MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

COMPORTAMENTO DO ESCOAMENTO BIFÁSICO ÁGUA-AR EM PLACAS DE ORIFÍCIO

por

Magda Cristina Pereira Venzon

Dissertação para obtenção do título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre
Junho de 1996

COMPORTAMENTO DO ESCOAMENTO BIFÁSICO ÁGUA-AR EM PLACAS DE ORIFÍCIO

por

Magda Cristina Pereira Venzon

Dissertação submetida ao Corpo Docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PROMEC, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grade do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Fenômenos de Transporte

Orientador: Prof. Vilson Carlos S. Ferreira

Aprovada por:

Prof. Renato Machado de Brito
Prof. Alberto Tamagna
Prof. Horácio Antonio Vielmo

Prof. Horácio Antônio Vielmo
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 14 de Junho de 1996

AGRADECIMENTOS

Agradeço, de forma especial, ao Prof. Dr. Vilson Carlos S. Ferreira, não só pela oportunidade de compartilhar da sua competência e experiência profissional, mas pelo grande incentivador e amigo que sempre tem sido.

A CAPES e a PROPESP/UFRGS, pelo suporte financeiro.

Ao PROMEC, coordenação e funcionários, pelo inestimável apoio.

Aos colegas e amigos do PROMEC, pelo auxílio, carinho e amizade.

A todos os familiares e amigos que sempre torceram pelo sucesso na realização deste trabalho.

Aos meus pais, Wilson e Marlene, por tudo... desde o princípio.

RESUMO

Uma grande parte dos medidores de vazão instalados em todo mundo são placas de orifício. Existem motivos para esta grande aceitação: o seu baixo custo e a boa precisão destes medidores, isto quando se trata de escoamentos monofásicos. Para estes escoamentos uma grande quantidade de dados técnicos estão disponíveis na literatura. Entretanto quando se trata de escoamentos multifásicos a quantidade de informações tecnicas disponíveis é muita pequena. Além disto é bem conhecido que as informações obtidas para os escoamentos monofásicos não pedem ser transferidas aos multifásicos sem comprometer a exatidão das medidas. O objetivo deste trabalho é obter informações a respeito do comportamento de escoamentos bifásicos água-ar, ao passarem por uma placa de orifício de bordos chanfrados. Este estudo está baseado na resposta dinâmica das flutuações no escoamento (flutuação do diferencial de pressão) e a posição da veia contraida na lpaca de orifício. Estas informacões, permitirão no futuro estabelecer uma correlacão entre estes escoamentos e fornecer subsidios para futuros trabalhos que possibilitem a reducão nos erros cometidos ao se usar placas de orifício na medida de escoamentos bifásicos.

ABSTRACT

Orifice plate is one of the most used flow meter, all over the world. There are good reasons for the great usage: low costs and good uncertainty, which is true for single-phase flow situations, only. Great amount of data are also available in the technical literature. For multi-phase flow situations, thougt, the amount of data is not so. It is well known, from the experience, that technical informatios coming from a single-phase flow situation can not be used straighforward in multi-phase flow, without compromising the uncertainty of the measurement. The purpose of this work is provide more information about the orifice plate in two-phase flow mixture, air-water, to better understand the flow behaviour. The study is basead on the dynamic response of the flow fluctuations (differential pressure fluctuations) and on the position of the vena contracta in the sharp orifice plate. These informations might give good correlation between both types of flow and, in the future, reduce the uncertainty of the measurements in two-phase flow situations.

LISTA DE SÍMBOLOS

A_1	Área da seção transversal do tubo	m²
A_2	Área da seção transversal do orifício	m²
A'	Coeficiente dado pela equação	
b	Coeficiente dado pela equação A.7	
C_D	Coeficiente de descarga	
D	Diâmetro da tubulação	m
d	Diâmetro do orifício	m
e_i	Energia interna do fluido	Nm/kg
e_k	Energia cinética do fluido	Nm/kg
e_G	Energia da fase gás	Nm/kg
e_L	Energia da fase líquido	Nm/kg
F	Fator de ajuste de velocidade	
h_G	Entalpia da fase gás	
h_L	Entalpia da fase líquida	

j	Fluxo de volume total	
K	Coeficiente dado pela equação A.5	
Ko	Coeficiente dado pela equação A.8	
k	Razão de velocidades	
l_1	Espaçamento entre a tomada de pressão a montante da placa até sua face a montante.	m
l'_2	Espaçamento entre a tomada de pressão a jusate da placa de orifício até sua face a jusante	m
L_1	Espaçamento relativo da tomada de pressão a montante da placa de orifício	m
L'_2	Espaçamento relativo da tomada de pressão a jusante da placa de orifício	m
M'_2	Coeficiente dado pela equação A.12	
$\dot{M}$	Fluxo de massa	kg/s
$\dot{m}$	Fluxo de massa por unidade de área	kg/sm²
$n_{1,2,3}$	índice de refração para o ar (1), acrílico (2) e água (3)	
p	Pressão estática	Pa
$\dot{q}$	fluxo de calor	J/s
$\dot{q}_v$	Taxa de geração de energia interna	
Re_L	Número de Reynolds da fase líquida	
Re_G	Número de Reynolds da fase gás	

r_1	Distância real da parede do tubo até o ponto medido	mm
U	Velocidade média	m/s
U_e	Velocidade efetiva	m/s
U_{GS}	Velocidade superficial do gás	m/s
U_{GL}	Velocidade superficial do líquido	m/s
U_r	Taxa de escorregamento	
V	Fluxo de volume	m^3/s
v	Volume específico	m^3/kg
X	Parâmetro de Lockhart e Martielli (equação 2. 22)	
x	Grau de saturação da mistura água-ar (título)	
y	Fator de expanção	

α	Fração de vazios	
β	Relação de diâmetros	
δ	Incerteza	
δ_R	Erro aleatório	
δ_S	Erro sistemático	
Δp	Diferencial de pressão	
μ_H	Viscosidade cinemática homogênea	m/s
μ_G	Viscosidade cinemática média do gás	m/s
μ_L	Viscosidade cinemática líquido do líquido	m/s
ρ	Massa específica	kg/m^3
ρ_e	Massa específica efetiva	kg/m^3
ρ_M	Massa específica da mistura	kg/m^3
ρ_H	Massa específica homogênea	kg/m^3
ρ_{TPI}	Massa específica do escoamento bifásico	kg/m^3
τ_0	Tensão de cizalhamento na parede	N/m^2

ÍNDICE

1 INTRODUÇÃO 1

1.1 Objetivos 3

1.2 Descrição dos Capítulos 3

2 FUNDAMENTOS TEÓRICOS 5

2.1 Placas de Orifício 5

2.1.1 Efeitos do Envelhecimento. 9

2.1.2 Incerteza 9

2.1.3 Placas de Orifício em Escoamentos Bifásicos. 9

2.2 Escoamentos Bifásicos 10

2.3 Terminologia associada aos Escoamentos Bifásicos . . 11

2.3.1 Velocidade Média 11

2.3.2 Escorregamento 11

2.3.3 Razão de Velocidades. 12

2.3.4 Escoamento Homogêneo 12

2.3.5 Título 12

2.3.6 Velocidade Superficial 12

2.3.7 Fração de Vazios 13

2.3.8 Massa Específica da Mistura 13

2.3.9 Massa Específica Efetiva 13

2.3.10 Viscosidade Média Homogênea 15

2.3.11 Massa Específica Homogênea. 15

2.3.12 Número de Reynolds 15

2.3.13 Parâmetro de Lockhart e Martinelli 16

2.4 Os regimes de Escoamento 16

2.5 Medida dos Escoamentos Bifásicos 19

2.5.1 Método de Separação das Fases 20

2.5.2 Método da Homogenização ou Mistura das Fases . . . 20

2.5.3 O Uso de Equações Empíricas Para Escoamentos Bifásicos 21

2.5.4 Equações Básicas Para os Escoamentos Bifásicos . . . 21

2.5.5 Modelo de Escoamento Homogêneo 22

2.4.5.1 Equações de Conservação Para o Modelo Homogêneo 22

2.5.6 Modelo de Dois Fluidos Separados (Três Equações) . . 25

2.5.7 Escoamento Bifásico em Tubulações 29

2.5.8 Escoamento Bifásico em Acessórios 30

2.6 Medição de Escoamento Bifásico Usando Medidores de Pressão Diferencial 32

3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL 33

3.1 Bancada De Testes 33

3.1.1 Tubulação de Ar 36

3.1.2 Tubulação de Água 36

3.1.3 Registro do Diferencial de Pressão 37

3.1.4 Medidas das Velocidades 37

3.1.5 Correção dos Pontos Medidos. 38

3.2 Procedimento Experimental 38

4 RESULTADOS. 40

4.1 Resultado das Flutuações de Pressão 40

4.2 Resultado do Perfil de velocidade Axial 42

5 ANÁLISE DOS RESULTADOS 45

5.1 Análise das Flutuações de Pressão 45

5.1.1 Densidade Espectral 46

5.1.2 Raiz da Integral RMS Versus Frequência 49

5.2 Análise do Perfil de Velocidade Axial. 53

5.2.1 Resultados do Comportamento da Veia Contraída . . . 56

6 CONCLUSÕES 58

6.1 Sugestões Para Futuros Trabalhos 59

7 ANEXO 60

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 68

9 APÊNDICE A 72

10 APÊNDICE B 83

INDICE DE FIGURAS

FIGURA 2.1 — Escoamento convergente 6

FIGURA 2.2 — Modelo de escoamento horizontal de Madhane 18

FIGURA 2.3 — Modelo de escoamento horizontal de Taitel e Dukler 19

FIGURA 2.4 — Modelo de escoamento homogêneo 23

FIGURA 2.5 — Modelo de escoamentos separados 26

FIGURA 3.1 — Bancada de testes 34

FIGURA 3.2 — Seção de testes 35

FIGURA 3.3 — Vista parcial de seção de testes e dos equipamentos. 35

FIGURA 4.1(a) — Flutuação do diferencial de pressão para escoamentos unifásicosTeste 190 41

FIGURA 4.1(b) — Flutuação do diferencial de pressão para escoamentos bifásicos Teste 190B 41

FIGURA 4.2 — Perfil de velocidade axial para escoamento unifásico 43

FIGURA 4.3 — Perfil de velocidade axial para escoamento bifásico. 44

FIGURA 5.1 — Tela do analisador de Fourier durante a análise da densidade espectral de um dos testes efetuados 46

FIGURA 5.2(a) — Densidade espectral das flutuações do diferencial depressão para escoamento unifásico, teste 190 47

FIGURA 5.2(b) — Densidade espectral das flutuações do diferencial depressão para escoamento bifásico, teste 190B 47

FIGURA 5.3(a) — Densidade espectral das flutuações do diferencial depressão para escoamento unifásico, teste 217 48

FIGURA 5.3(b) — Densidade espectral das flutuações do diferencial de pressão para escoamento bifásico, teste 217B 48

FIGURA 5.4(a) — Raiz quadrática da densidade espectral das flutuações do diferencial pressão para escoamento unifásico,teste190 50

FIGURA 5.4(b) — Raiz quadrática da densidade espectral das flutuações do diferencial de pressão escoamento bifásico, teste 190B 50

FIGURA 5.5(a) — Raiz quadrática da densidade espectral das flutuações do diferencial de pressão para escoamento unifásico, teste 217. 51

FIGURA 5.5(b) — Raiz quadrática da densidade espectral das flutuações do diferencial de pressão para escoamento bifásico, teste 217B. 51

FIGURA 5.6 — Integral da RMS das flutuações de pressão versus fluxo de massa de água. 52

FIGURA 5.7 — Comparação entre o perfil de velocidade axial para o escoamento unifásico (teste 217) e bifásico (teste 217b) 54

FIGURA 5.8 — Vista de topo do escoamento bifásico (teste 217b) 55

FIGURA 5.9 — Vista de topo do escoamento bifásico (teste 217b) velocidade de exposicão 1/4000s 55

FIGURA 5.10 — Vista frontal do escoamento bifásico (teste 217b) 56

FIGURA 1 — Esquema da mudança de tragetória do feixe LASER ao passar por três diferentes meios (ar, acrílico, água+ar) 65

FIGURA A.1 — Coeficiente de descarga obtido em função do Nº de Reynolds . . 77

FIGURA A.2 — Comparação entre os fluxos de massa total em função do Nº de Reynolds do ar ($M_{Água}$ 2,3025 kg/s) 78

FIGURA A.3 — Comparação entre os fluxos de massa total em função do Nºde Reynolds do ar ($M_{Água}$ 5,3142 kg/s) 79

FIGURA B.1 — Croquis das placas de orifício 87

FIGURA B.2 — Croquis dos bocais sônicos 88

ÍNDICE DE TABELAS

TABELA 3.1 — Composição das misturas para cada diferencial de pressão . . . 39

TABELA 1 — Correção dos pontos de medida 66

TABELA A.1 — Teste 1; diferencial da flutuação de pressão 0,0462 kgf/cm² . . 80

TABELA A.2 — Teste 2; diferencial da flutuação de pressão 0,0462 kgf/cm² . . 81

TABELA A.3 — Teste 3; diferencial da flutuação de pressão 0,0462 kgf/cm² . . 82

TABELA B.1 — Caracteristicas dimensionais das placas de orifício para um nível de confiança de 95% nas medidadas 85

TABELA B.2 — Características dos bocais sônicos para as condições de reservatório *po* de 8,8 kgf/cm² e *To* de 25 °C 86

1 INTRODUÇÃO

A história da medição de escoamentos vem de longa data. Durante o império romano já eram usados dispositivos simples, tubos circulares de bronze de comprimento pequeno semelhantes a uma placa com orifício, para controlar o fluxo de água fornecida pelos aquadutos aos consumidores. Desde esta época os orifícios eram conhecidos e usados para "medir" escoamentos de uma maneira muito simplificada. Os conceitos usados hoje para medir fluxos começaram a ser definidos no século XVI com Leonardo da Vinci e foram finalmente reunidos no século XIX por Clemens Herschel. Usando as descobertas de Bernoulli, Venturi e Francis, Herschel publicou *The ventury water meter* [1], apresentando, assim o primeiro medidor de fluxo de pressão diferencial para medida de fluxos líquidos, o "medidor do tipo venturi". Somente neste século, no início da década de trinta, os coeficientes de descarga para as placas de orifício foram determinados [1].

As placas de orifício são, dos medidores de fluxo por diferencial de pressão, os mais usados na indústria no mundo todo. Segundo Pursley [2] 40% dos medidores usados industrialmente são do tipo de pressão diferencial e as placas de orifício são certamente os mais empregados. Este fato deve-se principalmente a sua boa exatidão, simplicidade de uso e manutenção e seu baixo custo de aquisição.

Os escoamentos onde mais de uma fase da mesma substância, ou de substâncias diferentes, estão presentes em muitas instalações industriais, como exemplo nas industrias química a petroquímica, estão ainda presentes na própria natureza, como no caso das fontes geotérmicas, usadas para geração de energia na Itália e na Nova Zelândia [3]. O interesse pelos escoamentos bifásicos começou provavelmente com o surgimento das máquinas a vapor. Mas, somente com o

surgimento da tecnologia nuclear, na década de quarenta, os estudos se intensificaram. Somente em 1949 Kosterin [4] apresentou um diagrama mapeando os regimes de escoamento bifásico. Estes escoamentos são tão complexos que novos diagramas continuam a ser propostos para melhor esclarecer e classificar os diferentes regimes de escoamento. Recentemente, em 1993, Spedding e Spence [5] apresentaram um extenso trabalho baseado em sofisticados equipamentos comparando todos os gráficos clássicos existentes. Sua principal conclusão foi que os modelos disponíveis, teóricos e empíricos, são ainda deficientes para prever os diferentes regimes e transições.

A primeira tentativa de correlacionar dados empíricos para escoamentos gás-líquido em tubos e placas de orifício foi o trabalho de Martinelli, em 1944 [6], a partir de dados obtidos em 1941 pelos pesquisadores Benjamin e Miller. Seguindo-se muitos outros como os trabalhos de Chisholm, em 1958 [7], Murdock em 1962 [8], o de James em 1965 [3] e o de Rooney em 1972 [9] apenas para citar alguns.

Modelos físicos e matemáticos para explicar e simular escoamentos bifásicos tem sido apresentados; como os modelos de Elghobashi e Arou-Arab [10] e Goulas e Chistoforous [11]. Os modelos homogêneos usados para simular um regime de bolhas dispersas tem dado bons resultados mas, para outras configurações de escoamento (estratificado, ondas, anular, *slug* ou regimes intermitentes)eles estão longe de fornecer bons resultados. Os autores acreditam ser necessário um maior conhecimento do fenômeno físico para que se possa obter melhores resultados.

Existem muitas razões para se estudar os escoamentos bifásicos, uma quantidade apreciável de problemas em processos industriais envolvem a medição de fluxos que, intencionalmente ou não, apresentam mais de uma fase e que normalmente envolvem altos custos. A associação do estudo destes escoamentos ao das placas de orifício se deve principalmente a grande quantidade de dados disponíveis a respeito deste medidor. Devido a grande quantidade deste tipo de medidor já instalados, sua substituição por outros, mais adequados para a medida de escoamentos bifásicos, seria muito oneroso e anti-econômico.

1.1 OBJETIVOS

Este trabalho faz parte de um estudo mais abrangente que tem como propósito final obter um coeficiente de descarga para os escoamentos bifásicos e correlacioná-los com os coeficientes já existentes para os unifásicos através de uma equação bem aceita, tal como a equação de Stolz [12] ou a nova equação proposta por Reader-Harris e Sattary [13]. No início deste trabalho foi constatado que uma grande quantidade de informações básicas deveriam ser exaustivamente pesquisadas antes de ser dado prosseguimento ao estudo. O objetivo deste trabalho é conhecer melhor as diferenças entre o comportamento do escoamento bifásico, ao passar atravéz de uma placa de orifício, e o unifásico.

Assim neste trabalho são analisados: o comportamento do perfil de velocidade axial; e o comportamento do diferencial de pressão entre os dois tipos de escoamentos.

Para alcançar os objetivos são seguidos os passos:

— Definir o regime de escoamento obtido para as condições de fluxo de cada uma das fases, em função das condições impostas pela bancada e testes;

— Coleta dos dados experimentais, via velocimetro a LASER Doppler e via célula de pressão diferencial;

— Tratamento e processamento dos dados via analisador de Fourier;

— Análise dos dados experimentais;

— Comparação dos resultados com os escoamentos unifásicos.

O escoamento bifásico estudado foi uma mistura ar-água num regime estratificado a montante da placa de orifício e de bolhas dispersas a jusante, de acordo com a classificação de Taitel e Dukler [14] para escoamentos horizontais.

1.2 DESCRIÇÃO DOS CAPÍTULOS

O capítulo dois apresenta um resumo dos métodos utilizados para medir os escoamentos bifásicos e suas equações básicas. As equações caracteristicas para os

medidores de pressão diferencial e diagramas dos regimes de escoamento .

O capítulo três descreve o experimento, a bancada de testes utilizada e o procedimento experimental adotado neste trabalho.

O capítulo quatro apresenta os resultados obtidos nos testes experimentais.

O capítulo cinco apressenta a análise dos resultados obtidos.

O capítulo seis apresenta as conclusões e as sugestões para futuros trabalhos.

No anexo é apresentada uma análise qualitativa dos erros envolvidos nas medições dos escoamentos analisados, em função dos equipamentos utilizados.

O apêndice A apresenta a primeira etapa deste trabalho. Apresenta os primeiros resultados experimentais e os motivos para divisão deste em várias etapas.

O apêndice B apresenta os dispositivos construidos especialmente para este trabalho e para os futuros.

2 FUNDAMENTOS TEÓRICOS

Este capítulo tem por objetivo dar uma descrição geral a respeito dos dois objetos principais deste trabalho: as placas de orifício e o escoamento bifásicos gás - líquido. Aqui apresenta-se as equações definidas nas normas americana e inglesa para o cálculo do coeficiente de descarga e uma nova equação que equaliza as duas normas. Além disto apresenta as peculiaridades do escoamento bifásico, os termos empregados para descrevê-los, bem como as equações básicas .

2.1 PLACAS DE ORIFÍCIO

Estima-se que cerca de 40 % do total dos medidores de fluxo instalados industrialmente em todo o mundo, sejam do tipo medidores de pressão diferencial. Entre estes, as placas de orifício são certamente as mais usadas, devido principalmente: A sua simplicidade contrutiva, já que não possui partes móveis; ao seu baixo custo, se comparado a outros medidores de fluxo (principalmente em grandes tubulações); da possibilidade do seu uso em qualquer posição tanto para líquidos como para gases; e por sua boa performance e exatidão. Não devemos esquecer que todas vantagens podem ser afetadas pelo *layout* da tubulação, pela natureza do escoamento e pelos efeitos do envelhecimento das placas.

Os conceitos básicos, a partir dos quais são desenvolvidas as equações para o escoamento de fluidos através de medidores de pressão diferencial, são expressos através das equações da continuidade e da energia (equação de Bernoulli), onde é assumido que o fluxo de massa é constante em relação a um período de tempo [15].

Para uma seção convergente de tubo, como a abaixo, temos:

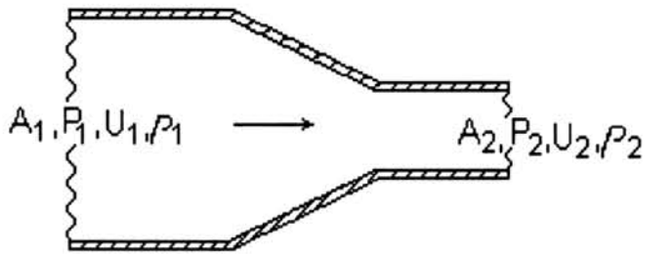


FIGURA 2.1 — Escoamento convergente

A equação da continuidade:

$$A_1 U_1 \rho_1 = A_2 U_2 \rho_2 \tag{2.1}$$

onde:

A_1 é a área da seção transversal do tubo.

A_2 é a área da seção transversal do orifício.

U_1 , U_2 são respectivamente, as velocidades a montante e a jusante da placa.

ρ_1 , ρ_2 são respectivamente as massas específicas na seção transversal do tubo e no estrangulamento..

E a equação da energia, depois de feita as simplificações, pode ser expressa, de acordo com Hewitt [16] por:

$$(e_{k2} - e_{i2}) - (e_{k1} - e_{i1}) = (p_1 v_1 - p_2 v_2) + (z_1 - z_2) + q_H \tag{2.2}$$

onde:

q_H é o calor transferido do ou para o fluido,

e_i é a energia interna do fluido,

e_k é a energia cinética do fluido,

v_1 , v_2 são respectivamente os volumes especificos das seções a montante e a jusante da placa.

z_1 , z_2 são respectivamente as posições em relação a um eixo de referência

Para o escoamento de fluidos incompressíveis assumimos que:

— A seção de tubo é horizontal e os efeitos da gravidade serão iguais para as duas seções;

— O fluido não produz nenhum trabalho externo entre as seções A_1 e A_2 ;

— O escoamento é permanente e axial, e o perfil de velocidades apresenta uma forma relativamente plana e normal ao eixo do tubo;

— Não existe transferência de calor entre o fluido e o tubo. Portanto não ocorre mudança na energia interna do fluido. Assim a equação resultante, das equações 2.1 e 2.2, para o fluxo de massa á dada por [2]:

$$\dot{M} = \frac{A_2}{\sqrt{1-\beta^4}} \sqrt{2 g_c \rho \Delta p} \tag{2.3}$$

onde β é a relação de diâmetros e dada por:

$$(d/D)^4 = \beta \tag{2.4}$$

Para os escoamentos compressíveis deve ser acrescentado o fator de expansão dos gases Y e a nova equação será:

$$\dot{M} = \frac{A_2 Y}{\sqrt{1-\beta^4}} \sqrt{2 g_g \rho_1 \Delta p} \tag{2.5}$$

ρ_1 é a massa específica a montante da placa de orifício e Y é o fator de expansão

dos gases[17].

