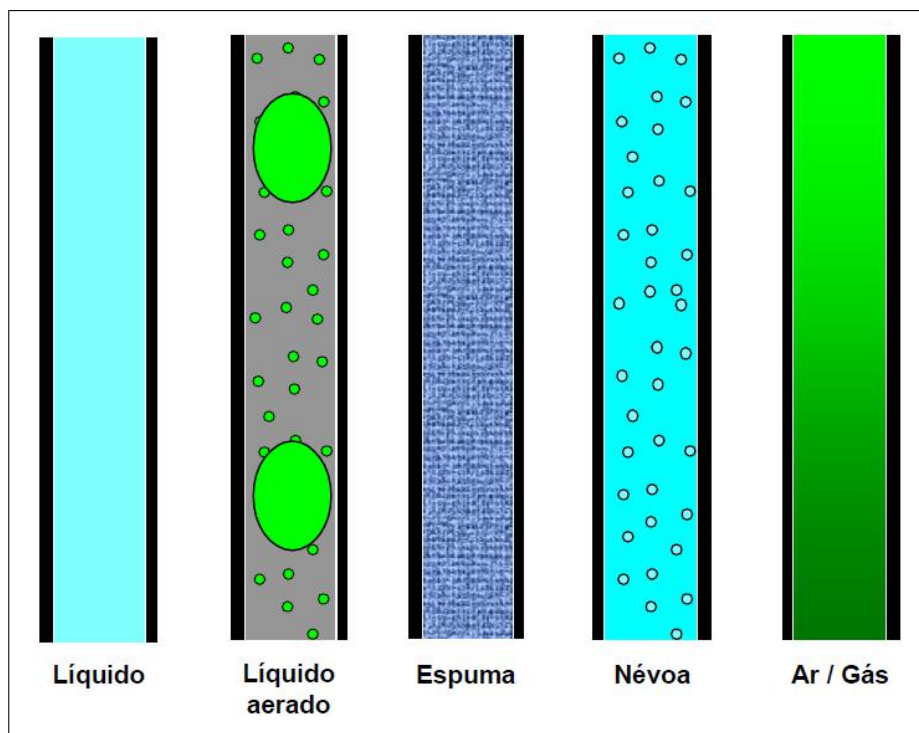


Figura 1.6: Tipos de fluido de perfuração sub-balanceada.

o poço (carrear os cascalhos gerados) e prover suporte às paredes do poço. Como a perfuração se dará em condição sub-balanceada, a pressão da formação deverá ser controlada na superfície.

O método utilizado para gaseificar o fluido varia. Por exemplo, ar pode ser disponibilizado por meio de compressores, gás natural pode ser recebido a partir de um gasoduto ou mesmo um poço produtor, e nitrogênio pode ser obtido tanto em estado líquido quanto pela utilização de uma unidade geradora de membrana. Basicamente, existem três métodos para introduzir e circular fluidos gaseificados no poço conforme podemos observar na Figura 1.7:

- Injeção pela coluna de perfuração;
- Utilização de uma coluna auxiliar;
- Utilização de um revestimento auxiliar.

Cada método tem vantagens e desvantagens típicas. O método de injeção pela coluna de perfuração apresenta as seguintes vantagens: não são necessários equipamentos especiais de fundo; podem ser obtidas pressões de fundo mais baixas do que as obtidas com os outros métodos; uma menor vazão de gás de injeção é exigida; obtém-se uma melhor limpeza de poço devido ao fluxo turbulento no anular inteiro. Por outro lado, nesse método é mais difícil a manutenção da pressão de fundo, especialmente durante as conexões. Além disso, ferramentas convencionais para medições

no fundo do poço MWD/LWD (*measuring while drilling / logging while drilling*), baseadas em pulsos de pressão pela lama, não funcionam com o fluido compressível da coluna, sendo necessária a utilização de ferramentas alternativas mais sofisticadas, como o tubo de perfuração instrumentado.

Já nos métodos de injeção por uma coluna auxiliar (tubulação de pequeno diâmetro fixada externamente ao revestimento) ou por um revestimento concêntrico auxiliar, pode-se manter injeção contínua de gás durante conexões e manobras e ferramentas convencionais de MWD/LWD podem ser utilizadas, uma vez que no interior da coluna só há líquido. No entanto, nesses métodos geralmente são necessárias alterações no projeto de revestimento e no diâmetro do poço, além de modificações na cabeça de poço.

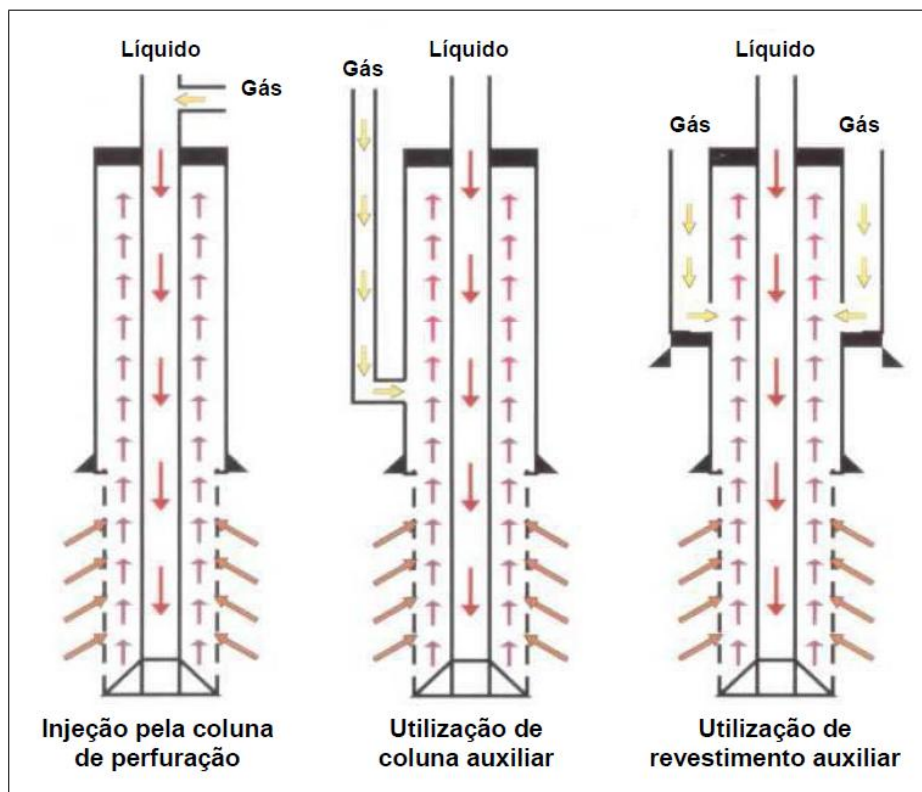


Figura 1.7: Métodos de injeção de fluidos gaseificados no poço.

A primeira aplicação de perfuração sub-balanceada remonta ao início na década de 30 no Texas, quando foi perfurado o primeiro poço utilizando fluido gaseificado. Gás natural foi adicionado à lama para evitar perdas de circulação. A técnica foi utilizada depois em outras regiões dos Estados Unidos, com os propósitos de aumentar a taxa de penetração e reduzir ou eliminar problemas de prisão diferencial e perda de circulação. Nos anos 50, o Canadá começou a perfurar diversos poços com essa técnica, utilizando ar ou gás. Também nos anos 50, as primeiras perfurações utilizando espuma como fluido de perfuração foram realizadas com o intuito de evitar incêndios (explosões) no fundo do poço, devido ao oxigênio presente no ar.

Até a metade da década de 80, a aplicação de perfuração sub-balanceada era bastante limitada. De fato, a primeira aplicação de peso da técnica teve como cenário os campos de reservatórios fraturados de *Austin Chalk*, em 1988, com resultados promissores em termos de produtividade do reservatório. Em alguns poços, a produtividade cresceu significativamente. Desde então, a técnica de perfuração sub-balanceada vem ressurgindo de forma intensa no mundo, com ênfase na intensa aplicação em formações areníticas no Canadá. Aspectos como o desenvolvimento de sistemas de circulação fechados, uso de nitrogênio como fluido de perfuração, análise mais apurada do reservatório e técnicas e procedimentos formais para UBD, derivaram ou foram incrementados no Canadá (BORGES, 2006).

Mais recentemente, a tecnologia de perfuração sub-balanceada vem sendo estendida ao ambiente marítimo e largamente reconhecida como um meio viável de aumentar a produtividade em reservatórios de baixa pressão, depletados ou de formações naturalmente fraturadas. É importante salientar que esses desenvolvimentos mais recentes vêm acompanhados de requisitos adicionais de segurança e operacionais no que diz respeito a equipamentos e sistemas, tais como válvulas de controle de fundo, separadores de superfície, sistemas de gerenciamento de dados e acompanhamento em tempo real, etc.

Dentre os principais benefícios da perfuração sub-balanceada podemos destacar:

- Aumento da taxa de penetração: a perfuração com fluidos leves resulta em taxas de penetração maiores, em alguns casos até 10 vezes superior àquelas obtidas na perfuração convencional. Trabalhos mais recentes indicam claramente o aumento da eficiência de perfuração no que tange a taxa de perfuração na condição sub-balanceada (CUNHA e ROSA, 1998; TETLEY *et al.*, 1999).
- Aumento da vida útil da broca: a perfuração sub-balanceada elimina o confinamento imposto à formação na condição sobrebalanceada. Isso reduz a resistência aparente da rocha e o trabalho necessário para perfurar um dado volume de rocha.
- Redução de perdas de circulação: a perda de circulação ocorre quando o fluido de perfuração invade o reservatório, não retornando à superfície. Perdas de circulação podem gerar elevados custos na perfuração, uma vez que o fluido perdido tem que ser repostado e a perda tem que ser combatida. Como na perfuração sub-balanceada não há nenhuma força física direcionando o fluido para dentro da formação, o problema de perda de circulação é em geral eliminado com o uso desta técnica.
- Redução de prisão por diferencial de pressão: em um poço perfurado da forma convencional, um reboco é formado nas paredes do poço devido aos sólidos

presentes no fluido de perfuração. Se a coluna de perfuração ficar encostada no reboco, a pressão diferencial entre o poço e o reboco, que tende a pressão de poros, pode atuar sobre uma área suficientemente grande de tal forma que a força axial necessária para mover a coluna se torna maior do que a resistência à tração da mesma. No caso da perfuração sub-balanceada, o reboco não é formado e, portanto, não existe o risco de prisão de coluna por pressão diferencial.

- Redução de dano à formação: o dano à formação pode ocorrer quando líquidos ou sólidos do fluido de perfuração invadem a formação durante a perfuração. A principal consequência é a redução da produtividade do reservatório devido ao dano gerado nas vizinhanças do poço. Isso não ocorre na perfuração sub-balanceada, uma vez que o fluido de perfuração não invade a formação.
- Melhoria na avaliação do reservatório: durante a perfuração, a operação sub-balanceada pode tornar mais precisa a detecção de zonas com potencial produtivo e até mesmo permitir a identificação de intervalos com hidrocarbonetos, porque os fluidos do reservatório podem fluir (de forma controlada) para a superfície já nesta etapa. Após a perfuração, testes de formação tendem a apresentar resultados mais significativos e confiáveis.

Por outro lado, existem limitações de ordem técnica e econômica à perfuração sub-balanceada, dentre as quais podemos citar:

- Instabilidade do poço: em operações de perfuração, a instabilidade das paredes do poço pode ser causada por fatores mecânicos ou químicos, os quais podem ser mais acentuados na perfuração sub-balanceada, pois a reduzida pressão exercida pelo fluido não auxilia na sustentação das paredes do poço como em perfurações convencionais.
- Influxos de água: influxos de água podem acarretar diversos problemas na perfuração sub-balanceada, tais como aumento da pressão hidrostática exercida pelo fluido no fundo do poço e dificuldades no tratamento e descarte da água produzida.
- Equipamento direcional: motores de fundo convencionais são projetados para fluidos incompressíveis e ferramentas de telemetria convencional por pulsos de lama não conseguem operar com fluidos compressíveis, pois os pulsos de pressão gerados não são propagados de volta com amplitude suficiente para serem detectados na superfície.
- Produção excessiva de hidrocarbonetos: na maioria das circunstâncias, equipamentos de superfície adequadamente projetados podem receber e controlar os

fluidos produzidos durante a perfuração sub-balanceada. De fato, altas vazões de produção de hidrocarbonetos e altas pressões são desejáveis do ponto de vista da rentabilidade do poço a longo prazo. Entretanto, há o risco de ocorrer uma produção excessiva de hidrocarbonetos durante a perfuração de tal forma que não seja comportada pelos equipamentos de superfície.

A chave para uma exploração bem sucedida de um campo de petróleo reside na aplicação das técnicas apropriadas. A perfuração sub-balanceada é um bom exemplo. Esse tipo de operação não se justifica em qualquer situação. O custo diário da perfuração sub-balanceada é em geral mais elevado do que o de uma perfuração convencional devido à necessidade de equipamentos adicionais, por exemplo. Entretanto, em diversas situações o custo total do projeto e o retorno do investimento a médio e longo prazos são muito mais atraentes quando se utiliza a técnica de UBD. Os projetos de operações sub-balanceadas requerem um processo integrado mais rigoroso tanto de planejamento quanto de execução, de forma a garantir a segurança e eficiência desejadas. Portanto, cada caso deve ser analisado individualmente, tendo em mente que o fator econômico será sempre decisivo. Algumas das situações nas quais a perfuração sub-balanceada apresenta grande potencial de aplicação são:

- Formações sujeitas a dano e reservatórios naturalmente fraturados. O dano gerado pela lama na perfuração convencional pode ser devastador em formações fraturadas.
- Reservatórios profundos abaixo de zonas depletadas ou de baixa pressão podem causar severos problemas na perfuração quando é utilizado o método convencional. Tais problemas incluem perdas de circulação e prisão diferencial.
- Poços para reinjeção de água, especialmente em situações nas quais o fraturamento hidráulico não pode ser realizado, dependem de um alto potencial de injetividade associado à minimização do dano a formação.
- Melhor avaliação do reservatório, por meio da identificação de zonas produtoras durante a perfuração, reduzindo as chances de não "enxergar" a zona.
- Situações onde a baixa taxa de penetração e o alto número de brocas utilizado podem elevar excessivamente o custo do poço.

Em suma, é imperativa uma correta percepção dos benefícios e limitações da perfuração sub-balanceada para cada caso particular, de modo que o potencial para uma operação sub-balanceada seja adequadamente ponderado no planejamento do empreendimento.

Uma precisa predição da pressão no fundo também é importante tanto na fase de planejamento, para o dimensionamento dos equipamentos de superfície, como as unidades geradoras de nitrogênio e o sistema de separação do fluido que retorna do poço, quanto na operação, para se obter um controle mais preciso das pressões ao longo do poço.

Somando-se o cenário exposto acima, ao fato de que, em poços horizontais de longo alcance, a perda de carga ao longo do poço passa a ter um maior impacto na pressão no fundo do poço, e ao fato de que os fluidos de perfuração de base não aquosa estão sendo cada vez mais utilizados por serem mais leves, e devido a outras vantagens relacionadas à estabilidade do poço, melhor lubricidade e estabilidade térmica, torna-se necessário um melhor conhecimento sobre os efeitos da solubilidade no escoamento bifásico horizontal.

1.2 Objetivo

Visando a contribuir para a obtenção de um controle mais preciso da pressão ao longo do poço em operações de perfuração, o presente trabalho propõe um estudo experimental de um escoamento bifásico considerando os efeitos da solubilidade da fase gasosa. Para tal, será seguida a seguinte sequência de atividades:

- Revisar literatura sobre escoamentos bifásicos em dutos horizontais, assim como sobre a solubilidade tanto do gás em fluidos de perfuração como do dióxido de carbono na água.
- Montar aparato experimental que possibilite a obtenção de dados que embasem o estudo.
- Realizar ensaios de escoamentos bifásicos em duto horizontal com água e ar, e água e dióxido de carbono.
- Verificar os parâmetros característicos do escoamento pistonado horizontal, medidos nos ensaios com água e ar, contra o modelo hidrodinâmico de DUKLER e HUBBARD (1975).
- Comparar os valores dos parâmetros medidos nos ensaios com água e ar, e água e dióxido de carbono.
- Analisar efeitos da solubilidade da fase gasosa na fase líquida nos escoamentos bifásicos em dutos horizontais.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1 Solubilidade

A solubilidade de uma substância pode ser definida como a quantidade máxima dessa substância que pode ser dissolvida na solução. A solubilidade de uma substância depende da natureza do soluto e do solvente, assim como da temperatura e da pressão do sistema. É a tendência do sistema em alcançar o valor máximo de entropia.

2.1.1 Solubilidade do gás no fluido de perfuração

A semelhança entre os componentes orgânicos do fluido de perfuração e o gás proveniente da formação faz com que, nas condições de pressão e temperatura do fundo do poço, o gás se misture ao fluido de perfuração, constituindo uma solução ao tornar-se parte do mesmo.

Portanto, vem sendo realizados vários estudos para se compreender os fundamentos da solubilização do gás no fluido de perfuração de base não-aquosa. Dessa forma, pode-se estabelecer um modelo termodinâmico que descreva o comportamento dessa solução, através da construção de diagramas de fase e, assim, permitir a previsão de ocorrência desse fenômeno para as diversas condições de pressão e temperatura.

Aperfeiçoando o estudo realizado por THOMAS *et al.* (1984) , O'BRYAN *et al.* (1988) desenvolveu um trabalho teórico-experimental. Seu trabalho é bastante extenso e pode ser dividido nas principais etapas: (i) estudo teórico-experimental da solubilidade do metano em fluidos de perfuração base óleo (os experimentos foram feitos também com outros gases) e ajuste da equação de estado; (ii) desenvolvimento de correlações empíricas para a obtenção da solubilidade dos gases em outras faixas de temperatura e pressão; (iii) desenvolvimento de modelo para prever o ganho de volume nos tanques e o comportamento das pressões para um dado influxo de gás; (iv) experimentos em um poço de teste de 6000 *ft* (1828, 80 *m*) de profundidade com o intuito de validar o modelo desenvolvido.

O'BRYAN *et al.* (1988) utilizou três tipos de base óleo (Diesel, Mentor 28 e Conoco LVT) em seus experimentos e desenvolveu uma correlação para estimar a solubilidade do gás em fluidos de perfuração base óleo. Além do metano, etano, dióxido de carbono e uma mistura de gás natural também foram empregados. A partir dos dados experimentais, desenvolveu uma correlação para prever a solubilidade desses gases (metano, etano, dióxido de carbono e uma mistura de gás natural) nos fluidos estudados. Essa correlação é mostrada na Equação 2.1 (Estudo do Controle de Poço Considerando-se o Comportamento de Fases da Mistura Gás-Líquido).

$$R_{so} = \left(\frac{P}{aT^b + c} \right)^n \quad (2.1)$$

Onde R_{so} é a solubilidade do gás na base óleo em *scf/stb*, P é a pressão em *psia*, T é a temperatura em $^{\circ}F$ e a , b , c e n são parâmetros que variam de acordo com o gás utilizado. Essas constantes são mostradas na 2.1.

Tabela 2.1: Parâmetros da correlação desenvolvida por O'BRYAN *et al.* (1988)

Gás	a	b	c	n
Metano	1,922	0,2552	$4,94.e^{0,00081P+0,00177T}$	$0,8922\gamma_o^{-0,6032}$
Etano	0,033	0,8041	0	$0,8878\gamma_o^{-0,7521}$
Dióxido de Carbono	0,059	0,7134	$0,3352.e^{0,0101P+0,0441T}$	1,0

Onde γ_o é a massa específica da base oleosa.

O'BRYAN *et al.* (1988) também desenvolveu correlações para a solubilidade desses gases na água, em função da temperatura e pressão. Sugeriu que a solubilidade do gás no fluido de perfuração é obtida a partir da adição das solubilidades dos componentes individuais multiplicada pela sua respectiva fração volumétrica. Utilizou a equação de estado de PENG e ROBINSON (1976) com parâmetros de interação binária oriundos da literatura para prever o inchamento do fluido de perfuração devido à solubilização do gás. Sua contribuição no modelo termodinâmico foi a inclusão de um termo de ajuste do peso molecular, G , ao peso molecular médio do gás livre da base óleo, sendo modelado e calculado de acordo com a Equação 2.2. Essa expressão foi obtida a partir dos dados experimentais (empiricamente).

$$G = 26,4 - 0,001607R_s + \left(1,641.10^{-7}\right) R_s^2 \quad (2.2)$$

BERTHEZENE *et al.* (1999) ampliaram a faixa de temperatura e de componentes estudada por O'BRYAN *et al.* (1988). Fizeram experimentos para avaliar a solubilidade do metano em fluidos de perfuração utilizando quatro tipos de base

óleo: diesel, óleo mineral, óleo sintético e éster. Os experimentos foram feitos na temperatura de 90°C e pressões na faixa de 150 a 350bar . Com o intuito de poder avaliar o comportamento dessas misturas em outras condições de temperatura e pressão diferentes das avaliadas nos experimentos, ajustaram o parâmetro de interação binária utilizando a equação de estado de PENG e ROBINSON (1976). Em todos os experimentos, observaram que a solubilidade é maior do que a calculada a partir da adição das solubilidades individuais de cada componente (água e óleo). Entretanto, essa diferença é menor do que o erro experimental, o que implica que o emprego da adição das solubilidades individuais é representativo.

ATOLINI (2008) e DA SILVA *et al.* (2004) estudaram a interação entre metano e líquidos orgânicos utilizados em fluidos de perfuração. Mediu e analisou as propriedades termodinâmicas das misturas gás-líquido utilizando dois óleos (n-parafina e éster). Esses fluidos são utilizados frequentemente como base do fluido de perfuração. A faixa de temperatura dos experimentos foi de 70°C a 90°C . Propriedades termodinâmicas como pressão de bolha, solubilidade, fator volume de formação e densidade foram avaliadas. Os resultados experimentais para pressão de saturação foram ajustados pela equação de estado de PENG e ROBINSON (1976).

A partir desse ajuste ATOLINI (2008) apresentou dois polinômios da pressão de saturação em função da percentagem molar de metano para duas temperaturas (70°C e 90°C). Essas equações são mostradas pelas Equações 2.3 e 2.4.

$$P = 0,0001x^3 + 0,0058x^2 + 0,4305x - 1,9571 \quad (2.3)$$

$$P = 0,0002x^3 - 0,0147x^2 + 0,7616x - 5,0961 \quad (2.4)$$

ATOLINI (2008) observou, de acordo com os dados experimentais, que a solubilidade do metano no éster é menor do que a solubilidade do metano na n-parafina. A análise dos resultados a partir de PENG e ROBINSON (1976) mostrou que existe uma pequena dependência da pressão de saturação da mistura em relação à temperatura para a faixa de temperatura (50°C a 150°C) e frações molares (15% a 75%) avaliadas. A faixa de temperatura utilizada no simulador é diferente da faixa de temperatura utilizada nos experimentos.

O gráfico de solubilidade do gás metano no diesel a várias temperaturas é mostrado nas Figura 2.1.

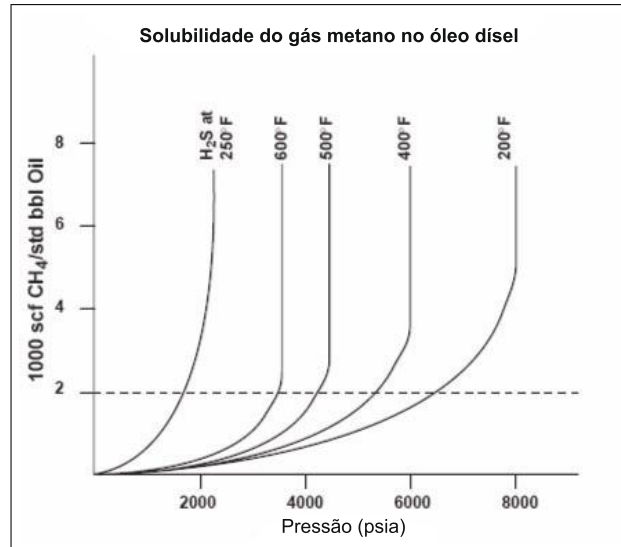


Figura 2.1: Solubilidade do gás metano no diesel.

2.1.2 Solubilidade do dióxido de carbono na água

Optou-se por trabalhar com o dióxido de carbono por ele ser um gás altamente solúvel em água, não inflamável e de baixa toxicidade.

No artigo de CARROLL *et al.* (1991), foi feita uma extensa investigação na literatura acerca dos estudos sobre a solubilidade do dióxido de carbono em água a baixas pressões, e em seguida foi proposto um modelo baseado em uma simples extensão da lei de HENRY (1803):

$$x_1 P_1^o = y_1 \varphi_1 P \quad (2.5)$$

$$x_2 H_{21} = y_2 \varphi_2 P \quad (2.6)$$

Onde x_i é a fração molar do componente i no líquido e y_i a fração molar do componente i no vapor, P_i^o é a pressão de vapor do solvente puro, H_{21} é a constante de Henry, φ_i o coeficiente de fugacidade do componente i , sendo que o componente 1 é a água e o 2 o dióxido de carbono e P é a pressão total (que é limitada a $1MPa$).

A constante de Henry H_{21} pode ser calculada de acordo com a equação:

$$\ln(H_{21}/MPa) = -6,8346 + 1,2817 \cdot 10^4/T - 3,7668 \cdot 10^6/T^2 + 2,997 \cdot 10^8/T^3 \quad (2.7)$$

Onde T é a temperatura em Kelvin.

Na Figura 2.2 podemos observar que a equação proposta para se determinar os valores da constante de Henry concorda satisfatoriamente com a maioria dos dados experimentais disponíveis. Na Figura 2.3, temos os valores da solubilidade a diferentes temperaturas, quando submetidas a pressão atmosférica.

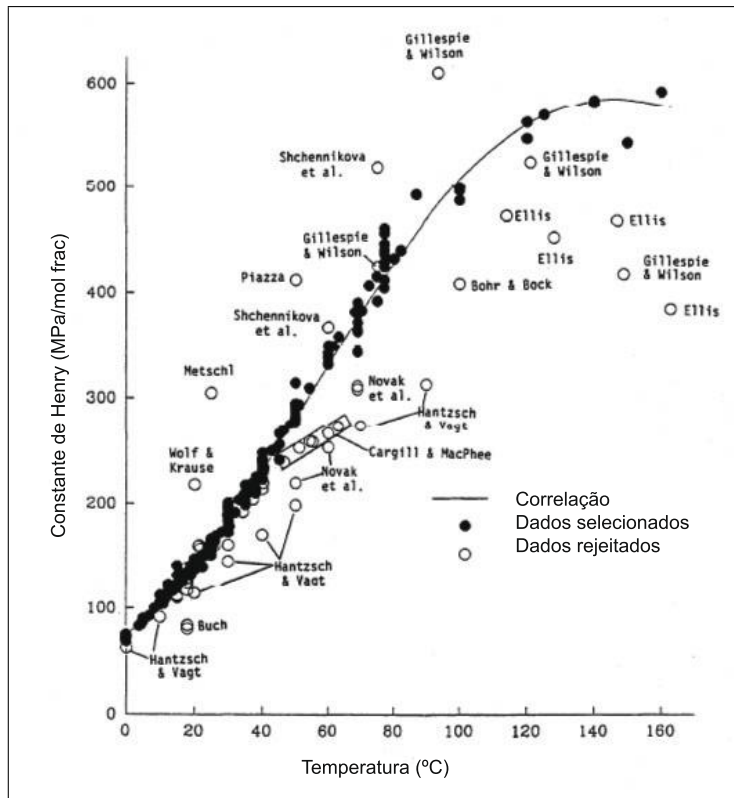


Figura 2.2: Constante de Henry.

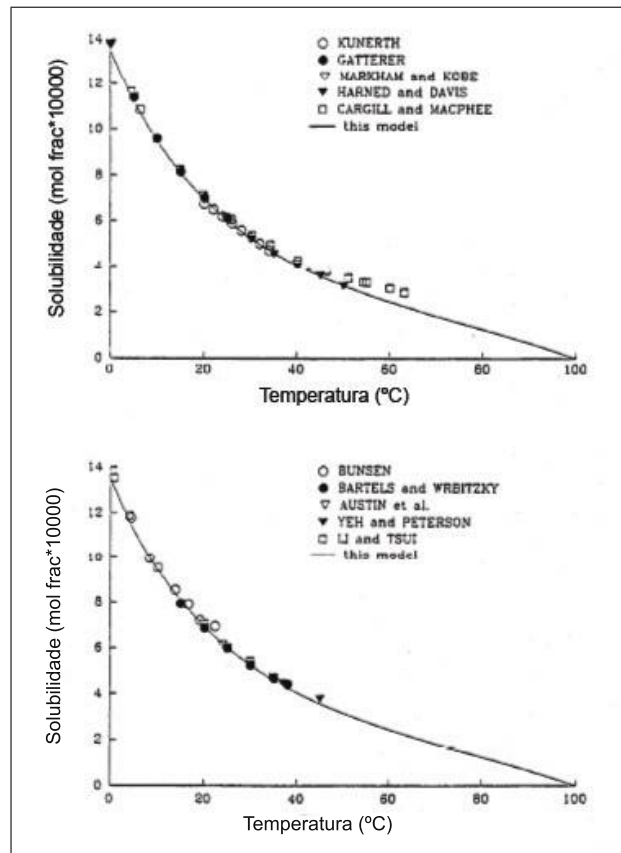


Figura 2.3: Solubilidade do dióxido de carbono em água.

2.2 Escoamento Bifásico

2.2.1 Padrões de Escoamentos Bifásicos no Interior de Tubulações

Os cálculos do escoamento bifásico são complexos devido a fenômenos tais como deslizamento entre fases, mudança de padrão de escoamento e transferência de massa entre fases. A diferença de velocidades e a geometria das fases influenciam fortemente na perda de carga e constituem a base para caracterizar o escoamento bifásico.

Em um escoamento bifásico, as fases distribuem-se de maneira muito particular, caracterizando diversos arranjos topológicos, denominados de padrões de escoamento. Estes arranjos topológicos são então estruturas dinâmicas no escoamento, determinadas por propriedades físicas das fases, dimensões do sistema e condições operacionais: viscosidade, tensão superficial, diâmetro, inclinação, vazões, pressão, etc.

