LUIS ENRIQUE ORTIZ VIDAL

**Método Inverso Baseado em Sinais de Vibração Estrutural para a
Determinação de Velocidade da Mistura, Fração de Vazio Homogênea e
Padrões de Escoamento Bifásico em Tubulações**

Tese apresentada à Escola de Engenharia
de São Carlos, da Universidade de São
Paulo, para obtenção do grau de Doutor
em Ciências.

Programa: Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Térmica e Fluidos

Orientador: Prof. Dr. Oscar M. H.
Rodriguez

São Carlos

2014

ESTE EXEMPLAR TRATA-SE DA
VERSÃO CORRIGIDA.
A VERSÃO ORIGINAL ENCONTRA-
SE DISPONÍVEL JUNTO AO
DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECANICA DA
EESC-USP.

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO,
POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS
DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ortiz-Vidal, Luis Enrique
Método Inverso Baseado em Sinais de Vibração
OO77m Estrutural para a Determinação de Velocidade da
Mistura, Fração de Vazio Homogênea e Padrões de
Escoamento Bifásico em Tubulações / Luis Enrique
Ortiz-Vidal; orientador Oscar Mauricio Hernandez
Rodriguez. São Carlos, 2014.

Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica e Área de Concentração em Térmica e
Fluídos -- Escola de Engenharia de São Carlos da
Universidade de São Paulo, 2014.

1. Escoamento bifásico. 2. Padrão de escoamento. 3.
Escoamento gás-líquido em tubulação. 4. Vibrações
induzidas por escoamento. 5. Modelagem inversa. I.
Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Bacharel **LUIS ENRIQUE ORTIZ VIDAL**.

Título da tese: "Método inverso baseado em sinais de vibração estrutural para a determinação de velocidade da mistura, fração de vazio homogênea e padrões de escoamento bifásico em tubulações".

Data da defesa: 25/04/2014

Comissão Julgadora:

Resultado:

Prof. Associado **Oscar Mauricio Hernandez Rodriguez**
(Orientador)
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

APROVADO

Prof. Dr. **Leopoldo Pisanelli Rodrigues de Oliveira**
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

APROVADO

Prof. Dr. **Rigoberto Eleazar Melgarejo Morales**
(Universidade Tecnológica Federal do Paraná/UTFPR)

APROVADO

Prof. Dr. **Antonio Lopes Gama**
(Universidade Federal Fluminense/UFF)

APROVADO

Prof. Dr. **Jader Riso Barbosa Junior**
(Universidade Federal de Santa Catarina/UFSC)

APROVADO

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica:
Prof. Associado **Marcelo Areias Trindade**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:
Prof. Titular **Denis Vinicius Coury**

Dedicatória

"De las flores, la violeta; de los emblemas, la cruz; de las naciones, mi tierra; y de las mujeres, tú" (Ricardo Palma).

À minha mulher e nossos futuros – se Deus quiser– três filhos.

Agradecimentos

"Cumple con la gratitud del peregrino, no olvidar nunca la fuente que apagó su sed, la palmera que le brindó frescor y sombra, y el dulce oasis donde vio abrirse un horizonte a su esperanza".

Ricardo Palma (escritor e poeta peruano)

Muito grato a cada um de vocês, “fuente”, “palmera” e “oasis”, que me acompanharam nesta peregrinação. Foram sua presença e interação que tornaram possível cada uma das minhas conquistas. Meu esforço para, de alguma maneira, retribuir vocês é grande e permanente. De maneira muito especial,

Ao meu orientador prof. Oscar Mauricio Hernandez Rodriguez que tanto me apoiou e ensinou, pelos desafios propostos e acompanhamento de perto.

To professor Dr. Njuki W. Mureithi for the great professional and personal opportunity. Asante sana!

A Irma Consuelo, compañera y amiga, por la complicidad incuestionable y solidaridad durante esta batalla.

Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP, Proc. 2009/17424-2).

“Vi tudo o que se faz debaixo do sol, e eis:
tudo vaidade, e vento que passa”.

[Eclesiastes 1, 14].

*“... por isso, vive respeitando a todos,
fazendo feliz aos seus e desfrutando de
quem é”.*

O autor.

RESUMO

ORTIZ-VIDAL, L. E. (2014). **Método Inverso Baseado em Sinais de Vibração Estrutural para a Determinação de Velocidade da Mistura, Fração de Vazio Homogênea e Padrões de Escoamento Bifásico em Tubulações**. 147f. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2014.

A vibração induzida por escoamento é parte intrínseca do transporte de fluidos. Por exemplo, na indústria de petróleo e gás esse fenômeno pode ser encontrado em tubulações, tanto no setor *upstream*, quando *downstream*. Essas vibrações são produto das forças geradas pelo escoamento e, portanto, carregam informações sobre sua fenomenologia. No caso de escoamento bifásico em tubo, resultados experimentais indicam forte influência da velocidade da mistura, fração de vazio e padrão de escoamento no comportamento dinâmico da estrutura. Contudo, pouco foi feito na tentativa de obter informações do escoamento a partir da resposta estrutural. Assim, o objetivo do presente estudo é desenvolver métodos para a previsão dos parâmetros do escoamento baseados na resposta de um tubo submetido a escoamento bifásico. Foi conduzido um trabalho experimental da vibração induzida por diversos padrões gás-líquido numa tubulação horizontal (PVC Ø3/4") duplamente engastada, com água e ar como fluidos de trabalho. A partir de uma abordagem analítica, corroborada com resultados experimentais para escoamento monofásico e bifásico, estabelece-se a existência de uma relação, de natureza quadrática, entre a velocidade de atrito e o desvio padrão da aceleração. Dado que a velocidade de atrito é função do fator de atrito bifásico, um método para a sua previsão é desenvolvido. Ele prevê de maneira precisa os dados coletados; todos eles com erro percentual menor do que 30%. O método foi comparado também com dados experimentais e modelos da literatura, mostrando boa concordância. Além disso, apresenta-se uma relação entre a frequência pico da resposta e a fração de vazio homogênea. No fim, são apresentados: (i) um método de identificação de escoamento pistonado, baseado na superposição dos mecanismos de vibração por turbulência e intermitente, com desempenho mínimo de 81.8%; (ii) um método experimental para determinação da velocidade da mistura (J) e fração de vazio homogênea (β). Os melhores resultados são obtidos para os padrões disperso e pistonado, prevendo adequadamente os parâmetros J e β com erro percentual absoluto médio de 24.1% e 20.65%, respectivamente.

Palavras-chave: Escoamento bifásico, Padrão de escoamento, Escoamento gás-líquido em tubulação, Vibrações induzidas por escoamento, Método de Identificação.

ABSTRACT

ORTIZ-VIDAL, L. E. (2014). **Inverse Method Based on Structural Vibration Signals for the Determination of Two-phase Flow Patterns, Homogeneous Void Fraction and Mixture Velocity in Pipes.** 147. Dissertation (PhD) – Sao Carlos School of Engineering, University of Sao Paulo (USP), São Carlos, 2014.

Flow-induced vibration is intrinsic to piping problems. For example, in the oil and gas industry the FIV phenomenon can be found in pipe flow both in upstream and downstream applications. The structural vibration response contains information about the flow phenomenology. In the case of two-phase pipe flow, experimental results show a strong influence of mixture velocity, void fraction and flow pattern on pipe structural dynamics. However, efforts to obtain information of the flow from pipe response have been scanty. The goal of this study is to develop two-phase flow parameters predictive methods based on the structural pipe response. An experimental study of flow-induced vibration was carried out for several flow patterns in a clamp-clamp straight pipe (PVC Ø3/4”), with air and water as working fluids. From an analytical approach, a quadratic relationship between shear velocity and standard deviation of acceleration is proposed and validated against the experimental data of single and two-phase flow. Since the shear velocity depends on the friction factor, a method to predict two-phase friction factor is presented. The method predicts accurately our experimental data with a mean absolute error up to 30%. Good agreement was also found when it was compared with some models and experimental data from the literature. Furthermore, an expression to correlate peak frequency and homogeneous void fraction as a function of added mass is offered. Finally, we present: (i) a slug flow identification technique based on the superposition of the turbulence and intermittent flow-induced vibration mechanisms, with performance of 81.8% and (ii) an experimental methodology to estimate mixture velocity (J) and homogeneous void fraction (β). The latter method shows better agreement for dispersed and slug flow-patterns, predicting J and β with a mean absolute error of 24.1% e 20.65%, respectively.

Keywords: Two-phase flow, Flow patterns, Gas-liquid pipe flow, Flow-induced vibration (FIV), Identification Method.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1.	Classificação das vibrações induzidas por escoamento, segundo a direção do escoamento.	32
Figura 2.2.	Padrões de escoamento para escoamento bifásico gás-líquido aceitos tipicamente: (a) escoamento horizontal e levemente inclinado, (b) escoamento vertical ascendente. Adaptada de Shoham (2006)).....	33
Figura 2.3.	Mapa de fluxo experimental para escoamento horizontal gás-líquido. Adaptada de Mandhane <i>et al.</i> (1974).	36
Figura 2.4.	Variação da massa adicionada (adimensional) com a fração de vazio para escoamento (a) axial confinado e (b) cruzado sob um banco de tubos. Reconstruída de Pettigrew e Taylor (1994).	43
Figura 2.5.	Amortecimentos viscoso, ζ_v , dependente-do-escoamento ζ_f e bifásico $\zeta_{2\phi}$ (definido como ζ_{tp} no presente estudo) para um cilindro submetido a escoamento confinado ar-água axial externo. Adaptada de Carlucci (1980).	44
Figura 2.6.	Mapa de fluxo de Taitel <i>et al.</i> (1980) para ar-água e diâmetro interno de tubo 25 mm, adaptado de Gravelle <i>et al.</i> (2007).	45
Figura 2.7.	Descrição da abordagem do fenômeno FSI para sistemas acoplados. Adaptada de Fujita (1990).	48
Figura 3.1.	Esquema do circuito experimental – <i>FSI-Lab, Polytechnique Montreal</i>	53
Figura 3.2.	Visão da linha de testes.	55
Figura 3.3.	Matriz experimental testada tomando como base o mapa experimental de fluxo experimental de Mandhane <i>et al.</i> (1974). É apresentado o valor nominal do parâmetro β	59
Figura 4.1.	Base de dados coletada sob o mapa de fluxo de Mandhane <i>et al.</i> (1974).	64
Figura 4.2.	Fator de atrito bifásico experimental de todas as condições bifásicas da Figura 4.1, calculado segundo a definição apresentada na equação 4.7.	65
Figura 4.3.	Influência da temperatura de referência sobre o fator de atrito experimental para os dados coletados no presente trabalho. Os desvios foram calculados a partir de uma temperatura de referência igual a 20°C, utilizando a equação 4.9.	66
Figura 5.1.	Espectro da aceleração Z para o primeiro modo na presença de excitação bifásica, para os sistemas (a) H75M e (b) H40M. As condições C9, C14 e C24 correspondem a escoamento em bolhas, disperso e pistonado, respectivamente.	74
Figura 5.2.	Metodologia do modelo de identificação, baseado na superposição de mecanismos de excitação.	76
Figura 5.3.	Espectro da aceleração (primeiro modo) para escoamento monofásico para os sistemas (a) H75W e (b) H40W. A condição C8 corresponde a uma velocidade de líquido $J = 7$ m/s (<i>vide</i> Tabela 3.4). MEI é a solução da	

	equação 5.4, na faixa 1Hz-10Hz, que também é representada pela área hachurada; no caso de escoamento monofásico pode ser interpretada como o nível de referência (mínimo patamar de energia).	78
Figura 5.4.	Espectro da aceleração (primeiro modo) para três condições bifásicas correspondentes a escoamento em bolhas (C9), disperso (C14) e pistonado (C24). As colunas correspondem aos sistemas H75M e H40M. MEI é a solução da equação 5.4, na faixa 1Hz-10Hz, que também é representada pela área hachurada; no caso de escoamento bifásico representa a presença de escoamento intermitente.....	79
Figura 5.5.	Desempenho dos parâmetros estatísticos Z_{RMS} , $Z_{kurtosis}$ e Z_{crista} em função da velocidade, para as condições monofásicas e bifásicas dos sistemas H75 e H40.....	81
Figura 5.6.	Plano de distribuição dos padrões para os sistemas H75 e H40.....	82
Figura 5.7.	Identificação do padrão de escoamento pistonado para os dados H75M, a partir do método identificação proposto baseado na superposição de mecanismos de vibração.....	83
Figura 6.1.	Elemento de tubo submetido a escoamento interno turbulento	86
Figura 6.2.	Espectro completo da aceleração do eixo Z para o sistema H75W. As condições C2, C5 e C8 correspondem às velocidades $J = 0.5, 3$ e 7 m/s, respectivamente (ver Tabela 3.4).....	92
Figura 6.3.	Resposta tempo-frequência da aceleração em Z para os sistemas (a) H75W e (b) H40W. Ambos os gráficos correspondem a uma velocidade $J = 7$ m/s (C8, Tabela 3.4).	93
Figura 6.4.	Espectro da aceleração para os três primeiros modos na presença de excitação monofásica. As linhas correspondem aos sistemas H75W e H40W, e as colunas às suas respostas nos eixos Y e Z. As condições C2, C5 e C8 correspondem às velocidades $J = 0.5, 3$ e 7 m/s, respectivamente.....	95
Figura 6.5.	Espectro da aceleração para os três primeiros modos na presença de excitação bifásica. As linhas correspondem aos sistemas H75W e H40W, e as colunas às suas respostas nos eixos Y e Z. As condições C9, C14 e C24 correspondem a escoamento em bolhas, disperso e pistonado, respectivamente (<i>vide</i> Figura 3.3).....	96
Figura 6.6.	Espectro da aceleração para H75M-C9. As linhas em negrito representam o sinal filtrado.....	97
Figura 6.7.	Variação da massa adicionada com a fração de vazio. As linhas correspondem aos sistemas H75W e H40W, e as colunas ao primeiro e terceiro modo. A linha tracejada ($c_m = 1$) representa a massa adicionada proporcional à densidade da mistura.....	98
Figura 7.1.	Desvio padrão da aceleração versus velocidade de atrito para escoamento monofásico. Os gráficos (a) e (b) correspondem às respostas para os eixos Y e Z, respectivamente.....	102
Figura 7.2.	Desvio padrão da aceleração versus velocidade de atrito para escoamento bifásico e baixas frações de vazio homogênea. As linhas correspondem às respostas para os eixos Y e Z, e as colunas $\beta = 10\%$ e 25%	103