Estas equações são válidas para uma situação ideal onde são desconsideradas as perdas durante o escoamento. Um coeficiente experimental deve ser introduzido para compensar perdas devido a variação de temperatura, de pressão, os efeitos da compressibilidade etc. [17] .

Este coeficiente empírico é definido como:

$$C_D = \frac{TAXA\ DE\ FLUXO\ REAL}{TAXA\ DE\ FLUXO\ TEÓRICA}$$

e é função das propriedades do fluido, do orifício e da geometria das instalações. No apêndice A estão descritas algumas das equações para obtenção deste coeficiente.

Cada uma das normas em vigor estabelece diferentes equações para o cálculo do C_D. No apêndice A podem ser encontradas as equações determinadas pelas normas americana, The American Society of Mechanical Engineers (ASME) e pela norma inglesa, British Standards Institution (BSI), bem como uma nova equação definida por Reader-Harris & Sattary [13]. Uma comparação entre os valores do coeficiente de descarga obtidos por cada uma destas equações pode ser visto na figura A.1 do apêndice A.

Existem muitas formas de placas de orifício se considerarmos os vários perfis possíveis e as alternativas de tomadas de pressão permitidas pelas normas. As de bordos chanfrados, onde a extremidade a jusante de uma placa de bordos reto é biselada, são as mais usadas.

Das posições das tomadas de pressão permitidas a que, pelas experiências, é a menos sensível a distúrbios do escoamento é aquela em que as tomadas estão localizadas a uma distância D, a montante da placa e a D/2 a jusante.

A grande vantagem deste tipo de placa é que uma vez projetada e fabricada segundo as normas, o coeficiente de descarga pode ser calculado por equações aceitas internacionalmente o que elimina a necessidade de calibração. Nenhum outro tipo de medidor de fluxo tem esta característica.

2.1.1 EFEITOS DO ENVELHECIMENTO

Com o passar do tempo podem ocorrer mudanças no perfil das placas de orifício que introduzem erros significativos nas medidas efetuadas. Os bordos chanfrados podem sofrer erosão ou deposição de sedimentos, causando modificação no diâmetro do orifício e no coeficiente de descarga. Para os escoamentos bifásicos a contaminação de uma das fases pela outra pode acentuar o envelhecimento.

2.1.2 INCERTEZA

Se considerarmos uma placa de orifício projetada e fabricada dentro das normas reconhecidas, podemos esperar uma incerteza da ordem de ±1% a ±1,5% na máxima taxa de fluxo sob condições ideais dependendo da razão das áreas. Este valor pode facilmente atingir ±2% devido aos comprimentos inadequados a montante e a jusante da placa ou ainda devido aos efeitos de envelhecimento. A incerteza aumenta acentuadamente no caso das baixas de fluxo devido ao efeito quadrático da relação pressão presente na equação 2.3 e 2.5.

2.1.3 PLACAS DE ORIFÍCIO EM ESCOAMENTOS BIFÁSICOS

Nas placas de orifício as linhas de corrente que eram guiadas pelas paredes do tubo sofrem um desvio e a seção transversal do jato continua a decrescer após o orifício. Assim a área da seção transversal da *vena contracta*, usada nas equações do escoamento, não coincide com a área da seção transversal do orifício, A_2 . A razão entre a área mínima do jato e a área do orifício ainda não foi bem definida e os efeitos da contração são incluídos no cálculo do coeficiente de descarga por conveniência [17]. Experimentalmente os pesquisadores concluíram que a contração do jato depende da razão dos diâmetros, β, e das propriedades do fluido.

Em escoamentos unifásicos, as propriedades do fluido que mais influenciam na contração do jato são a compressibilidade e a viscosidade. A seção transversal da *vena contracta* é maior para os gases do que para os líquidos, devido a presença de um gradiente de pressão radial externo ao jato, assim o coeficiente de descarga será

numericamente menor para um gás do que para um líquido.

Para um escoamento bifásico água-ar é de se esperar que o C_D seja menor do que para um líquido com o mesmo diferencial de pressão, devido a decréscimo da massa específica para uma mistura ar-água. A correção do valor da área mínima é obviamente prejudicada com a diferença no coeficiente de descarga [18].

Devemos considerar ainda, que a presença de bolhas de ar neste tipo de escoamento pode acelerar o processo de envelhecimento da placa, já que pode provocar a cavitação arrancando pequenas partículas de material e introduzir novos erros nos valores medidos. Da mesma forma a deposição de sedimentos ou outros fluidos mais viscosos nos bordos das placas, para outros tipos de escoamentos multifásicos, pode provocar o mesmo fenômeno.

2.2 OS ESCOAMENTOS BIFÁSICOS

Os escoamentos multifásicos estão presentes em muitas indútrias como nas de alimentos, química, petroquímica e de petróleo. Podem ocorrer, por definição de projeto, como nas plantas de geração de vapor; por características do próprio escoamento, como na extração de petróleo, ou ainda, acidentalmente como nos vazamentos em tubulações e na cavitação de bombas.

Os escoamentos bifásicos gás-líquido são os mais comuns e podem ocorrer de muitas formas:

- Um único componente com duas fases por exemplo vapor e água.
- Dois componentes com duas fases, água e ar por exemplo.

O que diferencia os tipos acima é o fato que para um único componente com duas fases pode ocorrer uma transferência de massa considerável e portanto uma variação do grau de saturação, ao passo que, quando existem dois componentes, a transferência de massa é desprezível e o título pode ser considerado constante [15].

Alguns conceitos tradicionais, nos escoamentos unifásicos, não se aplicam totalmente aos bifásicos: por exemplo o conceito de meio contínuo onde está baseada a mecânica dos fluidos com formulação Euleriana, não se aplica aos bifásicos uma vez

que não se pode considerar o escoamento contínuo como um todo e sim dentro de volumes discretos, considerando individualmente só o gás ou só o líquido e não a interface entre eles. Nos escoamentos unifásicos a compressibilidade é definida em função do Nº de Mach, a partir de 0,3, este conceito ainda não está bem definido no caso dos escoamentos bifásicos. A compressibilidade pode ser avaliada, segundo alguns autores [15l], analisando-se a razão entre a maior e a menor pressão dos componentes. O escoamento é considerado compressível se esta razão for menor do que 0,8.

2.3 TERMINOLOGIA ASSOCIADA AOS ESCOAMENTOS BIFÁSICOS

Para falarmos em escoamentos bifásicos devemos inicialmente definir alguns termos específicos a este assunto, bem como as equações relativas aos mesmos. Alguns termos usados comumente, adquirem aqui algumas particularidades. Esta terminologia se estende a todos os escoamentos multifásicos.

2.3.1 VELOCIDADE MÉDIA

A velocidade média temporal é dada pela equação:

$$U = \frac{1}{t}\int_0^T u\,dt \tag{2.6}$$

2.3.2 ESCORREGAMENTO (U_R)

É a diferença entre a velocidade média da fase gás e da fase líquida.

$$U_R = U_G - U_L \tag{2.7}$$

Onde U_G é a velocidade média do gás e U_L é a velocidade média do líquido.

2.3.3 RAZÃO DE VELOCIDADES (k)

A razão entre a velocidade média do gás e a velocidade média do líquido.

$$k = \frac{U_G}{U_L} = \frac{\dot{M}_G/\rho_G A_G}{\dot{M}_L/\rho_L A_L} \tag{2.8}$$

onde $A_G + A_L = A$, é a área total da seção transversal do escoamento;

ρ_G é a massa específica do gás e ρ_L é a massa específica do líquido;

$\dot{M}_G$ é o fluxo de massa do gás e é o fluxo de massa do líquido.

2.3.4 ESCOAMENTO HOMOGÊNEO

Em termos práticos um escoamento é considerado homogêneo quando as fases são uniformemente misturadas de maneira que não ocorra escorregamento entre elas. Isto é, o escorregamento é nulo e a razão das velocidades é igual a um.

2.3.5 TÍTULO (x)

É a razão entre a massa de gás e a massa total da mistura que é a soma da massa de gás e da massa de líquido.

2.3.6 VELOCIDADE SUPERFÍCIAL (U_{GS}, U_{LS})

É a velocidade que cada uma das fases gás ou líquida teria se escoasse sozinha em um tubo de mesmo tamanho e com a mesma taxa de fluxo de massa da mistura.

$$U_{GS} = \frac{\dot{M}_G}{\rho_G A} = \frac{x\dot{M}}{\rho_G A} \tag{2.9}$$

$$U_{LS} = \frac{\dot{M}_L}{\rho_L A} = \frac{(1-x)\dot{M}}{\rho_L A} \tag{2.10}$$

U_{GS} é a velocidade superfícial da fase gás e U_{LS} é a velocidade superfícial da fase líquida.

2.3.7 FRAÇÃO DE VAZIO (α)

É a fração da área do tubo em uma dada seção transversal que é ocupada pelo gás, usando o valor da média temporal.

$$\alpha = \frac{A_G}{A} = \frac{x/\rho_G}{x/\rho_G + k(1-x)/\rho_L} \tag{2.11}$$

2.3.8 MASSA ESPECíFICA DA MISTURA (ρ_m)

É a massa específica média do volume total escoando no tubo.

$$\rho_m = \frac{x + k(1-x)}{\frac{x}{\rho_G} + \frac{k(1-x)}{\rho_L}} \tag{2.12}$$

2.3.9 MASSA ESPECíFICA EFETIVA (ρ_e)

Para se obter a densidade da mistura, a aproximação mais lógica seria usar a média temporal da densidade, a massa total da mistura na seção do tubo em um

dado instante, dividido pelo volume total da mistura, equação 2.12.

Esta aproximação, entretanto, não leva em consideração o fato que as fases líquida e gás normalmente não escoam com a mesma velocidade, o que só ocorre em escoamentos homogêneos. Por esta razão deve-se usar a densidade média efetiva, ρ_e, obtida considerando-se que a mistura escoa com uma velocidade média efetiva, U_e, e a variação da densidade de cada uma das fases líquida e gás são respectivamente $\dot{M}_L U_L$ e $\dot{M}_G U_G$. A variação da densidade da mistura como um todo é dada por:

$$MU_e = M_G U_G + M_L U_L = x\mathrm{M}_G + (1-x)\mathrm{M}_L \tag{2.13}$$

a velocidade efetiva é

$$U_e = XU_G + (1-x)U_L \tag{2.14}$$

e o fluxo de massa em função da massa especifica efetiva, ρ_e, é :

$$\dot{M} = \rho_e U_e A = \rho_e A\ [\ xU_G + (1-x)U_L] \tag{2.15}$$

e a massa específica efetiva é:

$$\frac{1}{\rho_e} = \frac{A\,[xU_G + (1-x)U_L]}{\dot{M}} \tag{2.16}$$

substituindo a fração de vazio, temos finalmente:

$$\frac{1}{\rho_e} = \left[\frac{x}{\rho_G} + \frac{k(1-x)}{\rho_L}\right]\left[x + \frac{1-x}{k}\right] \tag{2.17}$$

2.3.10 VISCOSIDADE MÉDIA HOMOGÊNEA

É a viscosidade média da mistura considerando o modelo homogêneo. Dada pela equação:

$$\mu_H = \left[\frac{x}{\mu_G} + \frac{1-x}{\mu_L}\right]^{-1} \tag{2.18}$$

Onde μ_G é a viscosidade média do gás e μ_L é a viscosidade média do líquido.

2.3.11 MASSA ESPECíFICA HOMOGÊNEA

É dada pelo fluxo de massa $\dot{M}$ dividido pelo fluxo de volume $\dot{V}$, ou como apresentado abaixo modificada pela fração de vazio.

$$\rho_H = \left[\frac{x}{\rho_G} + \frac{1-x}{\rho_L}\right]^{-1} \tag{2.19}$$

2.3.12 NÚMERO DE REYNOLDS

O Nº de Reynolds usado é definido individualmente para a fase gás e para a fase líquida, considerando que cada fase escoa sozinha ao longo do tubo. Não pode-se assumir um Reynolds único para a mistura, uma vez que só raramente as fases escoam a uma mesma velocidade. Assim o Nº de Reynolds para os escoamentos bifásicos é definido como:

$$Re_L = (1-x)\,\frac{\dot{m}D}{\mu_L} \tag{2.20.a}$$

$$Re_G = x\frac{\dot{m}D}{\mu_G} \tag{2.20.b}$$

onde $\dot{m}$ é a taxa de massa total por unidade de área da seção transversal (fluxo de massa).

$$\dot{m} = \frac{\dot{M}}{A} \tag{2.21}$$

2.3.13 PARÂMETRO DE LOCKHART E MARTINELLI

É o parâmetro que correlaciona os quatro tipos de regimes de escoamentos bifásicos possíveis, definidos em 1.2.2 como, as duas fases laminares, as duas fases turbulentas, fase líquida laminar e fase gás turbulenta, fase líquida turbulenta e fase gás laminar. Este parâmetro é dado pela raiz quadrada da razão da variação de pressão do líquido e do gás considerando-se cada fase escoando separadamente.

$$X = \sqrt{\frac{\Delta p_L}{\Delta p_G}} = \frac{1-x}{x}\left[\frac{\rho_G}{\rho_L}\right]^{1/2} \tag{2.22}$$

2.4 OS REGIMES DE ESCOAMENTO

A classificação tradicional de regime turbulento ou laminar não é definida para os escoamentos bifásicos do mesmo modo que aos unifásicos. Cada fase deve ser considerada separadamente e o Nº de Reynolds, que define a transição entre os regimes, também difere em alguns pontos. Podemos tomar como guia a classificação

proposta Lockhart e Martinelli [19].

Líquido	Gás	Re_l	Re_g
Turbulento	Turbulento	>2000	>2000
Turbulento	Laminar	>2000	<1000
Laminar	Turbulento	<1000	>2000
Laminar	Laminar	<1000	<1000

Para os escoamentos bifásicos são descritas uma gama de configurações que mostram a distribuição de uma fase em relação a outra, as quais dependem da relação gás-líquido, da velocidade de cada uma das fases e da orientação da tubulação. Os modelos apresentados na literatura são normalmente para escoamentos em tubos horizontais ou verticais sendo que as orientações intermediárias apresentam configurações que são misturas das duas principais. Para escoamentos horizontais a classificação mais frequente na literatura é a apresentada abaixo [2].

ESCOAMENTO EM BOLHAS DISPERSAS (BUBBLY FLOW) - A fase gasosa se apresenta em bolhas dispersas. A flutuação tende a extratificar as bolhas que migram para o topo do tubo.

ESCOAMENTO EM TAMPÕES (PLUG FLOW) - As bolhas de ar se agrupam formando bolhas maiores que se deslocam no sentido do escoamento como bolhas alongadas ou tampões, concentradas na parte superior do tubo.

ESCOAMENTO ESTRATIFICADO (STRATIFIED FLOW) - Ocorre uma separação grosseira entre as fases, onde a velocidade da fase gasosa exede em muito a velocidade da fase líquida.

ESCOAMENTO EM ONDAS (WAVY FLOW) - O aumento da velocidade do gás produz ondas na superfície da fase líquida.

ESCOAMENTO EM BLOCOS (SLUG FLOW) - Com o aumento da velocidade da fase gasosa as ondas geradas na superfície da fase líquida tornam-se tão grandes que tocam a parte superior do tubo.

ESCOAMENTO ANELAR (ANNULAR FLOW) - Ocorre nas altas velocidades da fase gasosa formando um miolo de gás circundado por uma fina película de líquido escoando em uma velocidade menor, contendo bolhas dispersas.

Estes regimes de escoamento são geralmente apresentados na forma de

diagramas como os das figuras 2.2 e 2.3. As fronteiras entre as configurações não são ainda bem definidas e são influênciadas pela pressão, pelo tipo do fluido e pela geometria da tubulação. Os gráficos das figuras apresentadas são válidos apenas para tubos de pequenos diâmetros sendo que para diâmetros maiores existe a tendência de um maior escorregamento entre as fases e as fronteiras dadas nos gráficos tendem a se deslocar na direção das velocidades superfíciais mais altas [2]. O primeiro modelo apresentado foi possivelmente o de Kosterin em 1949 [4] mas certamente o mais aceito, ainda hoje, é o apresentado por Mandhane em 1974 [19], figura 2.2. Outro modelo bastante aceito é o modelo teórico proposto por Taitel e Dukler em 1976 [14], figura 2.3, Recentemente Sppending e Spence [5] apresentaram um trabalho e uma proposição para o estabelecimento dos limites de validade de cada um dos já consagrados regimes de escoamento.

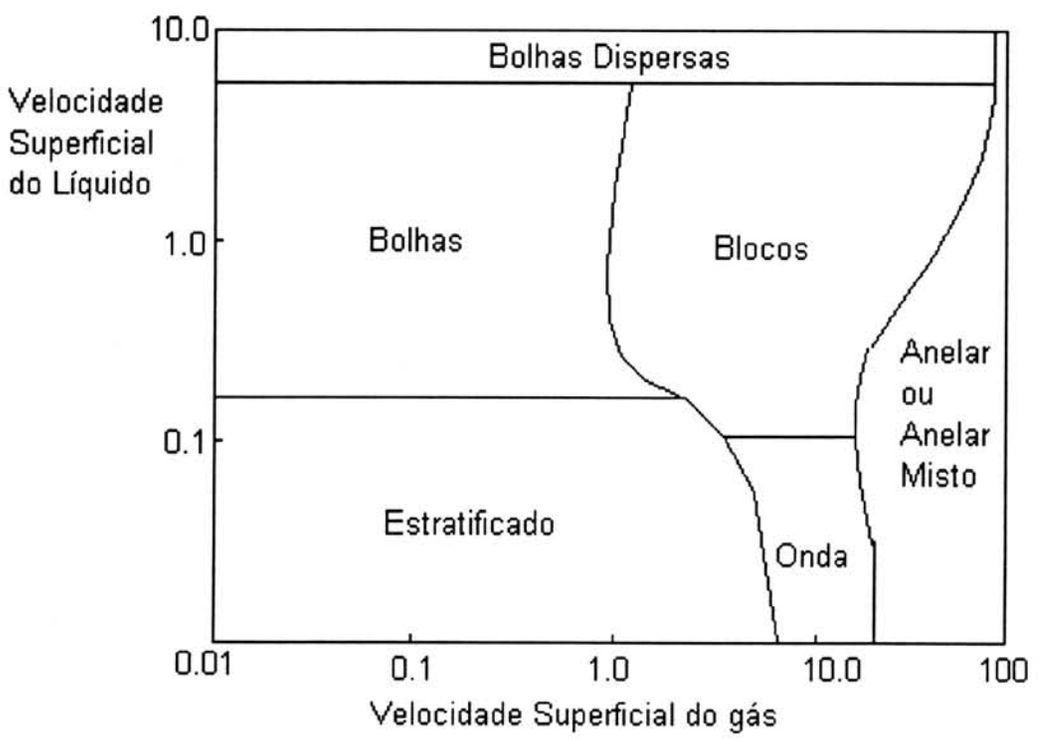
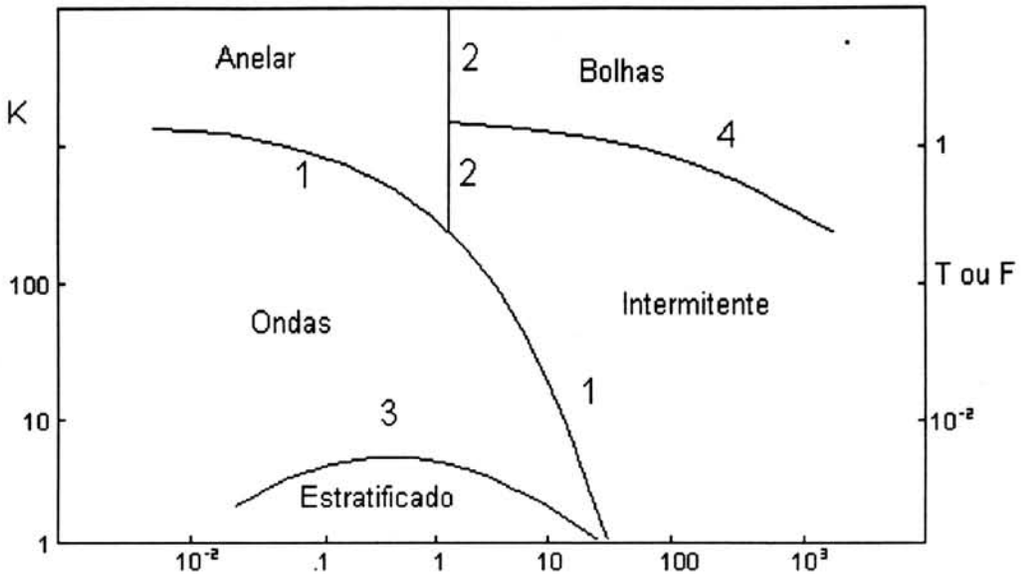


FIGURA 2.2 — Modelo de escoamentos horizontal de Mandhane



CURVAS : 1 e 2, F x X; 3, K x X e 4, T x X

FIGURA 2.3 — Modelo de escoamento horizontal de Taitel e Dukler (X é o parâmetro de Lockhart e Martinelli, F, T e K são parâmetros adicionais [19]).

2.5 MEDIDA DOS ESCOAMENTOS BIFÁSICOS

Medir estes escoamentos não é tarefa fácil nem tão pouco os resultados obtidos são precisos. Por este motivo deve-se analisar a real necessidade de medi- los como se apresentam. Algumas vezes, é possível medí-los antes que ocorra a mistura das fases, outras a causa do escoamento bifásico é totalmente aleatória e alternativas devem ser utilizadas. O custo das modificações do sistema, do processo ou ainda dos ajustes operacionais necessários para evitar ou eliminar os escoamentos bifásicos, somados aos custos de manutenção necessários para manter o sistema, justificam instalarem-se complicados sistemas de medidores e admitir-se grandes incertezas nas medições. Problemas simples associados a medições dos escoamentos unifásicos tais como a viscosidade, o perfil de velocidades e os efeitos das instalações, podem-se transformar em grandes obstáculos para as medições dos

escoamentos bifásicos. Incertezas da ordem de ±10% nas medidas são muitas vezes considerados exelentes resultados, pois estas podem facilmente alcançar ±50% ou mais [18]. Variações extremas na viscosidade, na massa específica e na velocidade entre as fases ocorrem não só espacialmente através da seção transversal do tubo mas também temporalmente ao longo do tubo. Assim, os medidores de fluxo utilizados devem, não somente suportar os extremos físicos característicos destes escoamentos, como também suportar os severos esforços mecânicos impostos a todo o sistema.

2.5.1 MÉTODO DE DE SEPARAÇÃO DAS FASES

A solucão mais óbvia para medir escoamentos bifásicos é separar as fases e medí-las individualmente. No entanto além de ser caro devido aos custos de um separador, dos serviços de apoio e de manutenção; nem sempre a separação das fases é a solução mais simples. Mesmo quando estão bem separadas ocorre a contaminação de uma das fases pela outra, assim a fase gasosa pode conter gotículas de líquido e a fase líquida bolhas de gás [2].

2.5.2 MÉTODO DA HOMOGENIZAÇÃO OU MISTURA DAS FASES

Outro método possível para medir escoamentos bifásicos é homogenizar as fases de maneira que a mistura resultante se comporte como um esoamento unifásico para o medidor de fluxo. As fases devem ser misturadas de maneira que a massa específica da mistura seja a mesma em todos os pontos da seção transversal do tubo e as velocidades das fases sejam equalizadas — em alguns tipos de regimes a velocidade da fase gasosa pode ser trinta vezes ou mais maior do que a velocidade da fase líquida — de modo que não ocorra escorregamento entre as fases, U_R seja nulo.

Com a homogenização temos na realidade um novo fluido e as características da mistura resultante, ao contrário do esperado, nem sempre são as intermediárias entre as das duas fases. A continuidade garante que a massa específica pode ser prevista, o que não acontece com a viscosidade, a compressibilidade ou as propriedades acústicas e termodinâmicas que podem mudar completamente para o

novo fluido resultante [18].