Os escoamentos bifásicos e seus diversos padrões são largamente abordados na literatura (COLLIER, 1981). Principalmente em função da dificuldade de prever a distribuição das duas fases ao longo do trecho reto de tubulação e de estimar quantitativamente as propriedades dinâmicas deste escoamento, as descrições encontradas se fixam em geometrias de tubulações de seções circular e quadrada. HUBBARD e DUKLER (1966) sugeriram que muitos destes padrões observados experimentalmente são constituídos de superposições de quatro padrões de escoamento básicos. São eles: escoamento de bolhas, escoamento pistonado, escoamento agitado e escoamento anular. Estes padrões serão descritos a seguir.

Padrões de Escoamento Bifásico em Tubulações Verticais

Os padrões de escoamento bifásico gás-líquido encontrados em um duto circular vertical são ilustrados na Figura 2.4. Estes padrões de escoamento são descritos qualitativamente a seguir:

- Escoamento de Bolhas (a - *bubbly flow*) - É um regime de escoamento caracterizado por uma fase gasosa dispersa em uma fase contínua líquida. Nesta fase, as bolhas podem aparecer em formas esféricas com pequenos diâmetros ou com um formato mais alongado e de geometria plana na superfície da região inferior da bolha e de geometria na forma de calota esférica na região superior da bolha. O diâmetro das bolhas em tal padrão de escoamento é bem menor do que o diâmetro dos tubos pelos quais as fases escoam simultaneamente.
- Escoamento Pistonado (b - *slug flow*) - Neste padrão, as bolhas possuem um formato alongado e estas ocupam, transversalmente, quase a totalidade do

diâmetro interno do tubo. Tais bolhas são denominadas, na literatura, bolhas de Taylor. A região superior da bolha de Taylor possui o formato semelhante ao de uma calota esférica e a região superior de tais bolhas possui um formato, aproximadamente, plano. Já a região central da bolha de Taylor é separada da parede interna do tubo por um filme líquido delgado e descendente. Entre duas bolhas de Taylor consecutivas existe uma fração de fase líquida, denominada de *liquid slug* pela literatura (e neste presente trabalho denominada pistão líquido), a qual contém pequenas bolhas dispersas que foram desprendidas pela esteira formada pela bolha de Taylor.

- Escoamento Agitado (*c - churn flow*) - Este padrão de escoamento é caracterizado pela instabilidade do padrão de escoamento pistonado, quando ocorre a fragmentação das bolhas principais devido ao comportamento altamente turbulento do escoamento. A quebra da bolha de Taylor tem por consequência o rompimento da continuidade do filme de líquido ascendente ao redor da bolha e a fragmentação dos pistões líquidos localizados antes e depois desta. A nomenclatura *churn* é devido ao fato deste padrão de escoamento possuir um comportamento caótico e de característica transiente entre o padrão de escoamento pistonado e o anular. Este padrão de escoamento também é denominado na literatura como *slug-annular flow*.
- Escoamento Anular (*d - annular flow*) - Este padrão de escoamento é caracterizado pela formação de um filme líquido na parede interna do tubo e a região central ocupada pela fase gasosa com a presença de gotículas da fase líquida desprendida do filme. É observada a presença de ondas com largas amplitudes na superfície do filme líquido adjacente à parede interna e o contato da fase gasosa com tal filme acarreta no desprendimento de pequenas gotas, que são arrastadas para o centro do tubo. A diferença entre o padrão de escoamento anular e o anular com gotas é o aglomerado de gotas gerado por este último.
- Escoamento Anular com Gotas (*e - wispy-annular flow*) - Este padrão de escoamento é caracterizado pela presença de um espesso filme de líquido ascendente junto à parede do tubo e por uma considerável porção de líquido que é arrastado para a região central, juntamente com a presença de gás. O líquido é desprendido do filme espesso de líquido e dá origem à formação de pequenas gotas que, aglomeradas, assemelham-se a nuvens com o formato de longos filamentos irregulares.

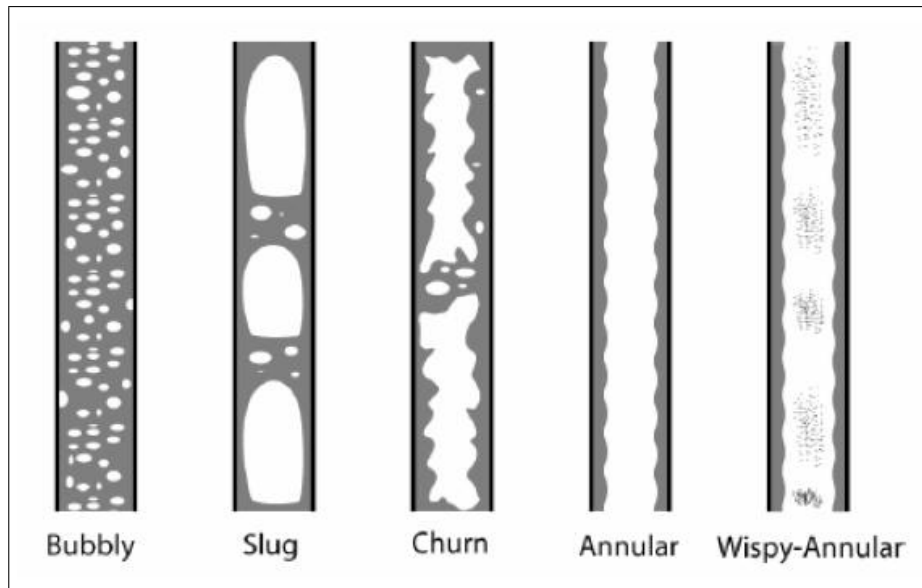


Figura 2.4: Padrões de escoamentos bifásicos em tubulações verticais (GHAJAR *et al.*, 2004).

Padrões de Escoamento Bifásico em Tubulações Horizontais

O prognóstico do escoamento padrão em tubos horizontais é muito mais complexo do que o problema em um tubo vertical. Os padrões de escoamento no interior de tubulações horizontais, diferentemente das tubulações verticais, não são axissimétricos e isto se deve à diferença entre a massa específica das fases líquida e gasosa. Neste caso, o padrão de escoamento assume peculiaridades bastante específicas e, como o campo gravitacional atua perpendicularmente à direção do escoamento, ocorre a sua estratificação. Na Figura 2.5 estão ilustrados os padrões descritos a seguir:

- Escoamento Pistonado (a - *plug flow*) - Este padrão de escoamento possui características semelhantes ao pistonado em dutos verticais, e também apresenta uma assimetria devido à ação gravitacional em função do posicionamento do tubo na direção horizontal. As bolhas de gás se concentram na região superior do tubo ao longo do escoamento. Esta condição é mantida independentemente das velocidades das fases do escoamento.
- Escoamento Estratificado (b - *stratified flow*) - Este padrão ocorre, geralmente, quando as velocidades das fases de líquido e de gás são baixas. A interface entre as fases é normalmente bem definida. Este regime não é muito usual de ocorrer, sendo mais assíduo o regime ondulado.
- Escoamento Ondulado (c - *wavy flow*) - Este padrão é caracterizado pelo surgimento de instabilidades lineares de baixa amplitude na interface entre as fases pelo aumento da velocidade do gás. Desta maneira, o escoamento assume então um comportamento desordenado.

- Escoamento Pistonado Severo (d - *slug flow*) - Neste padrão, com o aumento da velocidade do gás no escoamento ondulado, há um aumento na amplitude das ondas e ocorre a formação de volumes de líquido que percorrem o comprimento da tubulação em velocidades elevadas. Estas ondas formam golfadas que são rapidamente deslocadas ao longo do tubo. Na superfície superior da tubulação, após a passagem das ondas, ocorre a concentração de massa de líquido nesta região, que, logo em seguida, é drenada por um filme residual de líquido.
- Escoamento de Bolhas Dispersas (e - *dispersed bubbly flow*) - Neste padrão de escoamento, a dispersão das bolhas é semelhante ao caso vertical, mas, devido à assimetria do escoamento, as bolhas dispersas se concentram na região superior do tubo.
- Escoamento Anular (f - *annular flow*) - A fase líquida escoar na superfície interna da tubulação, formando um filme com bolhas dispersas, e o gás escoar no centro da tubulação, carregando líquido pulverizado. Devido ao efeito gravitacional, a espessura do filme líquido é maior na parte inferior do tubo. Tal regime ocorre com altas vazões de gás. Na região do núcleo de gás é observada a presença de gotas na forma de spray proveniente do filme de líquido.

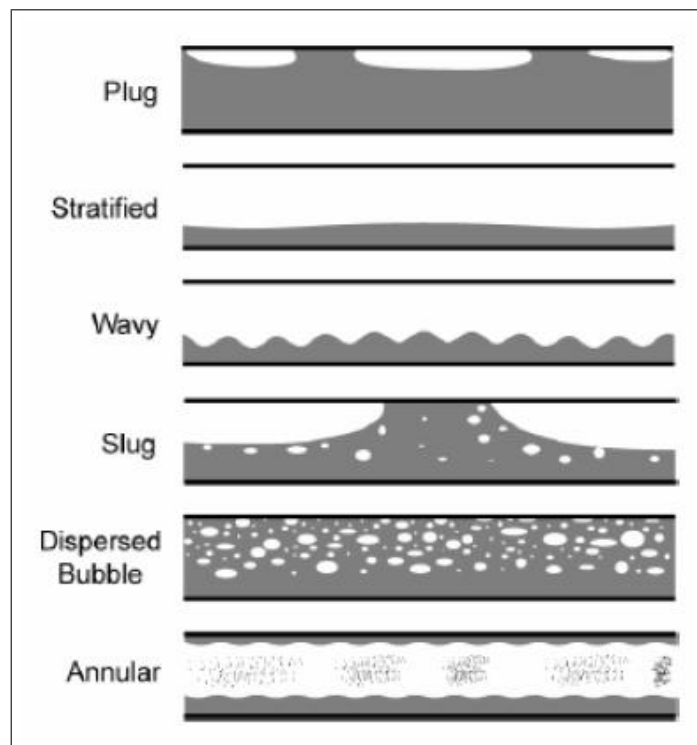


Figura 2.5: Padrões de escoamentos bifásicos em tubulações horizontais (GHAJAR *et al.*, 2004).

2.2.2 Mapas de padrões de escoamento

O estudo do escoamento bifásico traz consigo a necessidade de, primeiramente, definir alguns termos básicos referentes ao escoamento. Considerando o escoamento bifásico de líquido e gás no interior de uma tubulação com determinada área de seção transversal A , temos que as velocidades superficiais do líquido e do gás, U_{LS} e U_{GS} , serão dadas pela razão da vazão volumétrica Q da referida fase e a área total da seção transversal do duto.

$$U_{LS} = \frac{Q_L}{A}, \quad U_{GS} = \frac{Q_G}{A} \quad (2.8)$$

Estas velocidades poderiam ser definidas como as velocidades que as fases exibiriam se estivessem escoando sozinhas através da área total da seção do duto. A velocidade superficial aparece como variável nas coordenadas dos eixos dos mapas de escoamento, e é usada na modelagem fenomenológica, as correlações que expressam a interação entre as fases. Note-se que, para um certo duto de diâmetro dado, a velocidade superficial representa diretamente a vazão da fase. A velocidade superficial não depende do deslocamento real da fase ao longo do duto.

São apresentadas na Figura 2.6 as diversas condições de vazões volumétricas (líquida e gasosa) impostas ao aparato experimental identificadas no mapa de padrão de escoamento, bem como a sua associação às imagens fornecidas pelo Dimensionamento por Sombras (DE OLIVEIRA, 2009), e o mapa de padrões de escoamento fornecido por TAITEL *et al.* (1980) para uma tubulação vertical com diâmetro interno de 19mm e com os fluidos ar e água a uma temperatura de 25°C e pressão de 1MPa .

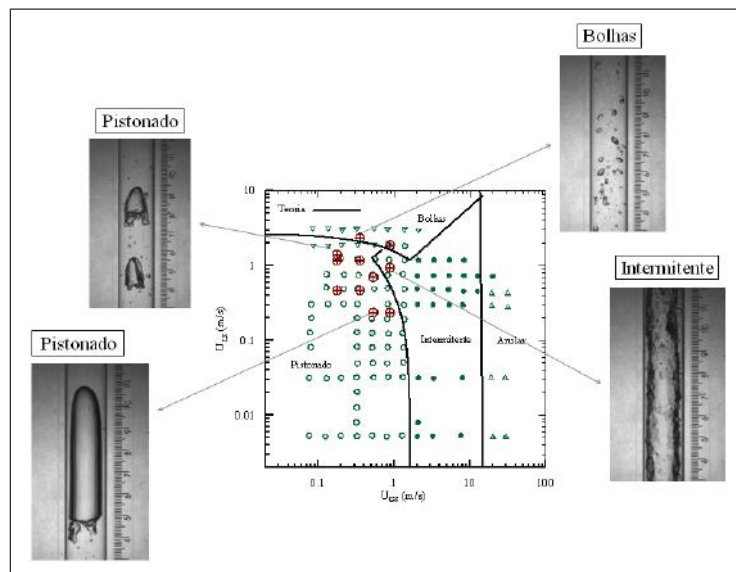


Figura 2.6: Mapa de padrão de escoamento e identificação dos padrões através do Dimensionamento por Sombras.

2.2.3 Modelos de Escoamento Bifásico Horizontal

Basicamente, a metodologia aplicada no fluxo multifásico pode ser classificada em três categorias: correlações empíricas, os modelos mecanicistas e modelos numéricos. (ZHAO, 2005) Correlações empíricas desenvolvem relações simplificadas entre os parâmetros importantes que devem ser avaliadas através de dados experimentais. As correlações empíricas não consideram os detalhes do escoamento e se comportam como uma caixa preta, embora, por vezes, escorregamento entre fases e regimes de escoamento são considerados. Eles podem produzir excelentes resultados, mas são limitados às mesmas condições em que os experimentos foram realizados. De acordo com TAITEL (1995), os modelos mecanicistas se aproximam do fenômeno físico, levando em consideração os processos mais importantes e negligenciando outros efeitos menos importantes, que podem complicar o problema sem melhorar a precisão significativamente. Finalmente, os modelos numéricos introduzem equações multidimensionais de Navier-Stokes para o fluxo multifásico. Informações mais detalhadas podem ser obtidas a partir de modelos numéricos, como a distribuição multidimensional de fases, a transição de regime de fluxo dinâmico e efeitos de turbulência. A divisão entre estas abordagens nem sempre é claramente definida. Algumas correlações empíricas consideram efeitos de escorregamento e regime de fluxo, que são o fenômeno mais importante no fluxo multifásico. Por outro lado, ambos os modelos mecanicistas e numéricos utilizam alguns insumos com base em correlações devido às limitações do conhecimento atual.

Nos modelos mecanicistas mais simples, a intermitência é reduzida à periodicidade, e é assumido um escoamento completamente desenvolvido. Nestes modelos, assume-se que todas as células unitárias têm a mesma velocidade, comprimento e, conseqüentemente, a frequência. As características do fluxo intermitente não mudam no tempo. Esta simplificação permite uma fácil análise da queda de pressão associada com a passagem das células (ROGERO, 2009).

WALLIS (1969) introduziu o conceito célula unitária equivalente, a utilizando em um modelo simplificado do fim da bolha alongada e seu corpo principal para prever o gradiente de pressão resultante do pistão líquido. DUKLER e HUBBARD (1975) desenvolveu o modelo de célula unitária para o fluxo horizontal. Eles foram os primeiros a identificar uma região de mistura na frente do pistão e propor relações para o processo de incorporação do filme líquido e de drenagem do pistão. Após o fechamento de seu modelo, a queda de pressão e, conseqüentemente, o gradiente de pressão por unidade de comprimento pode ser calculado. TAITEL e BARNEA (1990) revisaram o modelo apresentado por DUKLER e HUBBARD (1975) e propuseram um modelo capaz de considerar todas as inclinações do tubo, possibilitando a incorporação de fenômenos mais complexos, tais como golfadas induzidas pelo ter-

reno, golfadas severas e fluxos transientes. COOK e BEHNIA (2000) propuseram uma alternativa que se difere do modelo de TAITEL e BARNEA (1990), dentre outras coisas, pela maneira de se considerar os efeitos das bolhas de gás na viscosidade da mistura gás-líquido no pistão, e pela expansão do gás ao longo da tubulação.

Em FABRE e LINÉ (1992); FABRE *et al.* (1989) foi proposta uma abordagem diferente baseada em uma célula unitária estatística. Todos estes desenvolvimentos melhoraram a predição de alguns parâmetros importantes, tais como gradiente de pressão, velocidade média das fases e a fração média de volumes. Mas o conhecimento da estrutura do escoamento em si ainda precisa avançar, muito pouco foi feito na previsão das estatísticas dos comprimentos das bolhas e pistões, e sua evolução ao longo da tubulação. O escoamento pistonado é formado por uma alternância no espaço e no tempo de bolhas e pistões líquidos. Nos modelos de célula unitária, se assumiu que as bolhas e pistões têm comprimentos constantes, o que leva a uma estrutura de fluxo periódico. O modelo de célula unitária estatística é menos restritivo. A estrutura não é necessariamente periódica. A partir de vários experimentos realizados em fluxo horizontal, a fração do volume de gás em qualquer ponto da região da bolha depende da distância do nariz da bolha. Além disso, a estrutura resultante nunca é periódica. Na realidade, a função densidade de probabilidade dos comprimentos das bolhas e pistões são amplamente distribuídas em torno da média, como observado por GRENIER (1997).

Alguns trabalhos experimentais interessantes foram feitas recentemente por DHULESIA *et al.* (1991); GRENIER (1997); NYDAL *et al.* (1992), que forneceu uma descrição estatística do escoamento pistonado. Recentes tentativas de prever a evolução da estrutura do escoamento pistonado foram feitas utilizando duas abordagens diferentes. A primeira abordagem, e também a mais amplamente empregada, é o método de rastreamento de pistão (*slug-tracking*), onde o volume e a posição de cada bolha e pistão são seguidos ao longo da tubulação. É permitido que as bolhas se expandam na medida em que diminui a pressão e coalescência pode ocorrer. BARNEA e TAITEL (1993); NYDAL e BANERJEE (1995); STRAUME *et al.* (1992) aplicaram esse método para descrever a evolução do escoamento pistonado ao longo da tubulação. A segunda abordagem visa resolver equações de transporte para a distribuição de comprimentos de bolhas e pistões. A primeira tentativa de usar esse método foi feita por GRENIER (1997). Foi limitada à região da tubulação, onde a interação entre bolhas é supostamente fraca e a despressurização é a única causa da evolução da estrutura. Em qualquer um dos métodos propostos, as leis de fechamento adicionais são necessárias para fornecer as relações desconhecidas, como o comprimento de uma bolha em função do seu volume. A maioria dos modelos de rastreamento de pistão assume que todas as bolhas estão totalmente desenvolvidas, o que pode levar a grandes erros quando o comprimento da bolha é menor do 100D.

Outra simplificação frequente é a suposição de que o filme líquido seja imóvel sob a bolha, o que leva a erros na fração de líquido na região do filme em um escoamento completamente desenvolvido.

NETTO *et al.* (1999) investigou a forma e o volume de bolhas de comprimento dado em função da velocidade do fluido e propriedades. GRENIER (1997) mostrou que a forma de uma bolha depende da velocidade da mistura, de acordo com as observações de WOODS e HANRATTY (1996). Isto confirma o estudo anterior de BENDIKSEN (1984) sobre a bolha isolada, que mostrou que a sua forma depende da velocidade do líquido. Esses resultados mostram que o fluxo antes de a bolha é responsável pela sua forma. O modelo proposto foi da bolha dividida em quatro regiões, o nariz, o corpo, o salto hidráulico na parte traseira e a cauda.

No presente estudo, tendo em vista que se propõe uma primeira abordagem para verificar os efeitos da solubilidade no escoamento, optou-se pela utilização do modelo de DUKLER e HUBBARD (1975) por algumas razões, tais como sua relativa simplicidade e fácil implementação, sua popularidade e importância histórica, além do estabelecimento de parâmetros relevantes para a sua comparação com os dados experimentais. No capítulo seguinte descreveremos detalhadamente as bases do citado modelo.

Capítulo 3

Fundamentação Teórica

3.1 Processo de Formação da Golfada

De acordo com DUKLER e HUBBARD (1975) o processo de formação da golfada em dutos horizontais pode ser descrito da seguinte maneira:

1. Perto da entrada o líquido e o gás escoam de maneira estratificada. A velocidade do líquido diminui na ao longo do tubo, de modo que o nível aumenta se aproximando do topo. Ao mesmo tempo são formadas ondas na superfície do líquido. A soma desses fatores pode formar uma ponte bloqueando momentaneamente o escoamento do gás.
2. Assim que isso ocorre o líquido da ponte é acelerado à velocidade do gás uniformemente em toda a seção transversal acumulando e acelerando o filme de líquido a frente. Dessa forma essa porção do fluido se torna o pistão.
3. Na medida em que o pistão é formado e escoar, o líquido da parte de trás é drenado uniformemente formando um filme de líquido com superfície livre. O filme de líquido sofre uma brusca desaceleração uma vez que ele passa a ser controlado pela parede.
4. Quando o pistão incorpora o líquido do filme na mesma taxa em que o pistão predecessor é drenado, seu comprimento é estabilizado.
5. O pistão tem uma maior energia cinética que o filme de líquido. Então o filme penetra uma determinada distância no pistão antes de adquirir sua velocidade. Essa diferença de velocidade gera uma turbulência na frente do pistão. A distância de penetração é o comprimento de mistura turbulenta. Nessa região, devido à forte turbulência, parte do gás é incorporada ao pistão.
6. Na medida em que a vazão de gás aumenta, o grau de aeração do pistão aumenta, até que o gás forma uma fase contínua através do pistão e então

o gás começa a *bypassar* o pistão, o que caracteriza a passagem do regime pistonado para o anular.

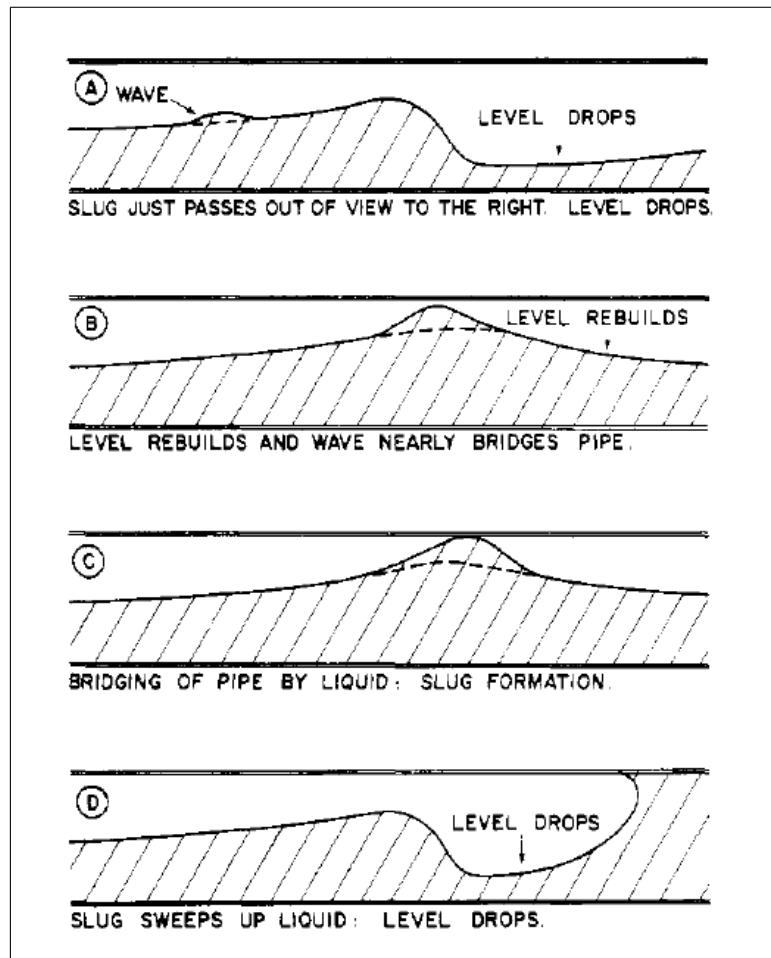


Figura 3.1: Esquema do modelo de escoamentos pistonados.

Na zona de turbulência observa-se uma acentuada perda de carga que ocorre devido a força necessária para se acelerar o líquido do filme a frente. No resto do pistão a perda, que ocorre por atrito, se mostra menos acentuada, finalmente, na região do filme líquido as perdas de carga podem ser desprezadas.

3.2 Modelo Hidrodinâmico de DUKLER e HUBBARD (1975) para escoamentos bifásicos pistonados em dutos horizontais.

Perda de carga

Conforme ilustrado na Figura 3.2, a perda de carga ao longo do pistão líquido ΔP_s ocorre devido a dois fatores principais: a perda devido à aceleração do filme de líquido à frente ΔP_a e a perda devido ao atrito ΔP_f . A perda de carga na região do filme de líquido pode ser desprezada.

$$\Delta P_s = \Delta P_a + \Delta P_f \quad (3.1)$$

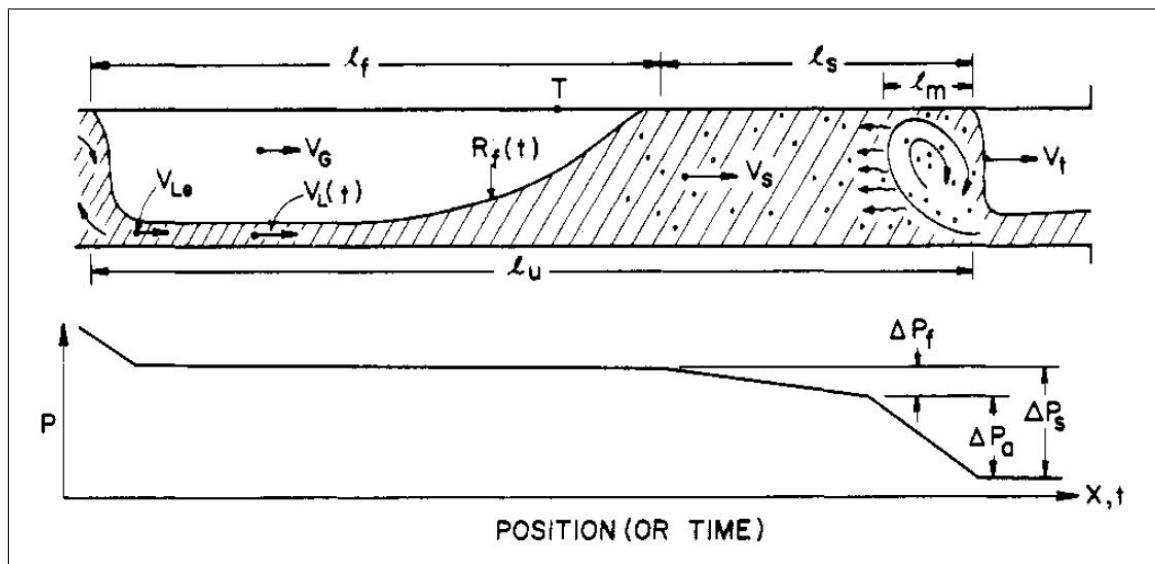


Figura 3.2: Processo de formação da golfada.

Perda de carga devido à aceleração do filme de líquido

A velocidade do filme líquido imediatamente antes de sua incorporação ao pistão líquido é inferior à velocidade do pistão e, portanto, necessita-se de uma força para acelerar o líquido incorporado. Esta força se manifesta como perda de carga, dada por:

$$\Delta P_a = \frac{x}{Ag_c} (V_s - V_{fe}) \quad (3.2)$$

Onde x é a taxa em que a massa de líquido é incorporada pelo pistão, V_s é a velocidade do pistão líquido e V_{fe} é a velocidade média da porção do fluido do filme logo à frente do pistão líquido. Esta perda de carga ocorre ao longo do comprimento da mistura turbulenta l_m . Em um escoamento desenvolvido o pistão líquido, ganha e perde massa a taxas equivalentes e constantes.

Perda de carga devido ao atrito

No pistão líquido, atrás da mistura turbulenta, a perda de carga ocorre devido ao atrito entre o fluido e as paredes do duto. Nesse trecho a mistura pode ser considerada homogênea, podendo-se, portanto, desprezar o escorregamento entre fases. Sob essas condições a perda de carga devido ao atrito poder ser dada por:

$$\Delta P_f = \frac{f_s [\rho_L R_s + \rho_G (1 - R_s)] V_s^2 (l_s - l_m)}{2g_c D} \quad (3.3)$$

Considerando-se a condição de não escorregamento, o coeficiente de atrito f_s pode ser determinado a partir de uma correlação com Re_s , quando este é definido como:

$$Re_s = DV_s \frac{\rho_L R_s + \rho_G (1 - R_s)}{\mu_L R_s + \mu_G (1 - R_s)} \quad (3.4)$$

Quando a fração de líquido for superior a 0.7, a correlação passa a ser a mesma utilizada para escoamentos monofásicos.

Para calcular a perda de carga utilizando as equações acima precisaremos determinar os seguintes valores: taxa de incorporação e drenagem do líquido x ; velocidade do filme de líquido V_{fe} ; velocidade média do pistão líquido V_s ; fração de líquido no pistão R_s ; comprimento do pistão líquido l_s ; comprimento da mistura turbulenta l_m .

Velocidade do pistão líquido

A velocidade de translação V_t do pistão líquido é a soma da velocidade média do pistão V_s com a taxa de ganho de volume na frente do pistão devido à incorporação do filme de líquido. Como discutido anteriormente, o comprimento do pistão se mantém constante porque a taxa de incorporação do filme é igual à taxa de drenagem do pistão.

Para desenvolver uma relação entre as duas velocidades citadas acima, consideremos um balanço geral entre o líquido que entra e o líquido que sai de uma célula unitária de comprimento l_u na medida em que ela passa pelo duto.