Figura 7.3.	Desvio padrão da aceleração versus velocidade de atrito para escoamento bifásico e altas frações de vazio homogênea. As filas correspondem às respostas para os eixos Y e Z, e as colunas a $\beta = 50\%$, 75% e 95%	105
Figura 7.4.	Desvio padrão da aceleração em função da velocidade de atrito e fração de vazio homogênea. As linhas correspondem às respostas para os sistemas H75M e H40M, e as colunas aos eixos Y e Z.	107
Figura 7.5.	Influência do fator de amortecimento bifásico, ζ_{tp} , na frequência pico (eq. 6.14). $ \text{erro } \omega_{pico} $ é o valor absoluto do erro percentual (<i>erro</i>) da frequência pico com valor referencia igual à frequência pico sem amortecimento. Os gráficos foram gerados adotando $\zeta_e = 1.5\%$ e $c_m = 1$. Os símbolos vazios e cheios representam simulações para o primeiro e terceiro modo, respectivamente. As condições C9 (bolhas), C14 (disperso) e C24 (pistonado) correspondem às listadas na Tabela 3.5.....	108
Figura 7.6.	Influência da velocidade da mistura J na frequência pico (eq. 6.14). $ \text{erro } \omega_{pico} $ é o valor absoluto do erro percentual (<i>erro</i>) da frequência pico com valor referencia igual à frequência pico para velocidade nula ($J = 0$). Os gráficos foram gerados adotando $\zeta_e = 1.5\%$, $\zeta_{tp} = 2.5\%$ e $c_m = 1$. Os símbolos vazios e cheios representam os resultados para o primeiro e terceiro modo, respectivamente.	109
Figura 7.7.	Frequência pico estimada ($\omega_{pico-modelo}$) versus experimental ($\omega_{pico-experimental}$). As filas correspondem às respostas para os sistemas H75M e H40M, e as colunas ao primeiro e terceiro modo. Os símbolos vazios e cheios representam os eixos Y e Z, respectivamente.	111
Figura 7.8.	Metodologia do método inverso proposto.....	112
Figura 7.9.	Matrizes de calibração. Desvio padrão da aceleração em função da velocidade de atrito e fração de vazio homogênea para os eixos Y e Z.	112
Figura 7.10.	Comparação entre fração de vazio homogênea experimental e a determinada a partir do método proposto, para ambos os sistemas, nos eixos Y e Z.....	113
Figura 7.11.	Comparação entre a velocidade da mistura experimental e a determinada a partir do método proposto, para ambos os sistemas, nos eixos Y e Z.	114
Figura 7.12.	Previsão do padrão de escoamento utilizando o mapa experimental de Mandhane <i>et al.</i> (1974). As velocidades superficiais das fases foram calculadas a partir da velocidade da mistura e fração de vazio homogênea previstas pelo método proposto.	115
Figura A.1.	Resultado típico de um ensaio de impacto com tubo vazio e excitação sobre o eixo Z (transversal ao tubo e paralelo ao eixo da gravidade). As figuras (a)-(c) e (b)-(d) representam os sinais de força e aceleração no domínio do tempo e frequência, respectivamente.	130
Figura A.2.	(a) Função de Resposta em Frequência H_f de Acelerância e (b) coerência para o ensaio de impacto com tubo vazio e excitação sobre o eixo Z.	131
Figura A.3.	Círculo de Nyquist do primeiro modo para excitação sobre o eixo Z. Frequência natural (ω_n), frequência natural amortecida (ω_d) e amortecimento estrutural (ζ_e) estimados a partir do método do círculo.....	132

Figura A.4. Função de Resposta em Frequência (FRF) teórica (linhas) e experimental (pontos) da Acelerância para os eixos Y (esquerda) e Z (direita).	135
Figura C.1. Fotos dos padrões observados. a) bolhas (C9), b) disperso (C14) e c) pistonado (C24).....	139
Figura C.2. Padrões de escoamento observados.	140
Figura C.3. Porção do Painel da aplicação desenvolvida para a obtenção da frequência de passagem da bolha.	141
Figura C.4. Histograma das frequências para escoamento em bolhas e pistonado. As condições C# são as mesmas que as indicadas na Figura C.2.....	142

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1. Trabalhos referidos à abordagem do fenômeno 2-FIV em tubo.....	51
Tabela 3.1. Componentes do sistema experimental.....	54
Tabela 3.2. Instrumentação do Sistema Experimental.....	54
Tabela 3.3. Matriz experimental.....	57
Tabela 3.4. Condições monofásicas (água) testadas para os sistemas H75W e H40W da Tabela 3.3.	58
Tabela 3.5. Condições bifásicas água-ar testadas para os sistemas H75M e H40M da Tabela 3.3.	58
Tabela 4.1. Parâmetros C_{I*} e C_{2*} da equação 4.5	62
Tabela 4.2. Perímetros das fases e interfacial para escoamento em fases separadas	63
Tabela 4.3. Características da base de dados.....	64
Tabela 4.4. Comparação das previsões de fator de atrito bifásico dos modelos selecionados.....	69
Tabela 7.1. Erro percentual absoluto médio (EMA) dos ajustes quadráticos STD_{acc} versus J_* , para os sistemas H75 e H40 em função da fração de vazão homogênea.....	106
Tabela 7.2. Erro da previsão da frequência pico para os sistemas H75M e H40M em função da fração de vazão homogênea.	110
Tabela 7.3. Erros vinculados ao método proposto na previsão da fração de vazão homogênea e velocidade da mistura para os sistemas H75M e H40M.....	115
Tabela 7.4. Erros vinculados ao método proposto desconsiderando as condições para escoamento em bolhas	116
Tabela A.1. Propriedades modais (experimentais) do sistema dos quatro primeiros modos.	132
Tabela A.2. Frequências naturais teóricas.....	134
Tabela C.1. Deslizamento entre as fases.....	141
Tabela C.2. Resultados experimentais para o gradiente de pressão por atrito.....	143
Tabela D.1. Disciplinas cursadas pelo candidato.	146

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras latinas

A	área (m ²)
$ACC_{(\omega)}$	resposta espectral da aceleração (g)
C_m	constante para a massa adicionada (adm.)
$[C]$	matriz modal de amortecimento (N-s/m)
d	diâmetro interno (m)
D	diâmetro externo (m)
dP/dL	gradiente de pressão (Pa)
EI	rigidez à flexão (N-m ²)
$F_{(\omega)}$	força de excitação (N)
$\{G\}$	<i>vetor de força generalizada (N)</i>
H_L	fração volumétrica do líquido (adm.)
$H_{(\omega)}$	função transferência resposta espectral da aceleração (g/N)
J	velocidade superficial (m/s)
J^*	velocidade de atrito (m/s)
$[K]$	<i>matriz modal de rigidez (N/m)</i>
K_{MET}	constante de proporcionalidade (adm.)
L	comprimento (m)
L_{ens}	distância entre engastes (m)
L_{des}	comprimento de desenvolvimento do perfil de velocidade (m)
M	massa linear de fluido (Kg/m)
$[M]$	matriz modal de massa (kg)
m	massa linear (Kg/m)
m_0	massa adicionada, hidrodinâmica ou virtual (Kg/m)
P	pressão (Pa)
Q	vazão volumétrica de injeção (m ³ /s)
$\{Q\}$	<i>vetor da resposta generalizada (adm)</i>
Re	número de Reynolds
s	deslizamento (adm.)
T	temperatura (°C)
v	velocidade real ou <i>in-situ</i> (m/s)

v_{slip}	velocidade de deslizamento (m/s)
x	fração mássica do gás (adm.)
y	amplitude de vibração (m)
Z	parâmetro estatístico (adm)

Letras gregas

α	fração volumétrica do gás ou fração de vazio (adm.)
β	fração de vazio homogênea (adm.)
ω	frequência angular do tubo (Hz)
μ	viscosidade dinâmica (Pa-s)
ρ	densidade (Kg/m ³)
ξ	fator de atrito (adm.)
σ	desvio padrão.
τ_w	tensão cisalhante na parede (Pa/m ²)
ζ	fator de amortecimento (adm.)

Subscritos

α	relativo a fração de vazio
acc	relativo a aceleração
ar	relativo a ar (fase gasosa)
e	relativo à estrutura
f	relativo ao fluido
F, A, G	relativo a atrito, aceleração e gravidade, respectivamente.
G, L	relativo ao gás e líquido, respectivamente
H	relativo ao homogêneo (hipótese de não deslizamento)
HL, HG	relativo a hidráulico do líquido e gás, respectivamente
I	relativo a interface
k	relativo a cada fase
M	relativo a mistura
$pico$	relativo a pico
tp	relativo a escoamento bifásico
FP	relativo a padrão de escoamento
r	relativo ao modo de vibrar

Parâmetros estatísticos

erro erro percentual, $\frac{x_{n,estimado} - x_{n,referência}}{x_{n,referência}} \cdot 100\%$

EM erro percentual médio, $\frac{1}{N} \sum_{n=1}^N \frac{x_{n,estimado} - x_{n,referência}}{x_{n,referência}} \cdot 100\%$

EMA erro percentual absoluto médio, $\frac{1}{N} \sum_{n=1}^N \left| \frac{x_{n,estimado} - x_{n,referência}}{x_{n,referência}} \right| \cdot 100\%$

RMS valor quadrático médio, $\sqrt{\frac{1}{N} \sum_{n=1}^N |x_n|^2}$

STD desvio padrão, $\sqrt{\frac{1}{N} \sum_{n=1}^N (x_n - \bar{x})^2}$

η porcentagem de amostras com $erro \leq \pm 30\%$.

SUMÁRIO

CAPITULO 1	INTRODUÇÃO	29
CAPITULO 2	REVISÃO DA LITERATURA	31
2.1	Escoamento bifásico gás-líquido em tubos	32
2.2	Mapas de fluxo gás-líquido	35
2.3	Gradiente de pressão e fator de atrito bifásico	36
2.3.1	Modelo homogêneo	37
2.3.2	Dukler et al. (1964).....	38
2.3.3	Lockhart e Martinelli (1949)	38
2.3.4	Chisholm e Laird (1958).....	39
2.3.5	Shannak (2008).....	39
2.4	Influência dos parâmetros do escoamento bifásico sobre as 2-FIVs.....	40
2.5	Parâmetros e Mecanismo da vibração	41
2.6	Abordagens do fenômeno 2-FIV em tubo.....	47
CAPITULO 3	TRABALHO EXPERIMENTAL.....	53
3.1	Sistema experimental – <i>Fluid-Structure Interaction Lab, Polytechnique Montreal</i>	53
3.2	Seção de teste	55
3.3	Coleta de dados e matriz experimental	56
3.4	Tratamento de dados de aceleração	59
CAPITULO 4	MODELAGEM DO FATOR DE ATRITO BIFÁSICO	61
4.1	Método proposto.....	61
4.2	Banco de dados.....	63
4.3	Avaliação do método proposto	66
4.4	Conclusões	71

CAPITULO 5	MÉTODO DE IDENTIFICAÇÃO DE ESCOAMENTO PISTONADO	73
5.1	Mecanismos de vibração em 2-FIV em tubo	73
5.2	Princípio do método de identificação	74
5.2.1	Resposta devido à turbulência, $PSD_{ACC(\omega)} _{MET}$	75
5.2.2	Técnica experimental	75
5.3	Avaliação do método de identificação	78
5.4	Conclusões	83
CAPITULO 6	ANÁLISE DA RELAÇÃO ENTRE RESPOSTA ESTRUTURAL E PARÂMETROS DO ESCOAMENTO	85
6.1	Proposta analítica da relação entre turbulência e resposta estrutural	85
6.1.1	Comentários sobre o desenvolvimento prévio de Evans et al. (2004).....	89
6.2	Proposta para a relação entre a frequência pico e fração de vazio	89
6.2.1	Relevância da equação proposta.....	91
6.3	Observações experimentais gerais e discussão	91
6.3.1	Sobre a natureza da excitação	91
6.3.2	Influência da velocidade, fração de vazio e padrão de escoamento	93
6.3.3	Massa adicionada.....	97
CAPITULO 7	MÉTODO PARA DETERMINAÇÃO DA VELOCIDADE DA MISTURA E FRAÇÃO DE VAZIO HOMOGÊNEA	101
7.1	Desvio padrão <i>versus</i> velocidade de atrito.....	101
7.2	Frequência pico <i>versus</i> fração de vazio.	107
7.3	Método proposto para a determinação da velocidade da mistura e fração de vazio homogênea.....	111
7.3.1	Avaliação do método proposto.....	113
7.4	Conclusões	116
CAPITULO 8	CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS	117
REFERÊNCIAS		121

APÊNDICE A	COMPORTAMENTO DINÂMICO DA SEÇÃO DE TESTE.....	129
A.1	Parâmetros modais do sistema	129
A.2	Frequências naturais teóricas	133
A.3	Função de Resposta em Frequência da Aceleração.....	134
APÊNDICE B	COMPORTAMENTO DOS STRAIN GAGES.....	137
APÊNDICE C	CARACTERÍSTICAS DO ESCOAMENTO BIFÁSICO	139
C.1	Padrões de escoamento	139
C.2	Histogramas da frequência de bolhas e deslizamento	140
C.3	Gradiente de pressão bifásico por atrito.....	143
APÊNDICE D	DIÁRIO DE BORDO DO DOUTORADO	145
VITA		147

CAPITULO 1 INTRODUÇÃO

Escoamentos bifásicos estão presentes em diversos processos naturais e industriais, como, por exemplo, na produção de petróleo, onde geralmente uma mistura imiscível de óleo e gás é conduzida através de dutos, assumindo diversas configurações espaciais ou padrões de escoamento. Na prática, dada sua confiabilidade, a aplicação de modelos físicos dependentes do padrão de escoamento é a abordagem comumente observada para a previsão de outros parâmetros do escoamento, como fração de vazio e gradiente de pressão bifásico. Assim, o padrão de escoamento mostra-se relevante e diversas técnicas para sua identificação vem sendo apresentadas; entre as mais difundidas estão as baseadas na caracterização das flutuações de pressão diferencial (*e.g.* ELPERIN; KLOCHKO, 2002; MATSUI, 1986). Por outro lado, dada a necessidade e interesse de mensurar *in-line* os fluxos volumétricos das fases, metodologias e aparelhos (medidores multifásicos) estão sendo desenvolvidos (*e.g.* DUAN et al., 2014; XING et al., 2014).