2.5.3 O USO DE EQUAÇÕES EMPÍRICAS PARA OS ESCOAMENTOS BIFÁSICOS

O uso de medidores de fluxo convencionais, como as placas de orifício, com boa performace é possível se o escoamento bifásico for homogêneo, tanto em termos do escorregamento entre as fases quanto da massa específica.

Na grande maioria dos trabalhos publicados[1] sobre escoamentos bifásicos foram usados tubos de pequeno diâmetro, normalmente menores do que 50 mm. As equações obtidas para estes tubos se usadas para cálculos de escoamentos em tubulações maiores sofrem os efeitos destas mudança, devendo neste caso ser considerado um erro adicional na medida. Com diâmetros maiores existe uma maior possibilidade de coalescimento das bolhas de gás aumentando o escorregamento entre as fases.

A orientação dos tubos para os quais estas equações são obtidas também deve ser observada, devido as grandes diferenças entre os regimes de escoamento resultantes para cada orientação, isto é, para os mesmos fluxo de gás e de líquido podem resultar diferentes regimes de escoamento dependendo da orientação do tubo. Assim escoamentos em tubos inclinados não devem ser aproximados para escoamentos horizontais ou verticais.

Todas estas equações requerem, para o cálculo de uma das variáveis, o conhecimento ou a medição de variáveis auxiliares. Para determinar uma variável é necessário o conhecimento de outras duas, por exemplo o cálculo fluxo requer o conhecimento ou a medida da fração de vazios α e do título x.

2.5.4 EQUAÇÕES BÁSICAS PARA OS ESCOAMENTOS BIFÁSICOS

As equações básicas usadas nos cálculos relativos aos escoamentos bifásicos seguem dois modelos: o modelo homogêneo e o modelo de escoamentos separados ou de três equações [18]. Nestes modelos as equações são desenvolvidas em termos

---

[1]Grande parte dos trabalhos publicados foram gerados para escoamentos bifásicos vapor-água com medidores de pressão diferêncial (placas de orificio e venturis)

da conservação de massa, da quantidade de movimento e da energia.

2.5.5 MODELO DE ESCOAMENTO HOMOGÊNEO

A aproximação mais simples que pode ser feita para estudar estes escoamentos é considerá-los como um fluido único, unifásico, com propriedades físicas médias convenientemente escolhidas, o que permite aplicar os conceitos já desenvolvidos para os escoamentos unifásicos. Considerando que as duas fases se movem com a mesma velocidade homogênea, $U_H = U_L = U_G$, e a taxa de escorregamento K será igual a 1, podemos definir uma massa específica média homogênea, que é dada pelo fluxo de massa total $\dot{M}$ dividido pelo fluxo em volume total $\dot{V}$:

$$\rho_H = \frac{\dot{M}}{\dot{V}} = \left[\frac{x}{\rho_G} + \frac{1-x}{\rho_L} \right]^{-1} \tag{2.23}$$

e uma viscosidade média homogênea,

$$\mu_H = \left[\frac{x}{\rho_G} + \frac{1-x}{\rho_L} \right]^{-1} \tag{2.24}$$

Assumimos que ocorra equilíbrio termodinâmico entre as fases.

O modelo homogêneo no entanto não representa uma boa aproximação se as fases estão bem separadas — escoamento estratificado, em blocos, etc... Bons resultados são conseguidos para escoamentos onde as massas específicas das fases são próximas, a razão ρ_L/ρ_G é menor do que dez, e o fluxo de massa em torno de 2000 Kg/m^{2}s [18].

2.5.5.1 EQUAÇÕES DE CONSERVAÇÃO PARA O MODELO HOMOGÊNEO

Considerando um escoamento através de um elemento de canal δ_z e área

da seção transversal A .

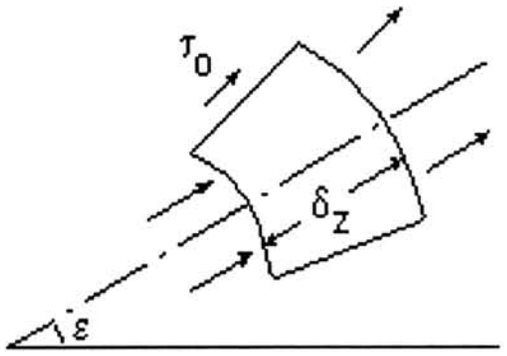


FIGURA 2.4 — Modelo de escoamento homogêneo

ε é o ângulo de inclinação com a horizontal.

A equação resultante para a conservação de massa é:

$$\frac{\partial}{\partial z}(j\rho_H A) + A\frac{\partial \rho_H}{\partial t} = 0 \tag{2.25}$$

onde,

$$j = \frac{\dot{V}_G + \dot{V}_L}{A} = U_G + U_L \tag{2.26}$$

é o fluxo de volume total.

A equação para a conservação da quantidade de movimento, considerando-se o elemento de canal da figura 2.4, pode ser deduzida:

$$\begin{bmatrix}\text{quantidade de}\\ \text{movimento do fluxo}\\ \text{saindo do volume de}\\ \text{controle}\end{bmatrix} + \begin{bmatrix}\text{quantidade de}\\ \text{movimento do fluxo}\\ \text{entrando no volume de}\\ \text{controle}\end{bmatrix} + \begin{bmatrix}\text{quantidade de}\\ \text{movimento do fluxo}\\ \text{gerado no volume de}\\ \text{controle}\end{bmatrix} = \begin{bmatrix}\text{somatório das forças}\\ \text{atuando no volume de}\\ \text{controle}\end{bmatrix}$$

onde os termos do lado esquerdo da equaçao anterior são dados por:

$$\dot{m}jA + \delta z \frac{\partial}{\partial z}(\dot{m}jA) - \dot{m}jA + \frac{\partial}{\partial t}\dot{m}jA\delta z \tag{2.27}$$

e o somatório das forças atuando no elemento são:

$$pA - (pA + \delta z A \frac{\partial}{\partial z}) - g\rho_H A \delta z sen\alpha - \tau_o \delta z P \tag{2.28}$$

Onde p é a pressão, τ_o é o atrito na parede e P é o perímetro do duto considerado.

Se $\dot{m} = \rho_H U_H$ para um escoamento estacionário e equação da quantidade de movimento pode ser reescrita na forma:

$$-\frac{dp}{dz} = \frac{\tau_o P}{S} + \frac{d(\dot{m}^2/\rho_H)}{dz} + g\rho_H sen\,\alpha \tag{2.29}$$

Os três termos do gradiente de pressão do lado direito da equação podem ser reescritos como: $\frac{\tau_o P}{S}$ é a componente devido ao atrito $\frac{dp_f}{dz}$, $\frac{d(\dot{m}^2/\rho_H)}{dz}$ é a componente devido a acelaração $\frac{dp_a}{dz}$ e $g\rho_H sen\,\alpha$ é a componente gravitacional $\frac{dp_g}{dz}$.

E a equação assume a forma final:

$$-\frac{dp}{dz} = -\frac{dp_f}{dz} - \frac{dp_a}{dz} - \frac{dp_g}{dz} \tag{2.29}$$

A equação de conservação da energia para a mesma seção é dada pelo somatório das energias que estão entrando na seção, saíndo da seção a energia armazenada e a energia gerada no interior da seção é dada por:

$$\rho_H \left(\frac{\partial e}{\partial t} + j\frac{\partial e}{\partial z} \right) = \frac{\dot{q}P}{A} + \dot{q}_v + \frac{\partial p}{\partial t} \tag{2.30}$$

onde $\dot{q}$ é o fluxo de calor entrando no canal através da parede e P é o perimetro do tubo,

$\dot{q}_v$ é a taxa de geração de energia interna por unidade de volume,

e é a energia convertida por unidade de massa do fluido dada por:

$$e = h + \frac{j^2}{2} + gz \; sen\,\varepsilon \tag{2.31}$$

h é a entalpia específica dada por:

$$h = \mu + \frac{p}{\rho_H} \tag{2.32}$$

2.5.6 MODELO DE DOIS FLUIDOS SEPARADOS (TRÊS EQUAÇÕES)

O modelo de dois fluidos separados ou também conhecido como modelo de três equações para escoamentos bifásicos gás-líquido é o mais utilizado para cálculos práticos na indústria. É a base da maioria das correlações para cálculos da perda de pressão e fração de vazios. Representa a maneira mais direta para tais sistemas sem o uso de complicados métodos matemáticos [16].

Neste modelo as duas fases são consideradas escoando em regiões separadas do tubo, com velocidades constantes (u_G e u_L respectivamente) que podem ser diferentes. No modelo de escoamentos separados nenhuma consideração a respeito da configuração das fases (regimes de escoamento) dentro do tubo é feita. A interação entre as fases não é considerada, uma vez que, o balanço de massa, quantidade de movimento e energia dizem respeito ao canal como um todo.

Assim considerando a figura abaixo,

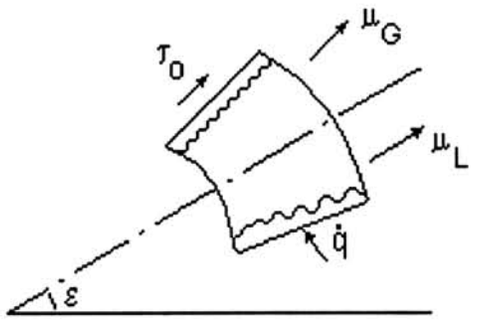


FIGURA 2 . 5 — Modelo de escoamentos separados

e a fração de vazios α . A equação da conservação da massa é dada por:

$$\frac{\partial \dot{M}}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial t}\rho_{TP} = 0 \qquad (2.33)$$

onde ρ_{TP} é a massa específica do escoamento bifásico;

$$\rho_{TP} = \rho_L\ (1-\alpha_G) + \rho_G \alpha_G \qquad (2.34)$$

A equação da conservação da quantidade de movimento para o escoamento num tubo de seção transversal constante pode ser deduzida sabendo-se que:

$$\begin{bmatrix} \text{quantidade de} \\ \text{movimento do fluxo} \\ \text{saindo do volume de} \\ \text{controle} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \text{quantidade de} \\ \text{movimento do fluxo} \\ \text{entrando no volume de} \\ \text{controle} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \text{quantidade de} \\ \text{movimento do fluxo} \\ \text{gerado no volume de} \\ \text{controle} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \text{somatório das forças} \\ \text{atuando no volume de} \\ \text{controle} \end{bmatrix}$$

onde os termos da quantidade de movimento são dados por:

$$\left[\dot{M}_G u_G + \dot{M}_L u_L + \delta z \frac{\partial}{\partial z}(\dot{M}_G u_G + \dot{M}_L u_L)\right] - \left[\dot{M}_G u_G + \dot{M}_L u_L\right] + K \delta z \frac{\partial}{\partial t}\left[u_l \rho_L (1-\alpha_G) + u_G \rho_G \alpha_G)\right] \tag{2.35}$$

u_G e u_L são as velocidades reais das fases líquida e gasosa e são obtidas pela relação entre as velocidades superficiais U_G e U_L e a fração de vazio α.

As forças atuando no elemento são representadas no lado direito da equação:

$$pA - (pA + \delta z A \frac{\partial}{\partial z}) - g\rho A \delta z sen\alpha_G - \tau_o \delta z P \tag{2.36}$$

Onde p é a pressão, τ_o é oatrito na parede e P é o perímetro do duto considerado.

Como $\dot{M}_G = u_G \rho_G \alpha_G$ e $\dot{M}_L = u_L \rho_L (1-\alpha_G)$ a equação da quantidade de movimento pode ser reescrita na forma:

$$-\frac{\partial}{\partial z} - g\rho sen\alpha_G - \frac{\tau_o P}{A} = \frac{\partial}{\partial t}[u_G \rho_G \alpha_G + u_L \rho_L (1-\alpha_G)] + \frac{1}{A}\frac{\partial}{\partial z}[\rho_G \alpha_G A u_G^2 + \rho_L (1-\alpha_G) A u_L^2] = 0 \tag{2.37}$$

A equação pode ser reescrita usando-se o título e o fluxo de massa total $\dot{M}$:

$$-\frac{\partial p}{\partial z} - g\rho_{TP}\, sen\varepsilon - \frac{\tau_o P}{A} = \frac{1}{A}\frac{\partial \dot{M}}{\partial t} + \frac{1}{A}\frac{\partial}{\partial z}\left[\frac{\dot{M}^2}{A^2}\frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{(1-x)^2}{\rho_L(1-\alpha_G)} + \frac{x^2}{\rho_G \alpha_G}\right)\right] \tag{2.38}$$

A equação para escoamentos estacionários em dutos de seção constante se reduz a:

$$-\frac{dp}{dz} = \frac{\tau_o P}{A} + \frac{\dot{M}^2}{A^2}\frac{d}{dz}\left[\frac{(1-x)^2}{\rho_L(1-\alpha_G)} + \frac{x^2}{\rho_G \alpha_G}\right] + g\rho_{TP}\, sen\varepsilon \qquad (2.39)$$

Esta equação é uma das mais usadas nas análises de escoamentos bifásicos. Devemos lembrar que os termos do lado direito da equação são denominadas como os componentes de perda de pressão por atrito, pela aceleração e gravitacional.

A equação de conservação da energia dada em função do título x e da taxa de fluxo de massa total $\dot{M}$ pode ser obtida partindo-se das energias de convecção da fase gás e da fase líquida :

$$e_G = h_G + \frac{u_G^2}{2} + gz\,sen\varepsilon \qquad (2.40)$$

$$e_L = h_L + \frac{u_L^2}{2} + gz\,sen\varepsilon \qquad (2.41)$$

Obtem-se assim uma equação para a conservação da energia na forma:

$$\begin{aligned} &\dot{M}_L e_L + \dot{M}_G + \delta z \frac{\partial}{\partial z}\left(\dot{M}_L e_L + \dot{M}_G\right) \\ &-\left(\dot{M}_L e_L + \dot{M}_G + \dot{q} P \delta z + \dot{q}_v A \delta z\right) \\ &+A\,\partial z \frac{\partial}{\partial t}[\mathrm{P}_L(1-\mathrm{A}_G)\mu_L + \mathrm{P}_L(1-\mathrm{A}_G)\frac{u_L^2}{2} + \mathrm{P}_L(1-\mathrm{A}_G)sen\varepsilon \\ &+\mathrm{P}_G\mathrm{A}_G\mu_G + \mathrm{P}_G\mathrm{A}_G\frac{u_G^2}{2} + \mathrm{P}_G\mathrm{A}_G\ sen\varepsilon] = 0 \end{aligned} \qquad (2.42)$$

Onde o primeiro termo é relativo ao fluxo de energia saindo da seção considerada, o segundo é relativo ao fluxo de energia entrando na mesma seção e, o terceiro e o quarto termo são relativos a energia interna .

As entalpias de cada uma das fases são dadas pelas equações:

$$h_G = \mu_G \frac{p}{\rho_G} \tag{2.43}$$

$$h_L = \mu_L \frac{p}{\rho_L} \tag{2.44}$$

A equação pode ser expressa em termos das entalpias e como na equação da quantidade de movimento em função do título e do fluxo de massa total

$$\begin{aligned}
&\frac{\partial}{\partial z}\left[\dot{M}\ \{(1\text{-}x_G)h_l + x_G h_g\} + \{\frac{\dot{M}^3}{2A^2}\ \frac{(1-x)^3}{\rho_L{}^2(1-\alpha_G)^2} + \frac{x^3}{\rho_G{}^2+\alpha_G{}^2}\}\right] \\
&+\frac{\partial}{\partial z}\left[A\frac{\partial}{\partial t}\left(-p + (1-\alpha_G)\rho_L h_l + \frac{\dot{M}^2}{2A^2} + \frac{(1-x)^2}{\rho_L{}^2(1-\alpha_G)^2}\right)\right] \\
&+\frac{\partial}{\partial z}\left[\alpha_G\rho_G\{h_g + \frac{\dot{M}^2}{2A^2}\ \frac{x^2}{\rho_G{}^2\alpha_G{}^2}\} + \rho_{TP}\ g sen\varepsilon\right] \\
&-\dot{q}P - \dot{q}vA = 0
\end{aligned} \tag{2.45}$$

2.5.7 ESCOAMENTOS BIFÁSICOS EM TUBULAÇÕES

O escoamento através de sistemas de tubos pode ser considerado em duas partes: escoando em tubos retos e através de acessórios. Nos tubos retos os escoamentos compressíveis ou incompressíveis são tratados da mesma maneira. Assim o gradiente de pressão em qualquer ponto do tubo pode ser determinado usando-se a equação de conservação da quantidade de movimento . Nos acessórios uma formulação apropriada é desenvolvida [18] esta formulação é apresentada abaixo.

2.5.8 ESCOAMENTOS BIFÁSICOS EM ACESSÓRIOS

Para as equações usadas no cálculo de acessórios (entendendo-se por acessórios todas as variações de um tubo reto como as expanções, curvas, válvulas, etc, aqui também estão incluídos os dispositivos de medição de fluxo como as placas de orifício e os venturis, uma vez que estes dispositivos causam restrições ao fluxo e portanto perda de pressão) algumas hipóteses devem ser assumidas para que possamos definir as equações de conservação [18] :

— O escoamento é estacionário. Esta hipótese permite eliminar os termos de variação no tempo das equações básicas. Para propósitos de projeto o caso estacionário é provavelmente o mais importante e será usado, uma vez que, as informações a respeito do caso não estacionário são muito escassas.

— Se o escoamento for horizontal o termo gravitacional é desprezado mas, para os verticais ou inclinados este termo deve ser levado em conta.

— O termo da tensão de cizalhamento na parede, na equação de conservação da quantidade de movimento, é pequeno se comparado aos outros termos, no caso dos acessórios. Caso a perda de pressão ocorra sobre uma distância relativamente longa isto não ocorre e o termo deve ser levado em consideração.

Assumidas estas hipóteses as equações de conservação são simplificadas tanto para o modelo homogêneo como para o modelo de escoamentos separados. Somente as últimas são aqui apresentadas já que este é o modelo adotado nesta trabalho.

Assim para equação de conservação de massa temos

$$-\frac{d}{dz}(\dot{M}) = 0 \tag{2.46}$$

para a equação da conservação da quantidade de movimento

$$-\frac{dp}{dz} = \frac{\dot{M}^2}{A}\frac{d}{dz}\left[\frac{1}{A\rho_M}\right] \tag{2.47}$$

e finalmente para a conservação da energia

$$\frac{dp}{dz}+\rho_H \frac{d}{dz}[(1-x)\mu_L+\mu_G] + \frac{\dot{M}^2}{2}\rho_H \frac{d}{dz}\left[\frac{1}{A^2\rho_E^2}\right] \tag{2.48}$$

onde ρ_H[2] é a massa específica homogênea como definida na equação 2.21 . E ρ_m e ρ_e são dadas pelas equações:

$$\frac{1}{\rho_m} = \left[\frac{(1-x)^2}{\rho_L(1-\alpha)} + \frac{x^2}{\rho_G\alpha}\right] \tag{2.49}$$

$$\frac{1}{\rho_e^2} = \left[\frac{(1-x)^3}{\rho_L(1-\alpha)^2} + \frac{x^3}{\rho_G\alpha^2}\right] \tag{2.50}$$

Integrando as equações de conservação da quantidade de movimento e da energia ao longo do acessório é possível obter uma equação para a sua perda de pressão. Para obter esta equação são assumidas duas hipóteses adicionais, o escoamento é incompressível e a fração de vazio é constante ao longo do acessório. A perda de pressão é dada pela expressão:

$$\Delta p = -\frac{\dot{M}^2 I_m}{\rho_m} \tag{2.51}$$

onde I_m é integral da equação de conservação da quantidade de movimento em relação ao acessório e $\dot{m}$ é a taxa de fluxo total de massa em kg/s.

---

[2]Para os escoamentos incompressíveis ρ_H é constante, o mesmo não ocorre para ρ_m e ρ_e que são dependentes da fração de vazio α e podem variar ao longo do acessório.

2.6 MEDIÇÃO DE ESCOAMENTO BIFÁSICOS USANDO MEDIDORES DE PRESSÃO DIFERENCIAL

A base de todas as expressões usadas no cálculo do fluxo para os medidores de pressão diferencial é a equação de Bernoulli [15]. Para um escoamento horizontal e considerando-se um coeficiente para compensar as perdas, o coeficiente de descarga $C_{D,}$ já definido anteriormente, como a razão entre o fluxo real e o fluxo teórico [17], e o fator de ajuste de velocidade F que é dado por:

$$F = \frac{1}{\sqrt{1-\beta^4}} \tag{2.52}$$

Assim, a equação para a taxa de fluxo total é dada por:

$$\dot{M} = YC_D aF\sqrt{2\rho\Delta p} \tag{2.53}$$

onde Y é o coeficiente de expansão dos gases.

Para estes escoamentos dois métodos diferentes tem sido propostos para adaptar esta equação. Um destes métodos é usar o título para obter a massa especifica efetiva da mistura, o outro consiste em usar um multiplicador bifásico, este multiplicador relaciona um escoamento bifásico a um unifásico líquido ou gás que produza a mesma perda de pressão. Nos trabalhos de Rooney [9] e Bizon [23], por exemplo são usados multiplicadores bifásicos. Já no trabalho de James [3] foi usado o método da massa específica efetiva da mistura.

3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Este capítulo apresenta uma visão geral do procedimento experimental usado neste trabalho. Descreve a bancada de testes, os equipamentos que a compõe, bem como a sua função. Descreve ainda as fases do procedimento experimental adotado e as hipóteses assumidas para os escoamentos.

3.1 BANCADA DE TESTES

A bancada de testes foi montada a partir da bancada de calibração de medidores de fluxo do tipo gravimétrica, intermitente, para medidores de fluxo líquido [24] já existente no Laboratório de Turbomáquinas e Medição de Fluxo, figura 3.1. Sua utilização permite que o fluxo de água em circulação pela seção de testes seja verificado com menor incerteza do que pela comparação com padrões secundários de transferência.

Nesta bancada foi montada uma seção de testes que pode ser vista esquematicamente na figura 3.2. Esta seção é composta de uma região inicial formada de por um dispositivo denominado "condicionador de fluxo" constituído de uma expansão da seção transversal do tubo da seção de testes de 50 mm para 150 mm, onde foram instalados um orientador de escoamento do tipo "favo de abelha" e um respiro. O objetivo da instalação do condicionador associado ao orientador de escoamento é eliminar possíveis vórtices provocados pela bomba ou pelos acessórios

de tubulação que fazem parte da bancada. O respiro foi instalado para permitir extrair o ar presente ao escoamento e que pode alterar os resultados. Segue-se uma região de comprimento de entrada que consiste de um tubo reto sem acidentes, de 50 mm de diâmetro, com um comprimento de 60 diâmetros equivalentes com o objetivo de permitir um pleno desenvolvimento do perfil de velocidades. A última seção é a de testes propriamente dita. E constituída de um segundo orientador de fluxo tipo MHI [25], um misturador do tipo "cachimbo", que faz a injeção de ar na tubulação, central e orientado no sentido contrário ao fluxo , e uma placa de orifício de bordos chanfrados com β de 0,52 e tomadas de pressão em D e D/2. Esta localização das tomadas de pressão foi escolhida por ser considerada a menos sensível as flutuações de pressão.