A massa de líquido em uma célula unitária é $(l_s R_s + l_f R_f) A \rho_L$ e o tempo em que a célula passa por determinada seção é $1/\nu_s$. Entretanto, na medida em que a célula unitária passa, o pistão subsequente incorpora parte do filme de líquido. Este líquido não passa pela seção conforme calculado na equação acima. A massa de líquido incorporada pelo segundo pistão até que o primeiro passe pela seção é $x l_u / V_t$. Uma vez que $\nu_s = V_t / l_u$ o balanço de massa se torna:

$$\frac{W_L}{A \rho_L} = (l_s R_s + l_f R_f) \nu_s - \frac{x}{\rho_L A} \quad (3.5)$$

De maneira análoga o balanço de massa para o gás pode ser escrito como:

$$\frac{W_G}{A\rho_G} = V_t - (l_s R_s + l_f R_f) \nu_s - \frac{x}{\rho_L A} \left(\frac{1 - R_s}{R_s} \right) \quad (3.6)$$

Adicionando as Equações 3.5 e 3.6 e com algumas simplificações, a velocidade de translação do pistão pode ser escrita como:

$$V_t = \frac{1}{A} \left(\frac{W_L}{\rho_L} + \frac{W_G}{\rho_G} \right) + \frac{x}{\rho_L A R_s} \quad (3.7)$$

A velocidade de translação também deve satisfazer a seguinte relação:

$$V_t = V_s + \frac{x}{\rho_L A R_s} \quad (3.8)$$

Onde $x/\rho_L A R_s$ representa a aparente velocidade adicional devido ao fluido incorporado. Comparando a Equação 3.8 com a Equação 3.7, podemos determinar a velocidade média do pistão líquido a partir de dados conhecidos:

$$V_s = \frac{1}{A} \left(\frac{W_L}{\rho_L} + \frac{W_G}{\rho_G} \right) \quad (3.9)$$

Definindo o coeficiente C como:

$$C = \frac{x}{\rho_L A R_s V_s} \quad (3.10)$$

Logo:

$$V_t = (1 + C) V_s \quad (3.11)$$

Para se calcular a velocidade média do pistão líquido é necessário que se desenvolva equações para se determinar a taxa de incorporação (ou drenagem) do líquido e a fração de líquido no pistão. Como os processos de incorporação e drenagem são diferentes, eles provêm relações independentes entre as variáveis.

Processo de incorporação

Conforme indicado na Figura 3.3, consideremos um pistão indicado pela linha cheia, cuja frente está localizada na seção $A - A$ em um instante de tempo t . Em um intervalo de tempo Δt , a frente do pistão se desloca para a seção $C - C$, indicada pela linha tracejada. Já o filme líquido, que estava na seção $A - A$ em t , se desloca para a seção $B - B$ depois de Δt , uma vez que sua velocidade é inferior. Portanto, a porção de líquido indicado pela hachura é incorporada ao pistão. Dessa forma, a taxa de líquido incorporado pelo pistão pode ser expressa como:

$$x = \rho_L A R_{fe} (V_t + V_{fe}) \quad (3.12)$$

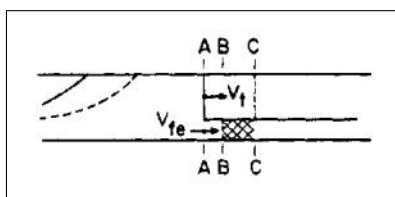


Figura 3.3: Processo de incorporação.

Processo de drenagem

De acordo com o modelo, o escoamento na região do pistão líquido atrás da mistura turbulenta é considerado como completamente desenvolvido e à seção plena. Como pôde ser visto na Equação 3.3, a perda de carga é calculada considerando-se uma distribuição de velocidade turbulenta do escoamento no duto.

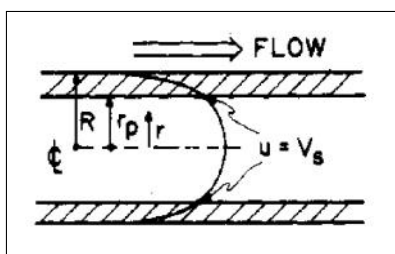


Figura 3.4: Processo de drenagem.

Na Figura 3.4 pode se ver o perfil da velocidade do fluido. Pela condição de não-escorregamento a velocidade é igual a zero na parede e tem seu valor máximo no centro do duto. Portanto, existe um determinado raio r_p no qual a velocidade é igual a velocidade média do escoamento. Na região em que o raio for menor que r_p , o fluido irá avançar na direção do escoamento. Enquanto que na região onde o raio for maior que r_p (área hachurada) o fluido escoava mais devagar que a velocidade média do pistão e, portanto, é drenado para a parte de trás do pistão. Logo, a taxa de drenagem é a vazão mássica do fluido no pistão líquido através de qualquer plano normal ao eixo do duto menos o escoamento na região onde $r < r_p$.

$$x = R_s \rho_L V_s A - \int_0^{r_p} 2\pi r \rho_L u dr \quad (3.13)$$

Existe uma relação bem estabelecida para a distribuição de velocidade para escoamentos turbulentos em dutos em termos de parâmetros adimensionais, u^+ e y^+ , onde:

$$u^+ = \frac{u}{u_*} \quad y^+ = \frac{u_* y}{\nu} \quad (y = R - r) \quad (3.14)$$

$$u_* = \left(\frac{\tau_w g_c}{\rho} \right)^{1/2} = V_s \sqrt{\frac{f}{2}} \quad (3.15)$$

Desse modo, a Equação 3.10 pode ser reescrita como:

$$C = 1 - \frac{2\sqrt{f_s/2}}{\gamma^2} \int_{y_p^+}^{\gamma} (\gamma - y^+) u^+ dy^+ \quad (3.16)$$

Onde γ é o valor de y^+ na linha de centro do duto:

$$\gamma = \frac{u_* R}{\nu} = \frac{Re}{2} \sqrt{\frac{f_s}{2}} \quad (3.17)$$

Uma equação bem aceita para a região central do duto, $y^+ > 30$ é:

$$u^+ = A + \frac{1}{\kappa} \ln y^+ \quad (3.18)$$

Onde κ é a constante de von Karman.

Note que quando $u = V_s$:

$$(u^+) r_p = \sqrt{\frac{2}{f_s}} \quad (3.19)$$

$$\sqrt{\frac{2}{f_s}} = A + \frac{1}{\kappa} \ln y_p^+ \quad (3.20)$$

$$y_p^+ = e^\alpha \quad (3.21)$$

$$\alpha = \kappa \left(\sqrt{\frac{2}{f_s}} - A \right) \quad (3.22)$$

Agora temos informações suficientes para resolvermos a integral da Equação 3.16. Usando coeficientes de atrito para tubos lisos, todos os termos da equação podem ser calculados quando Re for especificado.

A Equação 3.16 foi resolvida cobrindo-se o intervalo $30.000 < Re_s < 400.000$. Como pode ser observado na Figura 3.5, o coeficiente C tem uma pequena variação no intervalo considerado e apresenta um comportamento aproximadamente linear em relação ao logaritmo de Re_s . Dessa maneira, a seguinte equação é recomendada:

$$C = 0.021 \ln (Re_s) + 0.022 \quad (3.23)$$

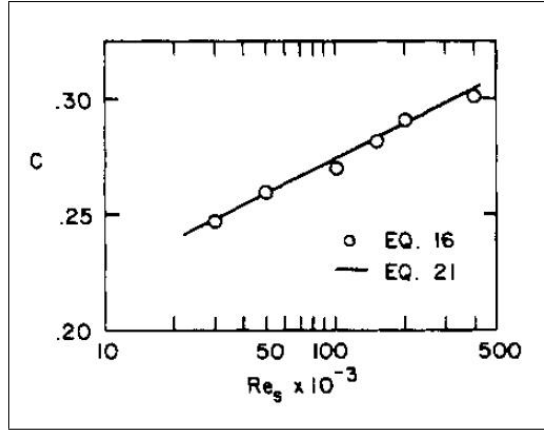


Figura 3.5: Relação entre C e Re_s .

Hidrodinâmica do filme líquido

No desenvolvimento da Equação 3.12 foi introduzido um novo parâmetro, a fração de líquido R_{fe} no filme imediatamente antes de ser incorporado pelo pistão. Na Equação 3.2, também é necessário que se saiba a velocidade V_{fe} do fluido nesse mesmo ponto. Ambos os valores dependem do processo de desaceleração do filme atrás do pistão depois que o processo de drenagem acontece.

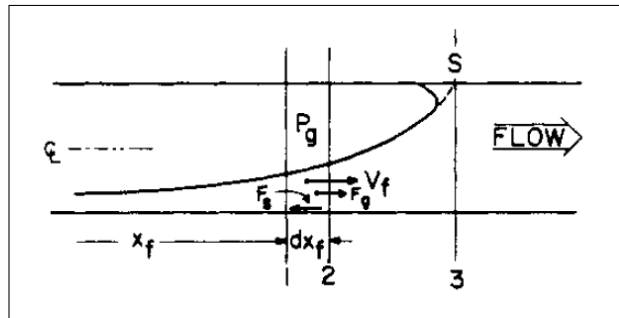


Figura 3.6: Volume de controle no filme líquido.

Para encontrarmos esses valores faremos um balanço da quantidade de movimento no filme líquido no volume de controle entre as seções 1 e 2, separados por uma distância dx_f (ver Figura 3.6). A pressão no gás pode ser considerada constante e independente de x_f . Então, o balanço na direção de x_f é:

$$\frac{d}{dt} [\rho_L V_f R_f A dx_f] = \frac{1}{g_c} [\rho_L V_f^2 R_f A]_1 - \frac{1}{g_c} [\rho_L V_f^2 R_f A]_2 + [\bar{P} R_f A]_1 - [\bar{P} R_f A]_2 - F_s - F_g \quad (3.24)$$

Nessa equação a quantidade de movimento associada à fase gasosa é desprezada uma vez que a densidade do gás é pequena comparando-se à do líquido e a variação da velocidade do gás ao longo do volume de controle também é pequena. \bar{P} representa a média da pressão hidrostática atuando na área da seção transversal do filme de líquido.

$$\bar{P} = P_g + \rho_L \frac{g_L}{g_c} \xi D \quad (3.25)$$

Onde ξ é a razão entre a distância do centro de pressão no líquido até a superfície do líquido e D o diâmetro do tubo, F_s é a força na parede do duto devido ao atrito que tende a retardar o escoamento, F_g é a força devido à gravidade atuando na direção de x_f . Considerando-se que β é a inclinação do duto (para fluidos ascendentes o ângulo é positivo):

$$F_g = \rho_L \frac{g_L}{g_c} A R_f (\sin \beta) dx \quad (3.26)$$

Considerando que os planos 1 e 2 aproximam-se entre si, a equação da quantidade de movimento, no limite torna-se:

$$\frac{d}{dt} (R_f V_f) = - \frac{d}{dx_f} (V_f^2 R_f) - g_L D \frac{d}{dx_f} (R_f \xi) g_c \frac{\tau_W P_W}{\rho_L A} - g_L R_f \sin \beta \quad (3.27)$$

Onde τ_W é a tensão cisalhante na parede, P_W é o perímetro molhado pelo filme líquido e V_f é a velocidade média do filme líquido em um plano normal ao eixo do duto. Para integrar essa equação é necessário que se desenvolva expressões para τ_W , P_W , ξ e uma relação entre R_f e V_f .

Relação entre V_f e R_f

Na Figura 3.6 pode-se ver o perfil do filme líquido atrás do pistão. A curvatura no topo do duto se deve a tensão superficial, que, se igualada à zero, teria um perfil como o indicado pela linha tracejada, que vai até o ponto S . As forças devido à tensão superficial são muito pequenas comparando-se com outras forças que atuam no corpo do filme líquido e, portanto, a forma do filme atrás do pistão é assumida como se terminasse no ponto S . Como o comprimento da célula unitária é constante, S se move com a velocidade de translação V_t . Definindo ω como a velocidade relativa à velocidade do ponto S (ver Figura 3.7):

$$\omega_f = V_f - V_t \quad (3.28)$$

Dessa forma, o balanço de massa entre o plano 3 com algum outro plano normal ao eixo do duto é:

$$\omega_f R_f \rho_L A = \omega_s R_s \rho_L A \quad (3.29)$$

Das Equações 3.11 e 3.28:

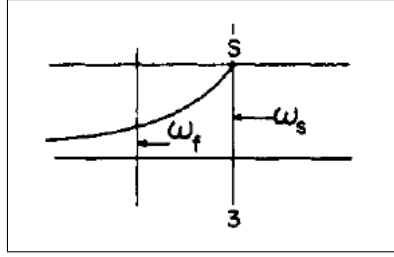


Figura 3.7: Escoamento relativo ao ponto S.

$$V_t - V_s = CV_s = -\omega_s \quad (3.30)$$

Substituindo 3.28 e 3.30 em 3.29:

$$V_f = V_s \left[1 - C \left(\frac{R_s - R_f}{R_f} \right) \right] = BV_s \quad (3.31)$$

Tensão cisalhante na parede

Na região do filme, a tensão cisalhante na parede devido ao escoamento do líquido é estimada assumindo-se escoamentos pseudoparalelos.

$$\tau_W = \frac{f_f \rho_L V_f^2}{2g_c} \quad (3.32)$$

Substituindo a Equação 3.31 em 3.32:

$$\tau_W = \frac{f_f \rho_L}{2g_c} B^2 V_s^2 \quad (3.33)$$

O coeficiente de atrito do filme é avaliado a partir de dados de tubo liso com o número de Reynolds do filme baseado no diâmetro hidráulico.

$$D_H = \frac{4AR_f}{P_W} \quad (3.34)$$

$$Re_f = \frac{\pi DR_f B}{P_W} Re_s \quad (3.35)$$

Perímetro molhado

O perímetro molhado, conforme indicado na Figura 3.8, pode ser definido como:

$$P_W = \frac{\theta D}{2} \quad (3.36)$$

Então:

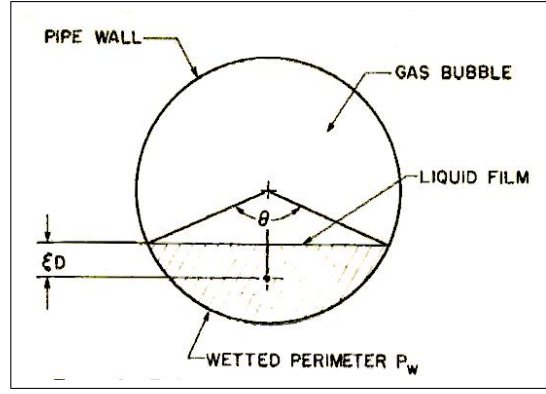


Figura 3.8: Definição do parâmetro θ (NICHOLSON *et al.*, 1978).

$$Re_f = \frac{2\pi BR_f}{\theta} Re_s \quad (3.37)$$

Razão entre a distância do centro de pressão no líquido até a superfície do líquido e o diâmetro do tubo - ξ

A força devido à pressão é obtida pela integral da pressão sobre a área transversal do líquido resultando em:

$$\rho \frac{g_L D}{g_c} \frac{D}{2} \left[-R_f \frac{\pi}{4} D^2 \cos \frac{\theta}{2} + \frac{2}{3} r^2 \sin^3 \frac{\theta}{2} \right] \quad (3.38)$$

Mas a força em relação à distância ao centro de pressão é:

$$\left(\rho \frac{g_L}{g_c} \xi D \right) R_f \frac{\pi}{4} D^2 \quad (3.39)$$

Igualando-se estas duas expressões, temos que:

$$\xi = -\frac{1}{2} \cos \frac{\theta}{2} + \frac{1}{3\pi R_f} \sin^3 \frac{\theta}{2} \quad (3.40)$$

A fração de líquido do filme R_f pode ser escrito como:

$$R_f = \frac{\theta - \sin \theta}{2\pi} \quad (3.41)$$

Substituindo as Equações 3.31 ,3.33, 3.37 e 3.40 na Equação 3.27 , depois de algumas transformações e simplificações, chegamos a:

$$\frac{C^2 R_s^2}{R_f^2} - \frac{1}{Fr} \left[\frac{\frac{\pi}{2} R_f \sin \left(\frac{\theta}{2} \right) - \sin^2 \left(\frac{\theta}{2} \right)}{1 - \cos \theta} - \frac{1}{2} \cos \frac{\theta}{2} \right] dR_f = \left[-f_f B^2 \frac{\theta}{\pi} - \frac{R_f}{Fr} \sin \beta \right] d\psi \quad (3.42)$$

Onde o número de Froude Fr é definido como:

$$Fr = \frac{V_s^2}{g_L D} \quad (3.43)$$

E ψ é uma distância adimensionalizada medida do ponto de estagnação S .

$$\psi = \frac{l_f - x_f}{D} \quad (3.44)$$

As variáveis são separadas e integradas resultando:

$$\int_{R_{fe}}^{R_s} W(R_f) dR_f = \frac{l_f}{D} \quad (3.45)$$

Onde:

$$W(R_f) = \frac{\frac{C^2 R_s^2}{R_f^2} - \frac{1}{Fr} \left[\frac{\frac{\pi}{2} R_f \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) - \sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right)}{1 - \cos \theta} - \frac{1}{2} \cos \frac{\theta}{2} \right]}{f_f B^2 \frac{\theta}{\pi} + \frac{R_f}{Fr} \sin \beta} \quad (3.46)$$

Pode-se perceber que W é uma função de R_f e varia ao longo do filme. Em $x_f = 0$, exatamente antes da incorporação do filme pelo pistão subsequente, $\psi = l_f/D$ e $R_f = R_{fe}$. No ponto S , $x = l_f$, $\psi = 0$ e $R_f = R_s$. O perfil de R_s por x_f pode ser obtido através da equação:

$$\int_{R_{fe}}^{R_s} W(R_f) dR_f = \frac{l_f - x_f}{D} \quad (3.47)$$

A integral da Equação 3.45 tem que ser calculada numericamente e é necessário que se determine o valor de l_f . O procedimento começa pela avaliação de W no limite superior e, então, adiciona-se incrementos de dR_f até que se obtenha um valor de R_f de modo que a integral se iguale a l_f/D . Este valor de R_f é igual ao R_{fe} .

Comprimento do pistão líquido e da região do filme líquido

O comprimento de uma célula unitária é:

$$l_u = \frac{V_t}{\nu_s} = \frac{(1 + C) V_s}{\nu_s} \quad (3.48)$$

O comprimento da região do filme é:

$$l_f = (l_u - l_s) = \frac{V_t}{\nu_s} - l_s \quad (3.49)$$

O comprimento do pistão pode ser calculado através de um balanço de massa da fase líquida. Considerando um plano normal ao escoamento quando o escoamento estiver completamente desenvolvido, calcularemos a massa de líquido atravessando o plano durante o tempo que leva para o pistão passar, T_s e durante o tempo que leva para o filme passar, T_f . A soma desses dois tempos é dividida pelo tempo de

passagem de uma célula unitária, $1/\nu_s$.

A massa de líquido carregada no pistão M_s pode ser definida como:

$$M_s = \int_0^{T_s} V_s A R_s \rho_L dt = V_s A R_s \rho_L T_s \quad (3.50)$$

Como $T_s = l_s/V_t$:

$$M_s = V_s A R_s \rho_L \frac{l_s}{V_t} \quad (3.51)$$

Analogamente para o filme:

$$M_f = \int_0^{T_f} V_f A R_f \rho_L dt \quad (3.52)$$

Como $t = x_f/V_t$:

$$M_f = \int_0^{l_f} \frac{V_f A R_f \rho_L}{V_t} dx \quad (3.53)$$

Da Equação 3.31 , $V_f R_f = V_s [R_f - C (R_s - R_f)]$:

$$\frac{W_L}{\rho_L A V_s} = \frac{\nu_s}{V_t} \left[R_s l_s + \int_0^{l_f} (R_s - R_f) dx_f \right] \quad (3.54)$$

Rearranjando a equação acima, temos:

$$l_s = \frac{\frac{W_L}{\rho_L A V_s} - [R_{fe} (1 + C) - C R_s] I}{\frac{\nu_s}{V_f} \{R_s - [R_{fe} (1 + C) - C R_s] I\}} \quad (3.55)$$

Onde:

$$I = \int_0^1 \frac{[R_f (1 + C) - C R_s]}{[R_{fe} (1 + C) - C R_s]} d \left(\frac{x_f}{l_f} \right) \quad (3.56)$$

A relação entre R_f e x_f pode ser calculada da Equação 3.47. Esses cálculos indicam que I se aproxima de um para todas as condições de escoamento. Isso confirma o que se observa em experimentos, o filme de líquido diminui rapidamente para um valor próximo de R_{fe} a uma curta distância atrás do pistão e a partir de então sofre apenas uma ligeira diminuição. Fazendo I igual a um temos:

$$l_s = \frac{V_s}{\nu_s (R_s - R_{fe})} \left[\frac{W_L}{\rho_L A V_s} - R_{fe} + C (R_s - R_{fe}) \right] \quad (3.57)$$

Velocidade da fase gasosa

Considerando um sistema de coordenadas se movendo com a velocidade V_t e examinando as velocidades relativas do gás a esse sistema de coordenadas, como

mostrado na Figura 3.7 para a fase líquida, satisfazendo a condição de continuidade, temos que:

$$(A_G \rho_G u_G) = (A_G \rho_G u_G)_3 \quad (3.58)$$

Mas:

$$(u_G)_3 = V_s - V_t \quad (3.59)$$

No plano 3, $A_G = (1 - R_s) A$, então:

$$(V_s - V_t) (1 - R_s) = (V_G - V_t) (1 - R_f) \quad (3.60)$$

Rearranjando a Equação 3.60:

$$V_G = V_t - C \left(\frac{1 - R_s}{1 - R_f} \right) V_s \quad (3.61)$$

Quando não há entrada de gás no pistão líquido, $R_s = 1$. Logo, a velocidade do gás se iguala a velocidade de propagação do pistão V_t , em toda a região atrás do pistão. Quando R_s não é igual a um, a velocidade do gás apresenta uma pequena variação, e no ponto da incorporação, onde $R_f = R_{fe}$, a velocidade do gás é:

$$V_{Ge} = V_t - C \left(\frac{1 - R_s}{1 - R_{fe}} \right) V_s \quad (3.62)$$

Comprimento da mistura turbulenta

A profundidade de penetração do filme líquido no pistão depende da velocidade relativa entre o pistão e o filme ($V_s - V_{fe}$). Uma estimativa simples e confiável pode ser obtida utilizando-se o conceito de *velocity head*:

$$VH = \frac{\rho_L (V_s - V_{fe})^2}{2s_L g_c} \quad (3.63)$$

Onde s_L é o peso específico do líquido.

A resistência ao escoamento em geometrias diferentes pode ser relacionada à *velocity head* como a distância da trajetória de um fluido saindo de um bocal. Uma medida conveniente é o número de *velocity head*. A partir das observações acima, chegamos à correlação:

$$l_m = 0.3 VH = \frac{0.3 (V_s - V_{fe})^2}{2g_c} \left(\frac{\rho_L}{s_L} \right) \quad (3.64)$$

Sumário do sistema de equações

Na Tabela 3.1 , as equações são listadas em sequência e as novas variáveis que são introduzidas em cada são listadas. As dezesseis variáveis são: ΔP_s , ΔP_a , ΔP_f , x , V_s , V_{fe} , R_s , l_s , l_f , l_m , Re_s , W_L , W_G , V_t , R_{fe} , ν_s . As propriedades físicas dos fluidos ($\rho_L, \rho_G, \mu_L, \mu_G$) assim como as dimensões do tubo (D, A) são conhecidas. As variáveis W_L e W_G são previamente conhecidas. Como temos doze equações, é preciso que se definam mais duas variáveis como dados de entrada, que serão a frequência ν_s e a fração de líquido do pistão R_s .

Tabela 3.1: Sistema de Equações de DUKLER e HUBBARD (1975)

	Equação:	Nº da Eq.	Var. Introduzidas
1	$\Delta P_s = \Delta P_a + \Delta P_f$	3.1	$\Delta P_s, \Delta P_a, \Delta P_f$
2	$\Delta P_a = \frac{x}{Ag_c} (V_s - V_{fe})$	3.2	x, V_s, V_{fe}
3	$\Delta P_f = \frac{f_s[\rho_L R_s + \rho_G(1-R_s)]V_s^2(l_s - l_m)}{2g_c D}$	3.3	R_s, l_s, l_m
4	$Re_s = DV_s \frac{\rho_L R_s + \rho_G(1-R_s)}{\mu_L R_s + \mu_G(1-R_s)}$	3.4	Re_s
5	$V_s = \frac{1}{A} \left(\frac{W_L}{\rho_L} + \frac{W_G}{\rho_G} \right)$	3.9	W_L, W_G
6	$x = \rho_L A R_{fe} (V_t + V_{fe})$	3.12	V_f, R_{fe}
7	$C = 0.021 \ln (Re_s) + 0.022$	3.23	
8	$V_t = V_s + \frac{x}{\rho_L A R_s} = (1 + C) V_s$	3.8, 3.11	
9	$\int_{R_{fe}}^{R_s} W (R_f) dR_f = \frac{l_f}{D}$	3.45	l_f
	$W (R_f) = \frac{\frac{C^2 R_s^2}{R_f^2} - \frac{1}{Fr} \left[\frac{\frac{\pi}{2} R_f \sin \left(\frac{\theta}{2} \right) - \sin^2 \left(\frac{\theta}{2} \right)}{1 - \cos \theta} - \frac{1}{2} \cos \frac{\theta}{2} \right]}{f_f B^2 \frac{\theta}{\pi} + \frac{R_f}{Fr} \sin \beta}$	3.46	
	$B = 1 - C \left(\frac{R_s - R_f}{R_f} \right)$	3.31	
	$Re_f = \frac{2\pi B R_f}{\theta} Re_s$	3.37	
	$R_f = \frac{\theta - \sin \theta}{2\pi}$	3.41	
10	$l_s = \frac{V_s}{\nu_s (R_s - R_{fe})} \left[\frac{W_L}{\rho_L A V_s} - R_{fe} + C (R_s - R_{fe}) \right]$	3.57	ν_s
11	$l_f = (l_u - l_s) = \frac{V_t}{\nu_s} - l_s$	3.49	
12	$l_m = 0.3 V H = \frac{0.3 (V_s - V_{fe})^2}{2g_c} \left(\frac{\rho_L}{s_L} \right)$	3.64	

Capítulo 4

Aparato Experimental e Técnicas de Medição

4.1 Aparato Experimental

Nesta seção será apresentada uma descrição acerca do funcionamento do aparato experimental a ser utilizado para inferência das medições. Tal aparato consiste em um tubo de acrílico instalado horizontalmente com 8 metros de comprimento e com 19mm de diâmetro interno, uma caixa de acrílico, preenchida por glicerina, que pode ser deslocada ao longo do tubo, um misturador gás-água, uma bomba centrífuga, um cilindro de dióxido de carbono, um rotâmetro de água, um rotâmetro de gás, um tanque para circulação de água e outro para receber a água com dióxido de carbono dissolvido, que será descartado. O desenho esquemático do aparato está representado na Figura 4.1.

Um fluido de fase líquida (água) e outro de fase gasosa (CO_2 e ar) serão injetados na extremidade esquerda deste tubo por intermédio de uma bomba centrífuga, de um cilindro com o gás dióxido de carbono liquefeito e de um compressor de ar. O gás será injetado à corrente de água por uma linha perpendicular na extremidade superior do tubo de acrílico. As vazões de ambas as fases serão controladas por intermédio de rotâmetros de água e gás. De acordo com a combinação das vazões das fases líquida e gasosa poderão ser obtidos diversos padrões de escoamento no aparato multifásico, dentre eles: bolhas; pistonado; agitado; e anular.

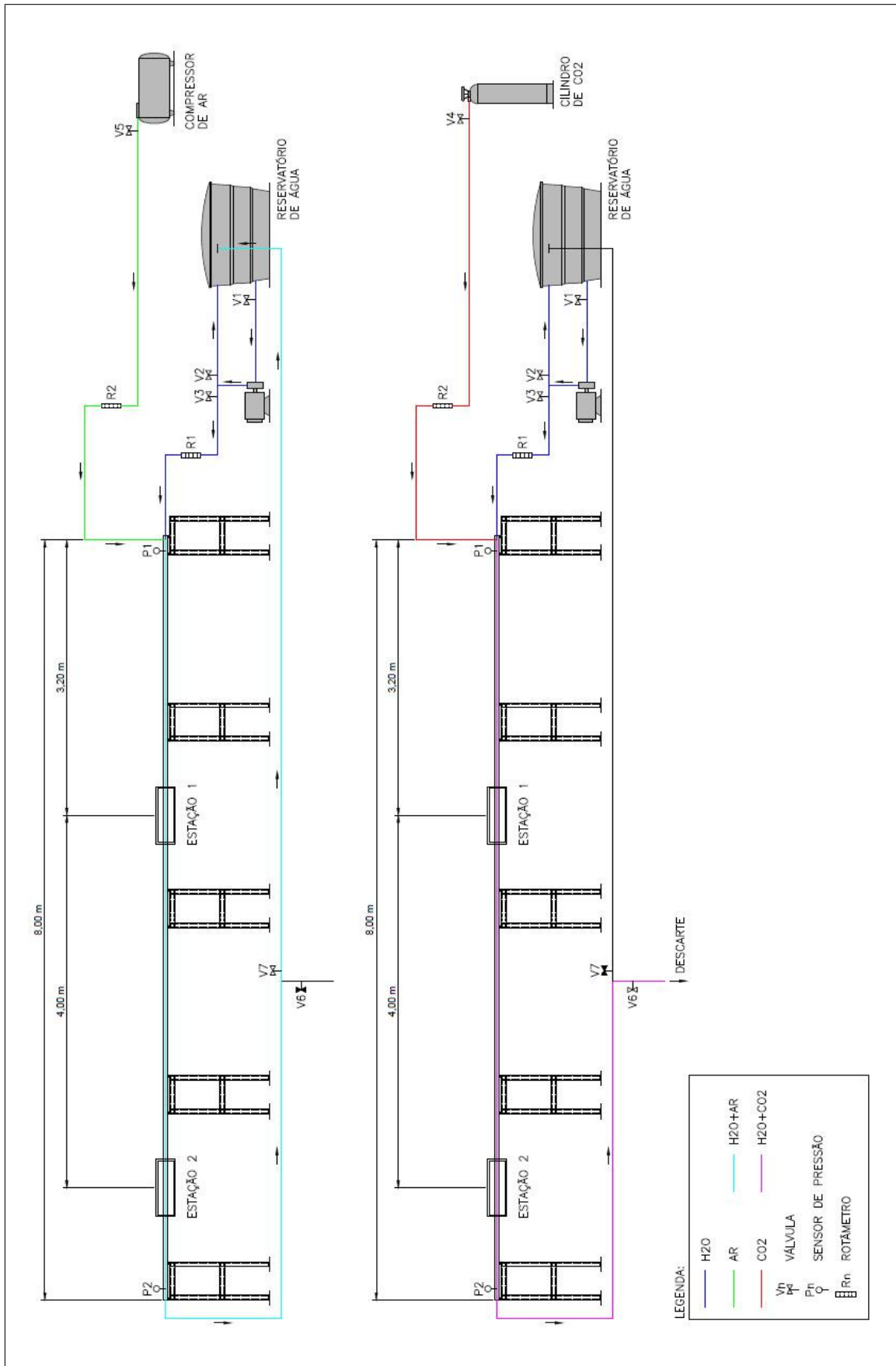


Figura 4.1: Esquema do aparato experimental.