A vibração induzida por escoamento bifásico é um fenômeno marcante no escoamento em tubos no setor industrial (PETTIGREW; TAYLOR, 1994; PETTIGREW et al., 1998). Em geral, essas vibrações são produto das forças geradas pelo escoamento e, portanto, carregam informações sobre a fenomenologia e condições do escoamento bifásico. Os escassos resultados experimentais indicam forte influência dos parâmetros velocidade da mistura, fração de vazio e padrão de escoamento, no comportamento dinâmico da tubulação excitada (CARGNELUTTI; BELFROID; SCHIFERLI, 2010; HIBIKI; ISHII, 1998; RIVERIN; DE LANGRE; PETTIGREW, 2006; RIVERIN; PETTIGREW, 2007). No caso particular do padrão de escoamento, apenas a influência de poucos padrões gás-líquido foi estudada com profundidade. É o caso do padrão pistonado, de natureza intermitente e causador de vibrações de grande amplitude. Em geral, embora as vibrações estejam presentes no transporte de fluidos em tubulações, pouco foi feito na tentativa de obter informações do escoamento a partir da resposta estrutural (ORTIZ-VIDAL; RODRIGUEZ, 2011). De essa maneira, o objetivo do presente estudo é desenvolver métodos para a previsão da velocidade da mistura, fração de vazio homogênea e padrão de escoamento a partir da resposta estrutural do tubo submetido a escoamento bifásico.

CAPITULO 2 REVISÃO DA LITERATURA

Escoamentos bifásicos gás-líquido são comuns nas indústrias nuclear, química e de gás e petróleo, onde misturas imiscíveis são transportadas através de tubulações. Assumindo diversas configurações ou padrões de escoamento, essas misturas geram forças dinâmicas sobre a tubulação induzindo vibrações estruturais. As vibrações, quando excessivas, podem causar falhas estruturais, que devem ser evitadas, pois acarretam perdas econômicas e até catástrofes com perdas humanas e ambientais. Portanto, o conhecimento das vibrações induzidas por escoamento, FIVs na sigla em inglês para *Flow-Induced Vibrations*, é relevante nas etapas de projeto e operação de sistemas de tubulações. Isso motivou importantes pesquisas nas últimas três décadas, principalmente na indústria nuclear (CHEN, 1991; PAÏDOUSSIS, 1998, 2005, 2008; PETTIGREW; TAYLOR, 1994).

Historicamente, FIV é um tópico relativamente novo que incorpora os fundamentos da mecânica dos fluidos e da análise vibracional de estruturas, além de outros tópicos. FIV é uma particularização, para sistemas não recursivos, do tópico interação fluido-estrutura, FSI na sigla em inglês para *Fluid-Structure Interaction*. O seu estudo tornou-se relevante devido às frequentes vibrações induzidas por escoamento observadas na indústria nuclear. Inicialmente, os estudos foram direcionados à entender as vibrações induzidas por escoamento monofásico (1-FIVs), fenômeno que já é razoavelmente conhecido. Atualmente, muitas das pesquisas na área estão sendo direcionadas para alcançar o mesmo nível de conhecimento nas vibrações induzidas por escoamento bifásico (2-FIV) (CHEN, 1991; MONETTE; PETTIGREW, 2004; PAÏDOUSSIS, 1998; PETTIGREW et al., 1998).

Uma classificação geral das FIVs toma como referência o escoamento em relação ao eixo principal da estrutura, em paralelo e cruzada, segundo mostra a Figura 2.1. Por exemplo, os tubos de combustível num do reator nuclear sofrem FIVs devido a escoamento paralelo. Equipamentos industriais de troca de calor, como condensadores, evaporadores, caldeiras e reatores nucleares, e *risers* de petróleo podem operar simultaneamente com escoamento paralelo e cruzado. Adicionalmente, as FIVs em escoamento paralelo podem, ainda, ser subdivididas em tipo interno e externo (CHEN, 1991; PETTIGREW; TAYLOR, 1994). Os tipos paralelo interno e externo são também conhecido como interno (ou em tubo) e axial, respectivamente. Quanto às 2-FIVs, os maiores esforços foram concentrados no escoamento

cruzado e axial, devido à aplicação e importância na indústria nuclear. A ausência, nesta indústria, de instabilidades fluido-elástica (vibrações excessivas) por causa de escoamento interno (2-FIVs em tubo) determinou poucos estudos para este tipo de escoamento (PETTIGREW *et al.*, 1998). No entanto, problemas de instabilidade fluido-elástica foram reportados em outras indústrias, onde altas velocidades do escoamento geram vibrações excessivas; por exemplo, as 2-FIVs em tubulação na refinaria de petróleo REFAP/SA citadas por Anton (informação pessoal)¹. Além disso, cabe assinalar que a instabilidade fluido-elástica não é o único mecanismo de vibração para as FIVs. Uma maior pesquisa do fenômeno de 2-FIV em tubo e seus diferentes mecanismos de excitação são necessários.

Figura 2.1. Classificação das vibrações induzidas por escoamento, segundo a direção do escoamento.

Com o objetivo de organizar a revisão bibliográfica, em primeiro lugar, é apresentada uma breve descrição do escoamento bifásico gás-líquido em tubos (seções 2.1-2.3). Em seguida, é relatada a influência dos parâmetros do escoamento bifásico nas 2-FIVs a partir das informações da literatura. Os parâmetros de resposta estrutural de uma estrutura submetida a escoamento bifásico são também apresentados. Por último, é apresentada uma descrição das abordagens do fenômeno 2-FIV em tubo.

2.1 Escoamento bifásico gás-líquido em tubos

Entende-se por escoamento bifásico gás-líquido em tubo o escoamento simultâneo de duas fases imiscíveis, uma líquida e outra gasosa, dentro de um mesmo duto. O escoamento da mistura é dado em diferentes configurações geométricas, comumente chamadas padrões de

¹. Anton, C. Vibrações induzidas por escoamento bifásico na unidade de hidrocessamento na refinaria REFAP/SA. Mensagem recebida por ccanton@petrobras.com.br em 18 sep. 2009.

escoamento. Esses padrões são classificados pelo arranjo das fases. Atualmente, existe um conjunto de padrões amplamente aceitos. Por exemplo, os padrões de escoamento para escoamento gás-líquido vertical ascendente são bolhas (*bubble*), pistonado (*slug*), agitante (*churn*), anular (*annular*) e bolhas dispersas (*dispersed-bubble*). No caso de escoamento gás-líquido horizontal e ligeiramente inclinado, os padrões típicos são estratificado liso (*stratified-smooth*), estratificado ondulado (*stratified-wavy*), bolhas alongadas (*elongated-bubble*), pistonado (*slug*), anular (*annular*), anular ondulado (*wavy-annular*) e bolhas dispersas (*dispersed-bubble*) (SHOHAM, 2006). Os padrões de escoamento acima citados são mostrados na Figura 2.2. Uma definição completa desses padrões pode ser achada em Shoham (2006).

Figura 2.2. Padrões de escoamento para escoamento bifásico gás-líquido aceitos tipicamente: (a) escoamento horizontal e levemente inclinado, (b) escoamento vertical ascendente. Adaptada de Shoham (2006)).

Antes de aprofundar nos conceitos do escoamento bifásico, é necessário introduzir seus parâmetros (RODRIGUEZ, 2008; SHOHAM, 2006; WALLIS, 1969). Definem-se as velocidades superficiais, ou fluxos volumétricos, do líquido (J_L), do gás (J_G) e da mistura (J) como,

$$J_L = \frac{Q_L}{A}, J_G = \frac{Q_G}{A}, J = J_G + J_L = \frac{Q_G + Q_L}{A} = \frac{Q}{A} \quad (2.1)$$

onde Q_L e Q_G e Q ($= Q_G + Q_L$) representam as vazões volumétricas do líquido, gás e total, respectivamente. O parâmetro A representa a seção transversal da tubulação. O conceito de velocidade superficial é bastante utilizado por sua fácil determinação; no entanto, representa

uma velocidade irreal, já que considera cada fase escoando individualmente sobre toda a seção transversal. Dado que em escoamento bifásico cada fase ocupa partes diferentes da seção transversal do tubo, é definida a velocidade real ou *in-situ* como a vazão de injeção de cada fase pela área ocupada pela própria na seção transversal,

$$v_L = \frac{Q_L}{A_L}, v_G = \frac{Q_G}{A_G} \quad (2.2)$$

onde A_L e A_G representam as seções transversais ocupadas pelo gás e líquido, respectivamente. A soma dessas áreas é igual à área transversal total, A , do tubo. Das equações 2.1 e 2.2, observa-se que a velocidade *in-situ* é sempre maior que a velocidade superficial. Considerando também que ambas as fases escoam simultaneamente pelo duto, pode-se definir a fração volumétrica do líquido, H_L , e do gás, α (também chamada fração de vazio), como o espaço ocupado por cada fase em um elemento de volume bifásico; onde $H_L + \alpha = 1$. Aplicando médias temporal (t) e espacial (r), a fração volumétrica do líquido e fração de vazio podem ser expressas como segue (SHOHAM, 2006):

$$\langle \bar{H}_L \rangle = \frac{\int \int H_L(r,t) dr dt}{\int dr \int dt}, \langle \bar{\alpha} \rangle = \frac{\int \int \alpha(r,t) dr dt}{\int dr \int dt} \quad (2.3)$$

A equação 2.3 é simplificada para o escoamento em tubos assumindo seção transversal do tubo constante para um elemento diferencial de tubo, δL . Assim, as frações volumétricas são consideradas grandezas locais (RODRIGUEZ, 2008; SHOHAM, 2006), e podem ser calculadas por,

$$H_L = \frac{A_L \delta L}{A \delta L} = \frac{A_L}{A}, \alpha = \frac{A_G}{A} \quad (2.4)$$

Substituindo as equações 2.1 e 2.2 na equação 2.4 e rearranjando os termos, as velocidades *in-situ* das fases podem ser expressas em função das velocidades superficiais e das frações volumétricas,

$$v_L = \frac{J_L}{H_L} = \frac{J_L}{(1-\alpha)}, v_G = \frac{J_G}{\alpha} \quad (2.5)$$

Em escoamentos gás-líquido, usualmente, a fração de injeção (razão entre vazão volumétrica da fase e vazão volumétrica total) e a fração volumétrica *in-situ* de cada fase são diferentes. Esse fenômeno é conhecido como deslizamento, s , e é causado por diferenças nas propriedades das fases, principalmente densidade e viscosidade. O deslizamento é definido

pela razão entre o quociente da fração volumétrica e a da fração de injeção do gás e do líquido,

$$s = \frac{\frac{\alpha}{C_G}}{\frac{H_L}{C_L}} = \frac{v_L}{v_G} \quad (2.6)$$

Quando a fase líquida, em média, escoar mais rapidamente que a fase gasosa o deslizamento é maior que a unidade, e indica que o gás está se “acumulando” no tubo; a “acumulação” de líquido no tubo é indicada por um deslizamento menor à unidade. A velocidade relativa entre as fases ou velocidade de deslizamento é definida como

$$v_{slip} = v_G - v_L \quad (2.7)$$

2.2 Mapas de fluxo gás-líquido

A relevância dos mapas de fluxo é a previsão do padrão para uma dada condição de escoamento. Tanto na etapa de projeto quanto de operação, o conhecimento do padrão de escoamento permite, com o uso de modelos, estimar a fração de vazio no tubo; a partir disso, o cálculo da perda de carga pode ser realizado. A Figura 2.3 mostra um dos mapas experimentais mais utilizados para escoamento horizontal gás-líquido, onde os eixos correspondem às velocidades superficiais das fases. Mapas semelhantes para escoamentos verticais e inclinados estão disponíveis na literatura. Por outro lado, mapas teóricos têm sido desenvolvidos por diferentes autores, principalmente a partir de abordagens fenomenológicas (BARNEA, 1987; TAITEL; BARNEA; DUKLER, 1980; TAITEL; DUKLER, 1976).