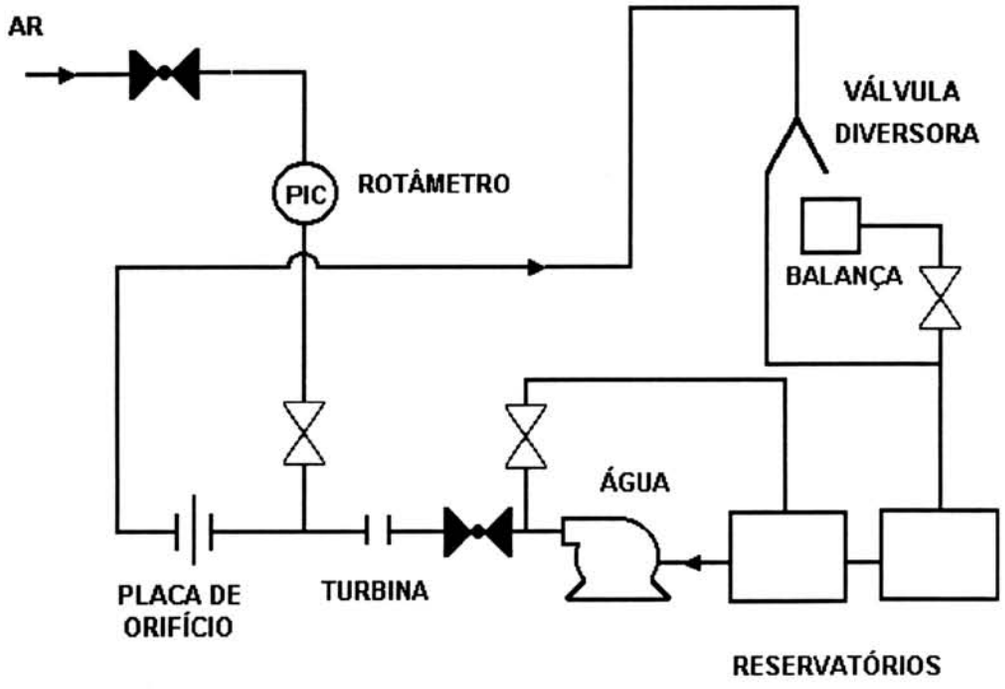


FIGURA 3.1 — Bancada de testes

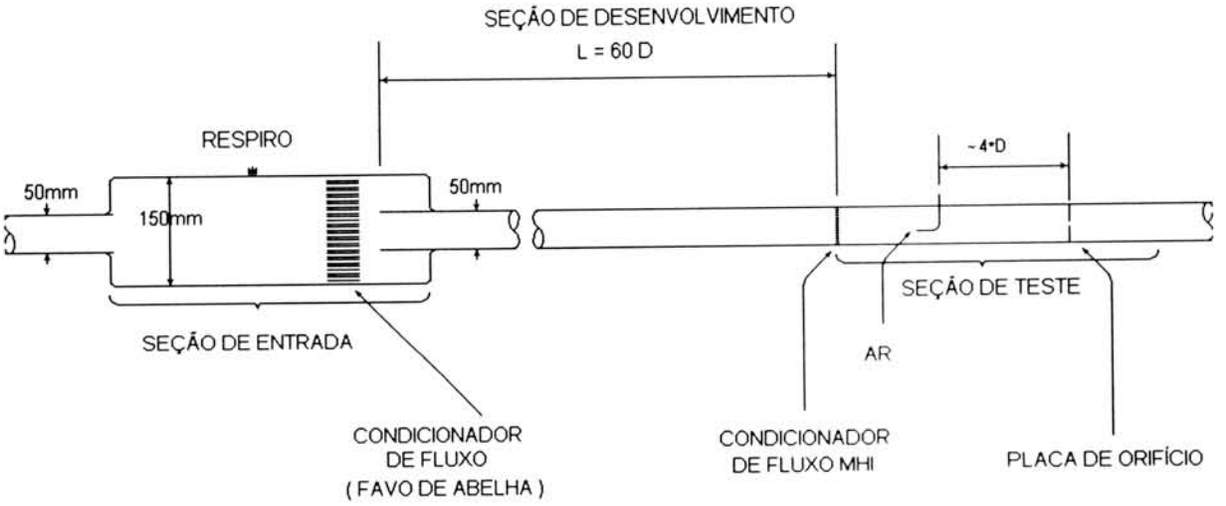


FIGURA 3.2 — Seção de testes

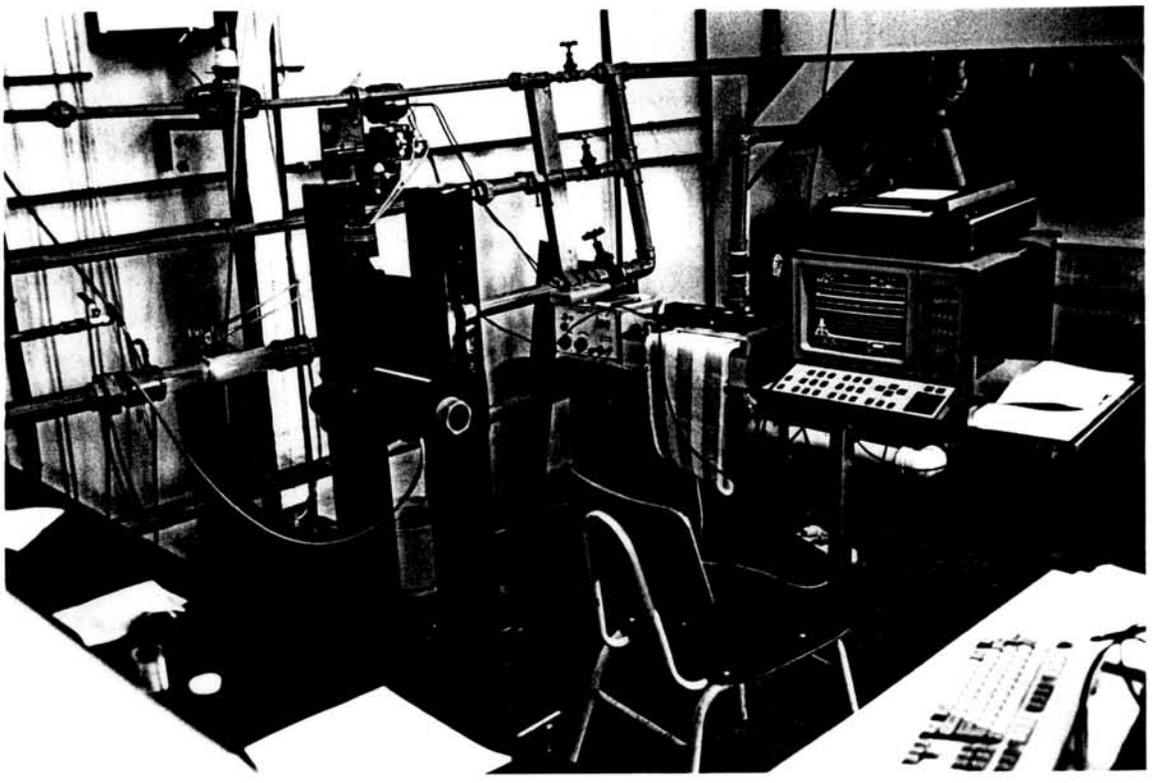


FIGURA 3.3 — Vista parcial da seção de teste e dos equipamentos

3.1.1 TUBULAÇÃO DE AR

O ar necessário para fazer a mistura foi fornecido por um compressor alternativo fabricado pela Wayne a numa pressão de 8,8 kgf/cm². O fluxo de ar é medido por um medidor de fluxo do tipo área variável, rotâmetro. Foi possível assim, obter um fluxo de ar constante de $1{,}24 \times 10^{-4}$ kg/s ± 2% , e grau de saturação (título) da mistura testada, x , variando entre $5{,}0 \times 10^{-5}$ até $1{,}0 \times 10^{-4}$.

O ar é injetado na tubulação por um misturador do tipo "cachimbo". Em seu trabalho Millington e King [26] sugerem um misturador onde o ar é injetado em dois pontos tangentes a parede do tubo o que garantiria a homogeneidade do escoamento por um comprimento de tubo maior. Optou-se por um misturador com apenas um ponto de injeção pois acredita-se que este tipo de misturador não introduza vórtices adicionais no escoamento[1].

3.1.2 TUBULAÇÃO DE ÁGUA

A tubulação de água utilizada foi a já existente na bancada de calibração de medidores de fluxo líquido do tipo gravimétrica. Esta bancada é composta de três reservatórios de água entre os quais um é o de pesagem, uma bomba centrífuga do modelo ETABLOC 40-125 da KSB com rotor de 139 mm e vazão de 5 m³/h, uma balança eletrônica, uma válvula diversora, um temporizador/acionador da válvula diversora e as demais tubulações. O diâmetro da seção de teste utilizada no experimento é de 50 mm. A medida do fluxo de água é feita com uma balança eletrônica Toledo, modelo 3205 com capacidade de 100 kg ± 0,02 de água, para que seja verificado com menor incerteza, e regulado por uma válvula globo, esta regulagem é definida pelo diferencial de pressão medido por um medidor de pressão diferencial. A bancada de calibração de medidores de fluxo permite estabelecer um fluxo de líquido

---

[1]Em seu trabalho Pursley [2] [2] [ ] faz uma comparação entre estes dois tipos de misturadores

(água) de 0,1 kg/s a 4,0 kg/s com uma incerteza de ± 0,7 % e nível de confiança de 95%.

3.1.3 REGISTRO DO DIFERENCIAL DE PRESSÃO

O registro do diferencial de pressão foi obtido usando-se uma célula diferencial de pressão do tipo capacitiva modelo 4EZ2B3 fabricado pela Transmitel. Esta célula apresenta exatidão de ± 0,2% do *span* calibrado (de 0,0 a 0,5 kgf/cm²) e uma repetibilidade de ± 0,05% do *span* calibrado. Um registrador gráfico potenciométrico da JJ Loyds e um analisador de espectro modelo BK 2034, FFT analyizer Brüel Kjaer 2034 são usados para registrar e processar o sinal.

3.1.4 MEDIDA DAS VELOCIDADES

Os perfis de velocidade axial e transversal foram obtidos com o auxílio de um velocímetro a LASER Doppler— modelo FVA, duas componentes, série 60X com fibra ótica e uma fonte Spectra Physics, 4W da Dantec.

O equipamento consiste de uma fonte LASER estável de alta freqüência de ions argônio de 4W ligada a um sistema *Fiberflow*. Este sistema é composto por um sistema ótico transmissor/emissor que contém todos os componentes óticos necessários para divisão do feixe LASER com duas diferentes cores. Um modulador ótico-acústico operando em 40 MHz para permitir a medição de fluxo reverso nos dois canais. Quatro operadores para o alinhamento das fibras óticas em relação ao feixe LASER e uma sonda bidimensional com lentes frontais com distância focal de 400 mm e um sistema de processamento de sinal.

3.1.5 CORREÇÃO DOS PONTOS MEDIDOS

O feixe de LASER ao atravessar meios diferentes sofre desvios de trajetória devido aos diferentes índices de refração de cada um destes meios (ar - acrílico - água). Assim a distância relativa ao deslocamento da sonda no ar não corresponde a mesma distância no interior do tubo de acrílico por onde escoa a mistura. As coordenadas dos pontos medidos no interior do tubo são corrigidos usando-se as leis da refração. Neste trabalho somente as correções para as medidas axiais são apresentadas, já que somente as velocidades axiais foram medidas. As incertezas relativas a estas correções são apresentadas no Anexo, bem como as correções dos pontos de medida.

3.2 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

A primeira etapa do experimento consiste em identificar as configurações de escoamento obtidas para as condições de fluxo de ar e água disponíveis, isto é, em função do equipamento, compressor e bomba, que fazem parte da bancada. As configurações de escoamento de blocos, de ondas e anelar, segundo modelo de Mandhane [21], foram descartadas devido as dificuldades adicionais introduzidas pelas mesmas, ficando assim o seu estudo para uma etapa posterior. A configuração estabelecida pode ser considerada estratificada com a formação de grandes bolhas no topo do tubo a montante da placa de orifício e de bolhas dispersas a jusante da mesma. Com esta configuração a mistura é usada uma faixa de fluxo de água de 1 kg/s a 3 kg/s ± 0,7% e um fluxo de ar constante de $1,24 \times 10^{-4}$ kg/s ± 2%. Este valor do fluxo de ar foi escolhido pois valores mais elevados não permitem obter uma mistura dentro da configuração desejada, dentro da faixa de fluxo de ar estabelecida. A faixa para os diferenciais de pressão variam de 1500 N/m² a 3000 N/m².

Os resultados apresentados e analisados neste trabalho estão baseados nos testes experimentais mostrados na Tabela 3.1, onde as diferentes misturas ar-água são

apresentadas juntamente com a variação das fluxo de água e um fluxo de ar fixo.

TESTE	ÁGUA kg/s	AR 10^{-4} kg/s	X 10^{-5}	Xv 10^{-2}	$\Delta\bar{p}$ N/m²
115	1,15	-	-	-	3000
115B	1,15	1,24	5,71	4,39	3000
155	1,55	-	-	-	2500
155B	1,55	1,24	6,52	4,98	2500
190	1,9	-	-	-	2000
190B	1,9	1,24	7,99	6	2000
217	2,17	-	-	-	1500
217B	2,17	1,24	10,78	7,97	1500

TABELA 3.1 — Composição das misturas para cada diferencial de pressão estudado, Xv é a fração de volume e $\Delta\bar{p}$ é o diferencial de pressão médio nominal.

A segunda e a terceira etapas do experimento são realizadas simultaneamente devido a dificuldade em se repetir cada uma das misturas e consistem no registro das flutuações do diferencial de pressão e do perfil de velocidades para o escoamento unifásico (água) e bifásico (ar + água). Os vários parâmetros são medidos em cada um dos testes. Inicialmente o teste é feito para o escoamento unifásico e logo após para o escoamento bifásico com a injeção de ar. Um período de estabilização do escoamento é requerido antes de cada teste, o mesmo procedimento é adotado todas as vezes que o ar é retirado. Isto é necessário para eliminar valores espúrios que ocorrem devido as grandes flutuações de velocidade e de pressão logo que se injeta ou se retira o ar. Foram também monitoradas as temperaturas do ar e da água para cada uma das misturas efetuadas, sendo abservada uma variação média de 3 °C entre o início e o fim dos testes .

4 RESULTADOS

As placas de orifício são dispositivos auxiliares usados na medição de fluxo de características de operação e construção simples. Entretanto, a exatidão de suas medidas depende da perfeita coleta dos dados de pressão e portanto, do conhecimento das características dinâmicas do escoamento. Ao adicionar-se gás (ar) a um fluxo de líquido (água) estas características se alteram consideravelmente em decorrência do aumento da turbulência.

Este capitulo apresenta os resultados quantitativos obtidos nos experimentos, baseados nos testes mostrados na tabela 3.1, abordando as características dinâmicas de flutuação do diferencial de pressão e da velocidade, apresentando os resultados experimentais destas flutuações, dos perfis de velocidade axial, dos espectros de potência nos pontos já identificados no capítulo três.

4.1 RESULTADO DAS FLUTUAÇÕES DE PRESSÃO

As figuras 4.1(a) e (b) são os registros das flutuações do diferencial de pressão correspondentes aos escoamentos unifásico e bifásico, respectivamente, para um teste em particular onde o fluxo de massa de água é de 1,907 kg/s e o fluxo de massa de ar é de $1,24 \times 10^{-4}$ kg/s. É apresentado um único registro das flutuações de pressão no domínio tempo por serem de difícil visualização as diferenças entre os escoamentos unifásicos e bifásicos nestes registros. Estas diferenças podem ser melhor observadas nos diagramas do domínio frequência da análise dos resultados.

Estes registros são o sinal de entrada para o analisador FFT e são obtidos através do registro contínuo do sinal de saída da célula de pressão diferencial $\Delta p'$ durante cada teste e representam um diferencial de pressão definido como:

$$\Delta p' = \Delta p - \Delta \bar{p} \tag{4.1}$$

onde Δp é o diferencial de pressão instantâneo e $\Delta \bar{p}$ é o diferencial de pressão médio temporal.

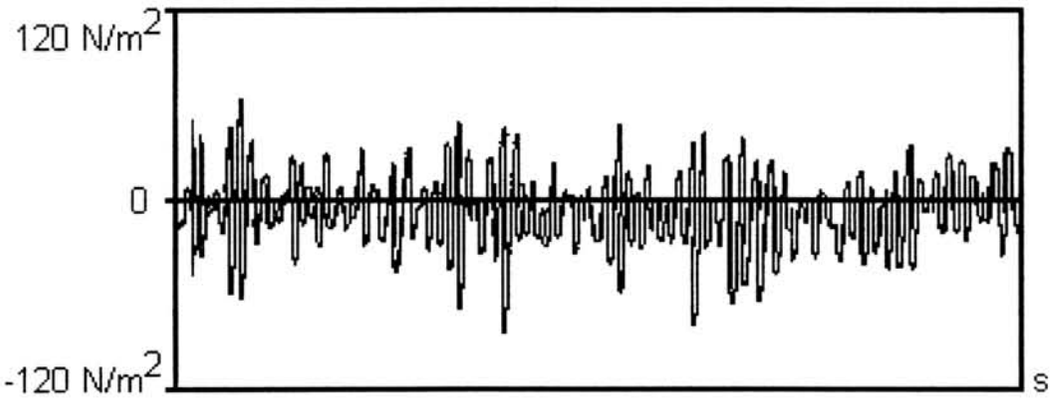


FIGURA 4.1(a) — Flutuação do diferencial de pressão para escoamento unifásico teste 190

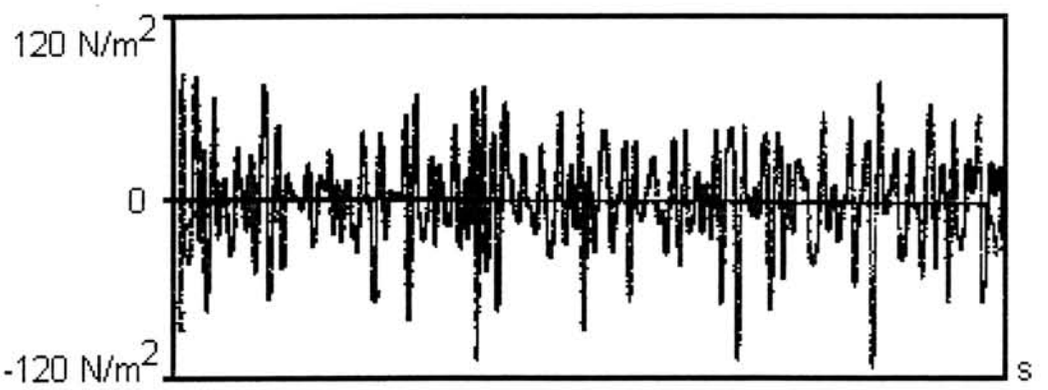


FIGURA4.1.(b) — Flutuação do diferencial de pressãopara escoamento bifásico teste 190B

4.2 RESULTADO DO PERFIL DE VELOCIDADE AXIAL

As figuras 4.2 e 4.3 apresentam os perfis de velocidade axial para os escoamentos unifásico e bifásico respectivamente. A figura 4.2 apresenta os resultados para os fluxos unifásicos, água, e a figura 4.3 para os fluxos bifásicos conforme a tabela 3.1 Os perfis de velocidade são medidos em uma seção do escoamento localizada a jusante da placa de orifício na posição da tomada de pressão D/2. Este ponto, teoricamente, deve corresponder a localização da veia contraída. As figuras representam quatro situações particulares mas os comportamentos são semelhantes para os escoamentos testados. Os resultados de oito testes realizados em diferentes faixas de fluxo de água, o fluxo de ar é mantido constante, são apresentados em função do raio da seção de teste.

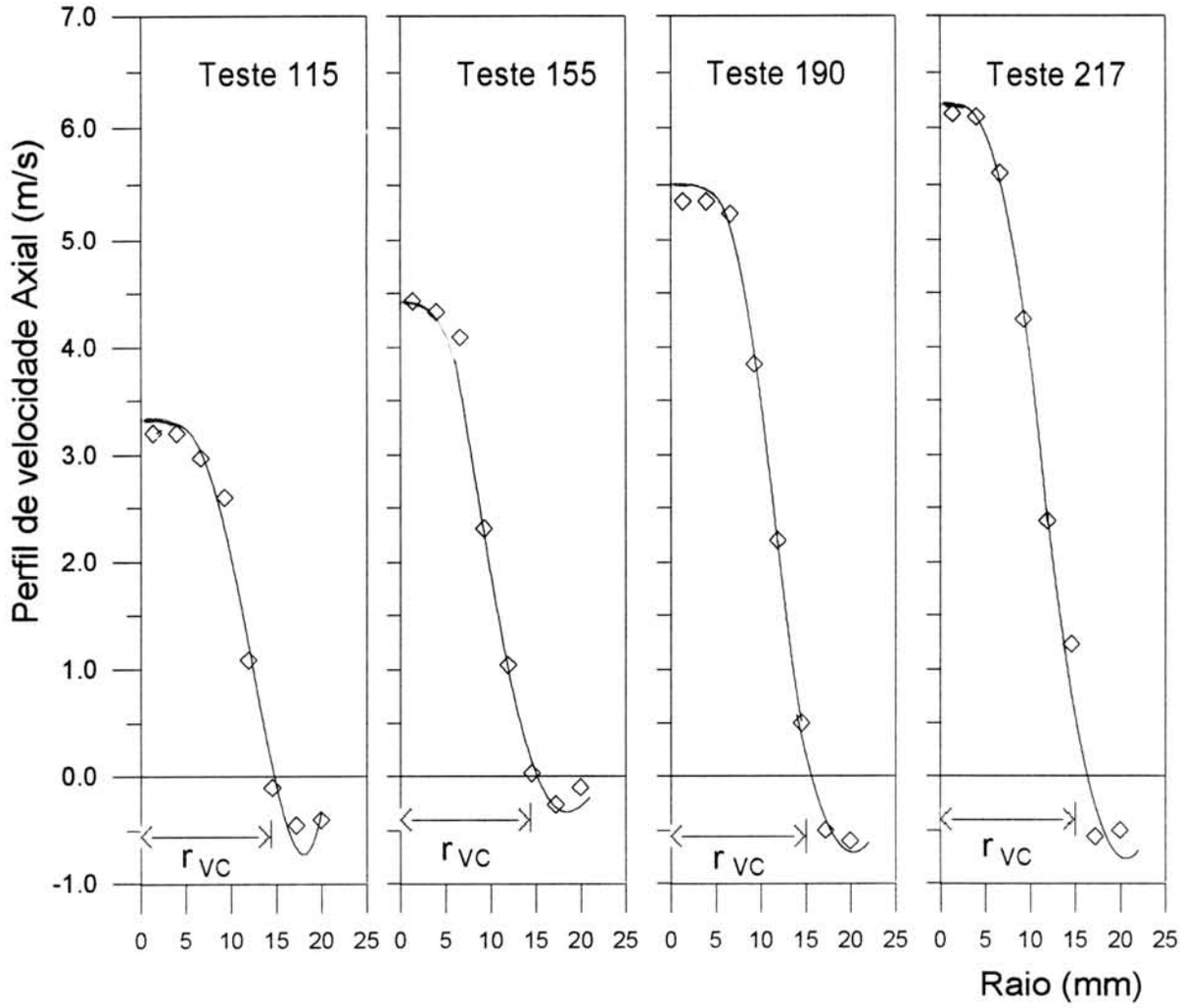


FIGURA 4.2 — Perfil de velocidade axial para os escoamentos unifásico

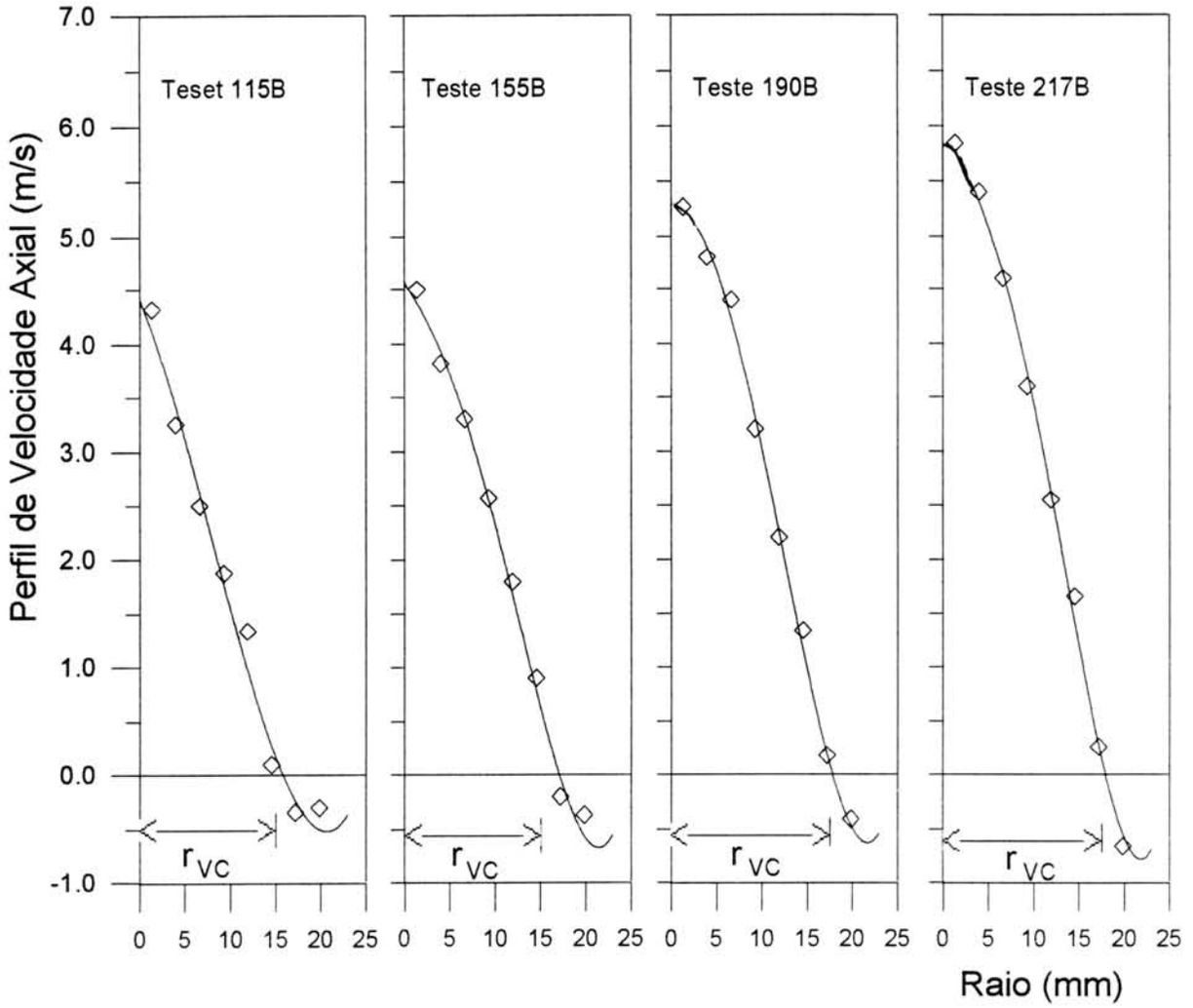


FIGURA 4.3 — Perfil de velocidade axial para os escoamentos bifásicos

5 ANÁLISE DOS RESULTADOS

A análise dos resultados está dividida em dois pontos: a análise das flutuações de pressão diferencial, que avalia a possibilidade de correlacionar o coeficiente de descarga para ambas as condições de escoamento, unifásico e bifásico, e a análise dos perfis de velocidades axial que permite obter informações sobre o comportamento da veia contraída para a situação bifásica.