Neste aparato as medições das propriedades dinâmicas do escoamento serão realizadas por intermédio dos seguintes instrumentos:

- Transmissor de pressão;
- Rotâmetro de ar;
- Rotâmetro de água.

O Transdutor de pressão será utilizado com o intuito de realizar a medição da pressão ao longo do tubo. Já os rotâmetros de gás e de água controlarão a vazão volumétrica da fase líquida e gasosa, respectivamente.

As propriedades a serem medidas através do aparato multifásico vertical são:

- Gradiente de perda de carga;
- Frequência do pistão líquido;
- Velocidade média do pistão líquido;
- Velocidade média da porção do fluido do filme logo a frente do pistão líquido;
- Velocidade de translação da célula unitária;
- Fração de líquido do pistão;
- Fração de líquido do filme logo a frente do pistão;
- Comprimento do pistão líquido;
- Comprimento do filme líquido.

4.2 Instrumentação e técnicas de calibração utilizadas

4.2.1 Transmissor de pressão

Para a medição da perda de carga ao longo dos oito metros do tubo de acrílico, será utilizado o transmissor de pressão eletrônico DPharp, modelo *EJA530A/HAC*, da *Yokogawa Electric Corporation* (ver Figura 4.2). O transmissor foi ajustado para medições de até 29 *psi*, sendo que o zero foi ajustado como sendo a pressão atmosférica.



Figura 4.2: Transmissor de pressão *EJA530A/HAC*.

De acordo com o manual do produto (YOKOGAWA, 1999), a precisão de fundo de escala para as condições utilizadas é de $\pm 0.075\%$

4.2.2 Rotômetros

Princípios físicos

O medidor de vazão com área variável, também chamado de Rotômetro ou Rotômetro de Área Variável é um medidor que utiliza a energia do processo para posicionar um flutuador em um tubo de área variável com escala calibrada. No medidor de vazão com geração de pressão diferencial, a área da restrição é mantida constante e acarreta em uma diferença de pressão que é proporcional ao quadrado da vazão. No medidor de vazão com área variável, a pressão diferencial através do medidor é mantida constante e a área anular varia linearmente com a vazão.

Em suma, o princípio de funcionamento do rotômetro baseia-se na força de arraste que o fluido exerce sobre a bóia, móvel, dentro de uma seção variável de escoamento. Nestes medidores a variação de pressão é constante. Estes se baseiam na variação da área de passagem do fluido entre a parede do tubo e a bóia, com a altura (posição) da bóia.

Na Figura 4.3 são mostradas as fotos de catálogo dos rotômetros utilizados.

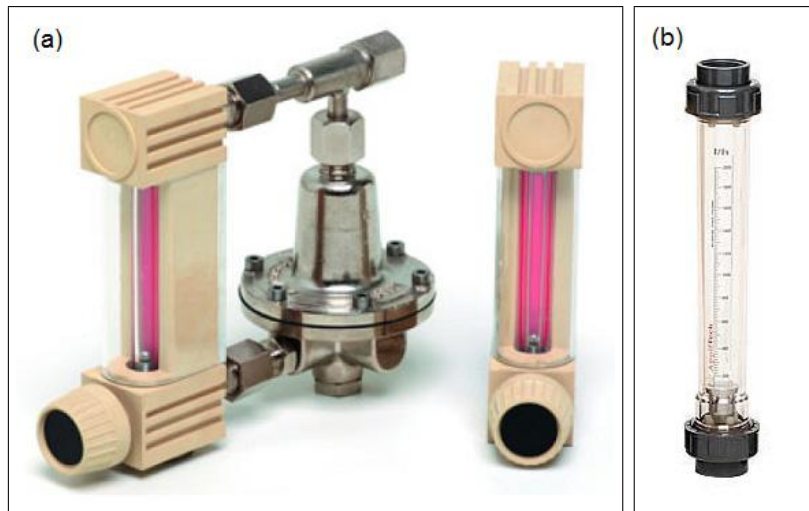


Figura 4.3: Rotômetros utilizados nos ensaios: a) Rotômetro de gás; b) Rotômetro de água

Calibração

O rotômetro de gás foi calibrado de forma independente. O procedimento experimental utilizado para a calibração do rotômetro de gás foi o Método de Deslocamento descrito em ISMAIL (1982). Na Figura 4.4 podemos ver o cilindro de CO_2 à esquerda, o compressor de ar à direita e no centro o rotômetro, uma válvula de três vias, e o recipiente com água e uma proveta, parcialmente submersa, em equilíbrio com um contrapeso, ligados por um conjunto de linhas e roldanas.

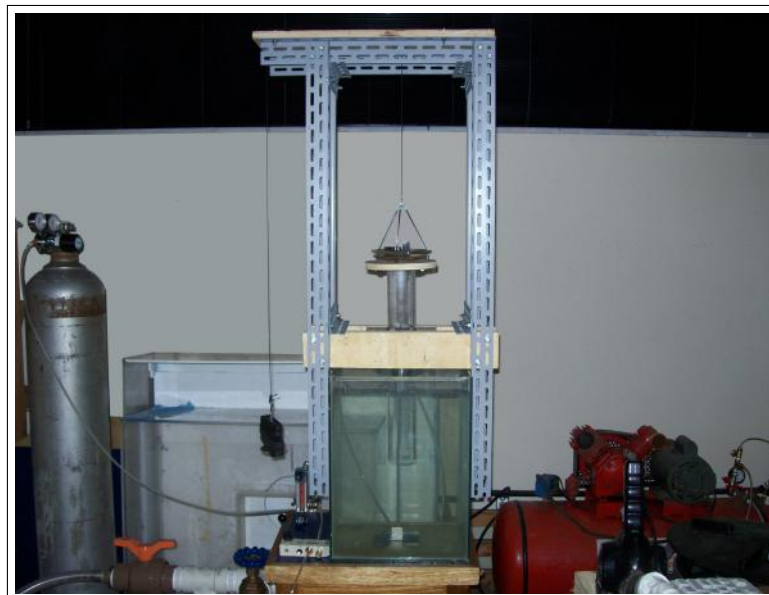


Figura 4.4: Aparato utilizado na calibração do rotômetro de gás.

O ar e o CO_2 , depois de passar pelo rotômetro, foram injetados dentro da proveta fazendo com que a mesma se movesse no sentido ascendente. Este procedimento foi realizado repetidas vezes e com diferentes vazões, resultando nas curvas de calibração

que podem ser vistas na Figura 4.5.

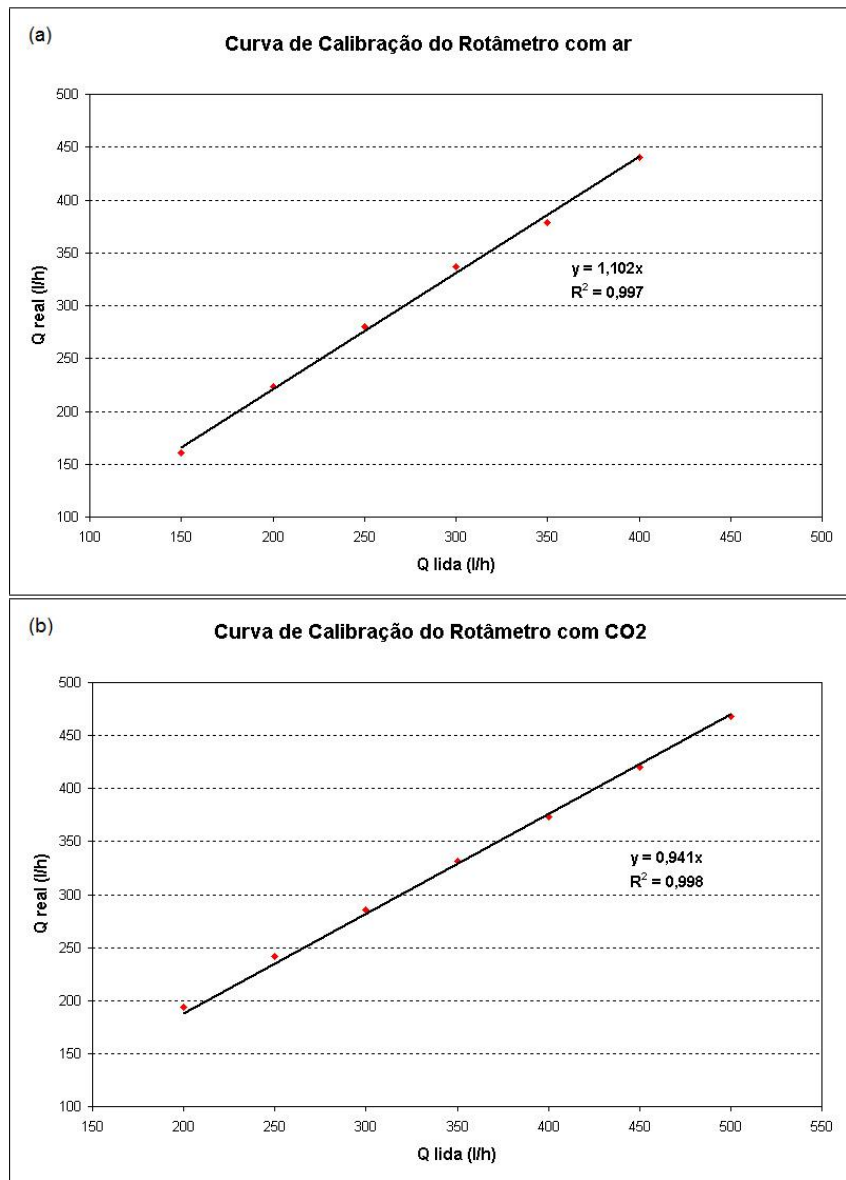


Figura 4.5: Curvas de calibração do rotâmetro de gás: a) Ar; b) CO₂.

Como a operação de trabalho do rotâmetro ocorre em condições distintas em relação a sua calibração, a vazão real deve ser multiplicada por fatores de correção. No caso em questão, a única correção a ser feita será devido à pressão, pois a temperatura e os gases utilizados na calibração e nos ensaios serão os mesmos. O fator de correção de pressão é dado pela Equação 4.1.

$$F = \sqrt{\frac{P_{0abs}}{P_{1abs}}} \quad (4.1)$$

onde:

P_{0abs} = Pressão absoluta do gás nas condições de calibração.

P_{1abs} = Pressão absoluta do gás nas condições de operação.

O rotâmetro de água (OMEL Modelo “N”) possui certificado de calibração e sua precisão, segundo fabricante, é de $\pm 2\%$ de fundo de escala.

4.3 Técnicas de Medição

4.3.1 Velocimetria por Imagem de Partícula (VIP)

Visão Geral

A Velocimetria por Imagem de Partícula é uma técnica de medição não intrusiva empregada para a obtenção de um campo de velocidade instantânea. Tal técnica é baseada na seguinte equação:

$$velocidade = \frac{\Delta L}{\Delta t} \quad (4.2)$$

De forma que a velocidade de um fluido que escoar é determinada medindo-se a distância, ΔL , entre as imagens registradas de um traçador que se desloca em um intervalo de tempo, Δt , conhecido.

A propriedade a ser medida através da técnica VIP, de fato, é a distância percorrida por uma partícula, dado um dado escoamento, ao longo de um determinado intervalo de tempo. Tais partículas são adicionadas ao escoamento e são conhecidas como partículas traçadoras. Diferentes tipos de partículas traçadoras são utilizados, dependendo da natureza do escoamento a ser investigado. Na água utiliza-se, normalmente, a rodamina, uma partícula fluorescente que reflete a luz em um comprimento de onda diferente ao do laser, o que possibilita o uso de filtros polarizados na lente do CCD, impedindo a passagem do comprimento de onda do laser. Tal atitude é válida, pois a elevada intensidade do laser, que incide nas superfícies sobre as quais o fluido escoar, satura a imagem obtida e impede que o software reconheça a diferença entre partícula e reflexo. O tipo de partícula traçadora é definido de maneira que possa acompanhar o escoamento e, para que seu movimento possa ser mapeado, uma área do campo de escoamento é iluminada por um feixe luminoso. O feixe luminoso, que é gerado por um laser e um sistema de componentes ópticos, não é contínuo, mas pulsado, de forma a produzir um efeito estroboscópico, registrando o movimento das partículas traçadoras. O intervalo de tempo registrado entre dois pulsos consecutivos é o denominador da equação acima.

Com o intuito de identificar a posição das partículas traçadoras iluminadas pelo feixe de laser, um grupo de capacitores foto sensíveis, também conhecidos como câmera de CCD (*charge-couple-device*), é instalado perpendicularmente aos planos e a posição das partículas é identificada como pontos luminosos destacados em um fundo escuro em cada fotografia obtida pela câmera de CCD.

O feixe de laser e a câmera de CCD são sincronizados de forma que a posição das partículas traçadoras no instante em que se dispara o pulso luminoso 1 é registrada no *frame* 1 da câmera e as partículas traçadoras no pulso luminoso 2 é registrada no *frame* 2 da câmera.

As imagens das câmeras são divididas em regiões retangulares denominadas janelas de interrogação (Figura 4.6), e, para cada janela de interrogação, as imagens do primeiro e do segundo pulso luminoso são correlacionadas de forma que gerem um vetor médio de deslocamento. Executando tal tarefa para todas as janelas de interrogações geradas durante o experimento obtêm-se um campo vetorial médio de deslocamento das partículas. Ao dividi-lo pelo tempo registrado entre dois *frames* consecutivos, o campo vetorial médio de deslocamento é convertido em um campo vetorial médio preliminar de velocidade.

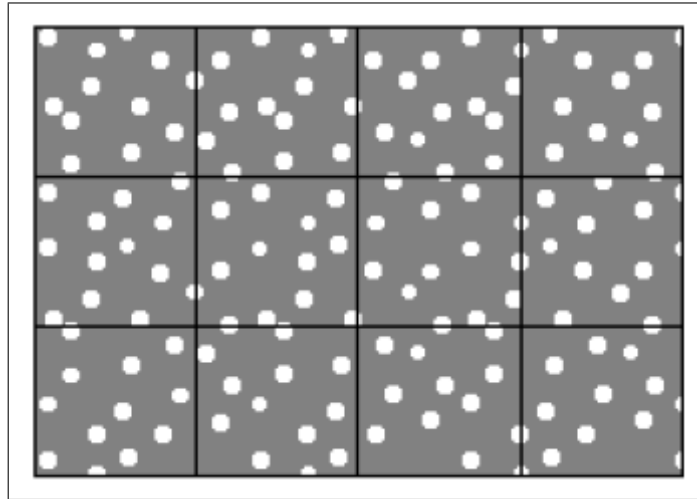


Figura 4.6: Janela de Interrogação.

Com o intuito de tornar o processo de cálculo das correlações mais eficiente, utiliza-se o método da Transformada Rápida de Fourier (*Fast Fourier Transform - FFT*). É importante destacar que sempre se deve avaliar a validade dos resultados obtidos através do método da Transformada Rápida de Fourier. Uma vez que a VIP é uma técnica de medição instantânea, ou seja, todas as informações acerca dos campos vetoriais são coletadas simultaneamente, existe uma probabilidade de algumas regiões amostradas não apresentarem resultados relevantes. Na etapa de validação os algoritmos são aplicados ao campo vetorial preliminar e os desvios são identificados e eliminados. Daí a importância de validar o campo vetorial preliminar obtido através da técnica de VIP.

O sistema VIP é composto de diversos subsistemas: fonte de luz, partículas reflexivas, câmera para capturar as imagens, sistema de lentes, sincronizador, e software para processamento das imagens. A Figura 4.7 mostra um esquema típico de um sistema VIP. Vale ressaltar que o fluido de processo deve ser transparente ao

comprimento de onda da luz utilizada.

Os principais tópicos a serem abordados neste capítulo são:

- Partículas Traçadoras;
- Iluminação;
- Câmeras;
- Sincronização;
- Correlação;
- Validação e pós-processamento.

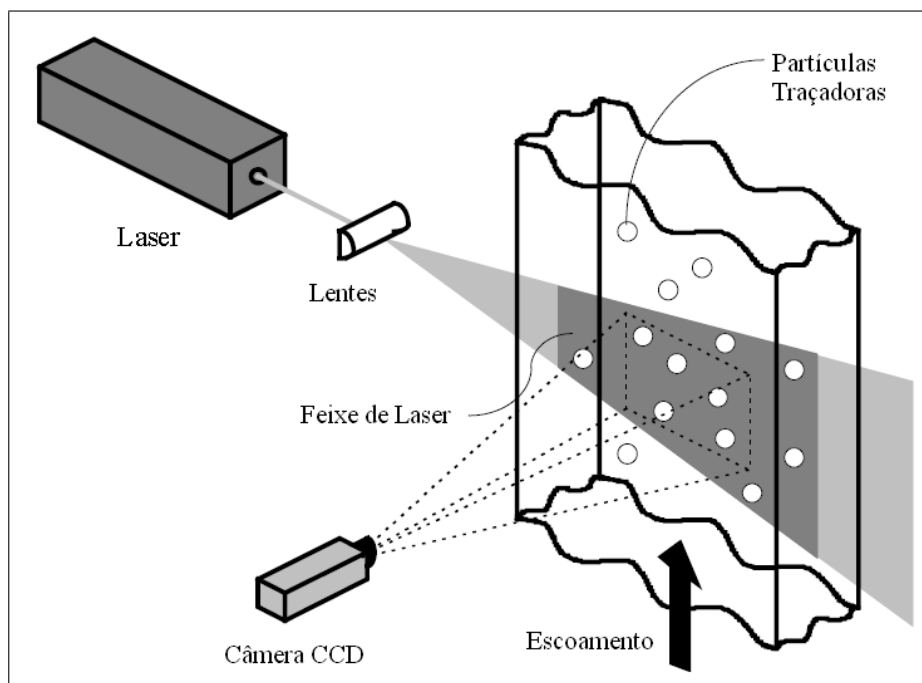


Figura 4.7: Esquema típico de um sistema VIP.

Antes de abordarmos mais detalhadamente a técnica VIP, é conveniente ressaltar alguns aspectos gerais da técnica:

- Medição não intrusiva de velocidade: O sistema VIP é uma técnica óptica, portanto não intrusiva ao escoamento. Sua utilização é ideal para investigação de escoamento em equipamentos de pequenas dimensões onde a presença física de uma sonda poderia modificar significativamente o campo de escoamento.
- Medição indireta da velocidade: A técnica de Velocimetria por Imagem de Partícula mede a velocidade do fluido através de partículas traçadoras. Por isso a massa específica das partículas deve ser a mesma do fluido para que elas acompanhem fielmente o escoamento.

- Técnica do campo completo: O VIP é uma técnica que permite, em uma tomada, a visualização de uma grande área do escoamento. Outras técnicas permitem a medição de velocidade somente em um ponto, contudo com uma alta resolução temporal. O VIP tem alta resolução espacial, todavia a resolução temporal é limitada devido às restrições técnicas. Sistemas tradicionais trabalham com taxa de aquisição de cerca de $5Hz$. Atualmente sistemas VIP de alta velocidade estão disponíveis proporcionando alta resolução temporal de até $15kHz$.
- Escorregamento: O emprego de partículas traçadoras para a medição da velocidade do escoamento, requer um estudo cuidadoso sobre qual partícula deve-se selecionar para minimizar o escorregamento em relação ao fluido. Se a massa específica da partícula não for exatamente a mesma do fluido, suas dimensões devem ser as mais reduzidas possíveis, uma vez que o escorregamento é também minimizado para partículas pequenas ($< 20\mu m$).
- Iluminação: Deve-se utilizar partículas grandes para se obter um melhor espalhamento da luz. Isto está em contradição com a necessidade de utilização de partículas cada vez menores para evitar o escorregamento. Portanto deve-se sempre procurar um tamanho de partícula que proporcione uma solução de compromisso entre as necessidades de iluminação e do escoamento.
- Duração do pulso: A duração do pulso de iluminação deve ser a menor possível de modo que as partículas apresentem nitidez durante o tempo de exposição.
- Intervalo de tempo entre os dois pulsos: O intervalo entre os pulsos de luz deve ser grande o suficiente para que seja possível determinar o deslocamento entre duas imagens e pequeno o suficiente para evitar que partículas saiam da janela de interrogação entre um pulso e outro.
- Distribuição de partículas traçadoras: Uma distribuição homogênea de partículas é desejada para uma boa resolução do sistema VIP. É importante notar que uma boa resolução significa que não há formação de aglomerados de partículas, ou seja, elas estão distribuídas de forma homogênea no fluido.
- Concentração das partículas traçadoras: A Figura 4.8 mostra, de forma qualitativa, três tipos de imagens formadas com concentrações diferentes de partículas. Na Figura 4.8a vemos pouca concentração de partículas o que acarretará em erro no cálculo dos vetores velocidade, pois quando a área a ser investigada for dividida nas janelas de interrogação, haverá regiões sem partículas. No caso da Figura 4.8b temos a situação ideal para determinação

da velocidade do escoamento. Na prática, para obtermos bons resultados, devemos ter pelo menos 10 partículas em cada janela de interrogação. Quando se obtêm uma alta concentração de partículas, como mostra a Figura 4.8c, não é possível identificar cada partícula em separado, pois elas se sobrepõem.

- Número de iluminação por gravação: Existem dois modos de gravarmos as imagens: os dois pulsos de luz são gravados no mesmo quadro, nesse usamos a técnica de autocorrelação para o cálculo dos vetores velocidade; ou gravamos cada pulso de luz em cada quadro, que é o método de correlação cruzada.
- Número de componentes do vetor velocidade: Devido à iluminação ocorrer em um plano do escoamento, duas componentes de velocidade são determinadas no sistema VIP padrão. Porém métodos modernos como o sistema estéreooscópico permitem a medição da terceira componente da velocidade: perpendicular ao plano iluminado.
- Janela de interrogação: O tamanho da janela de interrogação deve ser pequeno o suficiente para que gradientes de velocidade não tenham influência significativa no resultado.
- Repetibilidade do cálculo: No sistema VIP todas as informações do escoamento são registradas na sua forma bruta. Essa é uma característica interessante do sistema, pois permite que o cálculo e o pós-processamento da imagem possam ser realizados utilizando diferentes técnicas, sem necessidade de repetir o experimento.

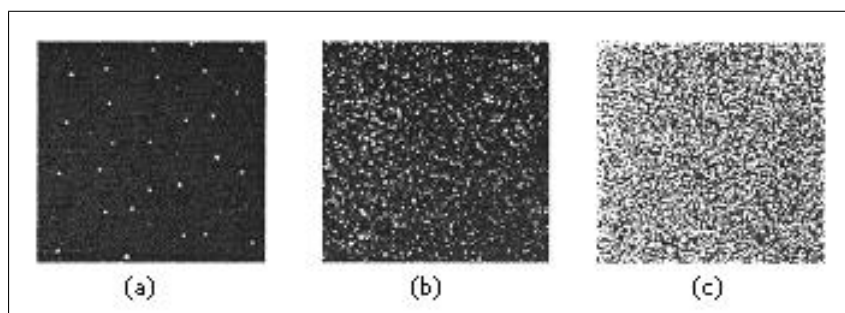


Figura 4.8: Concentração de partículas: a) Baixa; b) Média; c) Alta.

Principais componentes do sistema VIP

Partículas traçadoras

A técnica VIP é baseada na medição indireta do escoamento uma vez que a grandeza a ser obtida é a velocidade da partícula que está no fluido, e não a velocidade do

fluido. Portanto, é extremamente necessário levar em consideração as propriedades das partículas para minimizar os problemas de escorregamento partícula/fluido.

Um item muito importante é a escolha do diâmetro da partícula. Dependendo da natureza do escoamento, as partículas traçadoras utilizadas nas medições realizadas através da técnica VIP possuem diâmetros que variam na faixa de $0,1$ a $50\mu m$. Tais dimensões são da ordem do comprimento de onda do feixe de laser, ou seja, $532nm$. A luz espalhada por uma superfície esférica é proporcional ao quadrado do seu diâmetro. De acordo com a teoria de RAFFEL *et al.* (1998), o espalhamento de luz depende do tamanho da partícula esférica, embora, na prática, o formato da partícula e a sua orientação em relação ao feixe de laser são variáveis que possuem maior efeito no espalhamento do feixe.

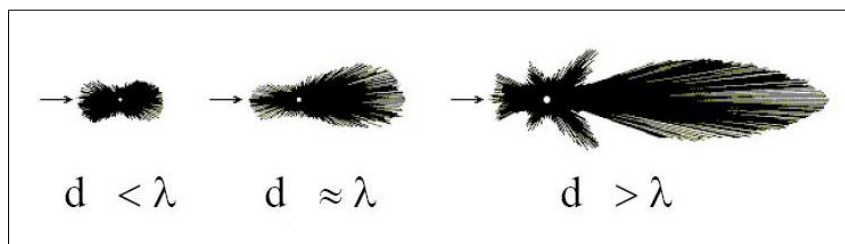


Figura 4.9: Espalhamento de luz em partículas esféricas de diferentes diâmetros.

Em geral, partículas com diâmetros maiores apresentam maior espalhamento de luz do que partículas com diâmetros menores. Além disso, as dimensões das partículas também afetam a distribuição espacial do espalhamento de luz. A razão do espalhamento de luz entre as faces frontal e traseira de uma partícula com elevado diâmetro é da ordem de 10^2 a 10^3 , enquanto que para partículas com diâmetros menores, esta razão é da ordem de 1, conforme pode ser observado na Figura 4.9.

As partículas devem ser pequenas o suficiente para acompanhar o fluido e grande o bastante para promover um espalhamento de luz adequado. Idealmente, as partículas deveriam ser indiferentes ao efeito de empuxo do fluido, ou seja, deveriam possuir a mesma massa específica do fluido em questão.

As partículas traçadoras utilizadas na técnica VIP devem possuir as seguintes características:

- Ser capaz de acompanhar o fluido;
- Bom espalhamento de luz;
- Baixo custo;
- Não tóxica;
- Não corrosiva;

- Não-volátil;
- Quimicamente inativa.

A Tabela 4.1 mostra os principais tipos de partículas para aplicação em líquidos.

Tabela 4.1: Partículas traçadoras utilizadas em líquidos.

TIPO	MATERIAL	DIÂMETRO MÉDIO (μm)
Sólido	Poliestireno	10 - 100
Sólido	Alumínio	2 - 7
Sólido	Esferas de vidro	10 - 100
Sólido	Grãos com cobertura sintética	10 - 500
Líquido	Gotas de óleo	50 - 500
Gasoso	Bolhas de oxigênio	50 - 1000

Fonte de luz e sistema óptico

A técnica VIP requer iluminação de uma fonte de energia de alta intensidade em curtos intervalos de tempo, ou seja, apenas nos intervalos em que câmera CCD irá capturar as imagens. Tal fato indica que se deve utilizar fontes de laser do tipo Nd:YAG, que concentram a intensidade de energia disponível em pulsos de pequenos intervalos.

O laser é bastante utilizado no sistema VIP devido a sua capacidade de emitir uma luz monocromática com alta concentração de energia, que pode ser transformado em um fino plano de luz capaz de iluminar as partículas sem gerar aberrações cromáticas.

O mais importante laser para o sistema VIP, conforme dito anteriormente, é o Nd:YAG, com comprimento de onda $532nm$. O Nd:YAG (*neodymium-doped yttrium aluminium garnet*; Nd:Y₃Al₅O₁₂) é o cristal responsável por convergir toda a energia proveniente da lâmpada (*flash lamp*) que produz o feixe de laser utilizado nos experimentos. O feixe é gerado por íons Nd³⁺ (neodímio) que são incorporados ao material YAG (ítrio - alumínio - granada).

O laser é construído com duas cavidades emissoras para que o tempo de disparo entre os dois feixes possa ser ajustado facilmente, conforme é indicado na Figura 4.10. A luz proveniente das duas cavidades é direcionada, através de espelhos, para um *beam combiner*, de forma a garantir que os dois feixes de lasers sejam emitidos em um mesmo plano. O laser que deixa o cristal Nd:YAG possui um comprimento de onda de $1064nm$ (campo infra-vermelho). No entanto, como a maior parte das câmeras CCD é mais sensível aos espectros verdes e azuis, a frequência do laser é duplicada por um equipamento chamado de *harmonic generator*, que tem por objetivo transferir o feixe de laser para o espectro visível. Deste modo, dobra-se

a frequência de emissão e, conseqüentemente, o comprimento de onda é reduzido pela metade, ou seja, $532nm$ (campo visível). Ainda assim é necessário utilizar um componente que separe o restante da luz infra-vermelha, chamado *harmonic separator*, devido ao fato do *harmonic generator* não ser 100% eficaz. A luz infra-vermelha remanescente no feixe de laser é então desviada para o *IR-Dump*.

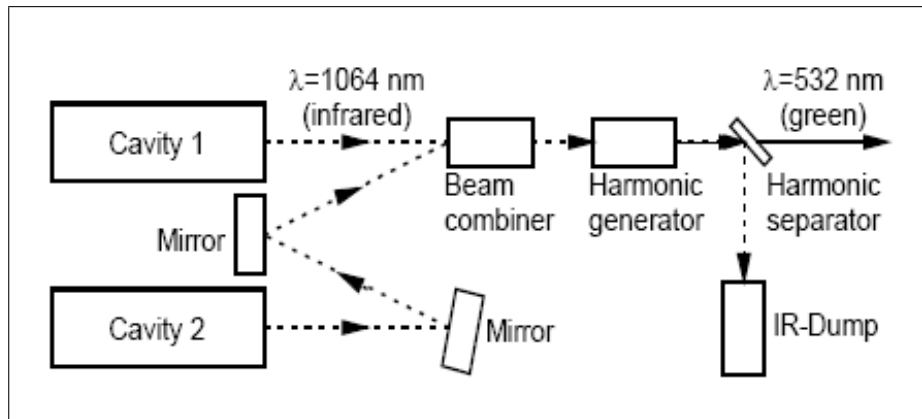


Figura 4.10: Fonte de laser tipo Nd:YAG.

O sistema óptico inclui lentes esféricas e cilíndricas. A lente cilíndrica faz com o feixe fique divergente, gerando um plano de luz. A lente esférica controla a espessura desse plano. Para a maioria das aplicações um plano de luz com $1mm$ de espessura é desejado.