Figura 2.3. Mapa de fluxo experimental para escoamento horizontal gás-líquido. Adaptada de Mandhane *et al.* (1974).

2.3 Gradiente de pressão e fator de atrito bifásico

A previsão acurada do gradiente de pressão tem um papel relevante no projeto e operação de linhas de produção de fluidos em diferentes setores industriais. Para escoamento monofásico, o método de Darcy é o mais utilizado e a obtenção do seu fator de atrito tem sido foco de inúmeras pesquisas há mais de um século (BRKIĆ, 2012; COLEBROOK; WHITE, 1937; ECKHARDT, 2009; ROTT, 1990). Sabe-se que para tubulações (hidraulicamente) lisas ele é unicamente dependente do número de Reynolds (indicador de turbulência), porém para tubulações (hidraulicamente) rugosas ele é também dependente da rugosidade relativa do tubo. Uma introdução ao cálculo da perda de carga monofásica em tubo, incluindo a simplificação das equações governantes e o estudo da influência do fator de atrito, pode ser achada no estudo de caso apresentado por Ortiz-Vidal *et al.* (2010). No caso de escoamento bifásico gás-líquido, métodos teóricos e empíricos tem sido desenvolvidos, onde muitos deles foram baseados na hipótese de que a mistura bifásica comporta-se como um pseudo-fluído, *i.e.* sem presença de deslizamento entre as fases. Outros métodos utilizam a fração de vazio e o padrão de escoamento, parâmetros relevantes do escoamento, para estimar o gradiente de pressão e fator de atrito (CRAVINO *et al.*, 2009; GARCÍA; GARCÍA, 2009).

O gradiente de pressão em dutos é produto da dissipação de energia (irreversibilidades) própria do escoamento dos fluídos e é composta por três parcelas

associadas à fricção (F), aceleração (A) e gravidade (G), respectivamente (SHOHAM, 2006), eq. 2.8. Nas seguintes subsecções alguns modelos clássicos e recentes são brevemente descritos.

$$\frac{dP}{dL} = \frac{dP}{dL}\bigg|_F + \frac{dP}{dL}\bigg|_A + \frac{dP}{dL}\bigg|_G \quad (2.8)$$

2.3.1 Modelo homogêneo

É o mais tradicional. Considera que as fases escoam à mesma velocidade que a mistura ($v_L = v_G = J$). A partir disso e utilizando as equações 2.1 e 2.2, a fração volumétrica *in-situ*, α , se torna um parâmetro conhecido e chamado de fração volumétrica homogênea, β ,

$$\beta = \frac{Q_G}{Q_G + Q_L} \quad (2.9)$$

A fração volumétrica homogênea pode variar significativamente ao longo da tubulação devido à depressurização do gás. Portanto, ela deve ser calculada utilizando as propriedades do gás no ponto requerido. No caso de escoamento bifásico horizontal homogêneo, uniforme, incompressível (para o líquido), sem mudança de fase e em tubulação de seção constante, a equação 2.8 pode ser reescrita como (SHOHAM, 2006),

$$\frac{dP}{dL} = \frac{dP}{dL}\bigg|_F \left(\frac{1}{1+M} \right), \quad M = x(\rho_L J_L + \rho_G J_G)^2 \left(\frac{RT}{P} \right) \quad (2.10)$$

onde M está relacionado ao gradiente de pressão por aceleração. R , T e P representam a constante específica (J/Kg-K), temperatura (K) e pressão absoluta (Pa) do gás, respectivamente. O parâmetro x representa a fração mássica do gás,

$$x = \frac{\rho_G Q_G}{\rho_L Q_L + \rho_G Q_G} \quad (2.11)$$

Em geral, o gradiente de pressão bifásico por atrito numa tubulação de diâmetro interno d pode ser obtido por meio do método de Darcy-Weisbach (SIMMONS, 2008) utilizando propriedades ponderadas,

$$\frac{dP}{dL}\bigg|_F = \frac{1}{2} \xi_M \frac{\rho_M J^2}{d} \quad (2.12)$$

$$\xi_M = \begin{cases} 64/Re_M & , Re_M \leq 2000 \\ 0.316/Re_M^{0.25} & , Re_M > 2000 \\ 0.25 \left[\log \left(\frac{150.39}{Re_M^{0.98865}} - \frac{152.66}{Re_M} \right) \right]^{-2} & , Re_M \geq 3000 \end{cases} \quad (2.13)$$

$$Re_M = \frac{\rho_M Jd}{\mu_M} \quad (2.14)$$

sendo ξ_M o fator de atrito de Darcy, segundo Fang et al. (2011), avaliado para o Reynolds da mistura. A correlação de Fang et al. (2011) é restrita para escoamento em tubo hidraulicamente lisos. Um amplo número de correlações para computar esse parâmetro, em diferentes condições, são encontradas na literatura (*e.g.* BRKIĆ, 2011). Sob a hipótese de não deslizamento, os parâmetros densidade (ρ_M) e viscosidade (μ_M) da mistura podem ser estimados utilizando (WALLIS, 1969),

$$\rho_M = \rho_H = (1 - \beta) \rho_L + \beta \rho_G \quad (2.15)$$

$$\mu_M = \mu_H = (1 - \beta) \mu_L + \beta \mu_G \quad (2.16)$$

2.3.2 Dukler et al. (1964)

Trata-se de um modelo baseado num estudo de semelhança dimensional. Assumindo escoamento com presença de deslizamento e mesmo perfil de velocidade para ambas as fases, os autores redefiniram a densidade da mistura ρ_M ,

$$\rho_M = \left(\rho_L \frac{(1 - \beta)^2}{(1 - \alpha)} + \rho_G \frac{\beta^2}{\alpha} \right) \quad (2.17)$$

O cálculo do gradiente de pressão bifásico por atrito é realizado de maneira semelhante ao apresentado para modelo homogêneo; no entanto, substituindo a eq. 2.15 pela eq. 2.17. Expressões para a fração de vazio são necessárias neste método.

2.3.3 Lockhart e Martinelli (1949)

Num estudo inicialmente desenvolvido para escoamento de fases separadas, os autores introduziram os parâmetros ϕ_L e X , para a previsão do gradiente de pressão bifásico,

$$\left. \frac{dP}{dL} \right|_F = \phi_L^2 \left. \frac{dP}{dL} \right|_{FL}, \quad X^2 = \frac{\left. \frac{dP}{dL} \right|_{FL}}{\left. \frac{dP}{dL} \right|_{FG}} \quad (2.18)$$

onde $dP/dL|_F$ é o gradiente de pressão bifásico. Os termos $dP/dL|_{FL}$ e $dP/dL|_{FG}$ representam os gradientes de pressão do líquido e gás escoando sozinhos na tubulação com sua própria vazão mássica. Os autores notaram experimentalmente que ϕ_L é função de X . Chisholm (1967, 1983) propuseram a seguinte correlação teórico-empírica para a relação entres esses parâmetros,

$$\phi_L^2 = 1 + C/X + 1/X^2, \quad C = \left(\frac{\rho_L}{\rho_G} \right)^{0.5} + \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right)^{0.5} \quad (2.19)$$

Os gradientes de pressão monofásico são calculados utilizando o método de Darcy citado acima. No entanto, os autores recomendam diminuir o valor do número de Reynolds de transição laminar-turbulento (LOCKHART; MARTINELLI, 1949)

2.3.4 Chisholm e Laird (1958)

Esses autores reportaram uma aproximação experimental para o modelo de Dukler et al. (1964) baseada no parâmetro ϕ_L e na fração de vazio,

$$\left. \frac{dP}{dL} \right|_F = \phi_L^2 \left. \frac{dP}{dL} \right|_{FL}, \quad \phi_L^2 = \frac{0.8}{(1-\alpha)^{1.75}} \quad (2.20)$$

2.3.5 Shannak (2008)

O método para o cálculo do fator de atrito, apresentado por aquele autor, é baseado na redefinição do número de Reynolds da mistura, Re_M , como a razão entre a somatória das forças inerciais sobre a somatória das forças viscosas das fases, *i.e.*

$$Re_M = \frac{\sum F_I}{\sum F_V} = \frac{\rho_L J_L^2 d^2 + \rho_G J_G^2 d^2}{\mu_L J_L d + \mu_G J_G d} \quad (2.21)$$

Adotando a hipótese de não deslizamento (modelo homogêneo) e as definições acima apresentadas, os autores expressaram o Reynolds da mistura em função dos Reynolds monofásicos do líquido (Re_L) e gás (Re_G),

$$Re_M = \frac{x^2 + (1-x)^2 \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right)}{\left(\frac{x^2}{Re_G} \right) + \left(\frac{(1-x)^2}{Re_L} \right) \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right)} \quad (2.22)$$

O cálculo do gradiente de pressão bifásico por atrito é realizado de maneira semelhante ao apresentado para o modelo homogêneo; no entanto, utilizando a nova definição para o Reynolds da mistura (eq. 2.22). Este método contribui de maneira relevante ao incluir simultaneamente as forças inércias e viscosas das fases. Também, o fato de ser função do título e dos Reynolds monofásicos das fases torna o cálculo simples.

2.4 Influência dos parâmetros do escoamento bifásico sobre as 2-FIVs

A complexidade do fenômeno 2-FIV é atribuída às flutuações no escoamento, na densidade e no gradiente de pressão. Essas características são levadas em conta no escoamento bifásico através da determinação dos seguintes parâmetros: padrão de escoamento, fração de vazio e deslizamento. Resultados experimentais indicam forte influência destes parâmetros na amplitude da vibração nos problemas de 2-FIV e FSI (CHEN, 1991; HIBIKI; ISHII, 1998; HUA et al., 2010; PETTIGREW; TAYLOR, 1994; PETTIGREW et al., 1998; ZHANG; PETTIGREW; MUREITHI, 2008; ZHANG; XU, 2010).

Hibiki e Ishii (1998) fizeram um estudo experimental visando testar a influência da vibração induzida pelo escoamento sobre os parâmetros locais do escoamento bifásico. Entre os resultados, pode-se assinalar que a estrutura do escoamento muda devido à vibração induzida, dependendo das condições de engaste da estrutura. Esses autores concluíram que para baixas velocidades superficiais de líquido, as vibrações induzidas pelo escoamento promovem coalescência de bolhas; para altas velocidades superficiais do líquido, as vibrações induzidas pelo cisalhamento, geradas pelo próprio escoamento bifásico, podem ser dominadas pela turbulência do líquido, aumentando com a vibração induzida. Os autores analisaram a influência da vibração induzida pelo escoamento sobre a fração de vazio, diâmetro de bolhas e deslizamento; entretanto, nada disseram quanto aos padrões de escoamento e valores dos parâmetros para os quais começa a apresentar-se vibração relevante. O estudo foi focado na transferência de calor, porque mudanças na estrutura do padrão podem acarretar mudanças significativas na troca de calor. Zhang e Xu (2010) também reportaram um estudo experimental do fenômeno 2-FIV. Eles mediram as vibrações induzidas por escoamento

bifásico para diferentes frações de vazio e tamanho de bolhas, encontrando que a amplitude de vibração aumenta com o incremento da fração de vazio. Esse resultado mostra que a vibração é fortemente dependente desse parâmetro.

Por conta da ênfase em pesquisas na indústria nuclear, especificamente para 2-FIV submetido a escoamento cruzado, a informação disponível para 2-FIV em tubo é escassa. Quase nada foi registrado quanto à influência do padrão de escoamento. É o caso, por exemplo, do escoamento pistonado, um padrão de natureza intermitente causador de vibrações de grande amplitude. (CHEN, 1991; PETTIGREW; TAYLOR, 1994; ZHANG; PETTIGREW; MUREITHI, 2008).

2.5 Parâmetros e Mecanismo da vibração

A resposta dinâmica de uma tubulação submetida a escoamento bifásico interno pode ser representada como um sistema amortecido com excitação forçada (CHEN, 1991; PAÏDOUSSIS, 1998; WEAVER et al., 2000), segundo

$$[M]\{\ddot{Q}\} + [C]\{\dot{Q}\} + [K]\{Q\} = \{G\} \quad (2.23)$$

onde $[M]$, $[C]$ e $[K]$ representam respectivamente a matriz de massa, amortecimento e rigidez; $\{Q\}$ representa o vetor da resposta generalizada e $\{G\}$ representa o vetor de força generalizada, incluindo turbulência e ruído acústico. O ponto sobrescrito denota derivada temporal. Deixando em evidência as componentes do fluido (f) e da estrutura (e), a equação 2.23 pode ser reescrita como

$$[M_e + M_f]\{\ddot{Q}\} + [C_e + C_f]\{\dot{Q}\} + [K_e + K_f]\{Q\} = \{G\} \quad (2.24)$$

A resposta estrutural do sistema descrito acima, na presença de escoamento bifásico, pode ser do tipo oscilatória periódica, aleatória ou caótica. Pesquisas mostram que essa resposta é principalmente representada pela massa hidrodinâmica, amortecimento e os mecanismos de excitação, parâmetros relacionados a $[M_f]$, $[C_f]$, e $\{G\}$, respectivamente. Em geral, a equação 2.24 é não linear; no entanto, a linearização é possível para muitos casos práticos (CHEN, 1991; FUJITA, 1990; PETTIGREW; TAYLOR, 1994; WEAVER et al., 2000).