5.1 ANÁLISE DAS FLUTUAÇÕES DE PRESSÃO

As variações do valor médio (aritmético) do diferencial de pressão, $\Delta\overline{p}$, entre o escoamento unifásico e bifásico se mostraram pouco significativos, vide tabela 3.1. Isto se deve ao fato das variações serem da mesma ordem de grandeza das incerteza dos instrumentos utilizados.

Através da análise das flutuações do diferencial de pressão com o analisador de Fourier pode-se obter no domínio da freqüência: a densidade espectral RMS e a raiz quadrática da integração da RMS, que permitem avaliar de maneira mais eficiente as diferenças entre os escoamentos unifásicos e bifásicos. A figura 5.1 apresenta a tela do analisador de Fourier para um dos testes efetuados.

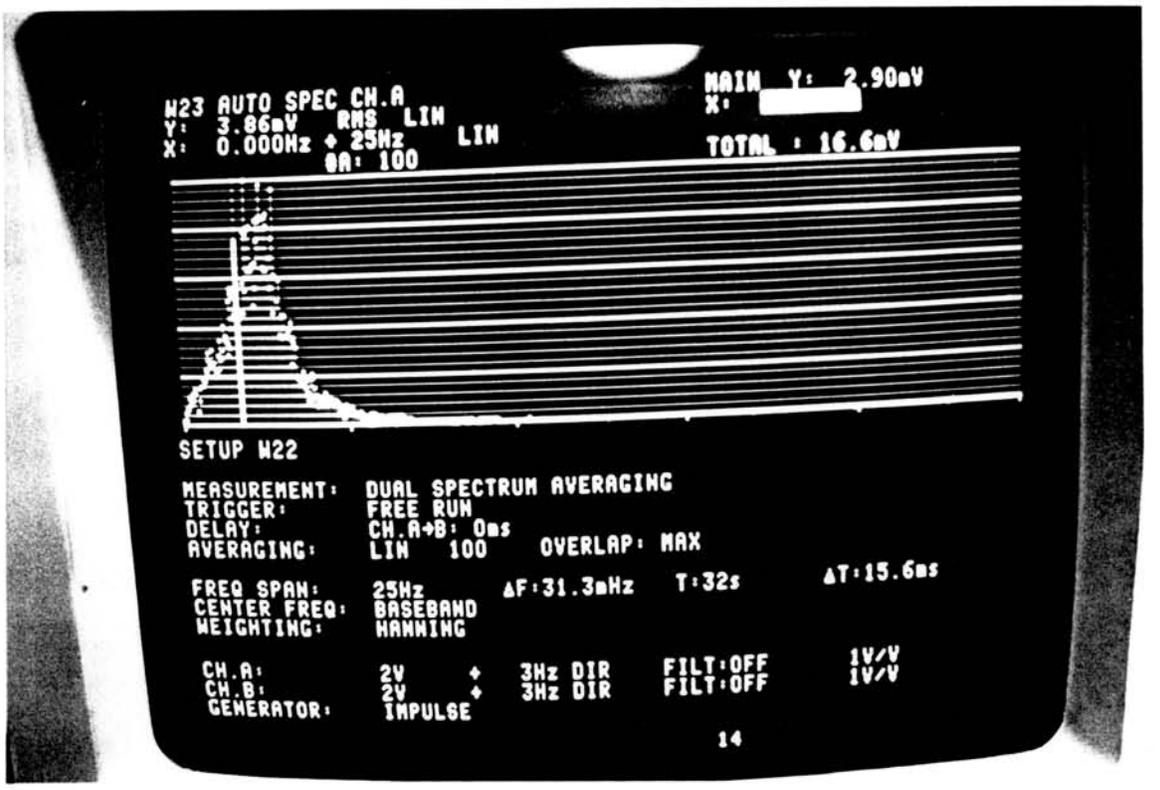


FIGURA 5.1 — Tela do analisador de Fourier durante a análise da densidade espectral de um dos testes efetuados.

5.1.1 DENSIDADE ESPECTRAL

As figuras 5.2 (a) e (b) e as figuras 5.3 (a) e (b) apresentam os gráficos da densidade espectral das flutuações do diferencial de pressão obtidas da célula de pressão diferencial para dois dos escoamentos estudados nas situações uni e bifásica. Estes registros apresentam os resultados obtidos para os espectros de potência através do analisador de Fourier com a finalidade de identificar os picos de freqüências características de cada escoamento, isto é, os picos de freqüência que possam caracterizar as diferenças existentes entre os escoamentos unifásicos e bifásicos estudados e a faixa de freqüência.

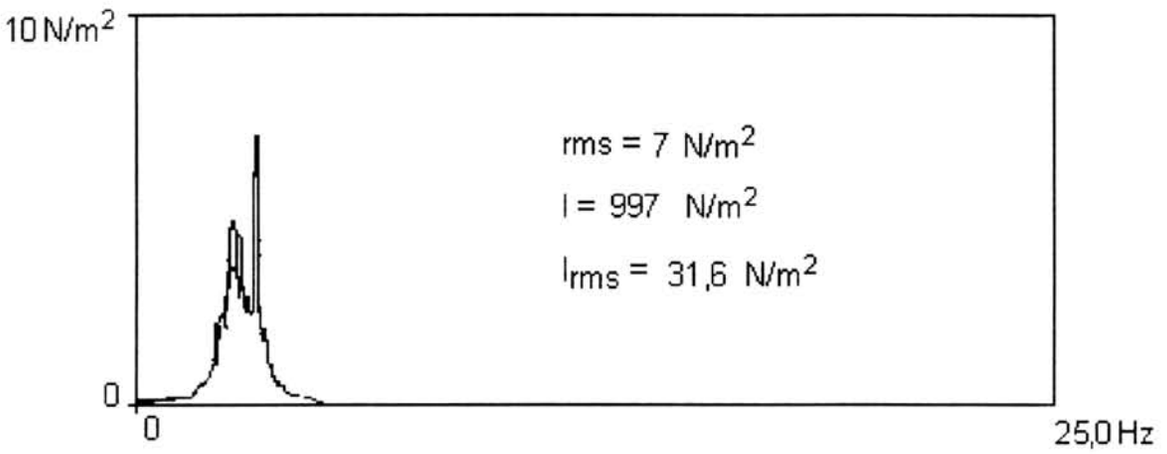


FIGURA 5.2 (a) — Densidade espectral das flutuações do diferencial de pressão para o escoamento unifásico, teste 190.

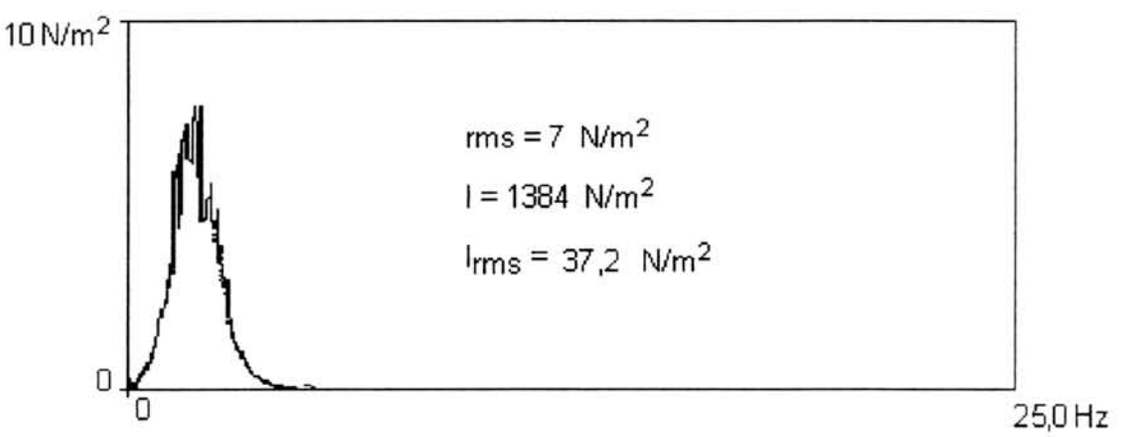


FIGURA 5.2 (b) — Densidade espectral das flutuações do diferencial de pressão para escoamento bifásico, teste 190B.

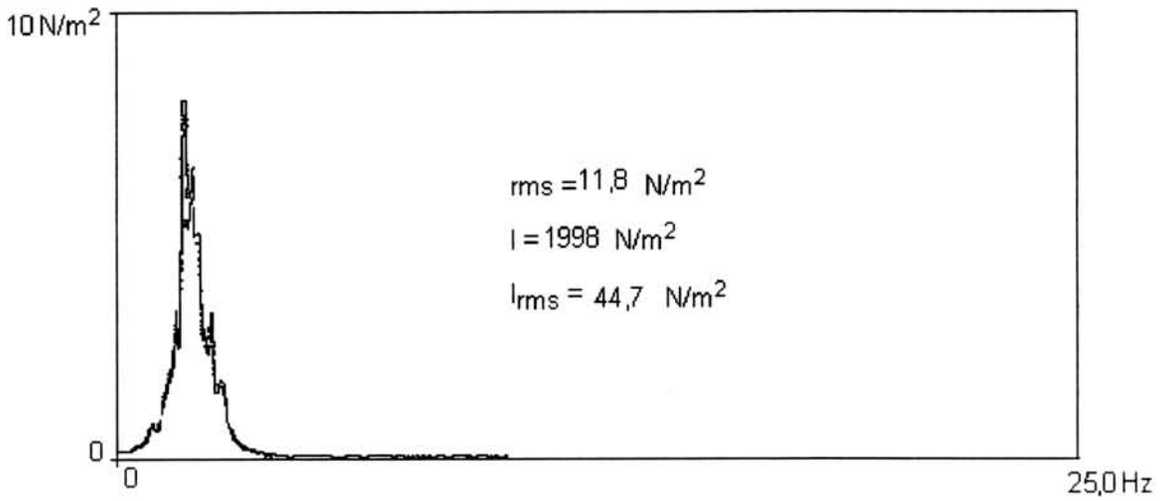


FIGURA 5.3 (a) — Densidade espectral versus freqüência das flutuações do diferencial de pressão para escoamento unifásico , teste 217.

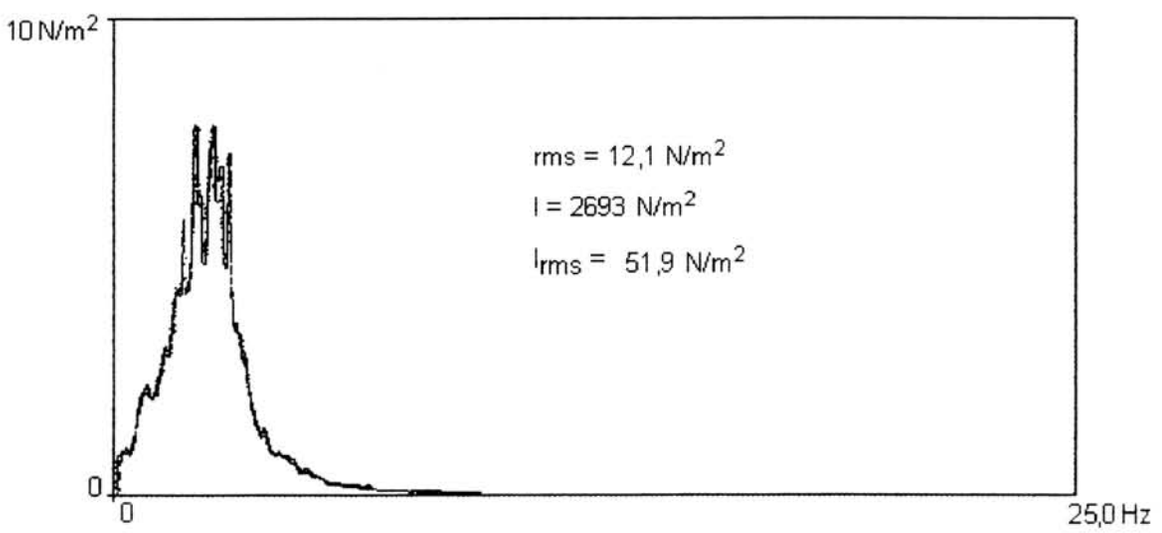


FIGURA 5.3 (b) — Densidade espectral das flutuações do diferencial de pressão para o escoamento bifásico, teste 217B.

As alterações da freqüência das flutuações de pressão com a adição da fase gasosa mostraram-se bastante complexas. Este fato dificulta, e muito, a correlação destas alterações de freqüência com o fluxo médio do escoamento unifásico. Assim, não contribuem, dentro das atuais possibilidades da bancada, para uma correlação entre os dois escoamentos. Durante todos os testes pode-se observar algumas freqüências predominantes, como a de 2,06 Hz, no espectro do sinal de pressão diferencial. Estas freqüências se mantêm mesmo após a adição da segunda fase, acredita-se que esta ocorrência seja um efeito das instalações sobre o escoamento.

5.1.2 RAIZ DA INTEGRAL RMS (I_{RMS}) DAS FLUTUAÇÕES DE PRESSÃO

As figuras 5.4 (a) e (b) e 5.5 (a) e (b) apresentam os gráficos raiz quadrática da integral da função espectral das flutuações dos diferenciais de pressão (I_{RMS}) versus freqüência. A integração ao longo da freqüência permite uma melhor visualização do efeito médio da adição da fase gasosa através da observação do aumento de área sob a curva .

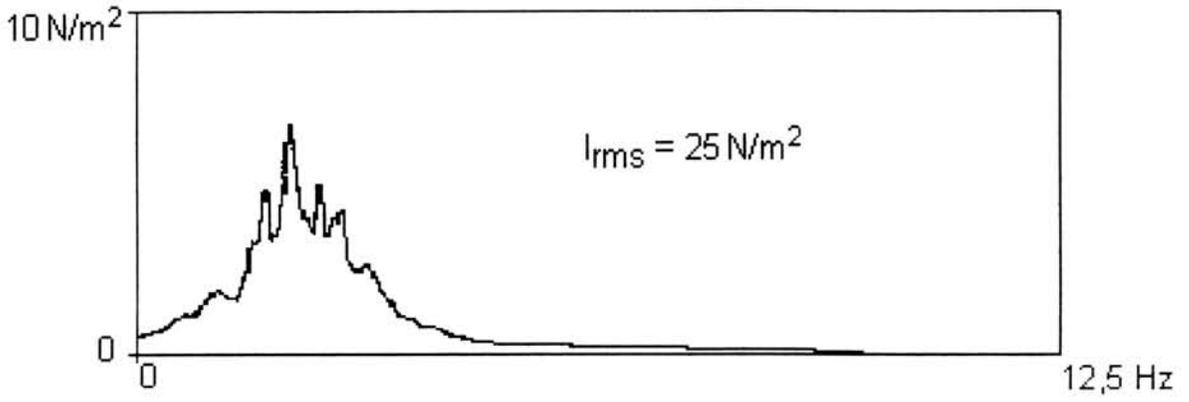


FIGURA 5.4 (a) — Raiz quadrática da densidade espectral das flutuações do diferencial de pressão para escoamento unifásico, teste 190.

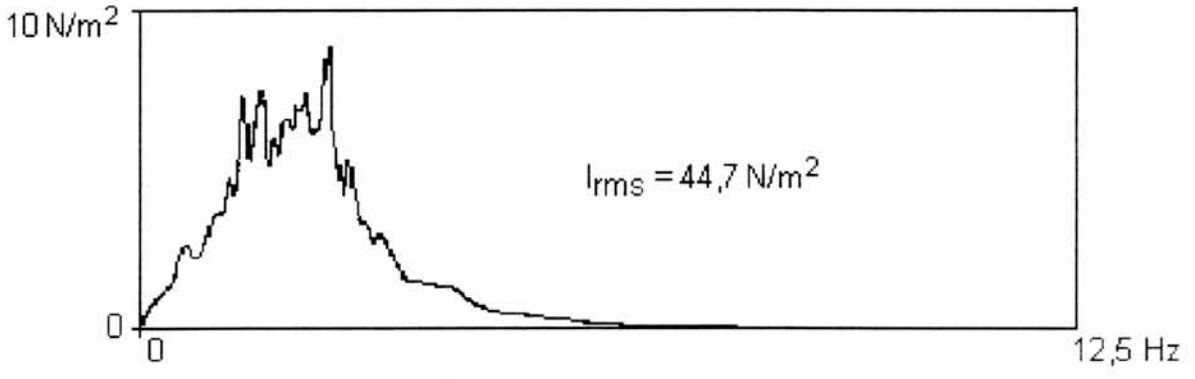


FIGURA 5.4 (b) — Raiz quadrática da densidade espectral das flutuações do diferencial de pressão para escoamento bifásico, teste 190B.

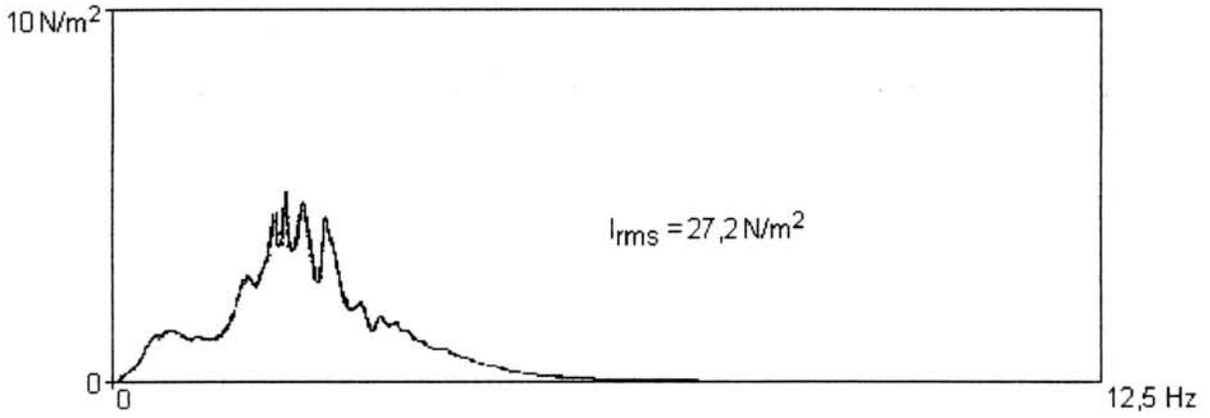


FIGURA 5.5 (a) — Raiz quadrática densidade espectral das flutuações do diferencial de pressão para escoamento unifásico, teste 217.

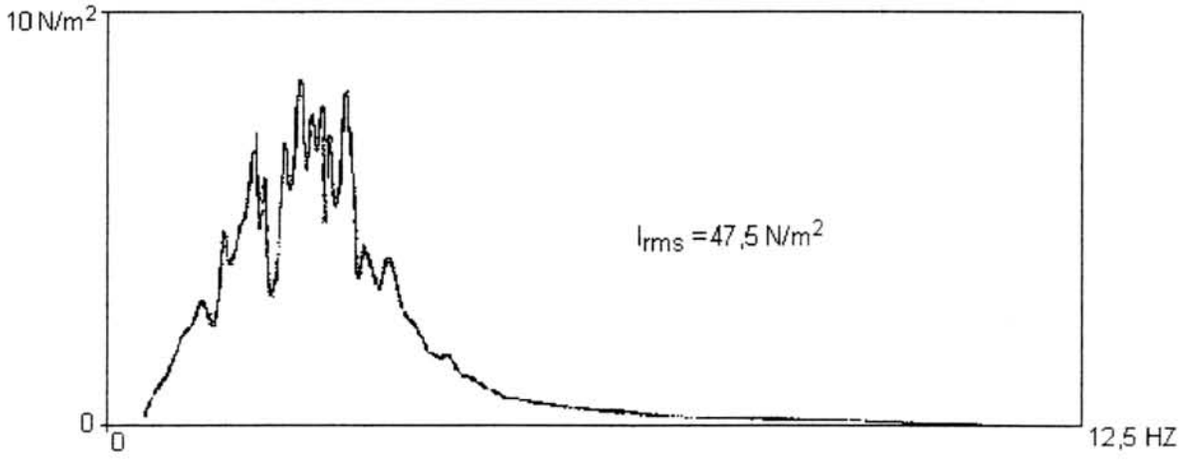


FIGURA 5.5 (b) — Raiz quadrática da densidade espectral das flutuações de pressão para escoamento bifásico, teste 217B.

As análises da raiz quadrada da densidade espectral (I_{RMS}) apresentam resultados mais concretos que indicam a possibilidade de se correlacionar o comportamento dos escoamentos unifásicos e bifásicos.

Com a adição da segunda fase (ar) no escoamento líquido pode-se observar que:

— Ocorre uma ampliação na faixa de freqüências alcançadas.

— Os picos das freqüências atingidos são mais elevados.

— As bandas de freqüência tendem a se deslocarem em direção às menores freqüências.

— Ocorre um aumento na intensidade da densidade espectral, que pode ser confirmado através do aumento do valor da I_{RMS}. Este aumento de potência parece aumentar com o aumento do fluxo da fase líquida. Na figura 5.6, que apresenta um gráfico I_{RMS} versus fluxo de massa de água para todos os casos testados, pode-se observar também o aumento da intensidade em função da adição da segunda fase (gás) espectro através da divergência entre as duas retas. Deve-se salientar que esta aumento da intensidade é menos sensível a mudança no título, ou seja o aumento do fluxo de gás em relação ao mesmo fluxo de líquido.