Sincronizador

Para garantir que os pulsos de lasers sejam disparados em sincronia com o tempo de aquisição do CCD, o VIP utiliza um mecanismo chamado *Q-switch* que rapidamente abre e fecha a cavidade onde se encontra o cristal Nd:YAG, permitindo assim que este possa armazenar a energia entre um disparo e outro. Tanto o *Q-switch* quanto a câmera são ligados em um sincronizador de tal forma que o software possa controlar ambos simultaneamente.

Ao invés do cristal Nd:YAG emitir o feixe de laser durante todo o tempo de aquisição das imagens, a cavidade é obstruída a maior parte do tempo e sua abertura somente é permitida durante um breve intervalo. O mecanismo que opera instantaneamente a abertura e o fechamento desta cavidade é denominado *Q-switch*. Este dispositivo permite que o cristal de Nd:YAG armazene a uma grande quantidade de energia que será liberada através de um pulso.

A energia liberada pelo laser Nd:YAG é da ordem de $10 - 400mJ$ por pulso e a duração deste pulso está na ordem de $5 - 10ns$. Existe um atraso entre o acendimento da lâmpada de flash e o acionamento do disparo do *Q-switch* da ordem de $150 - 200ns$. Estes dados podem ser observados na Figura 4.11.

A grande vantagem do *Q-switch* é que toda a energia é gerada em um pulso de

grande intensidade e, uma vez que a duração de tal pulso é muito curta, as partículas traçadoras não se deslocam muito durante o disparo.

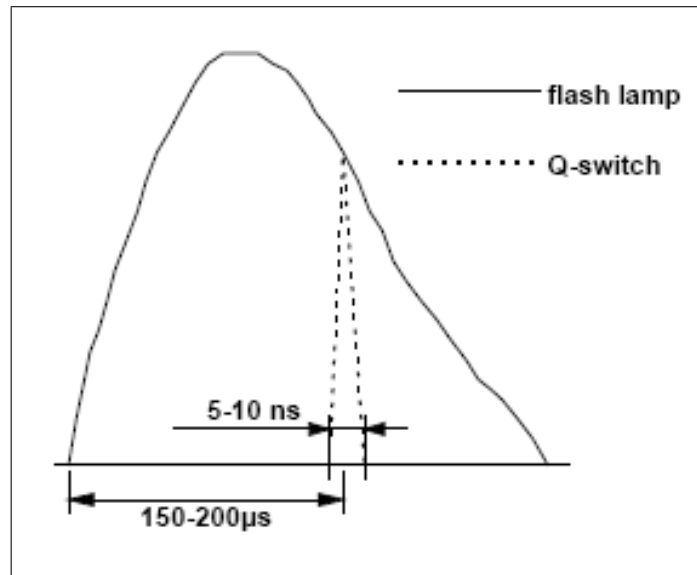


Figura 4.11: *Q-switch*.

Para obter a imagem no sistema VIP, o pulso de laser e a câmera devem ser disparados em sequência e de forma síncrona, em um tempo adequado às condições do escoamento a ser investigado.

Câmeras CCD

O objetivo da câmera CCD é capturar as posições iniciais e finais das partículas traçadoras no campo de escoamento e a partir da correlação destas imagens o campo vetorial de deslocamento pode ser gerado. Como já foi mencionado anteriormente, a câmera é disposta perpendicularmente ao feixe de laser. As partículas traçadoras refletem a luz emitida pelo primeiro feixe de laser e o espalhamento é detectado como um ponto luminoso sobre um fundo escuro. Assim, a câmera CCD realiza o mapeamento da posição inicial das partículas traçadoras no *frame 1*. Posteriormente, o feixe de laser é cessado pelo *Q-switch* e as partículas traçadoras são deslocadas pelo escoamento a ser investigado. Em seguida, o segundo feixe de laser é disparado e o espalhamento de luz das partículas traçadoras é registrado no *frame 2*.

O CCD é um sensor eletrônico que converte fótons em carga elétrica. Normalmente quando se refere a um sensor CCD, temos em mente uma matriz desses sensores. Cada elemento individual da matriz é chamado de pixel (*picture element*) e suas dimensões típicas são da ordem de $10 \times 10 \mu m$.

O funcionamento desse dispositivo pode ser compreendido observando a Figura 4.12. O CCD é construído sobre um material semicondutor, tipicamente sílica, com metal condutor em sua superfície, uma camada isolante, uma camada-n (anodo)

e uma camada-p (catodo) abaixo. Uma pequena voltagem aplicada entre o metal condutor e a camada-p gera um campo elétrico no semiconductor. O campo elétrico que é formado abaixo do centro do pixel está associado com a diferença de potencial gerada pela migração de elétrons da camada-n para a camada-p. Quando um fóton de um comprimento de onda adequado entra na junção p-n do semiconductor, um par do elétron é gerado. Isto é conhecido como efeito fotoelétrico. Enquanto este par, considerado como carga positiva, é absorvido na camada-p, o elétron gerado migra em direção ao “poço potencial” onde é armazenado. Os elétrons continuam a se acumular durante a exposição do pixel a luz. Contudo, a capacidade de armazenamento do pixel é limitada e valores típicos variam de 10^4 a 10^5 elétrons por pixel. Quando a exposição for excessiva e este número for excedido, os elétrons adicionais migram para os pixels vizinhos deixando a imagem com certa fluorescência. Este efeito é reduzido nos modernos CCD através de dispositivo antiflorescente.

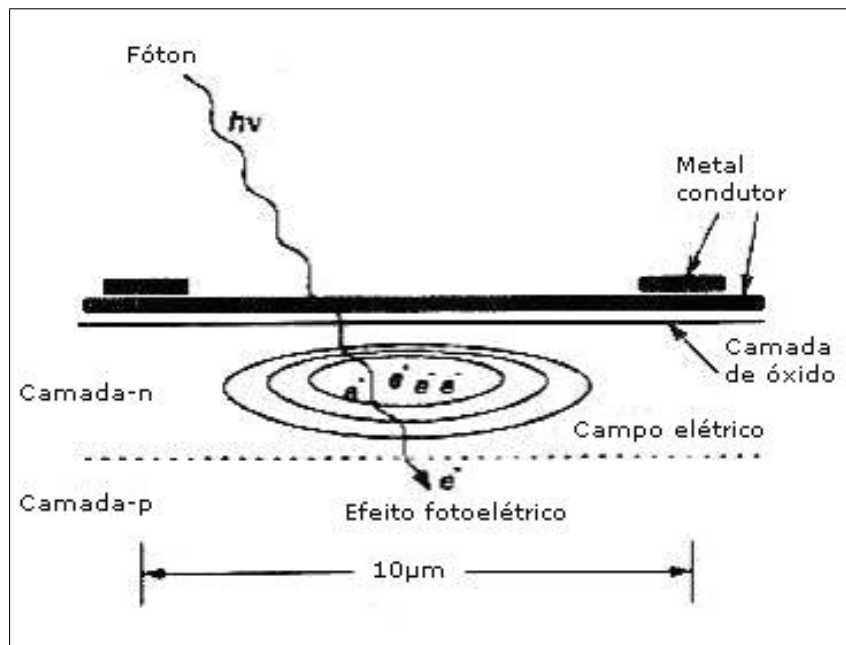


Figura 4.12: Modelo simplificado de um pixel.

Um cuidado adicional é requerido no manuseio de uma câmera CCD, no que diz respeito à quantidade de luz incidente. O CCD é extremamente sensível à luz e intensidades luminosas muito altas podem danificar alguns pixels do CCD. Os softwares comerciais do sistema VIP utilizam um recurso que identifica o excesso de iluminação, que é identificado pela formação de áreas vermelhas na imagem capturada. Por isso, no início de cada experimento, deve-se começar com uma baixa potência da fonte luminosa (RAFFEL *et al.*, 1998).

Imagem das partículas

Uma imagem de boa qualidade é fundamental para a validação da amostra obtida. O erro na medição de velocidade, através da técnica VIP, é fortemente dependente do diâmetro da partícula. Tal erro pode ser minimizado ao reduzir o diâmetro da imagem.

O tamanho da imagem da partícula d_τ formada no CCD é a combinação do tamanho da imagem d_p com o fator de magnificação M .

Para uma lente limitada por difração, temos:

$$d_{diff} = 2,44f_\#(1 + M)\gamma \quad (4.3)$$

Onde $f_\#$ é definido como a razão entre a distância focal e o diâmetro de abertura, γ é o comprimento de onda do laser ($532nm$) e M é o fator de magnificação. Revisando alguns conceitos da óptica:

$$\frac{1}{z_0} + \frac{1}{Z_0} = \frac{1}{f} \quad (4.4)$$

Onde z_0 é definido como a distância da imagem a lente, Z_0 é a distância do objeto à lente e f é a distância focal. O fator de magnificação é definido como:

$$M = \frac{z_0}{Z_0} \quad (4.5)$$

O diâmetro da imagem da partícula será dado pela equação:

$$d_\tau = \sqrt{M^2d_p^2 + d_{diff}^2} \quad (4.6)$$

A escolha das partículas deve levar em conta a conciliação de dois fatores: o diâmetro das partículas deve ser o menor possível para que ela acompanhe o escoamento por outro lado, deve ser grande o suficiente para que espalhe a luz necessária para sensibilizar o sensor da câmera.

Profundidade de campo

A profundidade de campo é a região onde a lente consegue manter o foco dos objetos. Se um determinado objeto estiver contido dentro dessa região, ele estará focado. Portanto, é de grande interesse que o feixe de laser esteja contido na profundidade de campo da lente, fazendo com que toda a imagem fique focada, podendo aceitar até mesmo pequenos desalinhamentos entre o plano de laser e a câmera.

A profundidade de campo, para uma dada lente, é a distância em que dois objetos de interesse estão afastados e, ainda assim, formarem imagens adequadamente focadas. No sistema VIP, uma vez que é preciso capturar imagens de partículas muito

pequenas, elas precisam estar bem focadas para produzir um resultado válido. Altos fatores de magnificação e grandes aberturas de lente reduzem a profundidade de campo, mas são requeridos, na maioria dos casos, para se assegurar luminosidade suficiente para a captação da imagem.

Quanto maior a abertura da lente menor é a profundidade de campo, contudo, as imagens do VIP devem ser capturadas com a máxima abertura de lente possível para que a câmera fique mais sensível à luz espalhada pela partícula. Por outro lado deve-se ter uma profundidade de campo adequada para que as partículas mantenham-se focadas.

Para se obter a profundidade de campo é definido um valor limite para o desvio da imagem. Para as câmeras CCD esse valor limite é função do tamanho do pixel. A fórmula para a profundidade de campo é:

$$PDC = \frac{2D^2\beta}{A} \quad (4.7)$$

Onde PDC é a profundidade de campo, D é a distância da câmera até o objeto, A é a abertura do obturador lente em mm , β é o desvio da imagem angular ($B/ImgD$), B é o desvio máximo aceitável para a imagem de um ponto, e $ImgD$ é a distância entre a lente e o CCD.

Esta equação mostra que a profundidade de campo é inversamente proporcional à abertura do obturador e proporcional ao número-f da lente. A Figura 4.13 mostra um esquema da profundidade de campo.

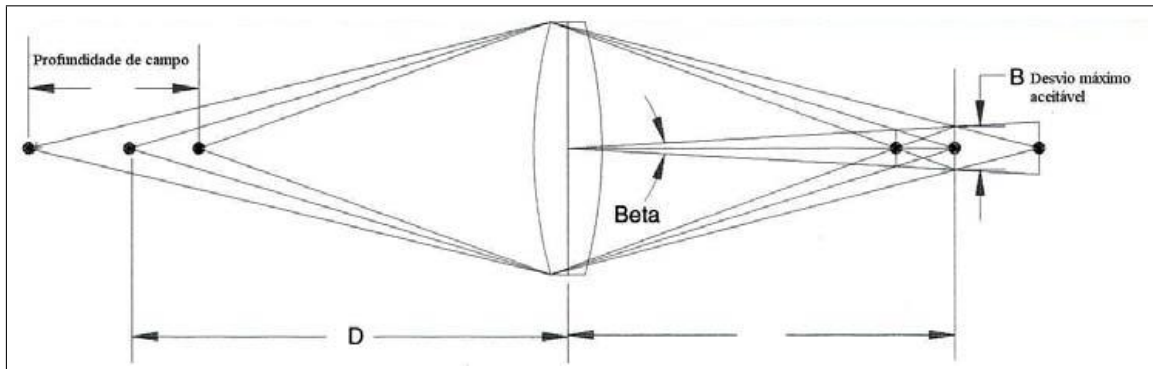


Figura 4.13: Profundidade de campo.

Correlação das imagens

Autocorrelação

As câmeras CCDs eram limitadas pela sua taxa de transferência de dados quando a técnica de Velocimetria por Imagem de Partícula surgiu. Isto não permitia a aquisição de duas imagens com um intervalo de tempo na ordem de μs entre elas. Portanto, a exposição de apenas uma imagem aos dois pulsos de lasers foi a solução

vislumbrada para capturar grupos de partículas em intervalos de tempos diferentes. Como resultado obtêm-se o conjunto de partícula do tempo t e do tempo $t + \Delta t$ na mesma imagem.

O problema desta solução é a dificuldade de identificação do sentido do escoamento, já que não é possível discernir o instante de tempo em que cada grupo de partícula foi capturado. Desta maneira, o software reconhece mais de um escoamento com sentidos diferentes.

O método de cálculo da autocorrelação é muito similar ao da correlação cruzada. Na autocorrelação existe apenas uma imagem com os dados do tempo inicial e final, diferentemente da correlação cruzada, na qual o *frame* 1 é deslocado e sobreposto sobre o *frame* 2. A autocorrelação multiplica a função f por ela mesmo defasada de um pequeno deslocamento.

$$\phi_{CC}(m, n) = \sum_{k=-\infty}^{\infty} \sum_{l=-\infty}^{\infty} f(k, l) f(k + m, l + n) \quad (4.8)$$

O resultado de uma autocorrelação, devido à sobreposição de duas imagens idênticas, irá sempre gerar um pico central correspondente a um deslocamento teórico nulo que, em geral, é ignorado pelo software. O pico central ocorre devido à sobreposição das mesmas partículas quando k e l , os deslocamentos da imagem no sistema de coordenadas, são iguais a zero.

Assim como a correlação cruzada, a autocorrelação também utiliza a Transformada Rápida de *Fourrier* para tornar o processamento mais eficaz. Por ser um cálculo ligeiramente mais simples do que o da correlação cruzada, o tempo de processamento é um pouco menor.

Correlação Cruzada

A correlação cruzada é o método mais utilizado para a análise das imagens. Duas imagens são capturadas em quadros diferentes: a primeira é referente ao primeiro pulso do laser e a segunda imagem, referente ao segundo pulso de laser. Cada quadro é dividido em pequenas regiões chamadas de "janelas de interrogação". A correlação cruzada entre essas áreas determina o vetor deslocamento. A direção do vetor deslocamento é dada do primeiro para o segundo quadro.

As vantagens desse método são:

- Não é necessária nenhuma informação adicional sobre a direção do escoamento;
- Melhor relação sinal x ruído quando comparado com o método de autocorrelação.

É possível observar o deslocamento das partículas no interior da janela de interrogação quando se compara o *frame* 1 (tempo t) e o *frame* 2 (tempo $t + \Delta t$). Esse

deslocamento pode ser representado por uma função bem simples exemplificada na Figura 4.14. A função $f(m, n)$ descreve a intensidade luminosa presente em cada pixel de uma determinada janela de interrogação no tempo t , enquanto a função $g(m, n)$ se refere a janela de interrogação do tempo $t + \Delta t$.

Os valores das duas funções variam entre 0 e 1, onde 0 é o valor dado ao pixel quando há total ausência de luz e 1 é o valor dado ao pixel para o pixel completamente saturado. A função $g(m, n)$ pode ser considerada a saída de uma função de transferência $s(m, n)$ que possui como entrada a função $f(m, n)$, onde é adicionado uma função de ruído $d(m, n)$ que representa a entrada e saída de partículas dentro da janela de interrogação.

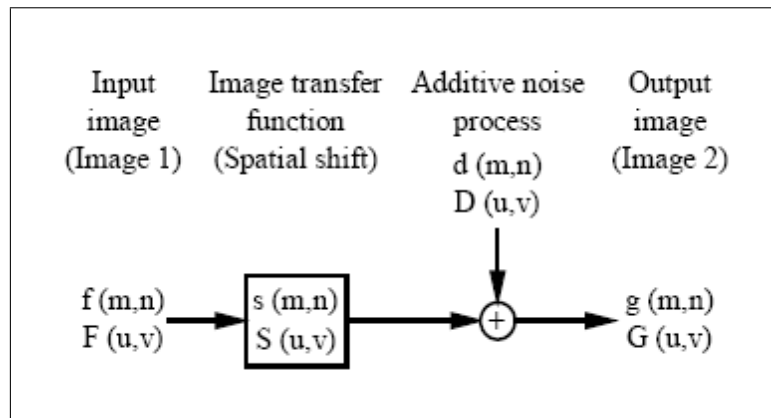


Figura 4.14: Função de deslocamento.

A função de transferência $s(m, n)$ é a função deslocamento que se deseja calcular. Uma dos métodos utilizados para estimar seu valor é a técnica estatística de correlação cruzada, cuja função é representada por $\phi_{CC}(m, n)$, Equação 4.10. Com a janela de interrogação transformada em um campo de intensidade luminosa, a função gera uma série de deslocamentos para a primeira imagem e às sobrepõe com a segunda imagem. A sobreposição, que é exatamente a função ϕ_{CC} , é feita multiplicando-se o valor da intensidade luminosa das funções f e g . O melhor resultado obtido com a sobreposição gera um pico de correlação que está diretamente relacionado com o deslocamento médio das partículas presentes naquela janela de interrogação (Figura 4.15).

Além da calibração, outro fator que possui grande influência na qualidade dos resultados é a determinação do deslocamento máximo, em pixels, que a partícula irá sofrer dentro da janela de interrogação. Segundo o critério de amostragem de *Nyquist*, associado à Transformada de *Fourrier*, o máximo deslocamento recuperável seria de 50% da janela de interrogação em todas as direções. Mesmo assim, a relação sinal ruído se mostrou ainda muito alta. Por causa disso, o deslocamento ideal estipulado para as partículas é de 25% da janela de interrogação. Com um grande número de partículas traçadoras, o valor de 25% pode ser ligeiramente ultrapassado

sem comprometer, no entanto, a medição. Essa condição deve ser verificada após a calibração. Tendo uma estimativa da velocidade que será utilizada no experimento, calcula-se o número de pixels que uma partícula qualquer irá transladar. Caso esse número seja muito superior ou inferior aos 25% da janela de interrogação, o tempo de disparo entre os dois lasers deve ser modificado.

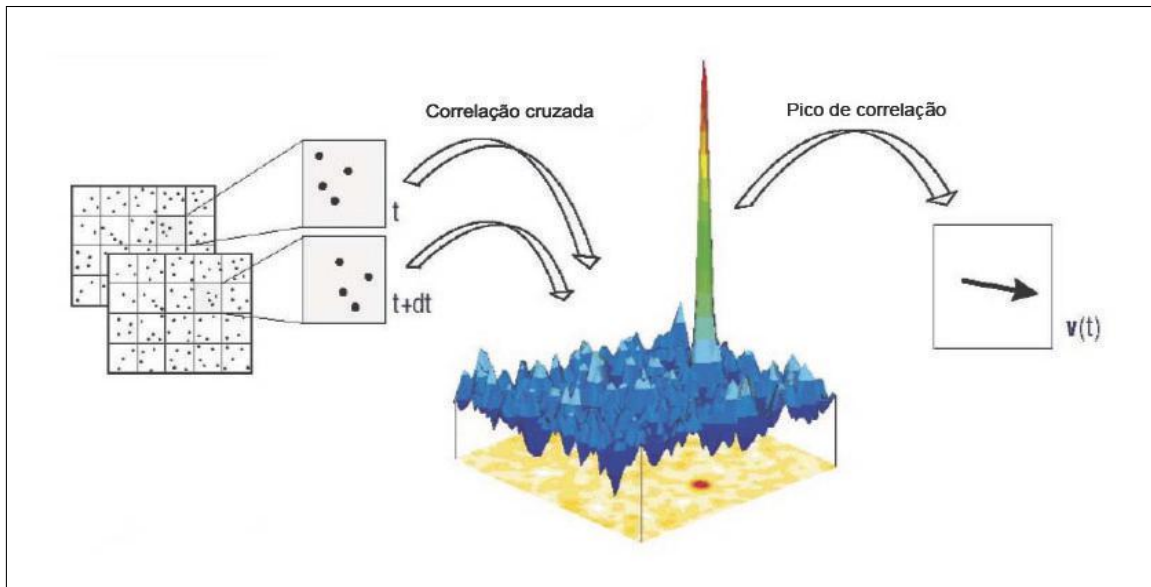


Figura 4.15: Pico de correlação.

O objetivo da correlação cruzada é determinar a distância que a partícula percorre no intervalo entre duas imagens e então calcular a velocidade. A relação entre a velocidade U e o deslocamento d é simples:

$$U = \frac{d}{M\Delta t} \quad (4.9)$$

Onde M é o fator de magnificação e Δt é o tempo entre as imagens.

Como já mencionado o método de correlação cruzada utiliza pequenas áreas denominadas janelas de interrogação. Um vetor velocidade é calculado para cada janela de interrogação. A Figura 4.16 exemplifica a técnica de correlação cruzada. Para tornar o processo de cálculo mais eficiente, o software do VIP faz uso de uma Transformada Rápida de *Fourier* (*Fast Fourier Transform* - FFT), que dão origem às funções de letras maiúsculas. Na prática, para processar de forma mais eficaz as imagens capturadas, emprega-se a Transformada Rápida de Fourier. A justificativa para o uso da Transformada Rápida de Fourier é que a imagem da câmera pode ser considerada como um campo de sinal bi-dimensional análogo a uma série temporal de apenas uma dimensão. Muitas técnicas para processamento de sinal unidimensional podem ser empregadas para tratamento de séries bi-dimensionais, e, neste caso, a Transformada Rápida de Fourier é aplicada para acelerar o processo de correlação cruzada.

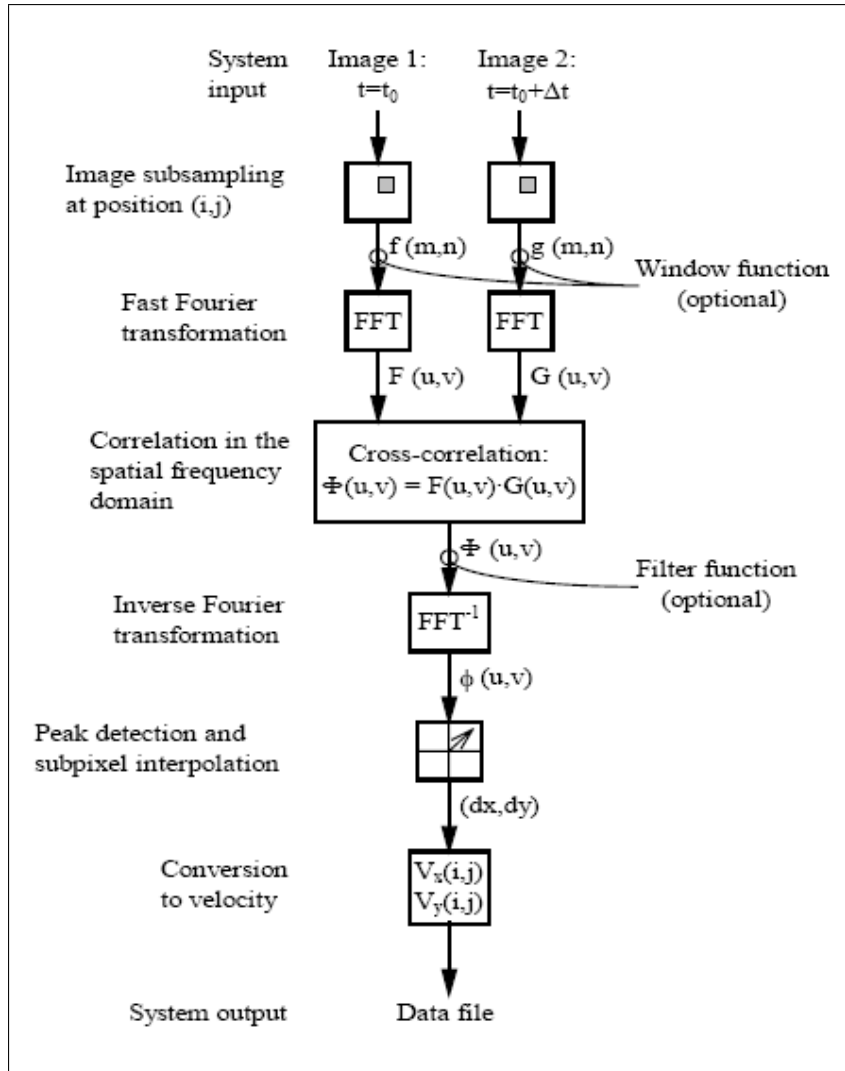


Figura 4.16: Cálculos realizados pelo VIP.

Ao invés de somar todos os elementos da região amostrada, esta operação pode ser reduzida para uma multiplicação de conjugados complexos de cada par correspondente de coeficiente de Fourier. Na Transformada Rápida de *Fourier*, (u, v) são coordenadas no campo de frequência. Ao término do processo, os resultados são multiplicados pelo inverso da Transformada (FFT^{-1}), obtendo assim a função de correlação cruzada ϕ_{CC} , conforme se pode observar na Figura 4.16.

$$\phi_{CC}(m, n) = \sum_{k=-\infty}^{\infty} \sum_{l=-\infty}^{\infty} f(k, l) g(k + m, l + n) \quad (4.10)$$

A transformada de Fourier é uma transformação linear do espaço ou do tempo no domínio da frequência. Em vez de indicar os dados na maneira em que foram medidos, após a aplicação da transformada de Fourier, eles são vistos como intensidades do sinal de determinadas frequências. Uma vez que as funções base da transformada de Fourier são ortogonais e completas, nenhuma informação é perdida

na transformação. Aplicar a transformação inversa de Fourier recuperará os dados originais outra vez. A transformada de Fourier (FT) é definida usando integrais em tipos contínuos de dados. Por outro lado, computadores armazenam valores digitalizados em intervalos regulares no espaço. Aqui, a transformada discreta de Fourier (DFT), definida como a soma de valores discretos, deve ser usada. Finalmente, a transformada rápida de Fourier (FFT) é um algoritmo utilizado para processar a DFT, o que reduz bastante o tempo de cálculo. A FFT tornou-se uma ferramenta extensamente utilizada para tratamento de dados em diversas aplicações.

Para um conjunto de N dados, por exemplo, são necessários N^2 cálculos numéricos usando a DFT. Usando a FFT isto é reduzido a $N \log_2(N)$. A aplicação principal de FFTs é na execução de técnicas de filtragem, uma vez que no espaço da frequência muitos filtros podem ser feitos por uma simples multiplicação. Na maioria das vezes um filtro passa-baixo é usado para eliminar o ruído de alta frequência, ou um filtro passa-alto pode suprimir mudanças lentas não desejadas. O uso da técnica FFT trata os dados como se fossem periódicos. A periodicidade pode levar a um erro conhecido como *aliasing* que é causado pela perturbação de dados periódicos adjacentes. Isto ocorre quando as partículas se movimentam uma distância maior que a metade da janela de interrogação. A solução para evitar este problema é aumentar a janela de interrogação ou diminuir o intervalo de tempo entre as imagens. Outro erro que pode ocorrer com o uso da FFT é chamado erro de tendência (*bias error*). Um dos erros mais significativos desse grupo é o *peak locking* que é a tendência dos valores de deslocamento das partículas serem estimados em valores inteiros de pixels.

4.3.2 Dimensionamento por Sombras (*Shadow Sizer*)

Princípio

O Dimensionamento por Sombras é uma técnica de medição óptica que, por intermédio de uma câmera de alta velocidade e de alta resolução temporal e de uma fonte de luz difusa, fornece resultados tais como tamanho e formato de um objeto. As bolhas de ar que escoam pela tubulação são iluminadas em um anteparo posicionado em uma das faces de acrílico da caixa de visualização e as sombras geradas por sua passagem são registradas por intermédio da câmera digital. Com o auxílio de um algoritmo, que tem por finalidade analisar e processar as imagens adquiridas pela câmera, pode-se detectar objetos individuais nas imagens, bem como delinear seu contorno. A determinação das propriedades das bolhas (dimensão, área, orientação, fator de forma, etc.) é baseada na definição de seu contorno por tal algoritmo. Através da comparação entre dois quadros consecutivos capturados pela câmera de alta definição, pode-se também definir a velocidade e a deformação das bolhas neste

escoamento. O tratamento dedicado das imagens permite ainda a quantificação de grandezas adicionais. As principais propriedades dos objetos identificados a serem determinadas através desta técnica são:

- Posição;
- Velocidade;
- Diâmetro equivalente;
- Orientação;
- Excentricidade;
- Fator de forma;
- Perímetro;
- Momentos de inércia.

Adicionalmente, pode-se implementar análises estatísticas na forma de histogramas e distribuição espacial de pontos. As variáveis disponíveis para serem plotadas nos histogramas fornecidos por esta técnica são:

- Diâmetro equivalente;
- Área média;
- Perímetro médio;
- Orientação média;
- Excentricidade média;
- Fator de forma médio;
- Velocidades (longitudinal e radial) médias.

O mapeamento das dimensões das gotas e partículas é um dos mais importantes parâmetros de medição em escoamentos industriais com geração de partículas dispersas. O *Flow Map Shadow Sizer*, ou *Shadow Sizer*, é um programa desenvolvido pela *Dantec Dynamics*, cuja o conceito de medição das propriedades de partículas é baseado no princípio de iluminação por meio de uma fonte de laser ou um estroboscópio luminoso.