É sabido que as flutuações de pressão, devido à própria natureza do escoamento bifásico, produzem forças hidrodinâmicas que agem sobre a tubulação. Ao mesmo tempo,

outras forças também agem sobre a estrutura; por exemplo, a causada pelo rearranjo da mistura bifásica na tentativa de acompanhar o movimento da tubulação. Esse movimento, o da mistura se deslocando com a tubulação, tem um importante efeito sobre a dinâmica da estrutura para sistemas acoplados; particularmente, sobre as frequências características e o amortecimento. É o caso da massa adicionada, hidrodinâmica ou, um volume de fluido que se comporta como se estivesse rigidamente fixado à estrutura e se movendo com ela (CHEN; CHUNG, 1976).

A massa adicionada (m_0) é formalmente definida como a massa equivalente do fluido vibrando com a estrutura e é proporcional à densidade do fluido e ao volume da estrutura que vibra. Assim, a massa adicionada tem efeito sobre as frequências características da estrutura já que agrega massa à estrutura. Os efeitos dos parâmetros de escoamento bifásico sobre a massa adicionada foram amplamente estudados para escoamento cruzado e axial. Por exemplo, Carlucci (1980) e Carlucci e Brown (1983) estudaram experimentalmente a influência da fração de vazio na massa adicionada para um escoamento axial confinado. Os autores reportaram o decaimento da massa adicionada com incremento da fração de vazio. Posteriormente, Pettigrew e Taylor (1994) ajustaram os dados experimentais de Carlucci e Brown (1983) obtendo uma expressão empírica para o cálculo da massa adicionada (*vide* Figura 2.4a). Atualmente, diversas expressões teóricas e empíricas para o cálculo da massa adicionada estão disponíveis para escoamentos cruzado e axial, mas não para escoamento interno em tubo (CHEN, 1985; PAIDOUSSIS; PRICE; DE LANGRE, 2010; PAÏDOUSSIS, 1998, 2005). A ausência dessas expressões poderia sugerir a irrelevância do efeito da massa adicionada nas 2-FIV em tubo. No entanto, estudos para escoamento interno são necessários para validar ou descartar a afirmação anterior. Além disso, pesquisas a respeito da influência dos outros parâmetros de escoamento bifásico sobre a massa hidrodinâmica são necessários (PETTIGREW; TAYLOR, 1994). A Figura 2.4 mostra resultados experimentais para a massa adicionada em escoamento axial e cruzado.

Figura 2.4. Variação da massa adicionada (adimensional) com a fração de vazio para escoamento (a) axial confinado e (b) cruzado sob um banco de tubos. Reconstruída de Pettigrew e Taylor (1994).

O amortecimento é atribuído à dissipação viscosa e radiação acústica. Presente na resposta estrutural, o amortecimento absorve a energia mecânica e assim limita a resposta da vibração. Carlucci e Brown (1983) sugerem que o fator de amortecimento total para escoamento bifásico, ζ_T , esta composto por componentes relacionados à estrutura e aos fluidos:

$$\zeta_T = \zeta_e + \zeta_v + \zeta_f + \zeta_{tp} \quad (2.25)$$

onde ζ_e , ζ_v , ζ_f , ζ_{tp} representam o amortecimento estrutural, viscoso, dependente-do-escoamento e dependente-do-escoamento-bifásico, respectivamente. Carlucci e Brown (1983) relaciona o amortecimento ζ_f à ação da força de arrasto do escoamento (componente normal) sobre o cilindro. Na presença de um escoamento monofásico, só existem os três primeiros componentes do lado direito da equação 2.25. Já para escoamento bifásico, os valores desses componentes sofrem alterações. No entanto, para seu cálculo, assume-se escoamento monofásico ou escoamento bifásico homogêneo acompanhado de considerações semi-empíricas (CARLUCCI; BROWN, 1983; PAÏDOUSSIS, 2004). O amortecimento estrutural, ζ_e , é função do engaste e material da estrutura e é considerado constante para escoamento monofásico e bifásico (CARLUCCI; BROWN, 1983). A soma dos termos ζ_v , ζ_f e ζ_{tp} representam o amortecimento total do fluido. Experimentos realizados por Carlucci (1980) e Carlucci e Brown (1983) num cilindro submetido a escoamento axial (confinado) gás-líquido mostraram que o amortecimento relacionado ao escoamento bifásico ou simplesmente amortecimento bifásico, ζ_{tp} é dominante sobre os outros dois componentes ζ_v e ζ_f (ver Figura

2.5), fazendo-se determinante na faixa 30-80% da fração de vazio (CARLUCCI, 1980). O amortecimento bifásico é calculado simplesmente subtraindo do amortecimento total a soma dos outros três componentes, ζ_e , ζ_v e ζ_f .

Gravelle *et al.* (2007), para um escoamento vertical gás-líquido em tubo, confirmaram o achado do Carlucci (1980) e Carlucci e Brown (1983): os amortecimentos viscoso e dependente-do-escoamento são muito menores quando comparados ao bifásico. A semelhança do efeito da fração de vazio sob o amortecimento bifásico para escoamento bifásico axial e vertical externo mostra uma similitude nos mecanismos de amortecimento, apesar das diferenças geométricas. Béguin *et al.* (2009) sustenta a afirmação anterior. Dessa maneira, a equação 2.25 foi reduzida para (GRAVELLE *et al.*, 2007),

$$\zeta_{tp} = \zeta_T - \zeta_e \quad (2.26)$$

Figura 2.5. Amortecimentos viscoso, ζ_v , dependente-do-escoamento ζ_f e bifásico $\zeta_{2\phi}$ (definido como ζ_{tp} no presente estudo) para um cilindro submetido a escoamento confinado ar-água axial externo. Adaptada de Carlucci (1980).

Gravelle *et al.* (2007) também encontraram que o amortecimento bifásico ζ_{tp} é criticamente dependente da fração de injeção, padrão de escoamento e velocidade da mistura. Cabe assinalar que, nesse estudo, os autores desprezam o deslizamento entre as fases. Com ajuda do mapa de fluxo teórico de Taitel *et al.* (1980) para escoamento bifásico vertical em tubo (ver Figura 2.6), aqueles autores observaram que, partindo dos padrões bolhas e bolhas finamente dispersas, o amortecimento bifásico aumenta com o incremento da fração de vazio até atingir o padrão agitante (*churn*), momento no qual o amortecimento bifásico alcança seu máximo valor. A partir disso, poder-se-ia conjecturar que o meio gasoso estaria atuando como uma fonte de amortecimento. Baseados nos seus dados experimentais, Gravelle *et al.* (2007)

correlacionaram analiticamente o amortecimento bifásico com a superfície da interface gás-líquido.

Béguin *et al.* (2009), num estudo analítico detalhado, fizeram um trabalho mais específico relacionado ao amortecimento bifásico. Focados no padrão bolhas, os autores propuseram um modelo que correlaciona o amortecimento bifásico à superfície da interface gás-líquido e densidade de bolhas. Béguin *et al.* (2009) mostrou analítica e experimentalmente (para escoamento vertical em tubo) que o fator de amortecimento bifásico é dependente (1) do padrão de escoamento, alcançando valor máximo na transição do escoamento disperso, (2) da fração de vazio e (3) do diâmetro do tubo, e se incrementa com a velocidade da mistura.

Figura 2.6. Mapa de fluxo de Taitel *et al.* (1980) para ar-água e diâmetro interno de tubo 25 mm, adaptado de Gravelle *et al.* (2007).

O entendimento dos mecanismos de amortecimento é importante para o conhecimento dos mecanismos da excitação da vibração; porém, seu estudo é difícil pelos efeitos não lineais e multiplicidade dos mecanismos de dissipação de energia. Parece haver uma relação direta entre o amortecimento e a massa hidrodinâmica; contudo, a informação neste campo ainda é escassa (BÉGUIN *et al.*, 2009; GRAVELLE *et al.*, 2007; PETTIGREW; TAYLOR, 1994; PETTIGREW *et al.*, 1998).

Os mecanismos de excitação possuem um papel preponderante na resposta estrutural de sistemas excitados por escoamento bifásico. O caso de 2-FIV em tubo não é exceção, no entanto, poucos trabalhos estudaram seus mecanismos de excitação. Pettigrew *et al.* (1998)

indica três como os principais mecanismos de excitação no caso 2-FIV em tubo: instabilidade fluido-elástica, excitação aleatória da turbulência e ressonância acústica. Embora os mecanismos citados fossem apontados para a indústria nuclear, eles podem ser considerados para outras aplicações desde que o comportamento físico seja semelhante.

Na interação entre as forças dinâmicas induzidas pelo escoamento e o movimento da estrutura, a instabilidade fluido-elástica é alcançada quando o escoamento atinge uma velocidade tal que faz vibrar intensamente a estrutura. Nesse momento, o escoamento excita a estrutura numa determinada frequência muito próxima à frequência da estrutura, e diz-se que o sistema entrou em ressonância. Essa velocidade é conhecida como velocidade crítica. Teoricamente, essa velocidade é alcançada quando a energia gerada pelo escoamento excede à energia dissipada pelo amortecimento. Para escoamento bifásico paralelo, as forças geradas pelo fluido são de fricção, acelerações convectivas e em alguns casos de arrasto (tubos com uma extremidade livre, por exemplo). As forças aparecem em forma de flexão (deformação) ou oscilações flutuantes. Uma visão geral sobre instabilidade fluido-elástica para a FIV submetida a escoamento axial monofásico pode ser encontrada em Païdousis (1998). Contudo, até este momento a teoria não descreve completamente o comportamento para as instabilidades fluido-elásticas devido a escoamento bifásico. O ruído devido à mudança de fase gera vibração, mas não contribui fortemente para a excitação da vibração, desde que a mudança de fase não ocorra de forma abrupta (MITRA; DHIR; CATTON, 2009; MONETTE; PETTIGREW, 2004; PETTIGREW; TAYLOR, 1994).

De acordo com Pettigrew *et al.* (1998), instabilidades fluido-elásticas geradas por escoamento bifásico interno na indústria nuclear são improváveis já que as velocidades de operação são muito menores do que a velocidade crítica, *i.e.*, a rigidez dos componentes é relativamente alta para as condições de escoamento. Esse fato determinou poucos estudos neste tópico, entre eles Monette e Pettigrew (2004). Contudo, existem outros cenários, como sistemas de tubulações nas indústrias química e petroquímica, onde as velocidades do escoamento são suficientemente altas para causar instabilidade estrutural. Um exemplo do citado é o caso na refinaria Alberto Pasqualini reportado por Anton², onde escoamento bifásico hidrogênio-óleo na unidade de hidrocessamento provocou excessivas vibrações estruturais. Portanto, estudos de estabilidade fluido-elástica devido a escoamento bifásico em tubos são necessários.

². Anton, C. Vibrações induzidas por escoamento bifásico na unidade de hidrocessamento na refinaria REFAP/SA. Mensagem recebida por ccanton@petrobras.com.br em 18 sep. 2009.

Turbulência e ressonância acústica podem também induzir vibrações estruturais, *i.e.* são considerados mecanismos de excitação (BLEVINS, 1979). Pressões acústicas pulsantes causadas por componentes de sistemas de bombeamento podem promover frequências de excitação próximas às frequências características da estrutura, causando grandes amplitudes de vibração e possível colapso do sistema. Por outro lado, a turbulência gera flutuações aleatórias de pressão próximas à superfície dos componentes estruturais forçando a vibração desses. Nesse sentido, recentemente, Sinha (2005) reportou a possibilidade de usar a vibração gerada em linhas de gás natural para a geração de energia. Sinha (2005) atribui as vibrações ao fenômeno da turbulência e sustenta que essas podem ser convertidas em energia elétrica (na ordem dos mW). De acordo com Pettigrew *et al.* (1998), a turbulência é o principal mecanismo de excitação para 2-FIV em tubo. Não obstante o peso da afirmação anterior, os estudos para esse e os outros mecanismos de excitação são escassos.

2.6 Abordagens do fenômeno 2-FIV em tubo.

Os trabalhos reportados na literatura para o fenômeno de vibrações mecânicas induzidas por escoamento bifásico em tubos (2-pipe-FIV) podem ser classificados pelo tipo de abordagem em: (i) sistema-acoplado, (ii) método direto e (iii) método inverso. A abordagem para sistemas acoplados é um problema recursivo como mostrado na Figura 2.7: a resposta estrutural devido à excitação do escoamento bifásico induz perturbações no próprio escoamento bifásico, mudando sua estrutura, se apresentando um processo recursivo. Esse é um clássico problema de interação fluido-estrutura (FSI da sigla inglês). No entanto, a abordagem sistema-acoplado pode ser tratada como não recursiva desde que se assuma que a excitação não é perturbada pela resposta estrutural. As abordagens método direto e método inverso são tratadas também como sistemas sem recursividade.

A abordagem sistema-acoplado é geralmente usada para a avaliação de instabilidades fluido-elásticas, onde as equações para o fluido e a estrutura são acopladas e resolvidas. Geralmente essas equações são não-lineares, mas a linearização é possível para muitas aplicações práticas, assumindo algumas hipóteses simplificadoras e usando expressões empíricas de fechamento adequadas. Nesse sentido, estudos teóricos e experimentais são necessários para o desenvolvimento desse tópico. A maioria dos estudos de instabilidades fluido-elásticas com abordagem sistema-acoplado foi focada em escoamento cruzado monofásico e bifásico (*e.g.* FACCHINETTI; DE LANGRE; BIOLLEY, 2004; FEENSTRA;

WEAVER; NAKAMURA, 2003; GAGNON; PAÏDOUSSIS, 1994; GRANGER; PEROTIN, 1999; LIU; GORMAN, 1996a, 1996b; MITRA; DHIR; CATTON, 2009; PEROTIN; GRANGER, 1999). No caso de escoamento axial monofásico, Païdoussis (1998) apresenta uma visão geral sobre instabilidade fluido-elástica em FIV como abordagem sistema-acoplado. Recentemente, Monette e Pettigrew (2004) apresentam um dos poucos estudos desse fenômeno para escoamento bifásico interno. Os autores conduziram uma série de experimentos num tubo engastado-livre (*cantilever pipe*) visando avaliar o mecanismo de instabilidade fluido-elástica. Monette e Pettigrew (2004) também desenvolveram um modelo teórico de predição das instabilidades fluido-elásticas em função da fração de vazio. Apesar de que o modelo de Monette e Pettigrew (2004) inclui conceitos teóricos e tem boa concordância com os dados experimentais coletados pelos autores, ele foi desenvolvido unicamente para um tubo engastado-livre. Outras condições de engaste deveriam ser estudadas, além de incorporar a influência do padrão de escoamento e do amortecimento, parâmetros não considerados pelos autores.