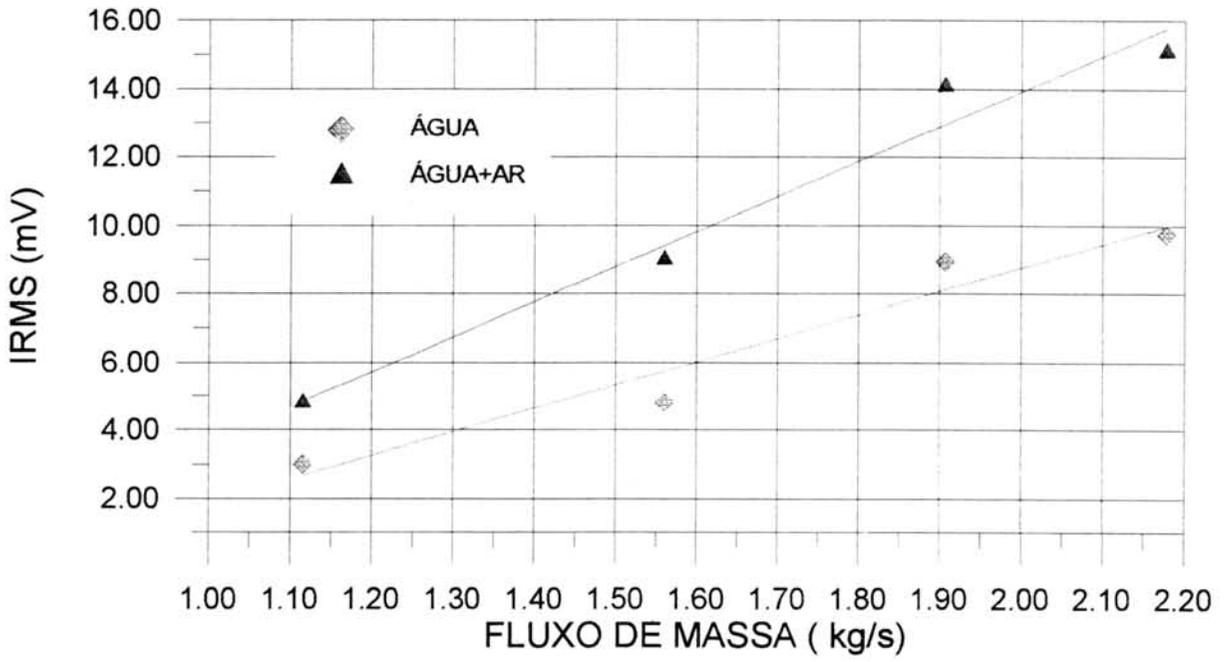


FIGURA 5.6 — Integral da RMS (I_{RMS}) versus fluxo de massa de água.

Nesta figura nota-se uma dependência da I_{RMS} em relação ao fluxo de massa o qual é linear. Este efeito pode fornecer uma importante informação para a medida do fluxo de massa de líquido através da integração da RMS (raiz quadrática da média das flutuações de pressão) tanto para escoamentos unifásicos como para os bifásicos. Os dados usados são os da tabela 3.1.

5.2 ANÁLISE DO PERFIL DE VELOCIDADE AXIAL

Na análise dos perfis de velocidade média axial — a localização dos perfis estudados na posição D/2 foi usada com objetivo de identificar o comportamento do perfil próximo da veia contraída — é possível notar uma alteração na forma dos mesmos com a presença da segunda fase, isto é, o ar. Sabe-se que a máxima velocidade, na veia contraída, está localizada no centro e uma forte recirculação ocorre próximo as paredes do tubo.

Na figura 5.7 pode-se observar a comparação entre dois perfis obtidos para o caso unifásico (teste 217) e para o caso bifásico (teste 217B). Esta figura apresenta o resultado para um teste particular mas pode ser extendida aos demais testes. Observa-se que a velocidade média máxima é praticamente a mesma para ambos os escoamentos e que o perfil de velocidade é simétrico. Para cada caso, no entanto, é possível notar que a forma dos perfis difere ao longo da distância radial. Cada uma das três zonas distintas do perfil a jusante da placa de orifício, zona do núcleo do escoamento, zona de mistura e zona de velocidades negativas, difere para cada uma das situações testadas. É possível observar que para os escoamentos bifásicos a zona de velocidades negativas é reduzida, enquanto a zona de mistura sofre uma forte difusão e um aumento, com gradientes de velocidade menores. Na zona de mistura o escoamento a jusante da placa é mais homogêneo, com pequenas bolhas (cerca de um quarto do tamanho a montante) geralmente dispersas ao redor do núcleo formado quase que exclusivamente pela fase líquida, possivelmente devido a sua alta energia. O gás, devido a sua baixa massa específica, se desloca para a periferia do núcleo líquido formando um anel com bolhas de tamanho maior. Esta zona de alta difusão

pode ser facilmente visualizada numa vista de topo da seção de testes, figura 5.9, onde pode-se notar a formação de dois vórtices alternados. Na figura 5.10 pode-se também notar a formação de um grande vórtice de dimensão aproximadamente igual ao diâmetro do tubo A intensidade de turbulência para a zona de mistura pode facilmente atingir 100%, para o caso bifásico, enquanto que para o escoamento unifásico o valor máximo atingido foi de 70% na mesma zona.

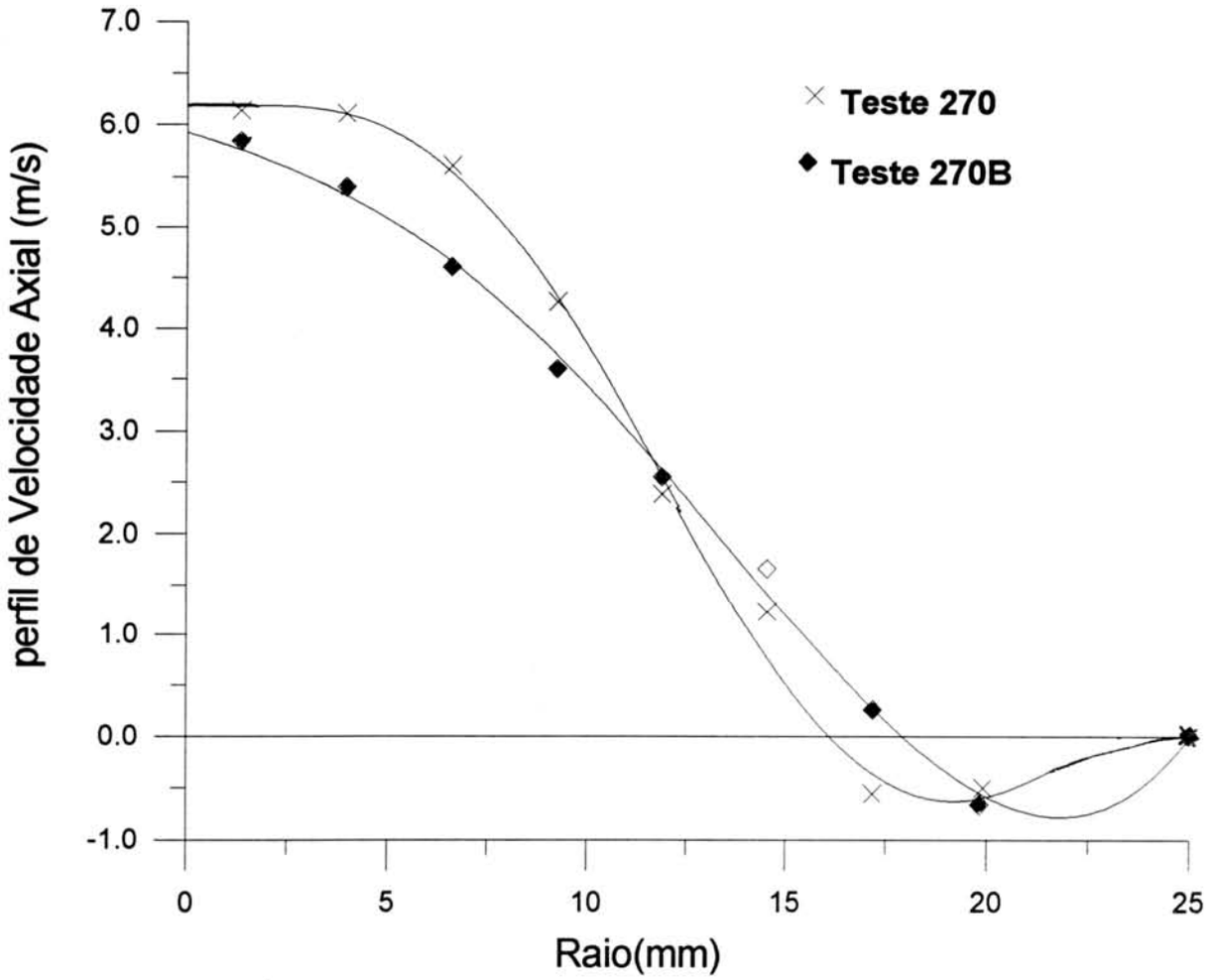


FIGURA 5.7 — Comparação entre os perfis simétricos de velocidade axial para o escoamento unifásico (teste 217) e bifásico (teste 217B).

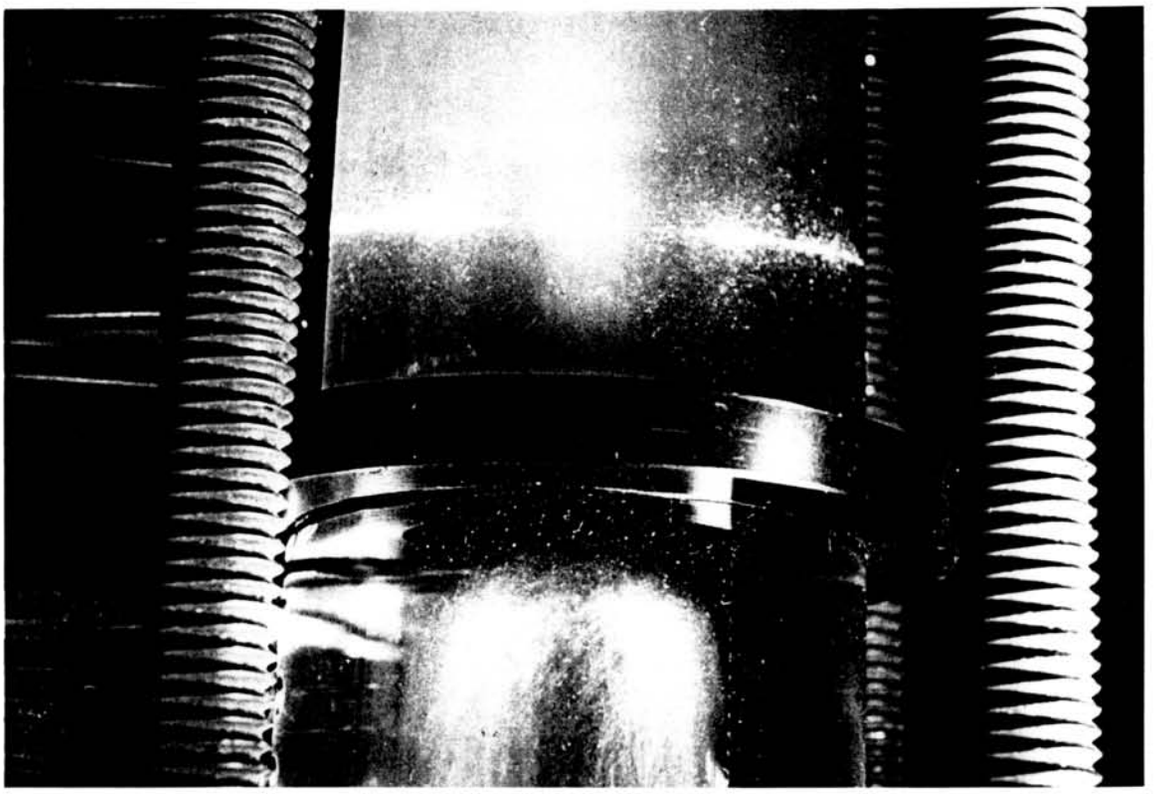


FIGURA 5.8 — Vista de topo do escoamento bifásico (teste 217 b).

FIGURA 5.9 — Vista de topo do escoamento bifásico, velocidade de exposição 1/4000s

Figura 5.10 — Vista frontal de um escoamento bifásico

5.2.1 RESULTADOS DO COMPORTAMENTO DA VEIA CONTRAÍDA

Ao analisarmos as fotografias dos escoamentos estudados pode-se observar alguns pontos importantes a respeito do comportamentos dos escoamentos, bifásicos, estudados.

A primeira observação diz respeito a quebra das bolhas de diâmetro maior, a montante da placa de orifício, em pequenas bolhas na passagem pela placa, devido a queda brusca da pressão que ocorre na placa de orifício, promovendo uma homogeneização do escoamento que se apresentava estratificado a montante. Este fato, talvez possa ser um indicativo da possibilidade do uso do modelo homogêneo, apresentado no capítulo 2, em futuras análises destes escoamentos.

A segunda observação diz respeito a formação de um grande vórtice de dimensões aproximadas ao do diâmetro do tubo imediatamente após a placa. Este vórtice carrega outros pequenos vórtices que se formam na sua periferia e mesmo no

seu interior carregando as pequenas bolhas de ar que se quebraram na passagem pelo orifício em direção a parte inferior do tubo. Esta configuração se mantêm ao longo da seção de testes, figura 5.10, comprimento de tubo visível.

A terceira observação diz respeito à forma e à localização da veia contraída. Nos escoamentos estudados foi possível observar um deslocamento da veia contraída em direção a placa após a adição da fase gasosa. Como duas das posições normalizadas para as tomadas de pressão estão baseadas na posição da veia contraída, esta diferença observada tem influência direta nas medidas da pressão efetuadas nos escoamentos bifásicos.

6 CONCLUSÕES

Este trabalho embora tenha apresentado resultados quantitativos, esta sendo considerado em termos conclusivos apenas sob seus aspectos qualitativos. Considera-se necessária uma quantidade muito maior de dados experimentais antes que se possa obter resultados quantitativos consistentes que possibilitem estabelecer uma correlação entre os dois escoamentos, unifásico e bifásico.

A luz da análise dos resultados produzidos por este trabalho algumas conclusões a respeito do comportamento dinâmico do escoamento bifásico água-ar, ao passar através de uma placa de orifício de bordos chanfrados, podem ser apresentados.

Da análise das flutuações do diferencial de pressão produzido pela injeção da fase gasosa num escoamento líquido(água), pode-se concluir que:

— A integral do valor médio quadrático das flutuações do diferencial de pressão (I_{RMS}) pode ser correlacionada ao fluxo bifásico de maneira semelhante ao escoamento unifásico, como pode ser visto na figura 5.6. Nesta figura pode-se observar uma dependência linear, bastante semelhante entre a valor da integral da média quadrática das flutuações do diferencial de pressão para escoamento unifásicos e bifásicos em relação ao fluxo de massa. Entretanto os resultados obtidos até o presente momento ainda não permitem que se obtenha um coeficiente que permita correlacionar estes dois parâmetros. Isto só será possível com uma quantidade muito maior de dados experimentais e para uma faixa mais abrangente de fluxos de massa, tanto para a fase líquida como para a fase gasosa, que permita um tratamento estatístico da composição das freqüências.

— O valor médio das flutuações do diferencial de pressão podem ainda

fornecer importantes informações a respeito do comportamento dos fluxos bifásicos. Acredita-se que, equipamentos de aquisição de dados mais adequados as condições dos escoamentos bifásicos e melhorias na bancada de testes, que eliminem os efeitos dinâmicos provenientes da instalação, possibilitarão obter as freqüências características que diferenciem os dois escoamentos unifásicos e bifásicos.

— Da análise dos perfis de velocidade pode-se concluir que ocorre uma alteração acentuada no escoamento bifásico ao passar através da placa de orifício a começar pelo regime de escoamento para os fluxos estudados. A placa de orifício atua como um homogeinizador para estes escoamentos, o que pode facilitar consideravelmente os cálculos do fluxo de massa bifásico pois possibilitaria o uso do modelo homogêneo, muito mais simples.

O perfil de velocidades bem definido do escoamento unifásico [23] dá lugar a desorganização das linhas de corrente e a um grande vórtice imediatamente a jusante da placa. Assim a localização da veia contraída, como se apresenta na literatura para os escoamentos unifásicos, não pode ser identificada. Isto devido ao fato do ponto de mínima pressão[1] e mínima seção de jato não estarem localizados na mesma posição daquela do escoamento unifásico, mesmo para parcelas mínimas de gás. Como duas das três localizações das tomadas de pressão a jusante da placa[2], aceitas nas normas internacionais, localizam-se na região da veia contraída — para a faixa de relações de diâmetro intermediárias o diferencial de pressão obtido para as tomadas em D e D/2 e em D e na veia contraída é o mesmo — esta alteração implica numa revisão da localização das tomadas depressão para os escoamentos bifásicos.

No transcorrer deste trabalho a quantidade de dúvidas em relação ao comportamento dos escoamentos unifásicos multiplicou-se muitas vezes; muito devido ao relativamente recente estudo destes escoamentos, já que seu desenvolvimento só foi mais intenso depois do advento das usinas nucleares, e muito devido a sua grande

---

[1]A ASME em Fluid Meters-Their Theory and Application alerta para o fato que a coincidência entre o ponto de mínima pressão e de mínima seção de jato, veia contraída, não esta totalmente provada, isto é não esta comprovado para todos os diâmetros.

[2]As normas internacionais adotam três pontos para a localização das tomadas de pressão a montante e a jusante da placa: tomadas nos flanges, tomadas em D e D/2 e tomadas em D e na veia contraída.

complexidade. Assim o campo para o estudo dos fluxos bifásicos, e também dos multifásicos, é ainda muito amplo. Em relação ao conhecimento do comportamento destes fluxos ao passarem através de uma placa de orifício, muito ainda deva ser feito antes que se possa estabelecer um coeficiente de descarga.

Ficam como sugestões para futuros trabalhos o seguinte:

— Fazer uma análise quantitativa , isto é, uma análise estatística dos valores da I_{RMS} das flutuações do diferencial de pressão em função do fluxo de massa da mistura água-ar para a placa de orifício de relação de diâmetros β de 0,52.

— Estabelecer as características dinâmicas do escoamento a jusante da placas de orifício para que se possa definir a localização e o comportamento da veia contraída.

— Analisar a homogeinização das bolhas de gás a jusante da placa de orifício a estabilidade destas bolhas durante o escoamento.

— Fazer a análise qualitativa e quantitativa para diferentes fluxos de massa de ar , para a mesma placa e para os bocais sônicos já existentes.

— Fazer estas mesmas análises para diferentes relações de diâmetros para que se possa estabelecer as diferenças entre o comportamento de diversas placas de orifício.

ANEXO

Este apêndice descreve as incertezas, que fazem parte deste trabalho, relativos aos equipamentos utilizados na obtenção dos dados experimentais.

Partindo da premissa que não existe trabalho experimental sem erro [27], este trabalho também estive sujeito a incertezas. O erro de uma medida é definido como a diferença entre o valor medido e o valor exato. Nos escoamentos o valor exato do fluxo é desconhecido mas pode ser estimado, dentro de limites extreitos, por exemplo, pela medida volumétrica. Esta estimativa do valor real é feita calculando-se a incerteza nas medidas efetuadas. Esta incerteza pode ser definida numa faixa na qual o valor real se encontra dentro de um nível de confiança de 95% [28]. Por convenção, em engenharia, adota-se normalmente as estimativas de incerteza para um nível de confiança de 95% [29]. Assim cada medida deve ser representada pelo valor médio combinado de sua incerteza:

$$Q = Q_{MED} \pm \delta \qquad (1)$$

A incerteza δ é usualmente expressa como a soma de duas componentes, o erro aleatório, δ_R, e o erro sistemático, δ_S.

$$\delta = \delta_R + \delta_S \qquad (2)$$

O erro aleatório indica a dispersão em repetidas medidas de uma mesma

variável em torno do seu valor médio e é caracterizado pelo desvio padrão das medidas. O erro sistemático está relacionado a exatidão dos instrumentos usados nas medidas e os seus limites de calibração. Sendo portanto mais difíceis de serem quantificados.

Este trabalho apresenta poucos dados numéricos. Optou-se, portanto por apresentar somente as incertezas inerentes a cada um dos equipamentos utilizados sem que se calcule a incerteza das medições.

1 INCERTEZA NA MEDIÇÃO DAS FLUTUAÇÕES DE PRESSÃO

Para a célula de pressão do tipo capacitiva usada nas medidas das flutuações de pressão deve-se considerar as seguintes fontes de incerteza, fornecidas pelo fabricante do equipamento e apresentado na folha de dados:

Precisão ± 0,2% do span calibrado (0,005 kPa) que corresponde a $\pm 1 \times 10^{-5}$ kPa. Neste item estão incluídos os efeitos conjuntos de linearidade, histerese e repetibilidade.

Estabilidade ± 0,2% do span calibrado (0,005 kPa) correspondendo a $\pm 1 \times 10^{-5}$ kPa.

Efeito da temperatura ± 1,0% do span calibrado para cada 37,78°C

Efeito da pressão estática ± 0,5% do limite superior do span calibrado (0,005 kPa)

O incerteza acumulada de todos os efeitos é assumida como ±1,5% do span calibrado (0,005 kPa).

2 INCERTEZA NAS MEDIDAS DE TEMPERATURA

A incerteza introduzida devido as medidas de temperatura com um termômetro de mercúrio não foram consideradas nesta primeira fase uma vez que as variações de

temperatura foram supostas insignificantes e as temperaturas do ar e da água constantes (2 °C ± 0,5 °C).

3 INCERTEZA NA DETERMINAÇÃO DO PERFIL DE VELOCIDADE AXIAL

O velocímetro a LASER Doppler consiste um sistema ótico associado a um processador de sinais, baseado no efeito Doppler produzido por qualquer partícula suspensa no escoamento interagindo com um feixe de luz incidente. Esta interação produz o espalhamento deste feixe de luz em diferentes frequências devido ao movimento das partículas. A diferença entre as frequências, emitida e captada, é a chamada frequência Doppler dividida a qual pode ser relacionada a velocidade das partículas no escoamento. Baseado neste princípio, dois feixes de luz monocromática coerente de mesma intensidade se interceptam, definindo um volume de medida no escoamento. Esta interseção resulta num modelo de franjas, isto é, um padrão definido de luz e sombra normalmente paralelo ao bisetor do ângulo formado entre os dois feixes. A velocidade da partícula é medida ao atravessar este volume de medida.

As medições efetuadas com o velocímetro LASER Doppler envolvem uma série de erros que contribuem para a incerteza final das medidas. Alguns destes erros são decorrentes do procedimento de posicionamento e alinhamento do equipamento (suporte da sonda). Outros ocorrem devido a incerteza dos equipamentos eletrônicos e óticos ou ainda devido a natureza das partículas e sua interação com o feixe LASER. Estas incertezas estão associadas a erros que requerem um trabalho mais complexos para serem determinados ou ainda a outros extremamente difíceis de serem quantificados [30]. A incerteza total é obtida através da RMS (raiz quadrática média) de todas as incertezas quantificadas dentro do seu nível de confiança específico [27]. Para se obter a incerteza total nas medidas que determinam o perfil de velocidades axial devem ser consideradas as incertezas devido:

3.1 INCERTEZA DEVIDO AO POSICIONAMENTO E ALINHAMENTO DO EQUIPAMENTO

Cada ponto medido é referenciado por três coordenadas cartesianas associadas ao suporte da sonda que emite o feixe LASER e recebe o feixe refletido, considerado fixo. Embora estas coordenadas possam ser consideradas fixas, o valor real está sujeito a algumas incertezas: os erros aleatórios associados com a incerteza devido as variáveis medidas e sua propagação da refração do feixe LASER pelos diferentes meios que atravessa e a incerteza associada aos erros devido ao desalinhamento linear e angular do suporte e da seção de testes, os erros sistemáticos estão associados principalmente ao movimento do suporte. Estas incertezas devem ser calculadas tanto para as medidas axiais como para as circunferênciais. Para este trabalho só estão sendo consideradas as medidas axiais.