Os objetos (bolhas) a serem medidos através desta técnica devem ser posicionados entre a fonte de luz difusa e a câmera digital, que são dispostas frontalmente,

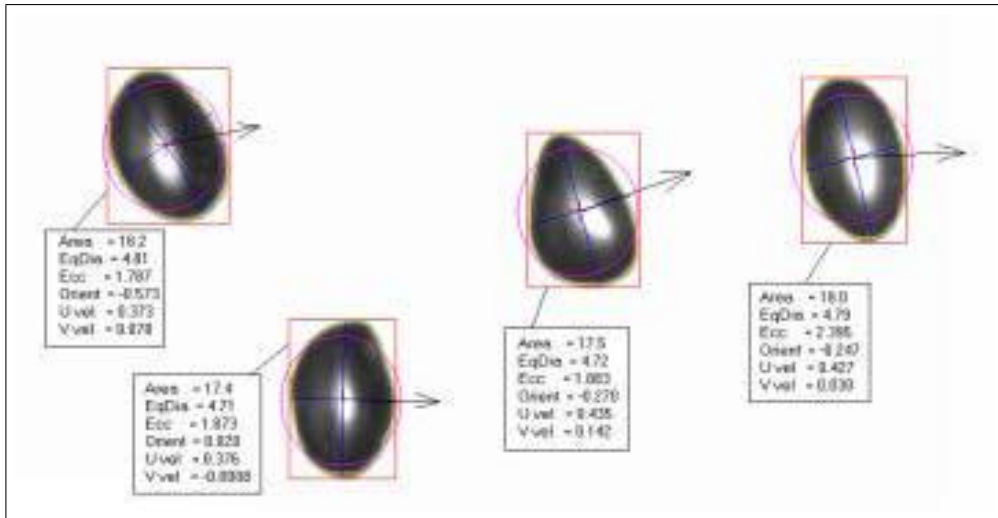


Figura 4.17: Propriedades mensuradas pela técnica de Dimensionamento por Sombras.

e as imagens adquiridas serão posteriormente processadas através de um programa computacional, conforme pode observar na Figura 4.18. A iluminação do objeto por meio da fonte de luz difusa e a projeção de sua sombra na câmera digital são os princípios básicos desta técnica.

As imagens capturadas pela câmera de CCD são filtradas e analisadas para que haja a correta determinação da geometria das partículas e outras propriedades de interesse. Nesta fase, um algoritmo de detecção de imagens permite que as partículas sejam devidamente identificadas e validadas.

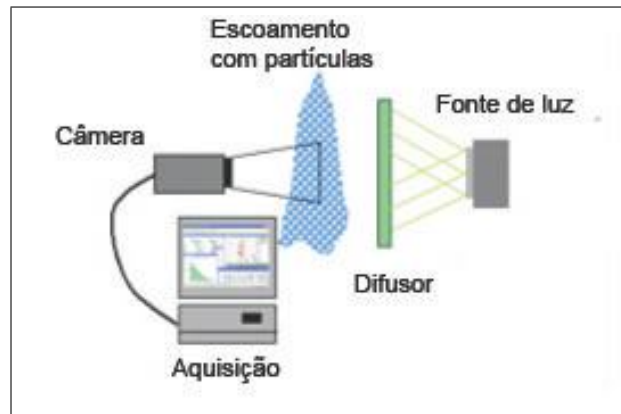


Figura 4.18: Componentes básicos da técnica de Dimensionamento por Sombras (*Dantec Dynamics*).

Processamento de imagens

O objetivo do algoritmo de processamento é reconhecer objetos individuais nas imagens e determinar seus contornos. Após a identificação do contorno de um determinado objeto, tais imagens são pós-processadas para que as propriedades intrínsecas

ao objeto e ao escoamento possam ser determinadas. O início do processamento se dá com o uso dos dados pré-processados para corrigir a iluminação desigual nas imagens capturadas e com a otimização dos dados da imagem para a adequada detecção das bolhas de ar. A identificação de um objeto individual é baseada na escala de cinza da imagem e no contraste entre o objeto e o fundo da imagem, conforme observado na Figura 4.19. O programa determina também se o objeto detectado está dentro ou fora de foco, uma vez que somente objetos com contornos bem definidos e dentro do foco são considerados para o pós-processamento. Quando há uma grande densidade de bolhas no escoamento, o programa separa objetos sobrepostos através de técnicas específicas.

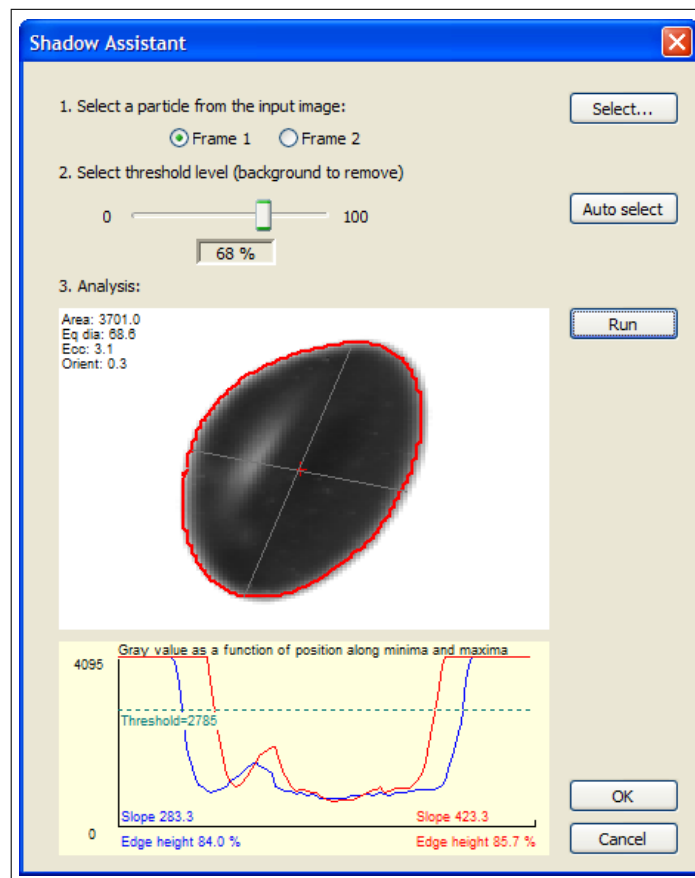


Figura 4.19: Avaliação da escala de cinza de um objeto identificado.

Capítulo 5

Resultados e Discussões

Neste capítulo, os resultados obtidos serão apresentados separadamente. Primeiramente serão mostrados os resultados obtidos pelo Dimensionamento por Sombras (*Shadow Sizer*): comprimentos característicos; fração de líquido no filme e no pistão; e a velocidade de translação da bolha. A seguir serão apresentados os resultados obtidos pela VIP (Velocimetria por Imagem de Partículas): perfil da velocidade média da fase líquida no pistão e na região do filme imediatamente à frente do pistão. Finalmente será apresentada uma comparação entre os dados medidos no escoamento com água e ar, e os resultados obtidos pelo modelo de DUKLER e HUBBARD (1975), e uma comparação entre os dados experimentais utilizando-se o ar e o CO_2 .

5.1 Resultados do Dimensionamento por Sombras (*Shadow Sizer*)

As medições das propriedades através da técnica de Dimensionamento por Sombras realizadas para este trabalho foram executadas no aparato experimental demonstrado na Figura 5.1. O modelo da câmera digital de alta definição (1280 x 1024 pixels) e alta taxa de aquisição de imagens (2080 quadros por segundo) utilizada para as medições foi o *NanoSense Mk III*, cuja foto ilustrativa podem ser observadas na Figura 5.2. Já o modelo de fonte de luz utilizada foi o *Motion LED* (19 LEDs), que, devido à sua característica de feixe de luz pulsante, é ideal para a detecção de objetos em movimento. Sua foto de catálogo é apresentada na Figura 5.3.



Figura 5.1: Medição com o Dimensionamento por Sombras



Figura 5.2: *NanoSense Mk III*, 2080 quadros por segundo a 1.3 Mega Pixel.



Figura 5.3: Fonte de luz *Motion LED* (19 LEDs).

Primeiramente, para observar o processo de solubilização do CO_2 entre as duas estações, optou-se por fazer as medições em um escoamento com bolhas dispersas, conforme mostrado na Figura 5.4.

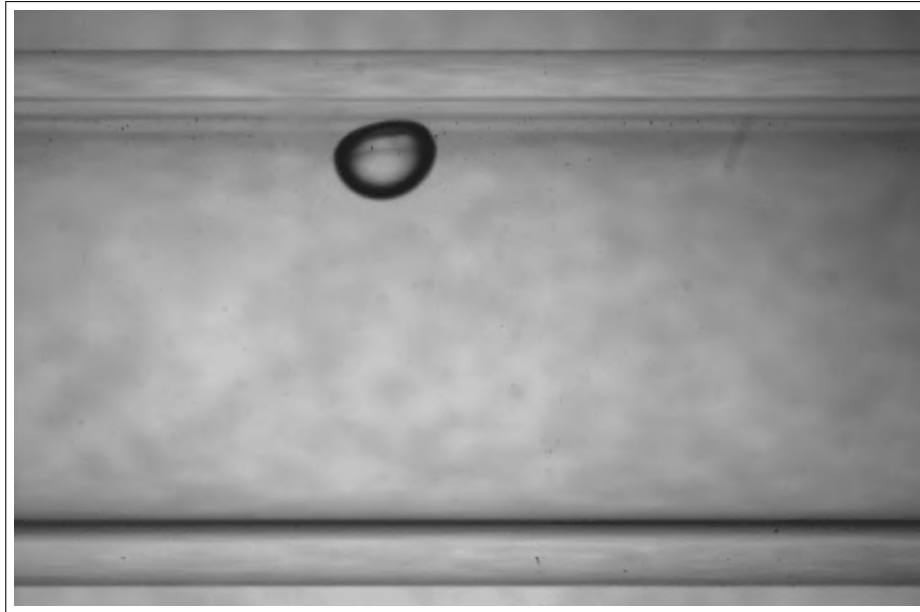


Figura 5.4: Imagem do escoamento com bolhas dispersas

Em seguida foram tomadas medidas no regime pistonado (tipo *slug*), primeiramente com água e ar e depois com água e CO_2 . Na Figura 5.5 podemos ver uma imagem do escoamento pistonado obtida pelo Dimensionamento por Sombras antes e depois do processamento necessário para se detectar as bolhas conforme ilustrado nas Figuras 5.6 e 5.7.

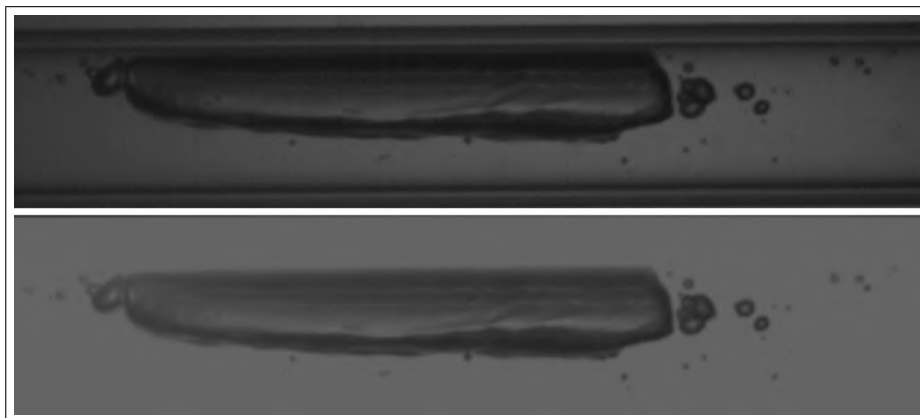


Figura 5.5: Imagem do escoamento pistonado antes e depois do processamento

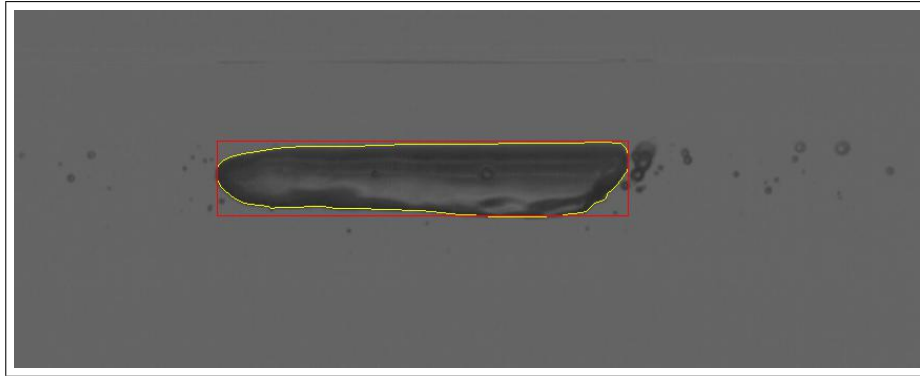


Figura 5.6: Detecção da bolha na região do filme líquido

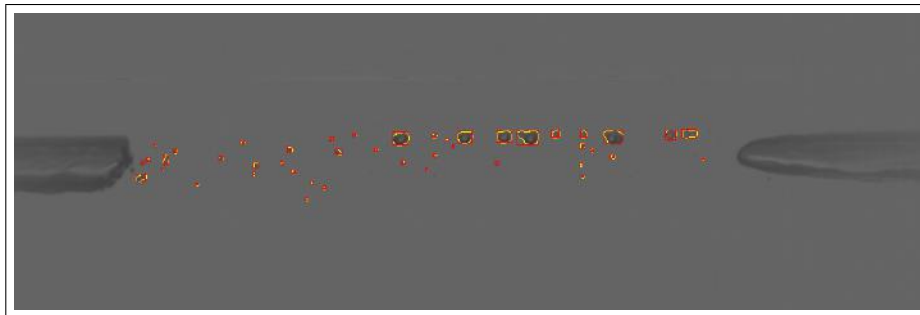


Figura 5.7: Detecção das bolhas na região do pistão líquido

Os resultados são apresentados a seguir.

5.1.1 Escoamento com bolhas dispersas

Foram realizados dois ensaios com escoamento com bolhas dispersas, onde foram tomadas quatro mil imagens, com uma taxa de aquisição de 20 Hz totalizando um número de 239 bolhas medidas em cada estação. A vazão de líquido foi de 400 l/h , e a vazão de gás foi pequena o suficiente para que se obtivesse o regime de escoamento desejado.

No histograma apresentado na Figura 5.8 podemos verificar que parte do gás (aproximadamente 65%) se solubilizou entre as duas estações. Na Tabela 5.1 é apresentado um resumo dos dados medidos.

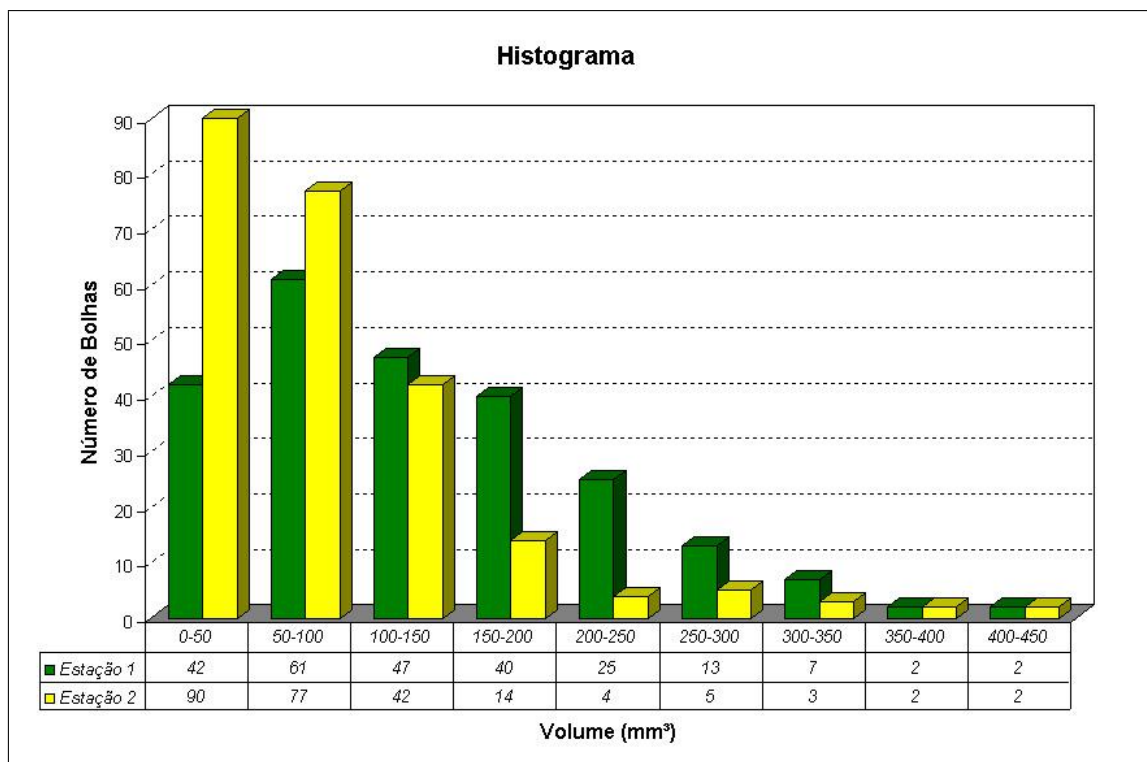


Figura 5.8: Histograma do volume das bolhas.

Tabela 5.1: Resumo dos dados medidos no escoamento com bolhas dispersas.

	Estação 1	Estação 2
número de bolhas	239	239
volume médio (mm^3)	130	85
volume total (mm^3)	31182	20286

5.1.2 Escoamento pistonado - Estação 1

Para se caracterizar o escoamento pistonado na estação 1, foram adquiridas 1500 imagens a uma taxa de 100 Hz , totalizando-se cerca de 130 células unitárias. Primeiramente foram feitas as medidas com água e ar, e a seguir com água e CO_2 . A vazão de água utilizada nos dois ensaios foi de 1000 l/h , enquanto que a vazão de ar e de CO_2 foi de 315 l/h .

Os resultados encontrados para o escoamento com água e ar foram:

- ν_s (frequência média da célula unitária): 8.56 Hz
- V_t (velocidade de translação da bolha): 1.68 l/h
- L_s (comprimento médio do pistão líquido): 107.2 mm
- L_f (comprimento médio do filme líquido): 89.5 mm
- R_s (fração de líquido no pistão): 0.98
- R_{fe} (fração de líquido no filme, na região à frente do pistão): 0.26

Para o escoamento com água e CO_2 os resultados foram os seguintes:

- ν_s (frequência média da célula unitária): 8.78 Hz
- V_t (velocidade de translação da bolha): 1.62 l/h
- L_s (comprimento médio do pistão líquido): 104.6 mm
- L_f (comprimento médio do filme líquido): 80.4 mm
- R_s (fração de líquido no pistão): 0.99
- R_{fe} (fração de líquido no filme, na região à frente do pistão): 0.32

Nas Figuras 5.9 e 5.10 são apresentadas os dados medidos referentes ao comprimentos característicos do escoamento pistonado com água e ar, e água e CO_2 .

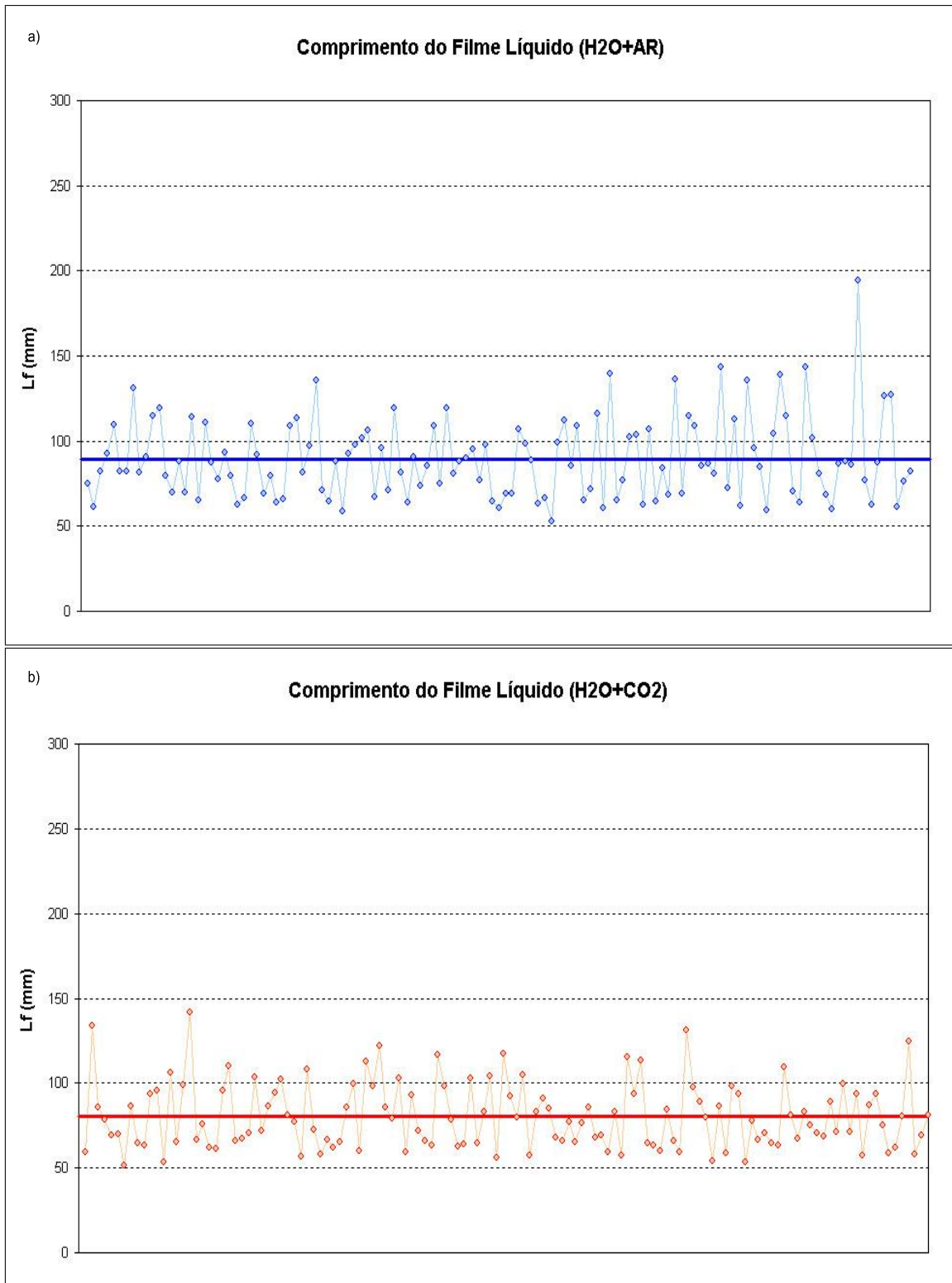


Figura 5.9: Comprimento do filme líquido na estação 1: a) H_2O+AR ; b) H_2O+CO_2 .

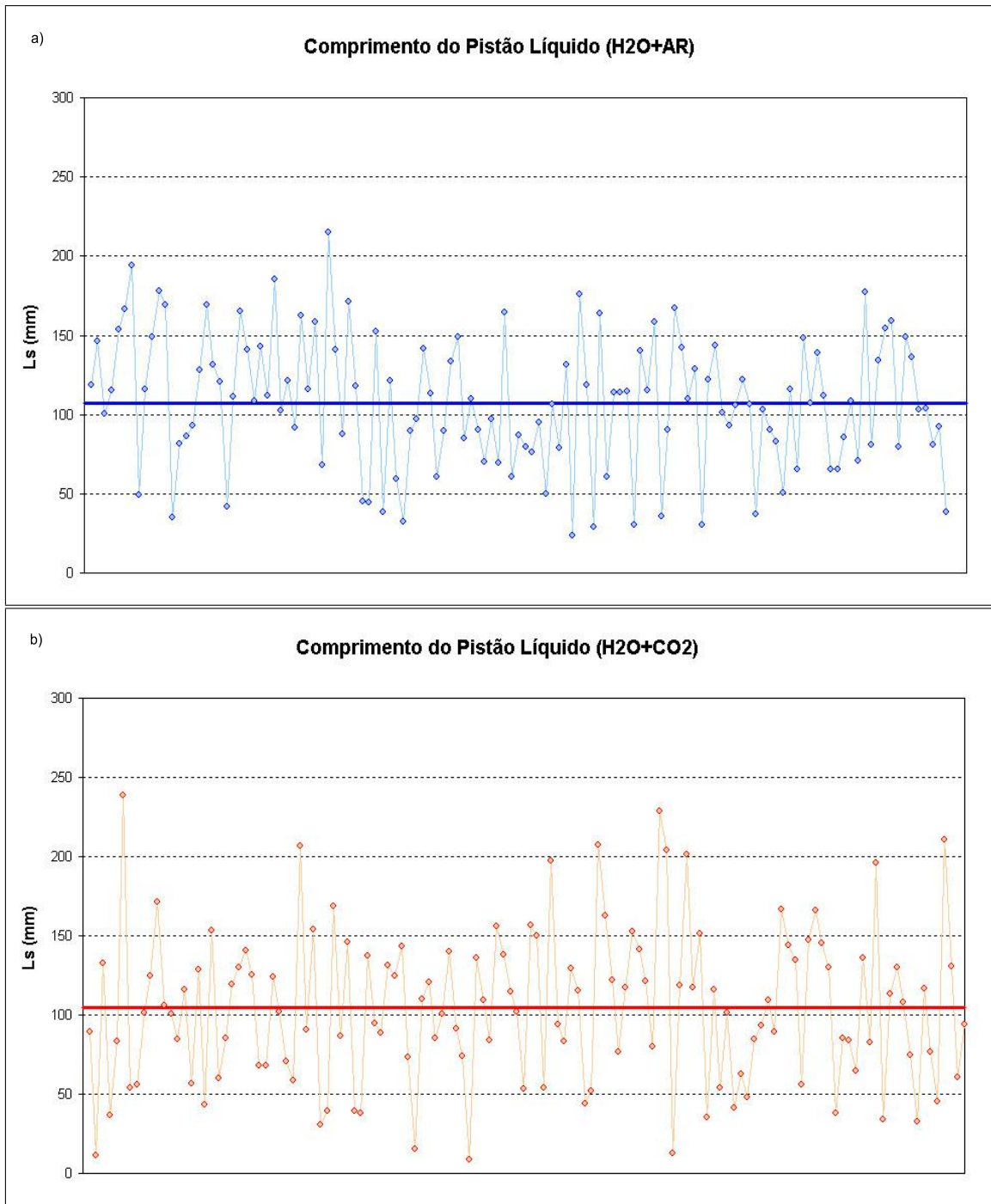


Figura 5.10: Comprimento do pistão líquido na estação 1: a) $H_2O + AR$; b) $H_2O + CO_2$.

Nas Figuras 5.11 e 5.12 são apresentadas as distribuições normais dos comprimentos característicos na estação 1.

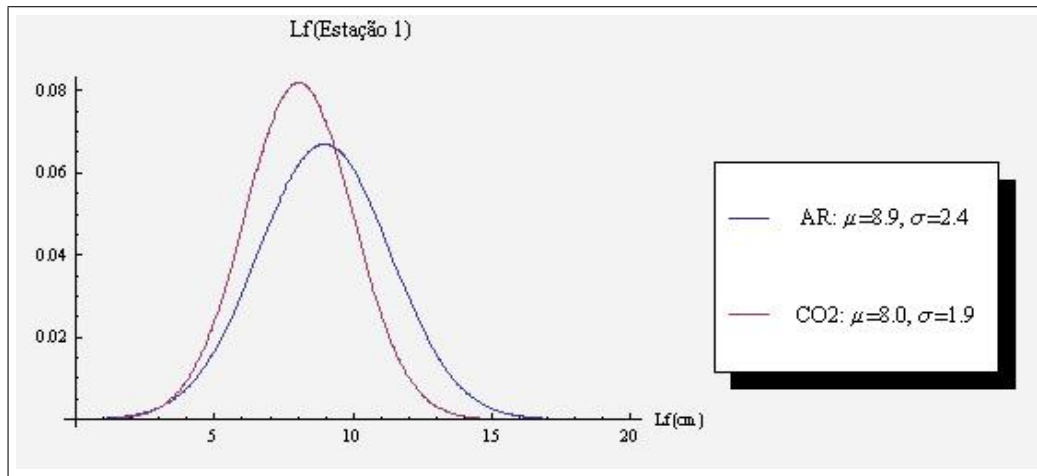


Figura 5.11: Distribuição normal do comprimento do filme líquido na estação 1.

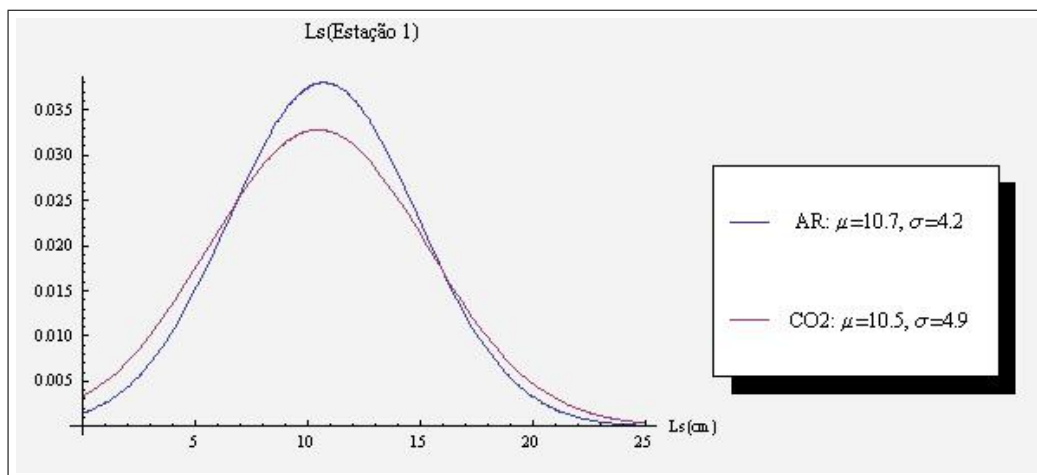


Figura 5.12: Distribuição normal do comprimento do pistão líquido na estação 1.

5.1.3 Escoamento pistonado - Estação 2

Para se caracterizar o escoamento pistonado na estação 2, foram adquiridas 1500 imagens a uma taxa de 100 Hz , totalizando-se cerca de 130 células unitárias. Primeiramente foram feitas as medidas com água e ar, e a seguir com água e CO_2 . A vazão de água utilizada nos dois ensaios foi de 1000 l/h , enquanto que a vazão de ar e de CO_2 foi de 315 l/h .

Os resultados encontrados para o escoamento com água e ar foram:

- ν_s (frequência média da célula unitária): 7.87 Hz
- V_t (velocidade de translação da bolha): 1.71 l/h
- L_s (comprimento médio do pistão líquido): 123.4 mm
- L_f (comprimento médio do filme líquido): 94.3 mm
- R_s (fração de líquido no pistão): 0.99
- R_{fe} (fração de líquido no filme, na região à frente do pistão): 0.25

Para o escoamento com água e CO_2 os resultados foram os seguintes:

- ν_s (frequência média da célula unitária): 7.23 Hz
- V_t (velocidade de translação da bolha): 1.56 l/h
- L_s (comprimento médio do pistão líquido): 140.4 mm
- L_f (comprimento médio do filme líquido): 76.9 mm
- R_s (fração de líquido no pistão): 0.99
- R_{fe} (fração de líquido no filme, na região à frente do pistão): 0.34

Nas figuras abaixo são apresentadas os dados medidos referentes aos comprimentos característicos do escoamento pistonado com água e ar, e água e CO_2 .