Figura 2.7. Descrição da abordagem do fenômeno FSI para sistemas acoplados. Adaptada de Fujita (1990).

O método direto pode ser entendido como uma abordagem de sistema acoplado limitado. A resposta estrutural é estudada a partir de excitação do escoamento, desprezando as possíveis perturbações da estrutura sobre o escoamento, *i.e.* o efeito recursivo é desconsiderado. Para esta abordagem é mais importante estudar a influência dos parâmetros de escoamento bifásico sobre os efeitos na resposta estrutural, tais como tipos de excitação, forças geradas sobre a estrutura e influência do tipo de engaste. Em geral, essa abordagem é feita experimentalmente. Quando é feita teoricamente, as equações para o fluido e a estrutura são trabalhadas independentemente. Nesse sentido, para 2-FIV, alguns estudos conduzidos em acessórios de tubulação, como cotovelos e uniões tipo U, mostraram relação entre as flutuações do escoamento e o primeiro modo de vibração da tubulação, e entre as forças

induzidas pelo escoamento e a velocidade da mistura. Esses mesmos estudos propuseram modelos, baseados na transferência de quantidade de movimento, que correlacionam os parâmetros de escoamento bifásico com as forças geradas na estrutura (BELFROID et al., 2010; CARGNELUTTI; BELFROID; SCHIFERLI, 2010; GAMA; FERREIRA; WALTER, 2009; GIRAUDEAU; MUREITHI; PETTIGREW, 2013; RIVERIN; DE LANGRE; PETTIGREW, 2006; TAY; THORPE, 2004).

No método inverso, informações relacionadas a características do escoamento são obtidas a partir da resposta estrutural. Essa é uma abordagem nova e útil, já que muitas vezes medidas diretas do escoamento são de difícil acesso ou até mesmo desconhecidas. Na última década, estudos importantes têm sido desenvolvidos baseados nesta abordagem. Evans *et al.* (2004) estudaram experimentalmente as vibrações induzidas por escoamento monofásico em tubo no intuito de obter a vazão do escoamento a partir da resposta da tubulação. Esse trabalho foi apresentado como uma técnica de medição de vazão não intrusiva e de baixo custo. Os experimentos para escoamento monofásico de água apresentaram a turbulência como o principal mecanismo de excitação. As vibrações foram geradas por flutuações da pressão e medidas com um acelerômetro fixo na superfície do tubo. O desenvolvimento analítico proposto por Evans *et al.* (2004) mostra uma relação linear entre o desvio padrão da aceleração (STD_{acc}) e a velocidade do escoamento. No entanto, os resultados experimentais mostram uma relação quadrática entre esses dois parâmetros. Em 2009, Gama *et al.* (2009) tentaram extrapolar a técnica apresentada por Evans *et al.* (2004) para um escoamento bifásico gás-líquido em tubo. A partir de dados experimentais próprios, os autores correlacionaram a resposta do acelerômetro preso na superfície do tubo, especificamente o valor RMS (do inglês *root mean square*), com a velocidade da mistura e a fração de vazio. No entanto, os resultados encontrados são opostos aos reportados na literatura que indicam um incremento da excitação com o aumento da velocidade e fração de vazio. Isso pode ser devido à geometria testada. Apesar da importância dos dados coletados, os autores não discutiram a natureza dos mecanismos de excitação. A influência do padrão de escoamento também não foi considerada. Por outro lado, Gama *et al.* (2009) também propõe um método inverso para determinar a fração de vazio homogênea a partir da frequência pico da resposta estrutural. Para isso foram comparadas frequências experimentais e as geradas numericamente (detalhes em WALTER FILHO, 2010).

Hua *et al.* (2010) desenvolveram um algoritmo de aprendizado, chamado MCSVM, capaz de identificar o padrão de escoamento gás-líquido num tubo horizontal a partir da

resposta estrutural. O algoritmo MCSVM é uma variante da técnica para reconhecimentos de padrões “Máquina de Vetores de Suporte” (SVM, do inglês *Support Vector Machines*). Hua *et al.* (2010) coletaram dados experimentais, para treinar e testar o algoritmo, numa seção de teste de 50 mm de diâmetro interno com ar e água como fluidos de trabalho. Os resultados mostraram que o algoritmo MCSVM treinado consegue identificar três padrões de escoamento, estratificado/estratificado ondulado, anular/anular misto e pistonado (*slug*), com uma precisão de 93,3%. Do mesmo grupo de pesquisa, Geng *et al.* (2012) apresenta um estudo analítico e experimental, onde a resposta estrutural é relacionada, independentemente, com o padrão de escoamento e a fração de vazio homogênea. Com respeito ao padrão de escoamento, Geng *et al.* (2012) mostra-se como um método inverso. Quanto à fração de vazio homogênea, o estudo apresenta-se como um método direto. Do ponto de vista experimental, foram encontrados resultados coerentes com a literatura: incremento da resposta estrutural (STD_{acc}) com o aumento da velocidade da mistura e fração de vazio homogênea. A influência do *vão* (distância entre suportes) não foi estudada. É importante destacar, sem o intuito de desmerecer, que a metodologia proposta: (1) precisa de ajuste experimental, (2) a abordagem analítica parte da turbulência como mecanismo de excitação; mas, o padrão disperso predominantemente turbulento não é estudado. Os trabalhos de Hua *et al.* (2010) e Geng *et al.* (2012) apresentam um grande avanço na abordagem do tipo método inverso, onde o seguinte passo seria estimar as vazões das fases e fração de vazio homogênea a partir da resposta estrutural. Conseguir isso é um verdadeiro desafio, já que fenômenos complexos estão envolvidos. Cabe assinalar que modelos fenomenológicos ou analíticos que expliquem os fenômenos envolvidos no processo inverso se fazem necessários.

A Tabela 2.1 sumariza os trabalhos citados acima relacionados à abordagem do fenômeno 2-FIV em tubo. Pode-se observar que os objetivos desses trabalhos foram focados na obtenção das características do escoamento: forças excitadoras, vazão, fração de vazio e padrão de escoamento. A última coluna indica os mecanismo de excitação reportado pelos autores.

Tabela 2.1. Trabalhos referidos à abordagem do fenômeno 2-FIV em tubo.

Trabalho	Tipo de escoamento	Disposição da seção de teste	Tipo de estudo*	Objetivo	Mecanismo de excitação
Geng <i>et al.</i> (2012)	bifásico horizontal	tubo biengastado	A/E	padrão de escoamento / fração de vazio	turbulência
Hua <i>et al.</i> (2010)	bifásico horizontal	tubo biengastado	E/H	padrão de escoamento	---
Evans <i>et al.</i> (2004)	monofásico horizontal	tubo biengastado	A/E	medição de vazão	turbulência
Riverin e Pettigrew (2007)	bifásico vertical	cotovelo	E	forças excitadoras	escoamento bifásico
Cargnelutti <i>et al.</i> (2010)	bifásico horizontal	cotovelo	E	forças excitadoras	---
Monette e Pettigrew (2004)	bifásico vertical	tubo fixo-livre	A/E	instabilidade fluidoelástica	instabilidade fluidoelástica
Gama <i>et al.</i> (2009)	bifásico horizontal	cotovelo/tubo U	E	medição de vazão / fração de vazio	---

(*) A: analítica, E: experimental, H: heurística

A partir das lacunas observadas na revisão da literatura, os objetivos específicos do presente trabalho são:

1. estudo experimental da vibração induzida por diversos padrões de escoamento gás-líquido (2-FIV) em tubulações horizontais;
2. estudo experimental da influência do espaçamento entre suportes;
3. estudo experimental sobre a natureza da excitação;
4. estudo da influência da massa adicionada e do fator de amortecimento bifásico no fenômeno 2-FIV;
5. desenvolvimento de modelagem analítica direta, baseada em princípios físicos, entre os parâmetros do escoamento e a resposta estrutural;
6. desenvolvimento de método de identificação e previsão dos parâmetros do escoamento bifásico (velocidade da mistura, fração volumétrica homogênea e padrão de escoamento) a partir de sinais de vibração estrutural, baseado em princípios físicos entre eles

CAPITULO 3 TRABALHO EXPERIMENTAL

A finalidade deste capítulo é descrever o sistema experimental utilizado para os testes. Construído nas instalações do *Fluid-Structure Interaction Laboratory* (FSI-Lab) do BWC/AECL/NSERC *Industrial Research Chair*, seção Mecânica Aplicada da *Polytechnique Montreal* (Canada), o aparato experimental foi cuidadosamente projetado para atingir de forma adequada os objetivos da pesquisa. Apresentam-se também as condições experimentais testadas (matriz experimental) e a descrição do tratamento de dados realizado.

3.1 Sistema experimental – *Fluid-Structure Interaction Lab, Polytechnique Montreal*

O aparato experimental utilizado é composto basicamente dos equipamentos esquematizados na Figura 3.1. Os principais componentes do sistema são designados por letras e listados na Tabela 3.1, enquanto que a instrumentação utilizada para regular e definir as condições de escoamento está designada por números e listada na Tabela 3.2

Figura 3.1. Esquema do circuito experimental – *FSI-Lab, Polytechnique Montreal*.

Tabela 3.1. Componentes do sistema experimental

Letra	Componente
A	Válvula reguladora de ar
B	Reservatório de água
C	Bomba centrífuga de água
D	Variador de frequência
E	Bomba centrífuga de água
F	Válvula reguladora
G	Misturador água-ar
H	Engaste
I	Seção de teste
J	Engaste
K	Câmera de alta velocidade

Tabela 3.2. Instrumentação do Sistema Experimental

Número	Componente	Faixa de medida	Precisão
1	Regulador de pressão de ar	0-100 psig	---
2	Medidor de vazão mássica de ar (tipo termal)	0-75 slpm	1% FS
3	Medidor de vazão mássica de ar (tipo termal)	0-1000 slpm	1.5% FS
4	Transdutor de pressão	0-100 psig	3% FS
5	Medidor de vazão de água (magnético)	10.18-424.18 lpm	0.25% RD
6	Transdutor de pressão	0-50 psig	0.05% FS
7	Transdutor de pressão	0-50 psig	0,05% FS

No início do circuito, ar a alta pressão, arrefecido e filtrado, é mensurado (medidores volumétricos 2 e 3, Figura 3.1) e direcionado para o misturador G, onde é misturado com a água bombeada procedente da linha de líquido. Previamente, a vazão de água é regulada e mensurada por meio do variador de frequência D e do medidor volumétrico 5, respectivamente. As bombas C e E estão associadas em serie para fornecer maior altura manométrica total, quando necessário. A mistura bifásica água-ar ingressa à linha de teste, onde percorre-a em diferentes configurações ou padrões de escoamento, dependendo das condições de entrada. Finalmente, os fluidos são separados gravitacionalmente no tanque B.

Um comprimento de desenvolvimento (L_{des}), distância entre a saída do misturador G e a tomada do transdutor de pressão 6 (*vide* Figura 3.1), igual a 1760 mm ($\sim 86 d$) é considerado. O comprimento adotado garante o completo desenvolvimento do perfil de velocidades para todas as condições monofásicas testadas (FOX; MCDONALD; PRITCHARD, 2006). No caso de escoamento disperso, onde a hipótese de pseudo-fluido é aceitável, torna-se também válido o comprimento adotado. van Hout *et al.* (2003), num estudo

experimental, encontrou que a taxa de coalescência do pistão de líquido, relacionada à frequência do pistão, faz-se desprezível para comprimentos de desenvolvimento L_{des} maiores a $60d$. Assim, pode-se considerar que o comprimento L_{des} adotado também garante o desenvolvimento para o padrão intermitente.

3.2 Seção de teste

A linha de teste é composta por um tubo reto de PVC transparente (Figura 3.2) de diâmetro nominal 3/4 polegadas, com diâmetros interno (d) e externo (D) iguais a 20.4mm e 26.7, respectivamente. A separação entre engastes ou vão (H e J , Figura 3.1), parâmetro que está relacionado com as frequências naturais do sistema, determina a seção de teste. As seções de teste, com vãos iguais a, $75 d$ (1530 mm) e $40 d$ (816 mm) são testadas. Testes de impacto mostram que a estrutura que suporta a seção de teste possui adequada rigidez e isolamento mecânico. As Funções de Resposta em Frequência geradas apresentam unicamente as frequências naturais da seção de teste, ver Figura A.2.

Figura 3.2. Visão da linha de testes.

Com o intuito de monitorar a resposta estrutural, um acelerômetro triaxial está instalado no meio do vão. Colocar o acelerômetro nessa posição tem a vantagem de que as medidas realizadas sejam as máximas experimentadas pela tubulação; no entanto, a

desvantagem de não medir a resposta estrutural para os modos pares. O sistema coordenado de referência do acelerômetro é fixado como: eixo X paralelo e Y e Z transversal ao eixo do tubo. O eixo Z é também paralelo ao eixo da gravidade. O modelo de sensibilidade para os eixos X, Y e Z é 102.0 mV/g, 102.7 mV/g e 99.7 mV/g, respectivamente. Quatro *strain gages half-bridge* regularmente separados no perímetro do tubo estão localizados no início da seção de teste.