3.1.1 CORREÇÃO DA POSIÇÃO

Em sua trajetória o feixe LASER atravessa três meios diferentes: o ar, a parede de acrílico do tubo e a água ou a mistura ar-água. Esta mudança no índice de refração a causa uma diferença entre o ponto de medida ajustado no suporte da sonda e o ponto realmente medido no escoamento. Estes pontos devem ser corrigidos de maneira que se saiba qual a posição real onde está se realizando uma medida.

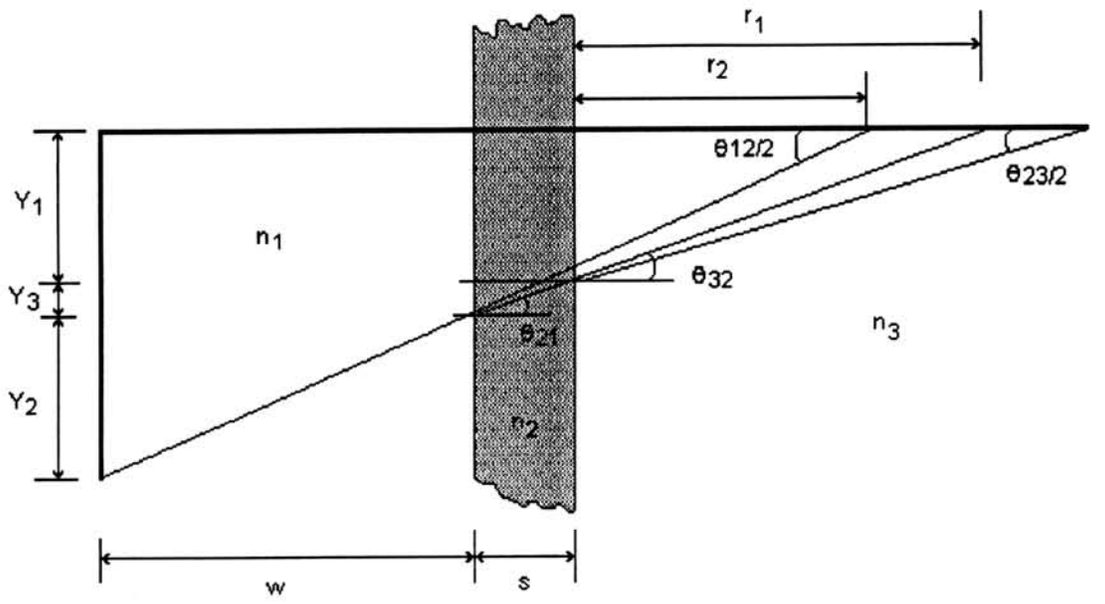


FIGURA 1 — Esquema da mudança da trajetóri feixe LASER ao passar por três diferentes meios (ar, acrílico, ar+água) .

Para as correções foi assumido um alinhamento perfeito e para o caso axial estão baseadas na figura 1 onde: n_1 é o índice de refração do ar (1), n_2 é o índice de refração do acrílico (1,44) e n_3 é o índice de refração da água[1] (1,33). A espessura do tubo de acrílico é s, w é a distância da lente da sonda até a parede do tubo, r_2 é a distância da parede interna do tubo até o ponto medido caso não houvesse desvio do feixe devido a refração, e r_1 é distância real da parede interna do tubo até o ponto medido. Calculado pela equação:

$$r_1 = \frac{19 - (377{,}59 - 2)\, tg\,\Theta_{12}/2 - 0{,}17}{tg\,\Theta_{32}/2} \qquad \textbf{(3)}$$

[1]Como a mistura ar+água usada neste trabalho apresenta sempre uma quantidade de ar muito inferior a de água, foi adotado índice de refração da água como sendo o índice de refração da mistura.

Estas correções resultam nos pontos apresentados na tabela 1.

ponto	1	2	3	4	5	6	8	9	10	11	12
r_1	0	1,32	3,96	6,6	9,25	11,9	14,5	17,2	19,8	22	25

TABELA 1 — Correção dos pontos de medida.

3.2 INCERTEZA DEVIDO AO ÂNGULO ENTRE OS FEIXES LASER

O ângulo formado entre os feixes é função da distância focal de cada velocímetro LASER. Para o equipamento usado neste trabalho este valor é de ± 2,72.

3.3 INCERTEZA DEVIDO A CONSTANTE LASER

A equação usada no cálculo das componentes da velocidade no velocímetro LASER Doppler leva em consideração uma constante que é ffunçãodas características óticas do equipamento, o comprimento de onda do feixe e o meio que cada feixe atravessa. Par as medidas em meios multirefrativo, como é este caso onde cada feixe atravessa o ar, oo acrílicoe água ou uma mistura ar e água, esta constante deve ser corrigida.

3.4 INCERTEZA DEVIDO A NATUREZA DO ESCOAMENTO E SUA INTERAÇÃO COM O FEIXE LASER

Estas fontes de erro produzem uma grande variedade de incertezas algumas

muito difíceis de serem avaliadas com precisão, como o crescimento do gradiente de velocidade e as flutuações de pressão, outras até mesmo impossíveis de serem avaliadas como o tamanho e a forma das partículas e as distorções nos feixes devido a anormalidades nas lentes etc.

3.5 INCERTEZA TOTAL NA MEDIÇÃO DA VELOCIDADE

Como resultado final da soma de todas as incertezas na medida da velocidade axial pode-se avaliar a incerteza total em ± 1,5% da velocidade axial.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

01 ROUSE, H. ; INCE, S. **History of hydraulics**. New York: Dover, 1963.

02 PURSLEY,W.C. Multi-phase flow measurement. In: Short course notes, Simposio Brasileiro de Tubulações e Vasos de Pressão, 8º SIBRAT,Gramado,sept 1994.

03 JAMES, R. Metering of steam-water two-phase flow by sharp-edged orifices. **Proceedigs Institute of Mechanical Engineering**, v.1, n.23, p.549-566, 1965/66.

04 KOSTERIN,S.I. An investigation of the influence of the diameter and of a tube on the hydraulic resistance and flow structure of gas-liquid mixture. Izvestiya Akaddemii Nauk SSSR, Otdel Tekhnicheskikh, Moskva, v. 12, p. 1824-1830, 1949.

05 SPEDDING,P.L.; SPENCE,D.R. Flow regimes in two-phase flow. **Int. J. Multi-phase Flow**, v.19, Nov. 1993, p. 245-280.

06 MARTINELLI, R.C.; LOCKHART, R.W. Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two component flow in tubes.**Chemical Engineering Progress**, New York, v.45, n.1, p.39-48, 1949.

07 CHISHOLM, D.; LAIRD, A.D.K. Two-phase flow in RoughTubes. **Transactions of ASME**, v. 80, p. 276-286, 1958.

08 MURDOCK, J.W. Two-phase flow measurement whit orifices. **Transactions of ASME J. Basic Engineering** . v.84 (D), p. 419-433, Dec. 1962.

09 ROONEY, D.H. **Steam-water flow througt orifices**. NEL meeting on two-phase flow througt orifices and nozzles. Glasgow: National Engineering Laboratory, 1972. (NEL Report, 549) p. 1-17.

10 ELGHOBASHI, S.E.; AROU-ARAB, T.W. A two equation model for Two-phase flows. **Physics of Fluids**, v.26, n.4, p.931-938,1983.

11 GOULAS, A.; CISTOFOROU, V. **Two-phase (solid-liquid) flow modelling**. Lab. of Fluid Mech. and Turbomachinery. Aristotle University of Thessaloniki, Dept. Mech. Eng.,1990.

12 STOLZ, J. A universal equation for the calculation of discharge coefficient of orifice plate. In: DIJSTELBERGEN,H.D., ed.; SPENCER, E.A.,ed. **FLOMEKO 1978 - FLOW MEASUREMENT OF FLUIDS**. Amsterdam: North-Holland, 1978. p. 519-534.

13 READER-HARRIS,M.J.; SATTARY, J.A. The orifice plate discharge coefficient equation. In: **Flow meas. instrum**. Butterworth , 1990. v.1.p.67-76.

14 TAITEL, Y.; DUKLER, A.E. A model for predicting flow regime transitions in horizontal and near horizontal flow. **A.I. Ch.En. J.**, New York, v. 22, n.1, p 47-55, 1976. American Institute of Chemical Engineering Journal

15 Mc NEIL,D.A. **Pipeline design for two-phase flow**. GLASGOW: National Engineering Laboratory , 1993. (NEL Report).

16 HEWITT, G.F. Basic equations for two-phase flow and the experimental approach. In: A MULTI PHASE FLOW MEASUREMENT: A short course of multi-phase flow,1985, London. Cranfield: Cranfield Institute of Technology, 1985.

17 AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS, **Fluid meters**: Their Theory and Application. Report of the ASME research commite on fluid meters. 6ed. New York: ASME, 1971.

18 KINGHORN , F.C. **Two-phase flow measurement using diferential pressure meters**. In: A MULTIPHASE FLOW MEASUREMENT: A short course of multi-phase flow, 1985, London. Cranfield: Cranfield Institute of Thecnology, 1985.

1 9 LOCKHART, R.N.; MARTINELLI, R.C. Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two component flow in pipes. **Chemical Engineering Progress**, New York, v. 45, p. 39-48, 1949.

20 MADHANE, J.M.; GREGORY, G.A. ; AZIZ, K. Flow patern map for gas-liquid flow in horizontal pipes. **Int. J. Multi-phase Flow**, v. 4, p. 537-553, 1974.

21 STREETER, V.S.; WYLIE, E.B. **Mecânica dos fluidos**. São Paulo: Mc Graw -Hill, 1980. 577p.

22 LAHEY, R.T.; MOODY, F.J. **The Thermal hidraulics of building water nuclear reactor**. Illinois: Nuclear Science Technology Series of American Nuclear Society, 1977.

23 BIZON, E.; **Two-phase flow measure with sharp-edge orifices and venturis.** ONTARIO, Atomic Energy of Canada Ltd, 1965. (AECL-22733).

24 FERREIRA, V.C.S.; SOUTO, S.L.L.; SCHÜLLER, M.B. Medidores de fluxo: Obtenção da curva de calibração via terminal inteligente. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA, 1991, São Paulo. **Anais...** São Paulo: SBEM., 1991. p. 49 - 52.

25 AKASHI, K.; WATANABE, H.; KOGA, K. Development of new flow rectifier for shortening upstream straight pipe length of flowmeter. In: SYMPOSIUM. ON FLOW MEASUREMENT AND CONTROL INDUSTRY, **Proceedings**... Tokio: 1979. p. 279.

26 MILLINGTON, B.C.; KING, N.W. **Further development of a jet mixer/turbine meter package for measurement of gas - liquid flows**. Glasgow: National Engineering Laboratory. (NEL Report).

27 BENEDICT, R.P. **Fundamental of temperature, pressure and flow messurement**. New York: John Wiley , 1969.

28 HERSCHY, R.W. **Stream flow measurement**. New York: Elsevier Applied Science, 1985.

29 MOFFAT, R.J. Describing the incertainties in experimental results. **Experimental Thermal and Fluid science**, v.1, p. 3-18, 1988.

30 DURST, F. Et al. **Principles and practice of Laser-Doppler anemometry**. 2.ed. London: Academic Press, 1987.

31 BRITISH STANDARS, **Methods of measurement of fluid flow in close conduits**: BS 1052, Section 1.1. London: BSI, British Standars Institution, 1981.

32 INTERNATIONAL STANDARD ORGANIZATION. **Measurement of fluid flow by means of orifice plates, nozzles and venturis tubes inserted in circular cross-section conduits running full**: ISO 5167. London,

33 VENZON, M.C.P.; FERREIRA, V.C.S.; TAMAGNA, A. Comportamento de uma placa de orifício em escoamento bifásico (Ar-Água). In: 2º SIMPÓSIO BRASILEIRO DE MEDIÇÃO DE VAZÃO,1995, São Paulo. **Anais...**São Paulo: IPT.,1995. p. 277-286.

34 VENZON, M.C.P.; FERREIRA, V.C.S. Orifice plate behavoiour in two-phase flow (Air-Wather). In: 3º CONGRESSO INTERNACIONAL DE INSTRUMENTAÇÃO E AUTOMAÇÃO, 1995, São Paulo. **Anais...** São Paulo: CIBISA., 1995. p. 555-565.

35 VENZON, M.C.P.; FERREIRA, V.C.S. Orifice plate discharge coeficient for two-phase flow (Air-Wather). In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON PIPES & PRESSURE VESSEL, 1996, Singapura. **Anais...** Singapura. 1995. p. 59-66.

36 VENZON, M.C.P.; FERREIRA, V.C.S.; TAMAGNA, A. Comportamento de uma placa de orifício em escoamento bifásico. In: 11º SEMINÁRIO DE INSTRUMENTAÇÃO,1996, SALVADOR. **Anais...**SALVADOR: IBP.,1996. p. 277-286.

37 SWANSON,W.M. **FLUID MECHANICS**. Holt Rinzhart and Winston, 1970.

38 FINGERSON, L.M.;ADRIAN, R.J. ; MENON, R.K.;KAUFMAN, S.L. In: DATA ANALYSIS, LASER DOPPLER VELOCIMETRY AND PARTICLE IMAGE VELOCIMETRY. TSI short course text, 1991.

APÊNDICE A

No início do estudo sobre os escoamentos bifásicos foi constatado que uma grande quantidade de informações básicas, as quais não estão bem descritas na literatura, deveriam ser exaustivamente estudadas antes de ser dado início ao trabalho. A maior dificuldade se consistiu na definição de quais equipamentos seriam adequados para medir as flutuações de pressão e de velocidade. Com o conhecimento destas informações optou-se pelo direcionamento desta etapa do estudo para o comportamento das características dinâmicas das flutuações de pressão e do perfíl de velocidade axial. Assim, o objetivo inicial deste trabalho que consistia em definirmos o coeficiente de descarga para escoamentos bifásicos em placas de orifício dividiu-se em várias etapas, uma primeira etapa, que consiste no estudo do comportamento das flutuações de pressão e das velocidades dos escoamentos bifásicos e da localização da veia contraída são consideradas neste trabalho e o restante deverá ser objetivo de ros trabalhos futuros.

1 MODIFICAÇÃO DA INSTRUMENTAÇÃO DA BANCADA

A constatação destas dificuldades na medição de alguns parâmetros tornou obrigatória a modificação da bancada de testes. A primeira modificação da bancada constituiu-se na substituição do manômetro de coluna de mercúrio. A injeção de uma quantidade, mesmo muito pequena, de ar produz apreciáveis flutuações de pressão.

Este fato associado a pequena variação entre os diferenciais de pressão produzidos pelos escoamentos unifásico e bifásico inviabilizaram o uso deste tipo de manômetro, que não tem sensibilidade para perceber variações tão pequenas. Estes foram substituindos então por dois transdutotres de pressão miniaturizados em conjunto com um conversor de sinais, fabricados pela Kyowa. Este transdutor mede a pressão estática a montante e a jusante da placa de orifício individualmente. Para este tipo de transdutor o procedimento adotado consitia em tomar as duas medidas e calcular o diferencial de pressão. Entretanto a equação para medidores de pressão diferencial [17] não leva em conta o termo da energia potencial, já que este não afeta os dispositivos de leitura de pressão diferencial. Para a medida de pressões estáticas separadas as duas leituras devem ser corrigidos por um fator comum. Isto não é possível, uma vez que cada um dos transdutores possui constante de calibração diferente definida pelo fabricante. Assim uma nova substituição tornou-se obrigatória substituido-se os transdutores por um transmisor de pressão diferencial do tipo célula capacitiva , da Transmitel.

2 OBTENÇÃO DO COEFICIENTE DE DESCARGA

Obteve-se o coeficiente de descarga para um escosmento bifásico usando a equação para o cálculo do fluxo de massa [8] para medidores de pressão diferencial.

$$\dot{M} = \frac{Y C_D a}{\sqrt{1-\beta^4}} \sqrt{2 \rho_e \Delta p} \qquad \text{(A.1)}$$

usando a massa específica efetiva, equação 2.16. A partir desta equação obteve-se um valor para o coeficiente de descarga, C_D, partindo de três valores medidos: fluxo de massa de ar, fluxo de massa da água e o diferencial de pressão da placa de orifício.

Assim a equação passa a ser:

$$C_D = \frac{\dot{m}\sqrt{1-\beta^4}}{Y\ a}\ \frac{1}{\sqrt{2\rho_e \Delta p}} \qquad (A.2)$$

onde $\dot{M}$ é o fluxo de massa total, isto é

$$\dot{M} = \dot{M}_{água} + \dot{M}_{ar} \qquad (A.3)$$

Mede-se os fluxos de massa individualmente, com a balança de precisão para o fluxo de água e com o rotâmetro para o fluxo de volume do ar.

Obtem-se o diferencial de pressão através de cálculo da diferença entre trinta medidas das duas pressões estáticas a montante e a jusante da placa adquiridas através do conversor de sinais. Estes valores medidos podem ser vistos nas tabelas A.1 até A.3 no final deste apêndice. Analisou-se o C_D obtido nos testes através da comparação deste valor com quatro outros valores obtidos da seguinte maneira: Usando-se dois valores para o C_D normalizados obtidos através das equações do ASME e da BSI; um valor obtido através da equação para o cálculo do coeficiente de descarga de Reader- Harris & Sattary; e da mesma equação usada neste trabalho para o cálculo do fluxo de massa usando o diferencial de pressão medido com o manômetro de coluna de mercúrio.

2.1 EQUAÇÕES USADAS

2.1.1 EQUAÇÃO PARA O CÁLCULO DO C_D PELA NORMA ASME

O ASME (The American Society of Mechanical Engineers) em Fluid meter: Their Theory and Application [17] estabelece a seguinte equação:

$$C_D = K\sqrt{1-\beta^4} \qquad (A.4)$$

onde

$$K = Ko + b\lambda \tag{A.5}$$

$$\lambda = \frac{1000}{\sqrt{Re_D}} \tag{A.6}$$

e R_D é o N º de Reynolds em função do diâmetro da tubulação.

$$b = \left(0{,}0002 + \frac{0{,}0011}{D}\right) + \left(0{,}0038 + \frac{0{,}0004}{D}\right)[\beta^2 + (16{,}5 + 5D)\beta^{16}] \tag{A.7}$$

$$Ko = (0{,}6014 - 0{,}01352D^{-1/4}) + (0{,}3760 + 0{,}07257D^{-1/4})\left(\frac{0{,}0025}{D^2\beta^2 + 0{,}0025} + \beta^4 + 1{,}5\beta^{16}\right) \tag{A.8}$$

2.1.2 EQUAÇÃO PARA O CÁLCULO DO C_D PELA NORMA BSI

A BSI (British Standards Institution) [31] estabelece que o valor do C_D pode ser obtido por:

$$\begin{aligned} C_D = {} & 0{,}595 + 0{,}031\beta^{2,1} - 0{,}1840\beta^8 + 0{,}0029\beta^{2,5}\left[\frac{10^6}{Re_D}\right]^{0,75} \\ & + 0{,}090L_1\beta^4(1-\beta^4)^{-1} - 0{,}0337L'_2\beta^3 \end{aligned} \tag{A.9}$$

onde L_1 é a distância relativa da tomada de pressão a montante da placa dada pela

equação:

$$L_1 = \frac{l_1}{D}$$

e l_1 é a distância da tomada de presão a montante até a face a montante da placa. E L'_2 é a distância relativa da tomada de pressão a jusante da placa dada pela equação:

$$L'_2 = \frac{l'_2}{D}$$

e l'_2 é a distância da tomada de pressão a jusante até a face a jusante da placa.

2.1.3 EQUAÇÃO PARA O CÁLCULO DO C_D DE READER- HARRIS & SATTARY

As equações acima fornecem diferentes valores para os coeficientes de descarga cálculados, M. J. Reader-Harris e J. A. Sattary [13] apresentaram um trabalho onde propoem uma nova equação para o cálculo do C_D para as placas de orifício de bordos chanfrados, que unifica os valores usados na Europa e nos Estados Unidos, esta nova equação faz parte da norma ISO 5167 (International Organisation Standardization) [32], dada pela equação:

$$\begin{aligned} C_D = {} & 0{,}5960 + 0{,}0313\beta^2 - 0{,}225\beta^8 + 0{,}000526\left(\frac{10^6\beta}{Re_D}\right)^{0{,}7} \\ & + (0{,}0166 + 0{,}0035A) + máx\left[\left(\frac{10^6}{Re_D}\right)^{0{,}4} ;\ 37{,}6 - 8000\left(\frac{Re_D}{10^6}\right)\right] \\ & + (0{,}0433 + 0{,}0712e^{-8{,}5L_1} - 0{,}1145e^{-6L_1})\ \frac{(1-0{,}23A)\beta^4}{1-\beta^4} \\ & - 0{,}0116\ (M'_2 - 0{,}52M'^{1{,}3}_2)\ (1-0{,}14A)\beta^{1{,}1} \end{aligned} \qquad \text{(A.10)}$$

$$A = \left(19000 \frac{B}{Re_D} \right)^{0,8} \qquad (A.11)$$

$$M'_2 = \frac{2L'_2}{1-\beta^4} \qquad (A.12)$$

2.1.4 EQUAÇÃO PARA O CÁLCULO DO FLUXO ADOTADA NESTE TRABALHO

Neste trabalho o fluxo de massa foi calculado usando a equação A.1 com os valores do diferencial de pressão obtidos com os transdutores de pressão.

Os resultados obtidos podem ser vistos na figura abaixo. Esta figura apresenta o C_D para o escoamento unifásico apenas uma vez que seria impossível comparar os resultados obtidos neste experimento com outros valores obtidos por outros métodos.

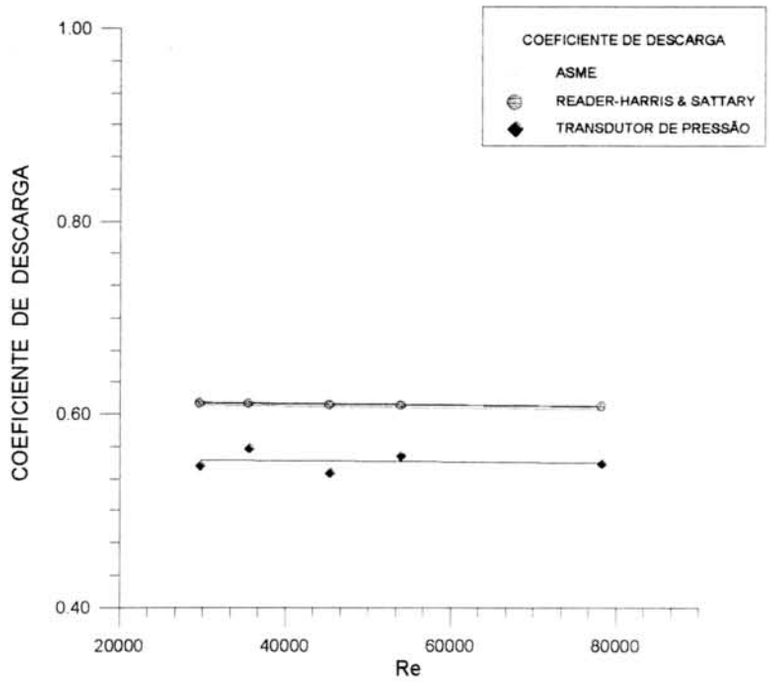


FIGURA A.1 — Coeficiente de descarga obtido por diferentes métodos em função do Nº de Reynolds

Pela comparação das curvas dos coeficientes de descarga percebe-se a existência de discrepâncias na aquisição do sinal de pressão, acredita-se que este problema possa ser atribuído o ocorrência de *aliasing,* isto é a desobediência ao critério de Nyquist — Quando o intervalo de aquisição das amostras de um sinal ocorre com uma freqüência menor do que duas vezes por ciclo ocorre uma sobreposição das componentes de alta e de baixa frequência e a amostra resultante é indistinguivel de outra de menor freqüência. O critério de Nyquist estabelece que a frequência da coleta das amostras deve ser maior que duas vezes a máxima frequência contida no sinal [32]. A confirmação das discrepâncias é obtida comparando-se os fluxos de massa medidos, para os dois fluidos, usando-se a bancada de medição de fluxo, e os valores calculados através da equação de Murdock [8] para o cálculo do fluxo de massa obtidos com o diferencial medido com os transdutores de pressão. Os resultados são mostrados nos gráficos abaixo onde estão plotados os valores para o fluxo de massa total em função do número de Reynolds para o fluxo de ar para diferentes fluxos de água.