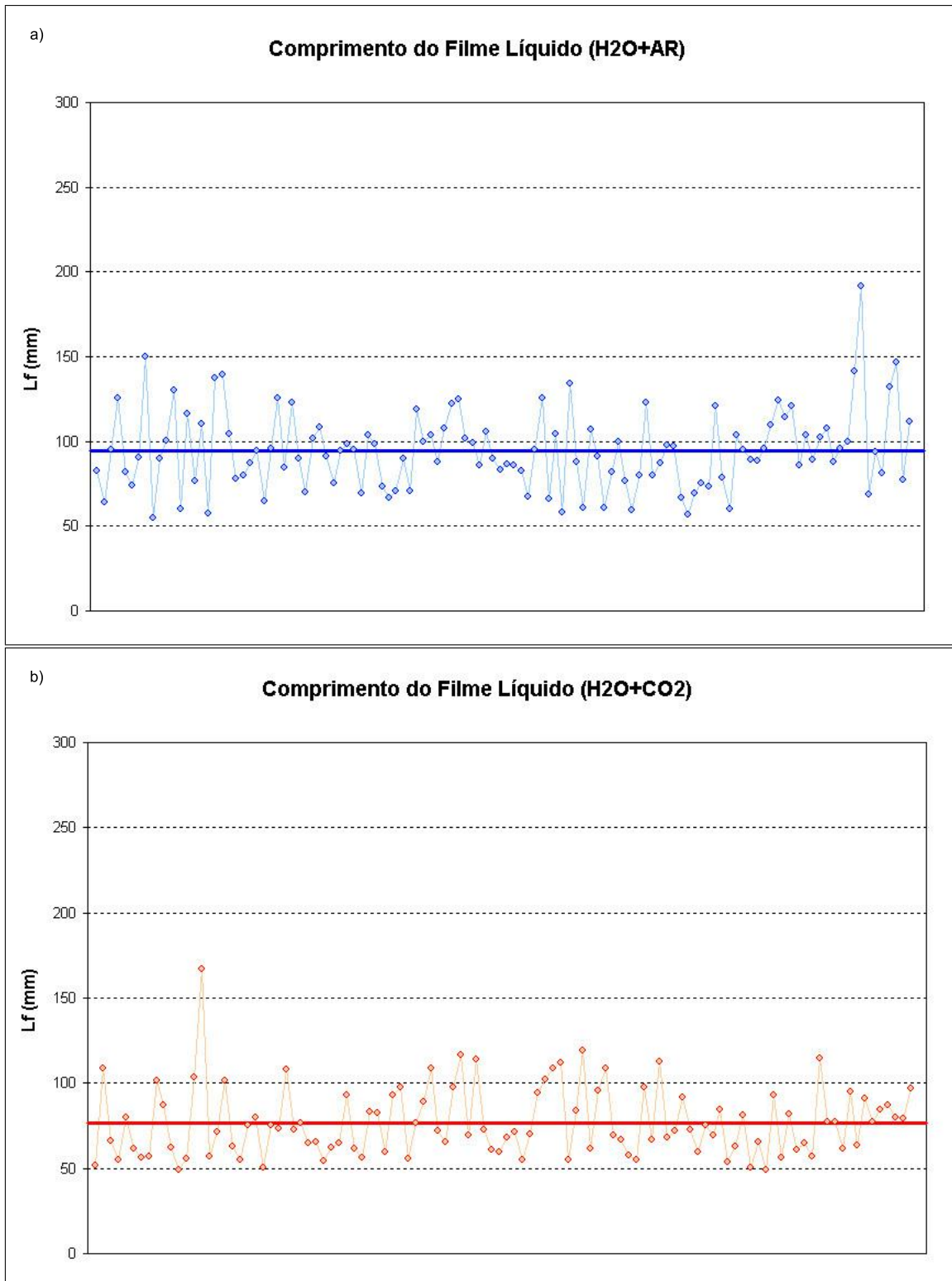


Figura 5.13: Comprimento do filme líquido na estação 2: a) $H_2O + AR$; b) $H_2O + CO_2$.

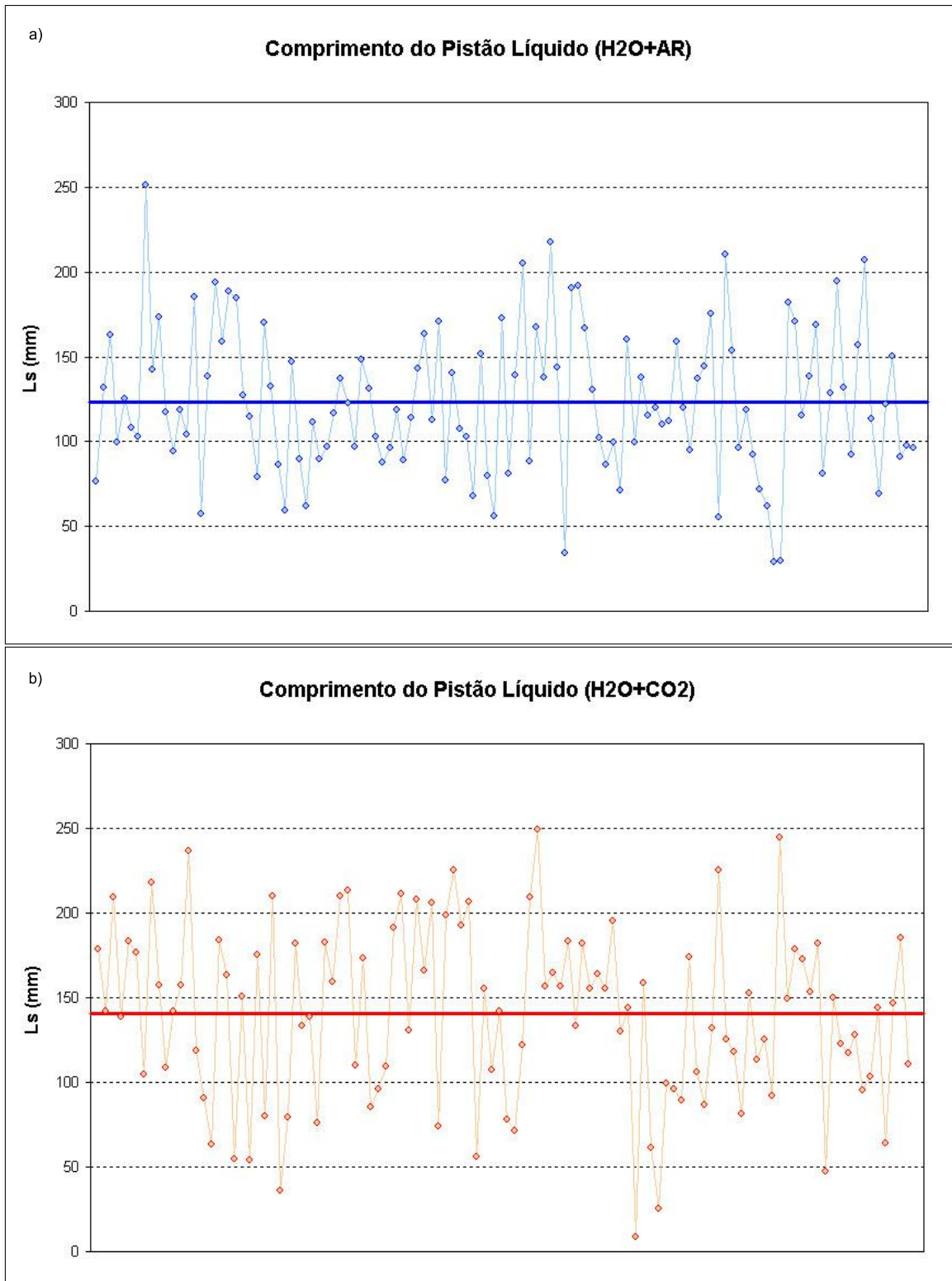


Figura 5.14: Comprimento do pistão líquido na estação 2: a) $H_2O + AR$; b) $H_2O + CO_2$.

Nas Figuras 5.15 e 5.16 são apresentadas as distribuições normais dos comprimentos característicos na estação 2.

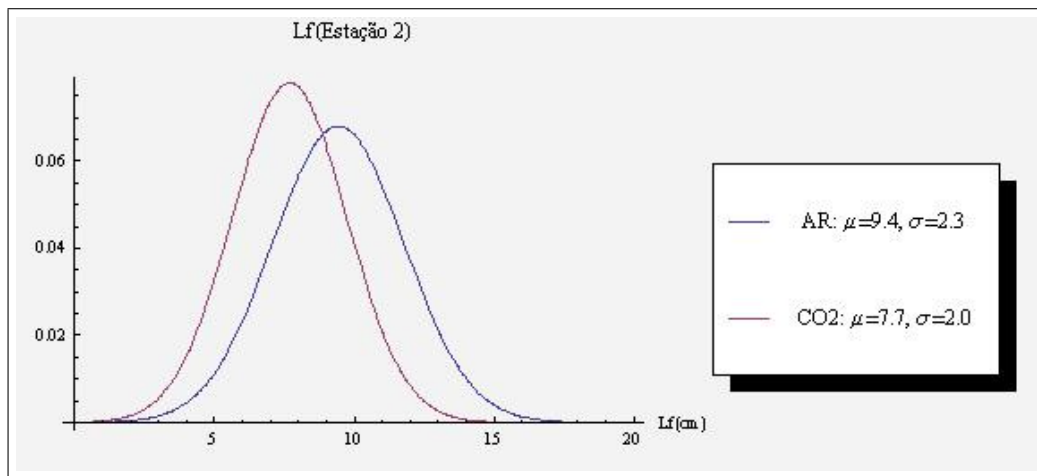


Figura 5.15: Distribuição normal do comprimento do filme líquido na estação 2.

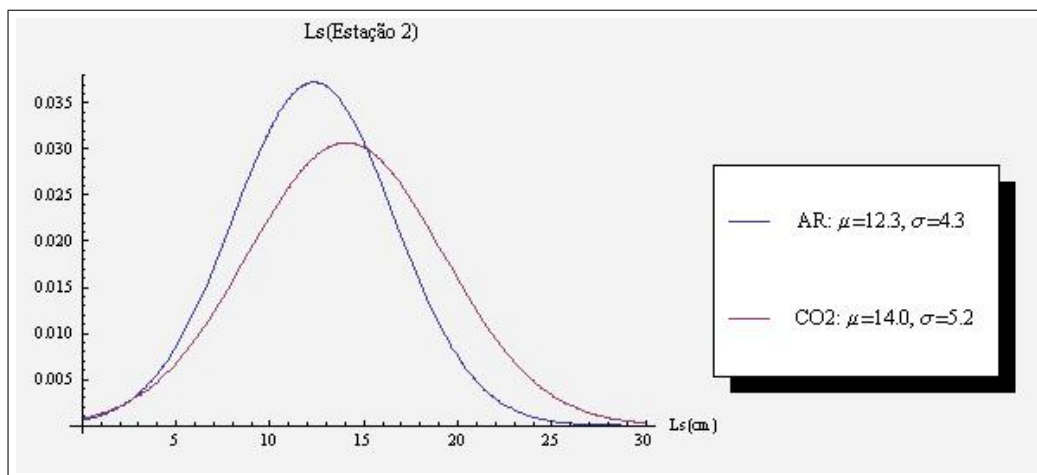


Figura 5.16: Distribuição normal do comprimento do pistão líquido na estação 2.

5.2 Resultados da Velocimetria por Imagem de Partículas (VIP)

A medição campo de velocidade instantânea foi obtida pelo sistema VIP estereoscópico do fabricante *LaVision*, conforme demonstrado na Figura 5.17. A fonte de luz foi fornecida por um laser de pulso duplo tipo Nd:YAG que dispara feixes de luz verde ($\lambda = 532nm$) de curta duração ($10ns$) e alta intensidade de energia ($120mJ$). Os feixes de laser paralelos são transmitidos através de um conjunto de lentes cilíndricas e esféricas ajustáveis e resultam, após esta passagem, em um feixe de laser plano com 1 mm de espessura. O espalhamento do feixe nas partículas traçadoras de rodamina (20 a $50 \mu m$) presentes no escoamento foi registrada a uma taxa de aquisição de $15 Hz$ pelas duas câmeras de CCD, que possuem 1558×1153 pixels e uma resolução de 16 bits. A imagem das duas câmeras foi ajustada com uma lente Nikkor $50mm/1,4D$. Já a calibração da imagem foi obtida por intermédio de um alvo de calibração posicionado dentro do campo de visão das câmeras de CCD. Na Figura 5.18 podemos ver o laser na cor verde e as partículas traçadoras na cor rosa.

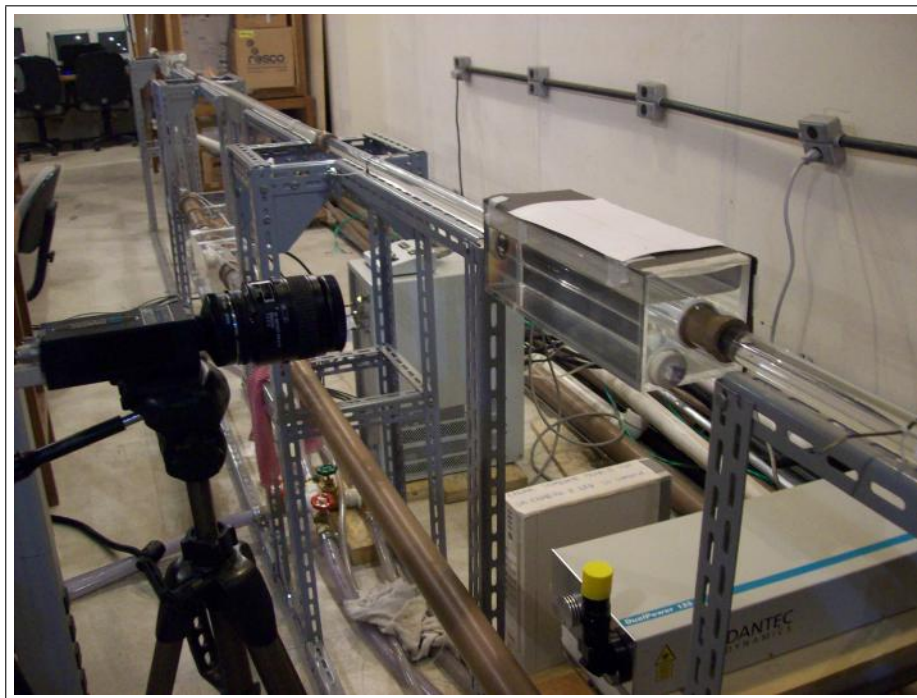


Figura 5.17: Medição com o sistema de VIP.

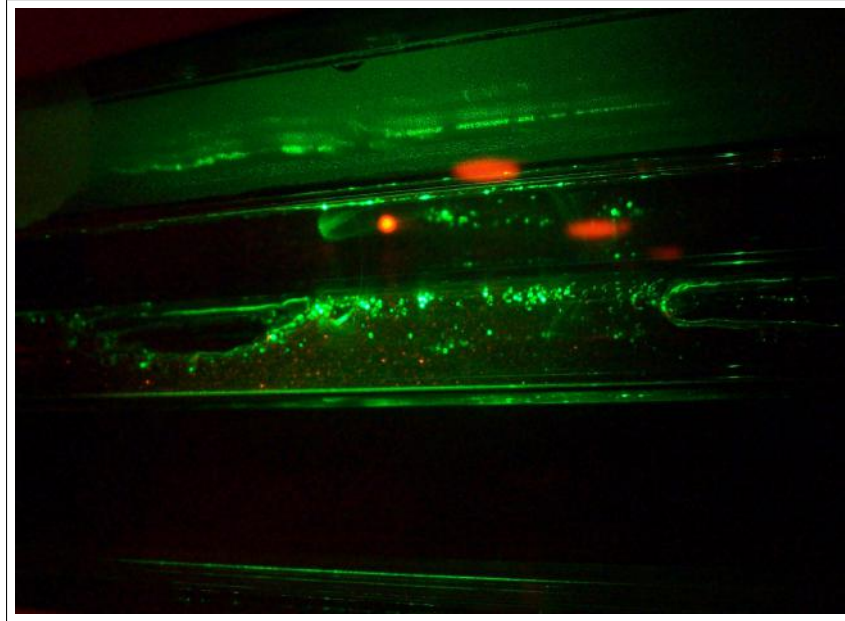


Figura 5.18: Medição: laser e partículas traçadoras.

Em todas as medições os vetores de velocidade foram processados através do programa *Dantec Dynamics*. O campo de velocidade instantânea foi obtido por um algoritmo de correlação cruzada. Após o pré-processamento, que consistiu em se subtrair a imagem média para aumentar o contraste das partículas (ver Figura 5.19), foi realizado o pós-processamento das imagens e alguns vetores espúrios foram detectados por intermédio de uma comparação com a média de oito vetores vizinhos. Vale ressaltar que nenhum filtro adicional foi aplicado nos vetores que representam o campo de velocidade, de forma que as informações acerca das propriedades do escoamento sejam mantidas. Na Figura 5.20 podemos ver o campo vetorial de velocidades instantâneas do pistão líquido.

As janelas de interrogação utilizadas foram de 1 mm , sendo que aproximadamente 10 partículas pudessem ser visualizadas em cada janela. Foram adquiridas 300 imagens em cada ensaio, sendo que o tempo entre pulsos foi de $150\ \mu\text{s}$ (tempo necessário para as partículas percorrerem aproximadamente $1/4$ da janela). As vazões foram de 1000 l/h para a fase líquida e de 315 l/h para a fase gasosa.

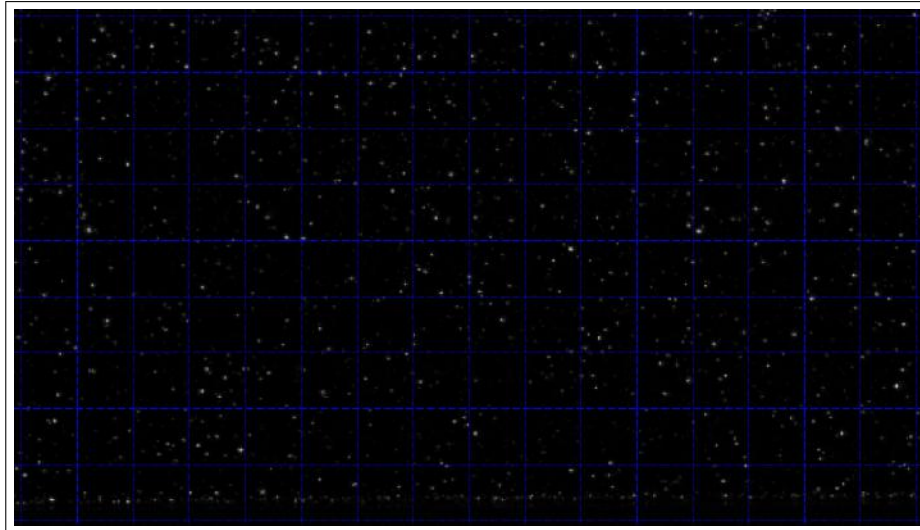


Figura 5.19: Imagem após o pre-processamento com as janelas de interrogação.

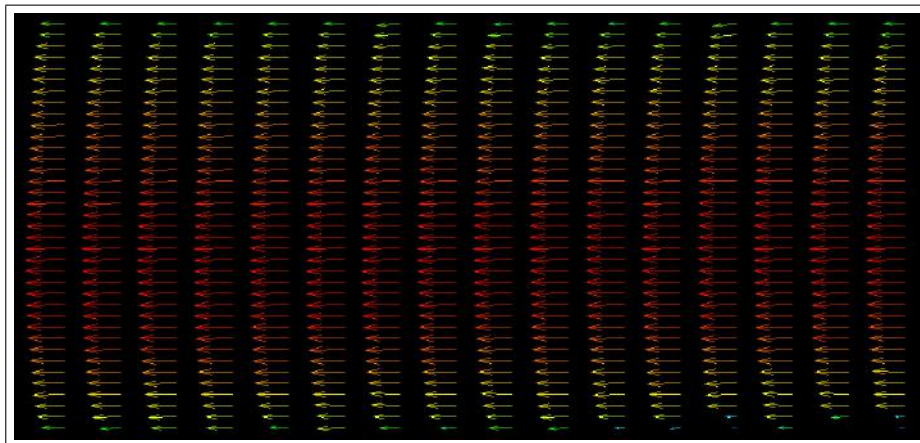


Figura 5.20: Campo vetorial de velocidades instantâneas do pistão líquido.

5.2.1 Escoamento pistonado - Estação 1

O perfil médio da velocidade no pistão líquido pode ser visualizado na Figura 5.21. A velocidade média (V_s) encontrada no escoamento de água e ar foi de 1.42 m/s , enquanto que com CO_2 foi de 1.39 m/s . Na Figura 5.22 é apresentada sua distribuição normal.

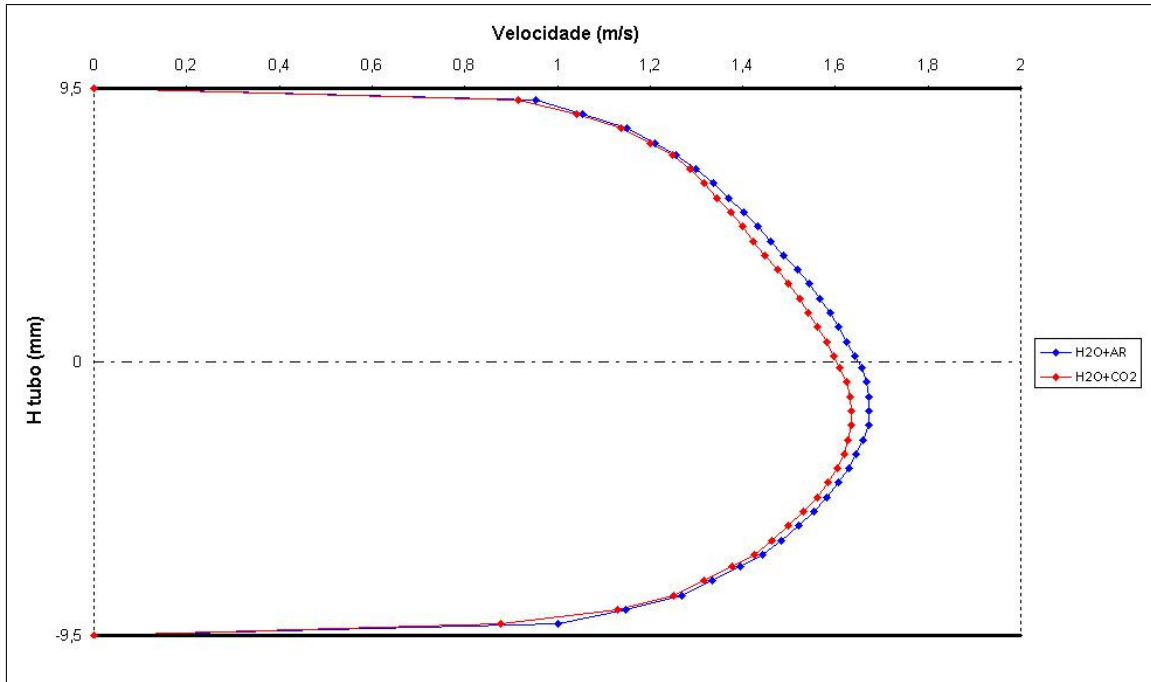


Figura 5.21: Perfil médio da velocidade do líquido no pistão na estação 1.

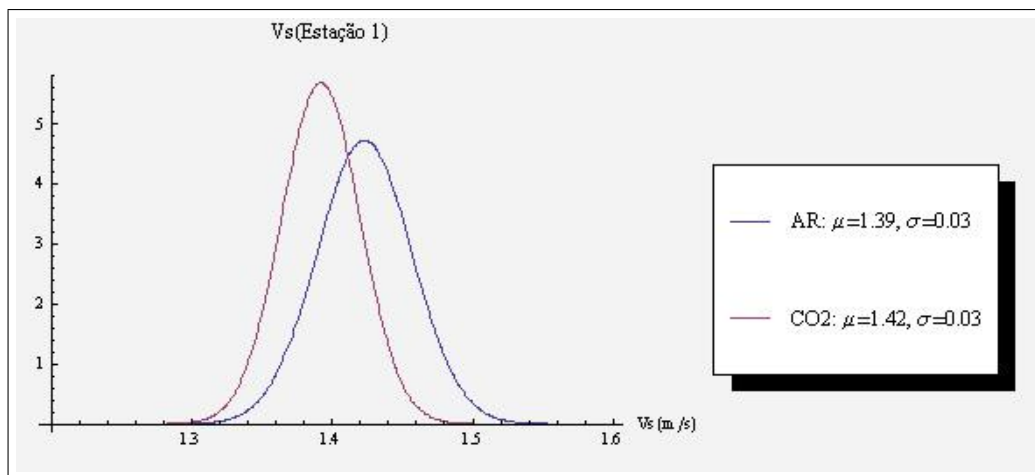


Figura 5.22: Distribuição normal da velocidade do líquido no pistão na estação 1.

O perfil médio da velocidade no filme de líquido na região à frente do pistão pode ser visualizado na Figura 5.23. A velocidade média (V_s) encontrada no escoamento de água e ar foi de 1.15 m/s , enquanto que com CO_2 foi de 1.13 m/s . Na Figura 5.24 é apresentada sua distribuição normal.

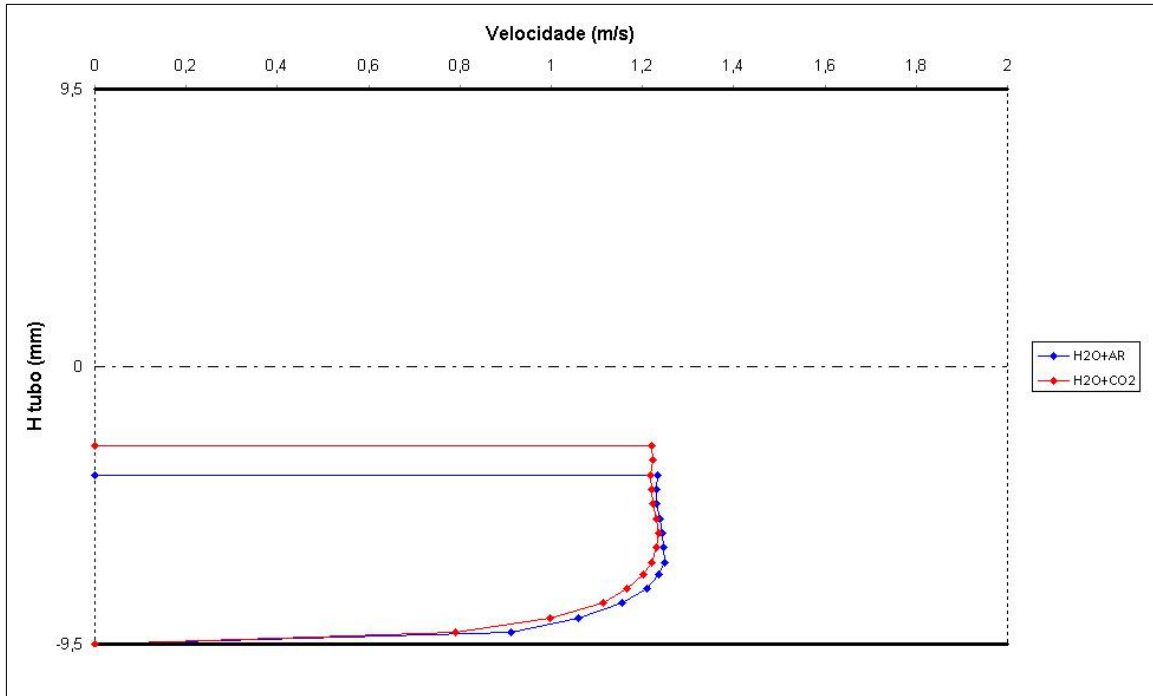


Figura 5.23: Perfil médio da velocidade no filme de líquido na região à frente do pistão na estação 1.

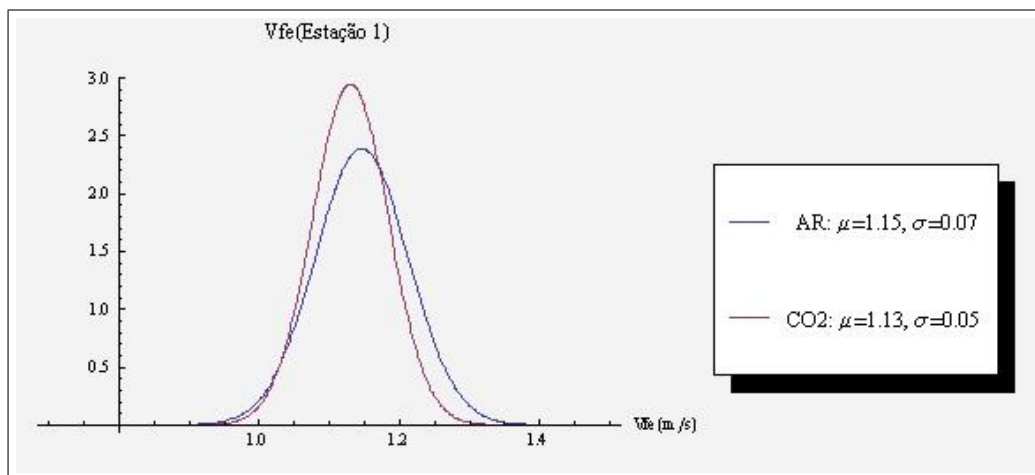


Figura 5.24: Distribuição normal da velocidade no filme de líquido na região à frente do pistão na estação 1.

5.2.2 Escoamento pistonado - Estação 2

O perfil médio da velocidade no pistão líquido pode ser visualizado na Figura 5.25. A velocidade média (V_s) encontrada no escoamento de água e ar foi de 1.47 m/s , enquanto que com CO_2 foi de 1.33 m/s . Na Figura 5.26 é apresentada sua distribuição normal.