O conhecimento das frequências naturais e amortecimento estrutural do sistema é fundamental para o estudo das vibrações induzidas por escoamento de acordo com Blevins (1979). Por isso, ensaios de impacto foram realizados para a extração desses parâmetros. O sistema foi excitado transversalmente nos eixos Y e Z. Encontraram-se valores diferentes de amortecimento estrutural para os quatro primeiros modos. O eixo de excitação também determinou diferença nos resultados, podendo ser devido à assimetria dos engastes. Por exemplo, para o primeiro modo, amortecimentos estruturais iguais a 1.89% e 1.33% para os eixos Y e Z foram encontrados, respectivamente. Um modelo teórico adotando as hipóteses da viga Euler-Bernoulli estimou frequências naturais com erro médio menor a 5%. Uma frequência fundamental de 16.4861 Hz foi obtida. Os detalhes são descritos no apêndice A.

3.3 Coleta de dados e matriz experimental

Um programa de aquisição de sinais implementado na plataforma *LabView®* foi utilizado para a aquisição dos sinais de deformação, aceleração e pressão. O programa foi baseado nas placas de aquisição da National Instruments®: (1) NI PXIe-4331, para os *strain-gages*, com 24 bits de resolução, 8 entradas para aquisição simultânea e capacidade para 102.4 mil amostras por segundo; (2) NI PXIe-4492, para o acelerômetro, com 24 bits de resolução, 8 entradas para aquisição simultânea e capacidade para 204.8 mil amostras por segundo e (3) NI PXI-6289, para os transdutores de pressão, com 18 bits de resolução, 32 entradas para aquisição simultânea e capacidade para 500 mil amostras por segundo. Escolheu-se uma taxa de amostragem igual a 5000 amostras por segundo, visando atender à necessidade de precisão de leitura e eliminar a possibilidade de *aliasing* gerados por ruídos dos equipamentos do sistema. Após ajustar cada condição requerida de escoamento, esperava-se a estabilização do sistema. Seguidamente, 203 segundos de aquisição foram salvos. Replicatas para cada condição de escoamento foram realizadas. Imagens do escoamento bifásico também foram gravadas através de uma câmera de alta velocidade a uma taxa de 900 *frames/s*. As leituras de

deformação provenientes dos *strain gages* não foram salvas, conforme explicado no apêndice B.

Tabela 3.3. Matriz experimental

Sistema	Direção do tubo	distância entre suportes ou vão, L_{ens}	Tipo de escoamento	Número de pontos experimentais
H75W	horizontal	$75 d (= 1530 \text{ mm})$	água	8
H75M	horizontal	$75 d$	água-ar	32
H40W	horizontal	$40 d (= 816 \text{ mm})$	água	8
H40M	horizontal	$40 d$	água-ar	32

A Tabela 3.3 mostra a matriz experimental. É composta por 8 condições monofásicas (água, Tabela 3.4) e 32 bifásicas (água-ar, Tabela 3.5) para dois diferentes vãos. Os parâmetros velocidade da mistura (J) e fração de vazão homogênea (β) são utilizados para definir as condições,

$$J = J_L + J_G \quad (3.1)$$

$$\beta = \frac{J_G}{J_L + J_G} \quad (3.2)$$

onde os subscritos G e L indicam fase gasosa e líquida, respectivamente. O mapa de escoamento do Mandhane et al. (1974) é utilizado para mostrar a distribuição das condições bifásicas por padrão de escoamento, *vide* Figura 3.3. Cabe assinalar, que as condições experimentais foram definidas no ponto médio da seção de teste. Para isso, a partir da vazão volumétrica do gás medida no início do circuito, estimou-se a vazão volumétrica “*in-situ*” adotando (1) hipótese de gás ideal; (2) escoamento isotérmico; e (3) variação linear da pressão ao longo da seção de teste, *i.e.* a pressão no local (P_{sys}) é igual à média das pressões fornecidas pelos transdutores 6 e 7 (*vide* Figura 3.1). Com a vazão volumétrica corrigida calculou-se a velocidade superficial do gás. A faixa de trabalho dentro do mapa de Mandhane et al. (1974) está determinada pelas limitações dos equipamentos responsáveis pelo suprimento do líquido (água) e gás (ar).

Tabela 3.4. Condições monofásicas (água) testadas para os sistemas H75W e H40W da Tabela 3.3.

Condição	J (m/s)	Re
1	0.25	5 078
2	0.50	10 155
3	1.01	20 414
4	2.00	40 620
5	3.00	60 931
6	4.00	81 242
7	5.00	101 555
8	7.00	142 183

Tabela 3.5. Condições bifásicas água-ar testadas para os sistemas H75M e H40M da Tabela 3.3.

Condição	β (%)	J [m/s]	J_L [m/s]	J_G [m/s]	P_{sys} [KPa]	Re_H (eq.4.8)
1	10.8	0.50	0.45	0.05	104.9	10 200
2	9.6	1.00	0.91	0.10	107.1	20 370
3	10.0	2.01	1.81	0.20	112.9	40 701
4	9.8	3.00	2.70	0.29	123.5	60 764
5	10.1	4.00	3.60	0.40	138.5	81 098
6	10.0	5.01	4.51	0.50	157.4	101 565
7	9.7	6.98	6.30	0.67	211.4	141 565
8	24.6	0.50	0.38	0.12	105	10 114
9	25.1	1.00	0.75	0.25	107	20 225
10	24.7	1.99	1.50	0.49	113.4	40 249
11	24.6	2.98	2.25	0.73	122.8	60 256
12	24.9	4.00	3.00	0.99	137.2	80 810
13	24.8	4.98	3.75	1.23	156.3	100 694
14	24.8	6.98	5.25	1.73	214.2	141 082
15	49.7	0.51	0.26	0.25	104.5	10 139
16	50.0	1.00	0.50	0.50	105.6	19 965
17	49.7	2.00	1.01	0.99	110.3	39 936
18	50.1	2.99	1.49	1.50	117.6	59 811
19	49.9	4.99	2.50	2.49	144.2	99 758
20	50.4	7.06	3.50	3.55	181.9	141 086
21	49.9	9.97	5.00	4.97	258.9	199 630
22	75.5	1.00	0.24	0.75	104.3	19 274
23	75.4	2.03	0.50	1.53	106.5	39 294
24	75.2	5.05	1.25	3.80	121.2	97 674
25	74.9	9.97	2.50	7.47	170.3	193 262
26	74.7	14.81	3.75	11.07	276.1	288 479
27	74.9	17.33	4.36	12.97	353.4	338 285
28	95.1	5.00	0.24	4.75	104.5	76 800
29	95.0	10.05	0.50	9.56	111.4	155 395
30	95.0	15.02	0.75	14.27	125.3	233 073
31	95.0	19.92	1.00	18.93	146.1	310 988
32	95.0	24.92	1.25	23.67	181.1	391 847

Figura 3.3. Matriz experimental testada tomando como base o mapa experimental de fluxo experimental de Mandhane et al. (1974). É apresentado o valor nominal do parâmetro β .

3.4 Tratamento de dados de aceleração

O banco de dados referido à resposta estrutural é composto por sinais de aceleração, nos eixos transversais Y e Z, na presença de excitação monofásica (Tabela 3.4) e bifásica (Tabela 3.5). São 203 segundos de aquisição para cada sinal de aceleração, divididos em dois grupos. O primeiro grupo foi utilizado no desenvolvimento e o segundo para validação dos métodos identificação e determinação, propostos nos capítulos 5 e 7, respectivamente. Isso foi possível devido à característica aleatória (processo estocástico) do sinal (HASTIE; TIBSHIRANI; FRIEDMAN, 2009, p. 222).

O seguinte procedimento foi adotado para o tratamento de cada sinal. Ele é baseado no procedimento utilizado por Evans (2004) para a obtenção do desvio padrão (STD, *standard deviation*) da aceleração:

1. Remoção da componente DC (valor médio) do sinal temporal da aceleração.
2. Filtragem do sinal. Um filtro passa-baixa tipo Butterworth com frequência de corte igual a 750 Hz foi aplicado aos sinais no domínio do tempo.
3. Condicionamento de amostras. Intervalos de 4 segundos do sinal temporal foram janelados. Utilizou-se a janela Hanning por apresentar bom desempenho com sinais de aceleração (NATIONAL INSTRUMENTS, 2009). Em geral, as janelas evitam o vazamento espectral por conta da falta de periodicidade do

sinal (HARRIS, 1978). Contudo, a sua aplicação faz com que a magnitude do sinal janelado seja menor do que o original. Por isso, um fator de correção foi introduzido para contornar o problema. Optou-se por aplicar um fator de correção sobre a energia, *i.e.* preservando a energia do sinal, por se tratar de um sinal aleatório. O fator de correção aplicado foi igual ao valor RMS da janela Hanning aplicada (AMPHLETT, 2010). No caso de sinais periódicos, por exemplo series de cossenos, o resultado pode ser corrigido sobre a energia ou amplitude obtendo-se o mesmo resultado. Com o intuito de reduzir a perda de sinal devido ao janelamento, os intervalos foram superpostos (*overlap*) em 50% (HARRIS, 1978).

4. Obtenção da Densidade Espectral de Potência (PSD, do inglês *Power Spectrum Density*). Para cada amostra do sinal condicionado (4 segundos), foi computado o PSD, a partir da Transformada Discreta de Fourier (DFT do inglês *Discrete Fourier Transform*)³. Utilizou-se o algoritmo FFT (*Fast Fourier Transform*) fornecido pelo MATLAB® para o cálculo da DFT.
5. Obtenção do PSD médio. Utilizaram-se 50 amostras para esse cálculo, apesar de que a partir de 20 amostras o PSD médio não apresentou diferenças notórias. O PSD médio é utilizado na análise da distribuição da energia por bandas de frequências.
6. Cálculo do valor quadrático médio (RMS, *root mean square*) do sinal temporal. Esse parâmetro foi obtido a partir do PSD médio utilizando o teorema de Parseval (ALLEN; MILLS, 2004, p. 749). Cabe assinalar que também é possível fazer o computo do RMS diretamente do sinal temporal completo; no entanto, o procedimento adotado acondiciona melhor o sinal, *e.g.* eliminando ruídos.

³ <http://www.mathworks.com/help/signal/ug/psd-estimate-using-fft.html>, acesso em: 11 mar. 2014.

CAPITULO 4 MODELAGEM DO FATOR DE ATRITO BIFÁSICO

Neste capítulo é apresentado um método para o cálculo do fator de atrito bifásico. Considera-se que este parâmetro, desde que relacionado à tensão cisalhante parietal (τ_w), é a ponte entre o escoamento e a resposta da estrutura para sistemas desacoplados, *i.e.* sem presença de recursividade. O método de determinação dos parâmetros do escoamento bifásico depende de modelos diretos acurados (ver capítulo 7). Portanto, mostra-se pertinente a inclusão da modelagem do fator de atrito no âmbito da presente tese. Resultados preliminares do modelo foram publicados no VII Congresso Bolivariano de Engenharia Mecânica e no *8th International Conference on Multiphase Flow* (ORTIZ-VIDAL; MUREITHI; RODRIGUEZ, 2012, 2013).

4.1 Método proposto

O presente modelo visa melhorar o modelo proposto por Shannak (2008) incluindo informações fenomenológicas do escoamento. Desta maneira, é superada a hipótese simplificadora de escoamento homogêneo ou sem deslizamento adotada por aquele autor. A seguinte definição para o número de Reynolds da mistura (Re_M) é proposta,

$$Re_{M-\alpha} = \frac{\sum F_I}{\sum F_V} = \frac{\rho_L v_L^2 d_L^2 + \rho_G v_G^2 d_G^2}{\mu_L v_L d_L + \mu_G v_G d_G} \quad (4.1)$$

sendo este definido em função de forças locais (ou *in-situ*). Os diâmetros equivalentes das fases líquida (d_L) e gasosa (d_G) podem ser representados pelo modelo de cilindros paralelos de Wallis (1969),

$$\begin{aligned} d_L^2 &= (1 - \alpha) d^2 \\ d_G^2 &= \alpha d^2 \end{aligned} \quad (4.2)$$

Com ajuda das definições apresentadas na seção 2.1 e utilizando a equação 4.2, é possível reescrever a equação 4.1 como,

$$Re_{M-\alpha} = \frac{\left(\rho_L \frac{(1-\beta)^2}{(1-\alpha)} + \rho_G \frac{\beta^2}{\alpha} \right) Jd}{\frac{\mu_L(1-\beta)}{\sqrt{1-\alpha}} + \frac{\mu_G\beta}{\alpha}} \quad (4.3)$$

É interessante notar que o termo entre parêntesis (equação 4.3), que representa a densidade da mistura, é o mesmo deduzido por Dukler *et al.* (1964) a partir de análise dimensional. No caso particular de escoamento em fases separadas, como estratificado e anular, os diâmetros equivalentes podem ser representados pelos diâmetros hidráulicos a partir de considerações geométricas. Assim, o método proposto adquire uma segunda versão, especificamente para escoamento em fases separadas,

$$Re_{M-FP} = \frac{\rho_L v_L^2 d_{HL}^2 + \rho_G v_G^2 d_{HG}^2}{\mu_L v_L d_{HL} + \mu_G v_G d_{HG}} \quad (4.4)$$

onde os diâmetros hidráulicos das fases líquida e gasosa, *i.e.* d_{HL} e d_{HG} , respectivamente, são definidos como,

$$\begin{aligned} d_{HL}^2 &= C_1 (1-\alpha) d^2, \quad C_1 = (1-\alpha) C_{1*} \\ d_{HG}^2 &= C_2 \alpha d^2, \quad C_2 = \alpha C_{2*} \end{aligned} \quad (4.5)$$

C_{1*} e C_{2*} são parâmetros geométricos do escoamento em fases separadas e funções dos perímetros das fases (ver Tabela 4.1). A Tabela 4.2 mostra as expressões geométricas para o cálculo dos perímetros. No caso de escoamento estratificado e anular são consideradas interfaces plana e circular lisa, respectivamente. Para outros padrões de escoamento os coeficientes C_1 e C_2 são considerados iguais a 1 de acordo com a abordagem para diâmetros equivalentes. O conhecimento do padrão de escoamento é necessário para a utilização de Re_{M-FP} .