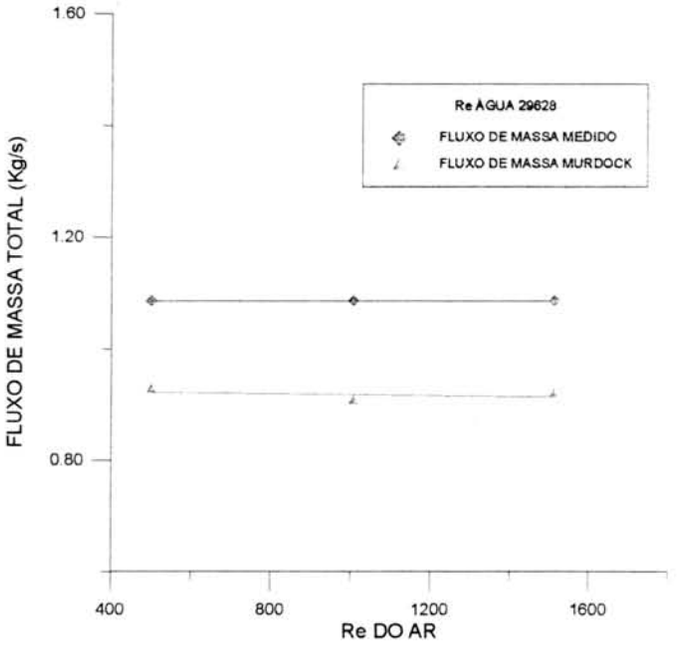


FIGURA A.2 — Comparação entre os fluxos de massa total em função do Nº de Reynolds do ar (massa de água 2,3025 kg/s)

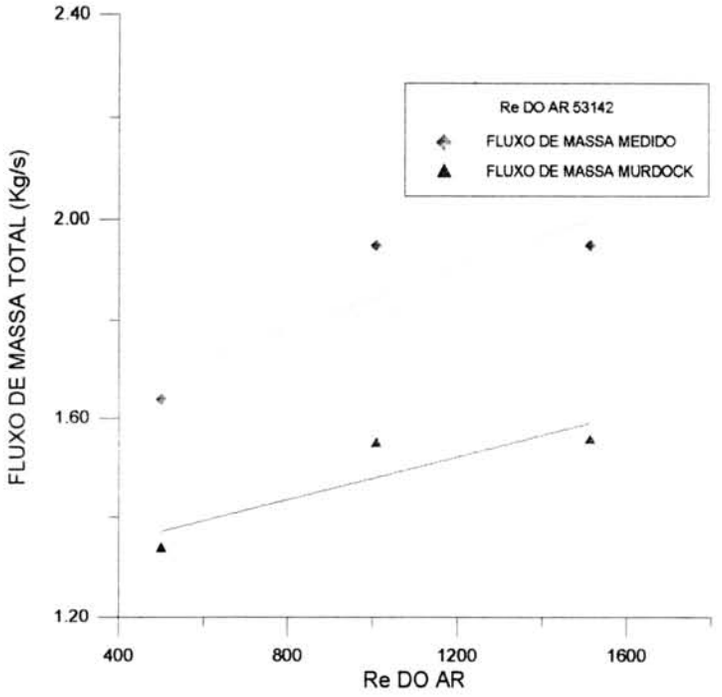


FIGURA A.3 — Comparação entre os fluxo de massa total em função do Nº de Reynolds do ar (massa de água 5,3142 kg/s)

O discrepância entre as duas curvas evidencia um erro entre ± 15% e ± 20% conforme o fluxo total. Estes valores confirmam a ocorrência de erro na aquisição dos dados de pressão, uma vez que a equação de Murdock apresenta uma incerteza de ± 1,5% para o fluxo de massa cálculado . Deve ser salientado que esta equação é bem aceita na comunidade científica nesta área.

Confirmada a ocorrência de *aliasing* redirecionou-se o trabalho aguardando a modificação na aquisição de dados de pressão.

Q ar	1 l/min		2 l/min		4 l/min		6 l/min		8 l/min		10 l/min	
canal	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
1	2144	1715	2124	1673	2097	1641	2093	1620	2067	1607	2062	1573
2	2147	1717	2130	1668	2101	1636	2086	1619	2066	1605	2064	1576
3	2137	1728	2122	1670	2103	1630	2088	1622	2061	1590	2064	1565
4	2151	1723	2136	1669	2087	1634	2090	1618	2076	1583	2069	1591
5	2148	1721	2124	1671	2095	1632	2101	1617	2069	1600	2065	1579
6	2142	1717	2138	1671	2089	1626	2084	1627	2084	1602	2067	1574
7	2153	1720	2127	1663	2096	1636	2082	1620	2060	1593	2087	1562
8	2140	1726	2129	1677	2102	1634	2090	1617	2086	1588	2065	1580
9	2136	1723	2124	1671	2100	1638	2081	1622	2071	1597	2060	1572
10	2141	1728	2128	1672	2101	1634	2092	1623	2095	1611	2061	1564
11	2146	1725	2130	1669	2109	1633	2088	1627	2074	1603	2061	1580
12	2134	1727	2126	1670	2105	1635	2081	1631	2073	1580	2062	1588
13	2136	1729	2134	1667	2108	1637	2086	1626	2070	1586	2050	1577
14	2141	1726	2141	1662	2106	1632	2078	1629	2082	1605	2063	1577
15	2145	1723	2135	1663	2090	1638	2087	1628	2077	1602	2075	1567
16	2144	1726	2133	1670	2091	1636	2075	1623	2076	1607	2073	1566
17	2141	1721	2127	1669	2109	1640	2094	1625	2070	1578	2062	1601
18	2144	1722	2126	1664	2107	1639	2083	1613	2069	1589	2063	1568
19	2143	1724	2141	1671	2097	1636	2089	1624	2069	1606	2074	1576
20	2137	1728	2126	1666	2098	1639	2092	1621	2077	1595	2083	1585
21	2143	1724	2138	1665	2100	1636	2083	1619	2073	1587	2065	1568
22	2135	1727	2132	1670	2106	1637	2091	1616	2063	1599	2067	1582
23	2141	1721	2125	1660	2098	1638	2089	1624	2076	1601	2068	1571
24	2140	1724	2134	1666	2102	1634	2084	1621	2080	1586	2061	1573
25	2140	1726	2129	1670	2109	1638	2091	1617	2075	1591	2070	1595
26	2141	1720	2125	1654	2103	1635	2068	1620	2079	1582	2069	1575
27	2143	1732	2138	1662	2094	1636	2072	1615	2080	1587	2066	1576
28	2140	1726	2128	1673	2080	1627	2089	1619	2074	1597	2071	1581
29	2145	1700	2121	1658	2107	1636	2074	1621	2084	1591	2055	1576
30	2137	1707	2134	1666	2097	1640	2090	1609	2077	1593	2077	1569
$\bar{x}$	2142	1723	2130	1667	2100	1635	2086	1621	2075	1595	2067	1576
Δp	0,0593		0,0667		0,0672		0,0672		0,0698		0,0717	

TABELA A..1 — Teste 1; diferencial da flutuação de pressão 0,0462 kgf/cm²

Q ar	1 l/min		2 l/min		4 l/min		6 l/min		8 l/min		10 l/min	
canal	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
1	2639	1441	2643	1460	2627	1414	2635	1441				
2	2643	1440	2653	1437	2633	1408	2634	1423				
3	2610	1435	2624	1459	2616	1440	2615	1393				
4	2614	1441	2628	1467	2650	1419	2618	1442				
5	2631	1470	2627	1436	2646	1425	2643	1420				
6	2622	1440	2659	1422	2651	1453	2625	1426				
7	2625	1455	2611	1449	2625	1407	2631	1417				
8	2614	1442	2590	1458	2619	1420	2635	1429				
9	2592	1448	2624	1448	2620	1411	2620	1433				
10	2612	1442	2621	1456	2643	1440	2631	1454				
11	2640	1454	2619	1417	2626	1412	2628	1429				
12	2611	1476	2639	1426	2655	1437	2617	1433				
13	2613	1457	2659	1451	2627	1421	2635	1401				
14	2623	1449	2630	1424	2642	1440	1660	1417				
15	2642	1430	2606	1435	2590	1436	2654	1416				
16	2640	1446	2592	1441	2619	1443	2646	1430				
17	2617	1432	2623	1424	2652	1417	2655	1455				
18	2627	1451	2649	1431	2627	1429	2629	1415				
19	2643	1446	2621	1429	2628	1436	2642	1405				
20	2634	1425	2657	1469	2613	1438	2604	1444				
21	2656	1439	2640	1433	2625	1446	2606	1431				
22	2614	1463	2623	1442	2630	1423	2612	1435				
23	2602	1461	2614	1419	2648	1402	2633	1429				
24	2625	1472	2607	1458	1458	1431	2638	1440				
25	2663	1451	2647	1439	2628	1437	2652	1418				
26	2621	1469	2628	1441	2617	1433	2614	1413				
27	2633	1434	2639	1434	2627	1439	2619	1448				
28	2629	1427	2612	1411	2631	1432	2651	1426				
29	2635	1422	2656	1439	2635	1451	2641	1435				
30	2659	1459	2653	1421	2620	1412	2612	1439				
$\bar{x}$	2659	1459	2653	1421	2620	1412	2612	1439				
Δp	0,1837		0,1853		0,1870		0,1873					

TABELA A..2 — Teste 2; diferencial da flutuação de pressão 0,1836 kgf/cm²

Q ar	1 l/min		2 l/min		4 l/min		6 l/min		8 l/min		10 l/min	
canal	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
1	4266	1705	4270	1737	4279	1773						
2	4240	1739	4253	1760	4320	1742						
3	4259	1754	4226	1777	4300	1741						
4	4285	1747	4272	1710	4233	1681						
5	4231	1753	4280	1707	4220	1719						
6	4270	1714	4248	1726	4270	1729						
7	4251	1718	4265	1724	4256	1782						
8	4246	1756	4304	1768	4213	1763						
9	4250	1784	4292	1750	4237	1766						
10	4255	1762	4299	1719	4243	1765						
11	4271	1728	4277	1777	4221	1742						
12	4270	1747	4248	1769	4295	1768						
13	4288	1782	4259	1780	4278	1795						
14	4251	1724	4254	1792	4293	1717						
15	4290	1753	4288	1772	4294	1749						
16	4253	1732	4256	1762	4299	1770						
17	4281	1751	4300	1795	4303	1769						
18	4263	1721	4291	1735	4277	1773						
19	4270	1743	4275	1748	4305	1736						
20	4261	1737	4261	1750	4294	1797						
21	4299	1768	4287	1732	4285	1815						
22	4256	1777	4274	1736	4277	1778						
23	4262	1764	4257	1717	4275	1781						
24	4270	1723	4208	1726	4313	1753						
25	4265	1769	4229	1759	4293	1721						
26	4288	1763	4220	1703	4256	1758						
27	4270	1807	4237	1793	4272	1763						
28	4275	1796	4231	1725	4270	1720						
29	4275	1742	4235	1728	4242	1756						
30	4251	1774	4215	1742	4279	1737						
$\bar{x}$	4265	1751	4262	1749	4274	1754						
Δp	0,3974		0,3973		0,3984							

TABELA A..3 — Teste 3; diferencial da flutuação de pressão 0,3944 kgf/cm²

APÊNDICE B

Este apêndice apresenta os dispositivos, que fazem parte da bancada de testes e foram desenvolvidos especialmente para o estudo do comportamento dos escoamentos bifásicos em placas de orifício. Optou-se pelo projeto e construção destes dispositivos para garantir a facilidade de observação e de medida dos fenômenos e também a boa repetibilidade dos experimentos.

Foram construídos para este trabalho os seguintes dispositivos:

- Placas de orifício
- Bocais sônicos

Estes dispositivos foram projetados no Laboratório de Máquinas de Fluxo da Escola de Engenharia Mecânica da UFRGS, e construídos no Laboratório de Usinagem desta mesma escola.

1 AS PLACAS DE ORIFÍCIO

Usou-se para este trabalho, tanto nas primeiras tentativas de definição do coeficiente de descarga, para o comportamento das flutuações de pressão e de velocidade, e para o comportamento da veia contraída, uma seção de testes em acrílico com uma placa de orifício também em acrílico e β de 0,52.

1 - Garantir o mínimo de diferenças entre os teste. Com este objetivo foi construído uma seção de testes onde apenas as placas de orifício seriam substituídas, este tipo de dispositivo inviabilizaria o uso de medidores industriais que não se

adaptam a seção. Assim as placas foram projetadas para se ajustarem a esta seção de testes, figura B.1.

2 - As placas de orifício sofreram um processo de revestimento que para impedir a reflexão dos feixes LASER do velocímetro durante as medidas dos perfis de velocidades, diminuindo assim a incerteza nas medidas realizadas com este equipamento.

A partir destes dois pontos foram construídas quatro placas de orifício em alumínio, conforme a figura B.2, e posteriormente sofreram uma anodização preta fosca. As caracteristicas destas placas podem ser vistas na tabela B.1 .

PLACA	d (mm)	$\beta_{médio}$	β_{nom}	Incerteza
POA - 01	14,9300	0,2983	0,30	± 0,05
POA - 02	22,0333	0,4401	0,44	± 0,03
POA - 03	26,0583	0,5205	0,52	± 0,05
POA - 04	33,9200	0,6775	0,68	± 0,04

TABELA B.1 — Características dimensionais das placas de orifício para um nível de confiança de 95% nas medidas

* caracteristicas dimensionais do tubo : Material acrílico (D_{nom} = 50 mm)

**Neste trabalho é usada somente a placa de orifício com β de 0,52 ficando as demais para os trabalhos posteriores.

2 OS BOCAIS SÔNICOS

Os bocais sônicos foram construídos para permitir um aumento no fluxo de ar da mistura. A redução da pressão na bancada impede a observação do comportamento

de misturas com frações de vazio mais elevadas. A opção pelos bocais sônicos tem por objetivo garantir a adição da fase gasosa a uma pressão constante, o que é difícil de se obter com os rotâmetros .

Os bocais foram construídos segundo a norma ASME e calculados para trabalharem com fluxos de ar pré estabelecidos, conforme a tabela B.2.

$$\dot{m}_{MÁX} = \frac{A^{*}p_o}{\sqrt{T_o}}\sqrt{\frac{k}{R}\left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k+1}{k-1}}} \qquad \text{(B.1)}$$

onde:

*A** é a área da garganta do bocal em m²

k é a constante adiabática dos gases (para o ar é igual 1,40) [ASME]

p é a pressão estática em N/m²

R é a constante universal do gás em m.N/ kg °K

T é a temperatura de estagnação em °K

O índice" o " corresponde as condições de reservatório[1]

O índice " * " corresponde as condições sônicas[2]

A construção dos bocais obedece a norma ASME conforme a figura B.2.

As caracteristicas dos bocais são dadas na tabela B.2.

---

[1]São consideradas condições de reservatório , neste caso, as condições do tubo a jusante? do bocal sônico.

[2]As condições sônicas são aquelas para Nº de Mach igual a 1

BOCAL	D (mm)	A* (m²)	$m_{MÁX}$ (kg/s)
BS 01	5	$1{,}9635 \cdot 10^{-5}$	0,040
BS 02	6	$2{,}8274 \cdot 10^{-5}$	0,057
BS 03	7	$3{,}8485 \cdot 10^{-5}$	0,078
BS 04	8	$5{,}0000 \cdot 10^{-4}$	0,102

TABELA B.2 — Características dos bocais sônicos para as condições de reservatório p_0 de 8,8 kgf/cm² e T_0 de 25 °C

	0,26	0,32	0,39	0,45	0,52
D(mm)	4	5	6	7	8
R(mm)	8	10	12	13	15

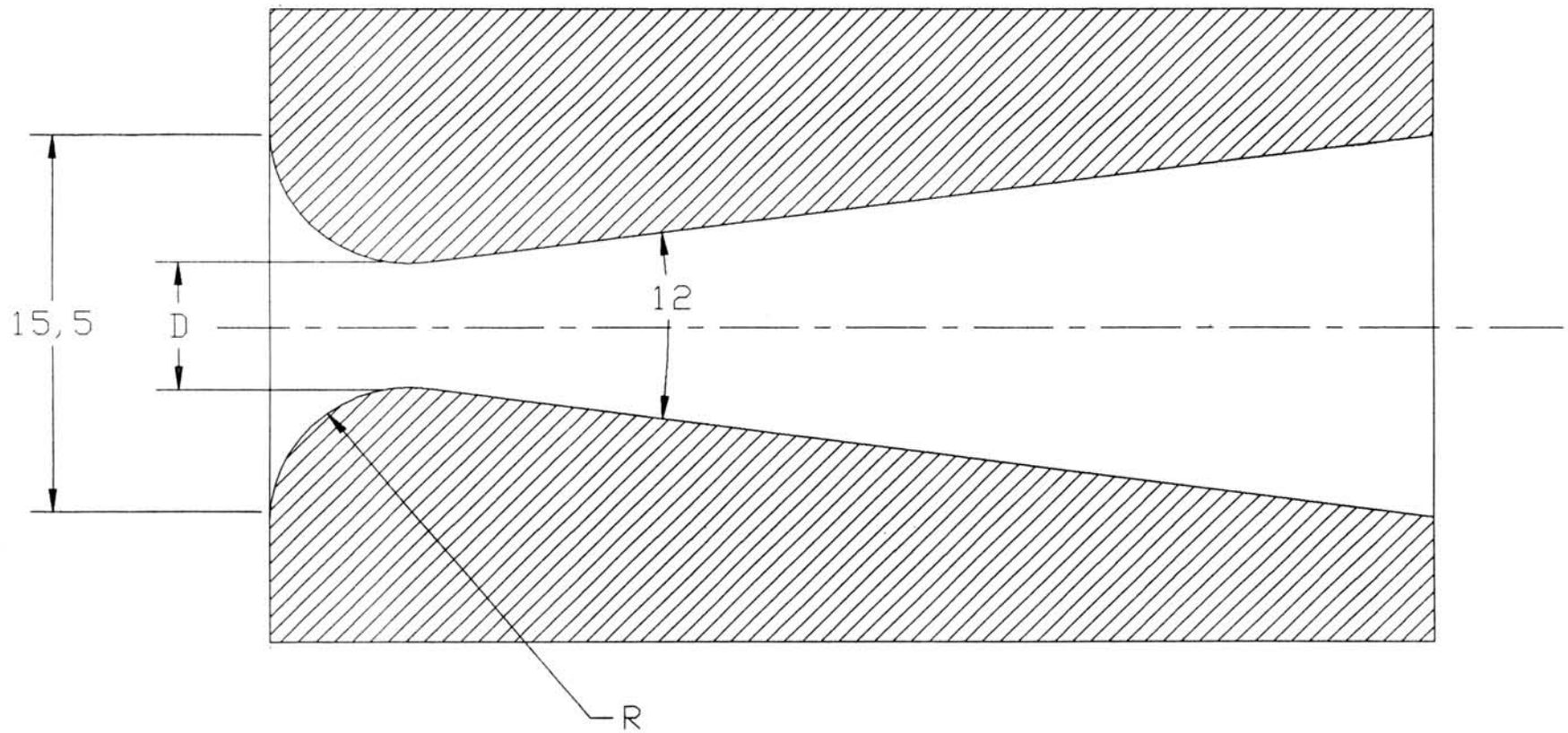


FIGURA B.2 - BOCAL SONICO

	0,31	0,45	0,52	0,67
A	15	22	26	34

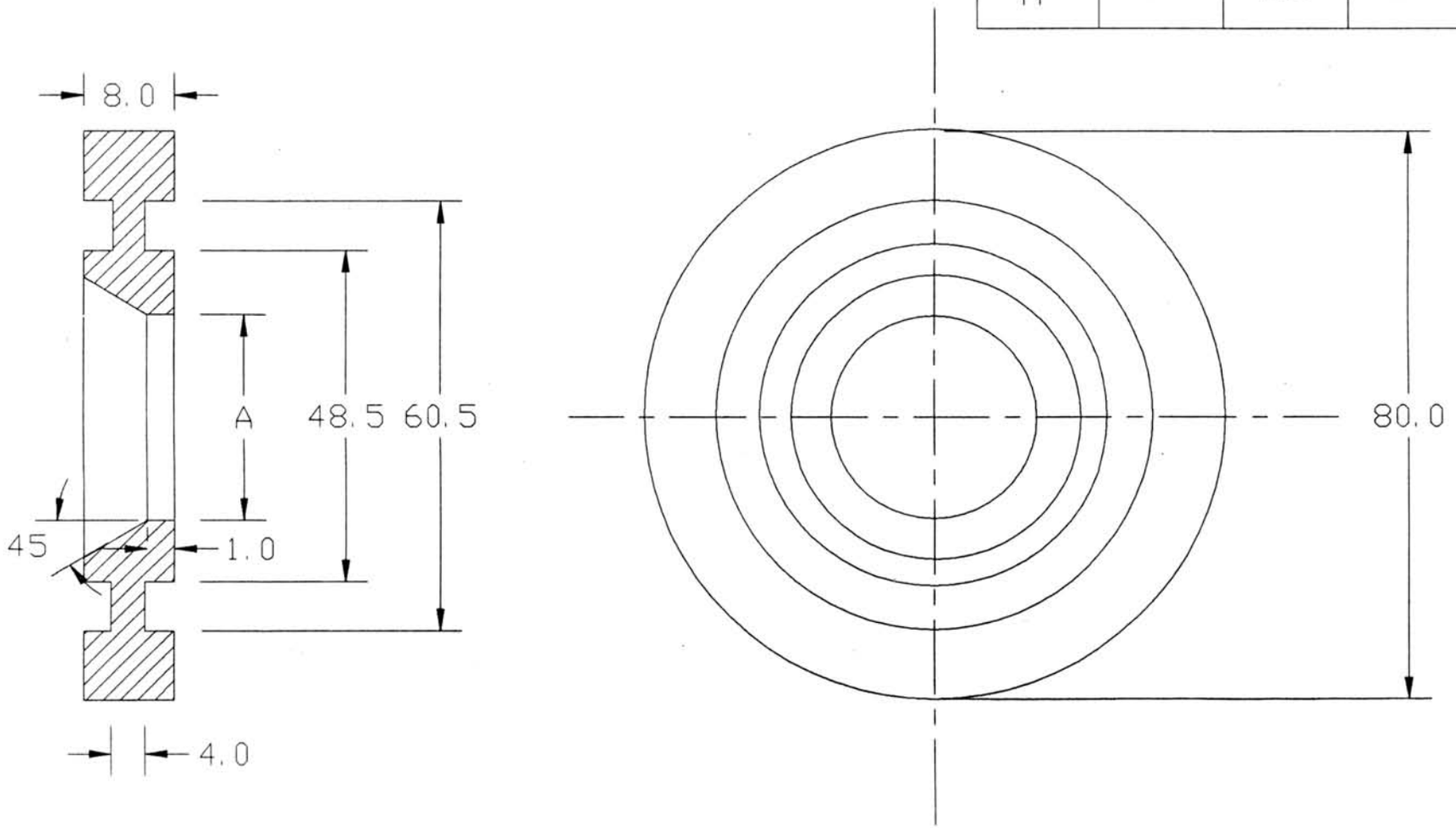


FIGURA B.1 - PLACA DE ORIFICIO