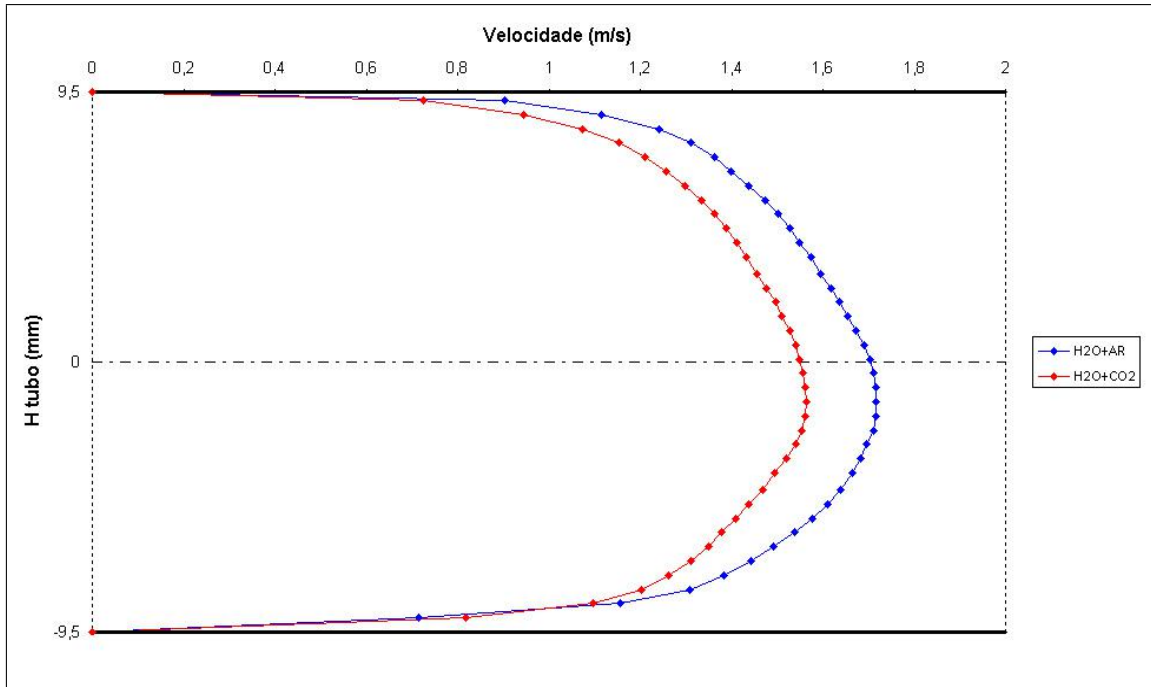


Figura 5.25: Perfil médio da velocidade do líquido no pistão na estação 2.

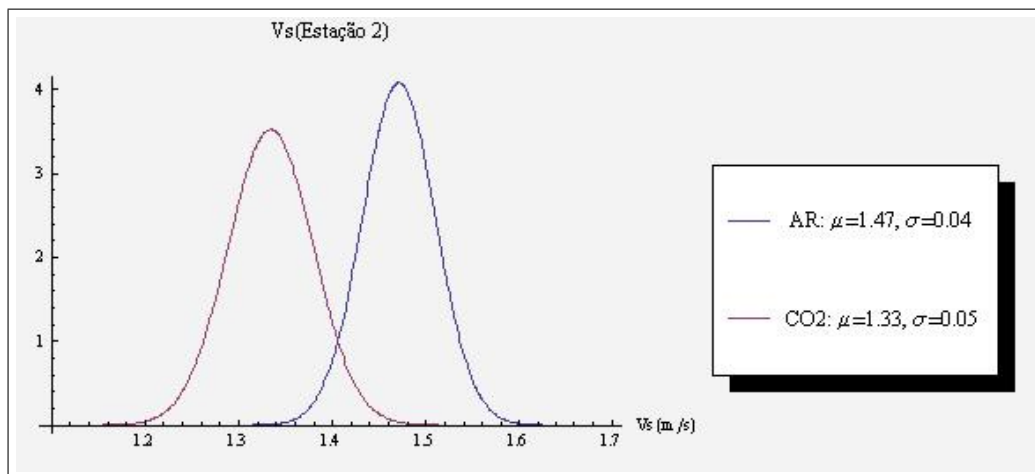


Figura 5.26: Distribuição normal da velocidade do líquido no pistão na estação 2.

O perfil médio da velocidade no filme de líquido na região à frente do pistão pode ser visualizado na Figura 5.23. A velocidade média (V_s) encontrada no escoamento de água e ar foi de 1.14 m/s , enquanto que com CO_2 foi de 1.11 m/s . Na Figura 5.28 é apresentada sua distribuição normal.

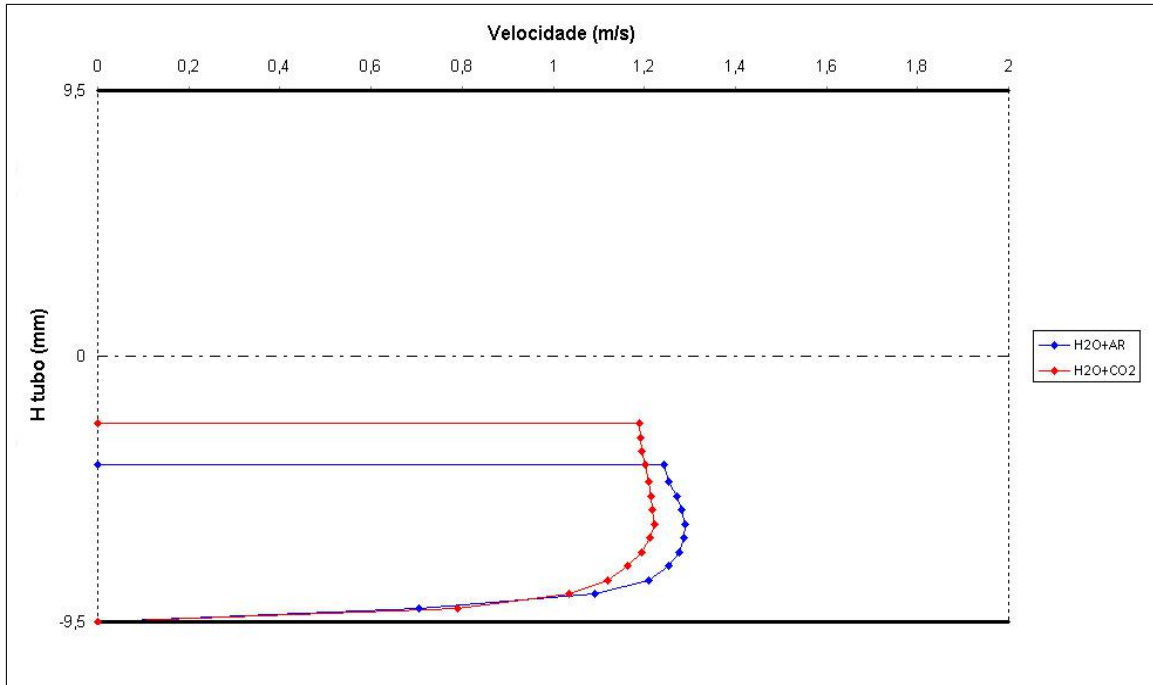


Figura 5.27: Perfil médio da velocidade no filme de líquido na região à frente do pistão na estação 2.

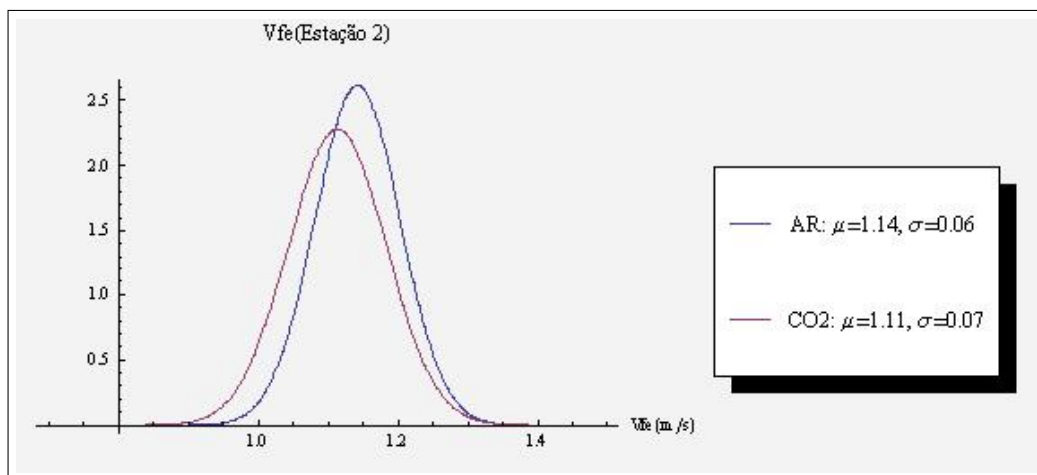


Figura 5.28: Distribuição normal da velocidade no filme de líquido na região à frente do pistão na estação 2.

5.3 Comparações dos resultados

Diante do fato que uma pequena fração do gás se solubilizou na estação 1, e por esta estação se encontrar em uma região onde os efeitos transientes são muito acentuados, optou-se por fazer as comparações apenas com os dados medidos na estação 2.

Primeiramente será feita uma comparação entre os resultados obtidos através da implementação do modelo descrito no capítulo 3 e os parâmetros medidos na estação 2 com o escoamento de água e ar. A seguir foi feita uma comparação entre os dados medidos na estação 2 com água e ar e água e CO_2 .

5.3.1 Comparação dos dados experimentais com o modelo de DUKLER e HUBBARD (1975)

No intuito de verificar os parâmetros característicos do escoamento pistonado horizontal, medidos nos ensaios com água e ar, contra o modelo hidrodinâmico de DUKLER e HUBBARD (1975), implementado pelo programa computacional *Mathematica*[®], foi feita uma comparação entre estes valores.

Na tabela 5.2 podemos ver que a diferença entre a perda de carga calculada e medida está dentro dos limite de 20% descrito em DUKLER e HUBBARD (1975).

Tabela 5.2: Comparação entre os resultados teóricos e experimentais

Parâmetro	Teórico	Experimental	Diferença
<i>Frequência (Hz)</i>	-	7.872	-
R_s	-	0.991	-
R_{fe}	0.384	0.255	-33.59%
$V_{fe}(m/s)$	0.812	1.142	40.64%
$V_s(m/s)$	1.292	1.471	13.85%
$V_t(m/s)$	1.595	1.714	7.46%
$L_s(mm)$	139.9	123.4	-11.79%
$L_f(mm)$	62.6	94.3	50.64%
$\Delta P(psi/m)$	0.207	0.174	-15.94%

5.3.2 Comparação entre os dados experimentais utilizando-se o ar e o CO_2

Conforme mostrado na tabela 5.3, parte do gás se solubilizou, o comprimento do filme líquido diminuiu, e o do pistão aumentou. Conseqüentemente as velocidades de translação da bolha e do líquido, no pistão e no filme, diminuiram. Esse conjunto de fatores fizeram com que a perda de carga fosse menor no escoamento com o CO_2 .

Tabela 5.3: Comparação entre os valores medidos com ar e CO_2 na estação 2.

Parâmetro	$H_2O + AR$	$H_2O + CO_2$	Diferença
<i>Frequência (Hz)</i>	7.872	7.229	-8.17%
R_s	0.991	0.996	0.51%
R_{fe}	0.255	0.340	33.33%
$V_{fe}(m/s)$	1.142	1.113	-2.54%
$V_s(m/s)$	1.471	1.334	-9.31%
$V_t(m/s)$	1.714	1.565	-8.69%
$L_s(mm)$	123.4	140.4	13.78%
$L_f(mm)$	94.3	76.9	-18.45%
$\Delta P(psi/m)$	0.174	0.154	-11.49%

Capítulo 6

Conclusões

A proposta deste trabalho foi caracterizar experimentalmente as propriedades dinâmicas em um escoamento bifásico horizontal, no regime golfadas de líquidos (tipo *slug*), primeiramente com água e ar, e a seguir com água e dióxido de carbono, no intuito de se verificar os efeitos da solubilidade do fase gasosa no escoamento, particularmente no que se refere à perda de carga.

Um aparato foi montado com um tubo de acrílico de 19 *mm* de diâmetro e 8 *m* de comprimento. Os parâmetros medidos foram adquiridos em dois pontos da tubulação, sendo que o primeiro foi a 3.20 *m* do início ($L/D = 170$), e segundo a 7.20 *m* ($L/D = 380$). O líquido foi injetado a uma vazão de 1000 *l/h* enquanto que a do gás foi de 315 *l/h*. As vazões adotadas permitiram uma adequada visualização do escoamento e possibilitaram a aquisição de dados pelas técnicas de medição adotadas.

Neste trabalho foram utilizadas técnicas de medição de escoamento bastante sofisticadas, tais como a Velocimetria por Imagem de Partícula (VIP) e o Dimensionamento por Sombras (*Shadow Sizer*). Além de permitirem a quantificação direta das variáveis de interesse propostas pelo modelo de DUKLER e HUBBARD (1975), ambas as técnicas de medição de escoamento são baseadas no princípio óptico, destacando-se por serem técnicas não intrusivas, o que minimiza bastante a incerteza na medição das propriedades de um dado escoamento.

Através do Dimensionamento por Sombras foram medidos os comprimentos característicos, as frações de líquido no filme e no pistão, e a velocidade de translação da célula unitária. As velocidades do líquido no pistão e no filme foram medidas pela VIP. A perda de carga ao longo dos oito metros da tubulação foram medidas por um transmissor eletrônico de pressão.

Devido às limitações físicas do laboratório onde o aparato foi montado, não foi possível realizar medições em pontos onde o escoamento estivesse completamente desenvolvido, que é uma hipótese simplificadora do modelo proposto por DUKLER e HUBBARD (1975). Pelas diferenças dos dados medidos nos ensaios realizados

com água e ar nas duas estações, fica claro que os efeitos transientes ainda têm forte influência no escoamento na estação 1. Por estas razões, foram feitas comparações apenas entre os resultados obtidos na estação 2.

Primeiramente verificou-se os dados medidos do ensaio com água e ar contra os resultados obtidos pela implementação do modelo de DUKLER e HUBBARD (1975) no *Mathematica*[®]. Os principais dados medidos na estação 2, apesar das incertezas com relação aos efeitos transiente, ficaram dentro do esperado de acordo com DUKLER e HUBBARD (1975).

Na comparação entre os dados obtidos com água e ar, e água e dióxido de carbono, destacaram-se os seguintes fatores:

- Do início da tubulação até a estação 2, 29.2% do gás se solubilizou;
- A velocidade de translação da bolha teve uma redução de -8.7%, a velocidade do líquido do pistão uma de -9.3%, e a velocidade do líquido do filme, na região logo à frente do pistão, uma de -2.5%;
- O comprimento do pistão líquido aumentou em 13.8%, enquanto o comprimento do filme diminuiu em -18.5 %;
- A fração de líquido do pistão aumentou em 0.5%, e a fração de líquido do filme, na região logo à frente do pistão, em 33.3%;
- Este conjunto de fatores resultou em uma diminuição de 11.5% na perda de carga.

De fato, ao aplicarmos as variações dos parâmetros citados acima à Equação 3.1 para se encontrar a perda de carga conforme o modelo de DUKLER e HUBBARD (1975), chegamos a uma diferença de -10%, valor que se aproxima da variação de -11.5%, encontrada na medição com o transmissor de pressão. Apesar do aumento do comprimento do pistão, a redução das velocidades teve uma influência mais significativa na perda de carga.

É importante salientar que o processo de solubilização depende de fatores que variam ao longo do escoamento, como: concentração de gás dissolvido no líquido; pressão; temperatura; área de contato entre o gás e o líquido; e velocidade de translação da bolha.

Os resultados obtidos apresentam importantes informações sobre o fenômeno de um escoamento bifásico horizontal quando a fase gasosa é solúvel na fase líquida. Foi possível identificar a influência da solubilidade em parâmetros tais como frações de líquido, comprimentos característicos, velocidades e perda de carga. Foi mostrado que a solubilidade tem um papel relevante nas propriedades do escoamento, e, diante de um cenário que demanda uma predição

cada vez mais precisa da pressão ao longo do poço, não pode ser negligenciado e deve passar a ser incorporado nos modelos hidrodinâmicos utilizados pela indústria, acompanhando os desenvolvimentos de novas técnicas e tecnologias para que, dessa forma, a exploração dessas novas jazidas de petróleo se torne viável, não só no que diz respeito aos custos, como também em relação aos riscos envolvidos.

Sugestões para trabalhos futuros:

- Realizar ensaios com mais pontos de medição e maior comprimento de tubulação, tornando possível se identificar melhor os efeitos da solubilidade no escoamento, considerando os efeitos transientes;
- Realizar ensaios variando-se o diâmetro as vazões de líquido e gás, fazendo os ajustes necessários nas técnicas de medição, para se formar uma base de dados mais abrangente.
- Realizar ensaios e analisar os efeitos da solubilidade em um escoamento vertical no sentido ascendente.
- Com uma base de dados mais abrangente, incorporar a solubilidade no modelo de DUKLER e HUBBARD (1975). No Apêndice A é apresentada uma sugestão para esta incorporação.
- Incorporar a solubilidade em outros modelos hidrodinâmicos utilizados pela indústria.

Referências Bibliográficas

- ATOLINI, T., 2008, *Estudo do Comportamento PVT de Misturas de Metano em Emulsões Base N-Parafina a Altas Temperaturas, Pressões e Concentrações de Metano*. Tese de Doutorado, Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia Mecânica, Unicamp, Campinas, SP.
- BARNEA, D., TAITEL, Y., 1993, “A model for slug length distribution in gas-liquid slug flow”, *International Journal of Multiphase Flow*, v. 19, n. 5, pp. 829–838. ISSN: 0301-9322.
- BENDIKSEN, K., 1984, “An experimental investigation of the motion of long bubbles in inclined tubes”, *International Journal of Multiphase Flow*, v. 10, n. 4, pp. 467–483. ISSN: 0301-9322.
- BERTHEZENE, N., DE HEMPTINNE, J., AUDIBERT, A., et al., 1999, “Methane solubility in synthetic oil-based drilling muds”, *Journal of Petroleum Science and Engineering*, v. 23, n. 2, pp. 71–81.
- BORGES, J. U. A., 2006, *Avaliando a formação após uma perfuração underbalance*. Tese de Mestrado, Universidade Federal do Espírito Santo, Vitória.
- CARROLL, J., SLUPSKY, J., MATHER, A., 1991, “The solubility of carbon dioxide in water at low pressure”, *J. Phys. Chem. Ref. Data*, v. 20, n. 6, pp. 1201–1209.
- COLLIER, J., 1981, “Convective Boiling and Condensation”, *McGraw-Hill Book Co., New York*.
- COOK, M., BEHNIA, M., 2000, “Pressure drop calculation and modelling of inclined intermittent gas-liquid flow”, *Chemical Engineering Science*, v. 55, n. 20, pp. 4699–4708. ISSN: 0009-2509.
- CUNHA, J., ROSA, F., 1998, “Underbalance Drilling Technique Improves Drilling Performance—A Field Case History”, *IADC/SPE Asia Pacific Drilling Technology*.

- DA SILVA, C., RIBEIRO, P., LOMBA, R., et al., 2004, “Estudo da solubilidade de metano em líquidos orgânicos utilizados na formulação de fluidos de perfuração”, .
- DE OLIVEIRA, R. P., 2009, *Caracterização Experimental das Propriedades Dinâmicas de Escoamentos Pistonados em Tubos Verticais*. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- DHULESIA, H., BERNICOT, M., DEHEUVELS, P., 1991, “Statistical analysis and modelling of slug lengths”. In: *Proceedings of the 5th International Conference on Multi-Phase Production, BHRA*, pp. 80–112.
- DUKLER, A., HUBBARD, M., 1975, “A model for gas-liquid slug flow in horizontal and near horizontal tubes”, *Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals*, v. 14, n. 4, pp. 337–347.
- FABRE, J., LINÉ, A., 1992, “Modeling of two-phase slug flow”, *Annual Review of Fluid Mechanics*, v. 24, n. 1, pp. 21–46. ISSN: 0066-4189.
- FABRE, J., LINÉ, A., PERESSON, L., 1989, “Two fluid/two flow pattern model for transient gas±liquid flow in pipes”. In: *Proceedings of the 4th International Conference on Multiphase Flow, Nice, France*, pp. 269–284.
- GHAJAR, A., KIM, J., MALHOTRA, K., et al., 2004, “Systematic heat transfer measurements for air-water two-phase flow in a horizontal and slightly upward inclined pipe”, *Thermal Sci. & Engngl*, pp. 46–73.
- GRAVDAL, J., 2009, “Real-Time Evaluation of Kick during Managed Pressure Drilling based on Wired Drill Pipe Telemetry”. In: *International Petroleum Technology Conference*.
- GRAVDAL, J., LORENTZEN, R., TIME, R., 2010, “Wired Drill Pipe Telemetry Enables Real-Time Evaluation of Kick During Managed Pressure Drilling”. In: *SPE Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition*.
- GRENIER, P., 1997, “Evolution des longueurs de bouchons en écoulement intermittent horizontal”, *Toulouse: Institut de Mécanique des Fluides de Toulouse, Institut National Polytechnique de Toulouse, 193p. Tese (Doutorado)*.
- HENRY, W., 1803, “Experiments on the quantity of gases absorbed by water, at different temperatures, and under different pressures”, *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, v. 93, pp. 29–276. ISSN: 0261-0523.

- HUBBARD, M., DUKLER, A., 1966, “The characterization of flow regimes for horizontal two-phase flow”. In: *Proceedings of the 1966 Heat Transfer and Fluid Mechanics Institute*, pp. 100–121.
- ISMAIL, K., 1982, “Fenômenos de Transferência: Experiências de Laboratórios”, *Editores Campus LTDA., Rio de Janeiro*.
- JELLISON, M., HALL, D., HOWARD, D., et al., 2003, “Telemetry Drill Pipe: Enabling Technology for the Downhole Internet”. In: *SPE/IADC Drilling Conference*.
- LAWRENCE, L., REDMOND, B., RUSSELL, R., et al., 2009, “Intelligent Wired Drill-Pipe System Provides Significant Improvements in Drilling Performance on Offshore Australia Development”. In: *Offshore Technology Conference*.
- MCLENNAN, J., CARDEN, R., CURRY, D., et al., 1997, “Underbalanced drilling manual”, *Gas Research Institute, Chicago, Illinois, GRI Reference No. GRI-97/0236, copyright*.
- NETTO, J., FABRE, J., PERESSON, L., 1999, “Shape of long bubbles in horizontal slug flow”, *International Journal of Multiphase Flow*, v. 25, n. 6-7, pp. 1129–1160. ISSN: 0301-9322.
- NICHOLSON, M., AZIZ, K., GREGORY, G., 1978, “Intermittent two phase flow in horizontal pipes: predictive models”, *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, v. 56, n. 6, pp. 653–663. ISSN: 1939-019X.
- NYDAL, O., BANERJEE, S., 1995, “Object oriented dynamic simulation of slug flow”. In: *Proceedings of the 2nd Int. Conf. Multiphase Flow, Kyoto*, v. 2.
- NYDAL, O., PINTUS, S., ANDREUSSI, P., 1992, “Statistical characterization of slug flow in horizontal pipes”, *International Journal of Multiphase Flow*, v. 18, n. 3, pp. 439–453. ISSN: 0301-9322.
- O’BRYAN, P., ADAM T, B., MONGER, T., et al., 1988, “An experimental study of gas solubility in oil-based drilling fluids”, *SPE Drilling Engineering*, v. 3, n. 1, pp. 33–42.
- PENG, D., ROBINSON, D., 1976, “A new two-constant equation of state”, *Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals*, v. 15, n. 1, pp. 59–64. ISSN: 0196-4313.
- RAFFEL, M., WILLERT, C., KOMPENHANS, J., 1998, *Particle image velocimetry*. Springer Heidelberg.

- REEVES, M., MACPHERSON, J., ZAEPPER, R., et al., 2006, “High Speed Drill String Telemetry Network Enables New Real Time Drilling and Measurement Technologies”. In: *IADC/SPE Drilling Conference*.
- ROGERO, E., 2009, *Experimental Investigation of Developing Plug and Slug Flows*. Tese de Doutorado, Technischen Universitat Munchen.
- SANTOS, H., LEUCHTENBERG, C., SHAYEGI, S., et al., 2003, “Micro-Flux Control: The Next Generation in Drilling Process”. In: *SPE Latin American and Caribbean Petroleum Engineering Conference*.
- SANTOS, H., REID, P., LAGE, A., 2004, “Opening New Exploration Frontiers With The Micro-Flux Control Method For Well Design”. In: *Offshore Technology Conference*.
- SANTOS, H., CATAK, E., KINDER, J., et al., 2007, “First field applications of microflux control show very positive surprises”, *IADC/SPE Managed Pressure Drilling & Underbalanced Operations*.
- STRAUME, T., NORDSVEEN, M., BENDIKSEN, K., 1992, “Numerical simulation of slugging in pipelines.” *ASME, New York.*, v. 144, pp. 103–112.
- TAITEL, Y., 1995, “Advances in Two-Phase Flow Modeling”. v. 27959.
- TAITEL, Y., BARNEA, D., 1990, “Two-phase slug flow”, *Advances in heat transfer*, v. 20, pp. 83–132. ISSN: 0065-2717.
- TAITEL, Y., BORNEA, D., DUKLER, A., 1980, “Modelling flow pattern transitions for steady upward gas-liquid flow in vertical tubes”, *AIChE Journal*, v. 26, n. 3, pp. 345–354.
- TETLEY, N., HAZZARD, V., NECIRI, T., 1999, “Application of Diamond-Enhanced Insert Bits in Underbalanced Drilling”. In: *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*.
- THOMAS, D., JAMES F, L., TUREK, E., 1984, “Gas solubility in oil-based drilling fluids: effects on kick detection”, *Journal of Petroleum Technology*, v. 36, n. 6, pp. 959–968.
- WALLIS, G., 1969, *One-dimensional two-phase flow*. McGraw-Hill Companies.
- WOODS, B., HANRATTY, T., 1996, “Relation of slug stability to shedding rate”, *International Journal of Multiphase Flow*, v. 22, n. 5, pp. 809–828. ISSN: 0301-9322.

YOKOGAWA, E. C., 1999, *User's Manual Model EJA510A and EJA530A - Absolute Pressure and Gauge Pressure Transmitters*. Tokyo, Japan.

ZHAO, X., 2005, *Mechanistic-based models for slug flow in vertical pipes*. Tese de Doutorado, Texas Tech University.

Apêndice A

Sugestão para incorporação da solubilidade no modelo de DUKLER e HUBBARD (1975)

A vazão mássica da fase gasosa, que é um dado de entrada do modelo, deixa de ser uma constante e passa a variar ao longo do escoamento em função da solubilidade. De acordo com os dados medidos, pôde-se verificar que essa variação não é linear, ela diminui ao longo da tubulação na medida em que a área de contato entre as fases líquidas e gasosas diminuem, e na medida em que a concentração de CO_2 dissolvido na água aumenta. Levando-se estes fatores em consideração a Equação A.1 foi proposta para descrever essa variação ao longo do escoamento.

$$W_g = W_{gi} e^{-0.000735 R_s \frac{L}{D}} \quad (A.1)$$

Onde W_g é a vazão mássica de gás, W_{gi} é a vazão mássica de gás inicial, R_s é a solubilidade do gás em gramas de soluto por kilogramas de solvente, L é o comprimento do tubo e D o diâmetro do tubo.

Na Figura 5.21 podemos ver a curva sugerida para vazão mássica da fase gasosa ao longo de L/D , assim como os dados medidos nos ensaios.

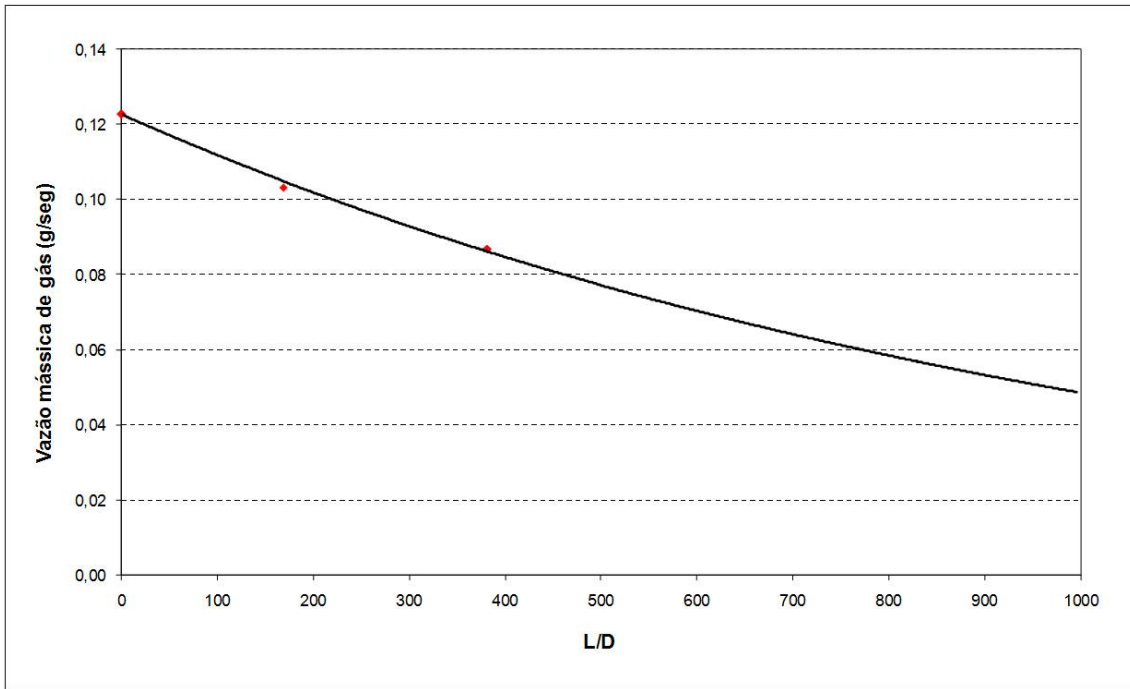


Figura A.1: Curva da vazão mássica da fase gasosa ao longo de L/D.

Dessa forma, a vazão mássica do gás nos oito metros de tubulação foi recalculada de acordo com a equação proposta, e a perda de carga calculada sofreu uma redução de 11,8%, apresentando uma boa conformidade com a redução de 11,5% medida nos ensaios realizados. Portanto, ao se incorporar a solubilidade no modelo de DUKLER e HUBBARD (1975), chegamos a um resultado mais confiável e coerente com os fenômenos envolvidos no escoamento.