Tabela 4.1. Parâmetros C_{1*} e C_{2*} da equação 4.5

	C_{1*}	C_{2*}
Se $v_G > v_L$ estratificado/anular	$\pi d / P_L$	$\pi d / (P_G + P_L)$
else ($v_G < v_L$) estratificado	$\pi d / (P_L + P_I)$	$\pi d / P_G$

Tabela 4.2. Perímetros das fases e interfacial para escoamento em fases separadas estratificado

Se $\alpha \geq 0.5$, $P_L = \arccos(1-2h_e)d$, $P_G = \pi d - P_L$, $P_I = d\sqrt{1-(1-2h_e)^2}$
 resolver $A_L = (1-\alpha)A = A_{phase}$ e obter h_e

senão ($\alpha < 0.5$), $P_G = \arccos(1-2h_e)d$, $P_L = \pi d - P_G$, $P_I = d\sqrt{1-(1-2h_e)^2}$
 resolver $A_G = \alpha A = A_{phase}$ e obter h_e

onde, $A_{phase} = \left[\arccos(1-2h_e) - (1-2h_e)\sqrt{1-(1-2h_e)^2} \right] \frac{d^2}{4}$

anular

$$P_L = \pi d, \quad P_G = 0, \quad P_I = \pi d\sqrt{\alpha}$$

As expressões propostas, $Re_{M-\alpha}$ (eq. 4.3) e Re_{M-FP} (eq. 4.4), incluem informações importantes do escoamento, como fração de vazio e padrão de escoamento. A avaliação do fator de atrito bifásico é feito através de expressões para escoamento monofásico, como a correlação de Chen (1979),

$$\xi_{pred} = \left[-2\log\left(\frac{1}{3.7065}\left(\frac{e}{d}\right) - \frac{5.0452}{Re^*}\log\left(\frac{1}{2.8257}\left(\frac{e}{d}\right)^{1.1098} + \frac{5.8506}{(Re^*)^{0.8981}}\right)\right) \right]^{-2} \quad (4.6)$$

onde e/d representa a rugosidade relativa do tubo. No cálculo do fator de atrito, Re^* deve ser substituído pelo valor do número de Reynolds do método a avaliar, *i.e.* $Re_{M-\alpha}$ ou Re_{M-FP} .

4.2 Banco de dados

Uma base com 412 pontos experimentais foi coletada para a avaliação do método proposto. O formato “nuvem de pontos” das publicações científicas impossibilitou conseguir um maior número de dados experimentais. Os pontos provêm dos estudos de Kanizawa (2011) (ver também KANIZAWA; RIBATSKI, 2012), Moreno-Quibén (2005), Shannak (2008) e os coletados no presente trabalho (ver apêndice C). A Tabela 4.3 mostra as características da base de dados completa. As abreviações DB, BB, IN, SL, SS e SW indicam padrão disperso, bolhas, intermitente (*plug*), pistonado, estratificado liso e estratificado

ondulado, respectivamente. Pode-se observar que diferentes condições de escoamento, diâmetros e fluidos de trabalho são consideradas. A Figura 4.1 mostra a base de dados completa sob o mapa de fluxo de Mandhane *et al.* (1974). Os padrões de escoamento observados para as bases de dados do presente trabalho e Kanizawa (2011) têm boa concordância com as previsões do Mandhane *et al.* (1974). Para as condições de escoamento das bases de Moreno I e II, foram comparadas as previsões de Wojtan (2004), por recomendação de Moreno-Quibén (2005), encontrando aceitável concordância.

Tabela 4.3. Características da base de dados

Base de dados	Kanizawa (2011)	Moreno I (MORENO-QUIBÉN, 2005)	Moreno II (MORENO-QUIBÉN, 2005)	Shannak (2008)	Presente estudo
Fluidos de trabalho	R134a	R22	R134a*	Água-Ar (AW)	Água-Ar (AW)
Total de pontos experimentais	134	96	71	79	32
Diâmetro interno, d (mm)	15.8	13.8	13.8	52.5	20.4
Padrão de escoamento (FP)	SW,SL,SS,IN	não reportado	não reportado	não reportado	DB,SL,EB
Velocidade superficial de líquido (J_L)	0.003 - 0.19	0.003 - 0.319	0.005 - 0.23	0.062 - 0.681	0.245 - 6.303
Velocidade superficial do gás (J_G)	0.164 - 7.031	1.259 - 21.66	0.357 - 16.49	0.477 - 34.56	0.054 - 23.67

* escoamento diabático

Figura 4.1. Base de dados coletada sob o mapa de fluxo de Mandhane *et al.* (1974).

O fator de atrito bifásico experimental (ξ_{exp}) foi obtido a partir do gradiente de pressão por atrito ($(dP/dL|_F)_{exp}$) segundo a seguinte definição,

$$\xi_{exp} = \left(\frac{2d}{\rho_H J^2} \right) \left(\frac{dP}{dL} \Big|_F \right)_{exp} \quad (4.7)$$

onde $J (= J_L + J_G)$ e $\rho_H (= (1-\beta) \rho_L + \beta \rho_G)$ representam a velocidade e densidade da mistura, adotando a hipótese de não deslizamento (WALLIS, 1969), respectivamente. Calculou-se o fator de atrito bifásico experimental para cada uma das condições experimentais da Figura 4.1, utilizando as informações de $(dP/dL|_F)_{exp}$, d , J e ρ_H reportadas pelos próprios autores. O número de Reynolds homogêneo da mistura é utilizado para correlacionar o fator de atrito experimental (GARCÍA et al., 2007),

$$Re_H = \frac{\rho_H J d}{\mu_H} \quad (4.8)$$

onde $\mu_H (= (1-\beta) \mu_L + \beta \mu_G)$ representa a viscosidade da mistura. Os resultados para fator de atrito bifásico experimental *versus* o número de Reynolds homogêneo da mistura são apresentados na Figura 4.2.

Figura 4.2. Fator de atrito bifásico experimental de todas as condições bifásicas da Figura 4.1, calculado segundo a definição apresentada na equação 4.7.

Cabe assinalar que o cálculo do fator de atrito experimental da Figura 4.2 foi realizado utilizando as temperaturas reportadas pelos autores da Tabela 4.3. No caso do presente estudo,

utilizou-se 20°C como temperatura de referência, correspondente à temperatura dos fluidos à saída da linha de teste. No intuito de avaliar a influência desse parâmetro sobre o fator de atrito experimental, especificamente sobre a densidade da mistura homogênea (ver equação 4.7), simulações com 15°C e 25°C foram realizadas. Encontrou-se que a variação de temperatura é desprezível sobre o cálculo do fator de atrito experimental, com desvios menores a 0.21%, determinados a partir da equação 4.9 (ver Figura 4.3).

$$\text{Desvio do fator de atrito} = \left(\frac{(\xi_{T=15^\circ\text{C}}, \xi_{T=25^\circ\text{C}}) - \xi_{T=20^\circ\text{C}}}{\xi_{T=20^\circ\text{C}}} \right) \times 100\% \quad (4.9)$$

Figura 4.3. Influência da temperatura de referência sobre o fator de atrito experimental para os dados coletados no presente trabalho. Os desvios foram calculados a partir de uma temperatura de referência igual a 20°C, utilizando a equação 4.9.

4.3 Avaliação do método proposto

A precisão do método proposto para a previsão do fator de atrito bifásico foi testada utilizando os dados experimentais da Figura 4.2. As comparações foram realizadas para as mesmas condições de escoamento reportadas nos estudos de que compõem a base de dados completa (KANIZAWA, 2011; MORENO-QUIBÉN, 2005; SHANNAK, 2008). As previsões do método proposto também foram comparadas com as dos seguintes métodos: modelo homogêneo sem deslizamento, Shannak (2008), Müller-Steinhagen e Heck (1986) e García *et al.* (2007). Os parâmetros estatísticos EMA e η foram utilizados para mensurar o desempenho

dos modelos e representam o erro percentual absoluto médio (como definido na lista de símbolos) e a porcentagem de dados com EMA menor a $\pm 30\%$, respectivamente.

As previsões do fator de atrito bifásico para $Re_{M-\alpha}$ e Re_{M-FP} foram obtidas utilizando a correlação de Chen (1979) (eq. 4.6). Já que o método proposto baseia-se na inclusão da fração de vazio, sua correta previsão é relevante. Por esse motivo, foram utilizadas as correlações de Armand-Massina (eq. 4.10) e Rounhani-Axelson (eq. 4.11) (WOLDESEMAYAT; GHAJAR, 2007). Esta última é válida também para escoamento bifásico de refrigerantes (MORENO-QUIBÉN, 2005). No caso específico de Re_{M-FP} , a carta de Mandhane *et al.* (1974) foi utilizada pela boa concordância com os experimentos e segundo explicado na seção anterior.

$$\alpha = (0.833 + 0.167x)\beta \quad (4.10)$$

$$\alpha = \frac{x}{\rho_G} \left[C_o \left(\frac{x}{\rho_G} + \frac{1-x}{\rho_L} \right) + \frac{U_{GM}}{G} \right]^{-1}$$

$$C_o = 1 + 0.12(1-x) \quad (4.11)$$

$$U_{GM} = 1.18(1-x) \frac{(g\sigma(\rho_L - \rho_G))^{0.25}}{\sqrt{\rho_L}}$$

As previsões do modelo homogêneo e método de Shannak (2008) foram obtidas utilizando equação 4.6; usaram-se o número de Reynolds homogêneo (Re_H , eq. 4.8) e Reynolds da mistura (Re_M , 2.21), respectivamente. O fator de atrito segundo Müller-Steinhagen e Heck (1986) foi obtido indiretamente. Primeiro, calculou-se o gradiente de pressão por atrito segundo o método empírico proposto por esses autores; logo, a equação 4.7 foi usada para obter o fator de atrito bifásico. O método de García *et al.* (2007), referido como FFIUC no documento original, apresenta-se como um conjunto de correlações empíricas ajustadas a partir de um grande número de dados experimentais, principalmente com água e ar como fluidos de trabalho. Essas correlações são dependentes da fração volumétrica de líquido *in-situ*. García *et al.* (2007) recomendam utilizar as correlações propostas no estudo Garcia *et al.* (2005). No presente estudo foi testada a chamada de TMC (GARCÍA; GARCÍA; JOSEPH, 2005). Neste ponto é importante ressaltar duas coisas: (1) o método de García *et al.* (2007) foi inicialmente proposto para o cálculo do fator de atrito de Fanning. Um fator multiplicador igual a 4 foi aplicado para guardar coerência com o fator de atrito de Darcy utilizado no presente estudo. (2) Outras correlações para estimar a fração volumétrica de líquido *in-situ*, além da citada TMC, também são propostas por Garcia *et al.* (2005). No entanto, elas não

foram aqui incluídas já que suas previsões, para uma grande porcentagem das condições experimentais, são superiores à unidade, violando a equação de conservação da massa.

A Tabela 4.4 mostra o desempenho dos métodos de previsão escolhidos em comparação com as bases de dados da Tabela 4.3. Baixa influência da fração de vazio é observada quando são comparadas as previsões do modelo proposto por Armand-Massina e Rounhani-Axelson. A diferença é menor a 0.6% e 1.5% para os parâmetros estatísticos EMA e η , respectivamente. É importante destacar que ambas as correlações são precisas segundo o estudo de Woldesemayat e Ghajar (2007).

O método proposto mostra-se preciso para todas as bases de dados (Tabela 4.3), com exceção de Moreno II, que considera escoamento bifásico com transferência de calor. A deficiência na previsão do fator de atrito bifásico para esse tipo de escoamento pode ser devida à baixa precisão no cálculo da parcela devida à aceleração, relacionada à variação da fração de vazio ao longo da linha de teste, segundo Moreno-Quibén (2005). O modelo proposto Re_{M-FP} fornece as melhores previsões para os dados de Kanizawa (2011) e os coletados no presente estudo, com EMA = 18.6% e η = 85.1% e EMA = 15.6% e η = 100%, respectivamente. Também fornece o segundo melhor desempenho para os dados reportados por Shannak (2008) com EMA = 7.3% and η = 96.2%. No caso de Moreno I (MORENO-QUIBÉN, 2005), o modelo proposto $Re_{M-\alpha}$ fornece o segundo melhor desempenho com EMA = 24.0% e η = 70.8%. Para Moreno II, como citado anteriormente, as previsões dos modelos propostos são deficientes. No entanto apresenta o segundo melhor resultado (EMA = 26.9% e η = 54.9%). Para essa base de dados, o método de Müller-Steinhagen e Heck (1986) apresentou melhores previsões com EMA = 17.1% e η = 83.1%.

Tabela 4.4. Comparação das previsões de fator de atrito bifásico dos modelos selecionados.

Método / base de dados (fluídos de trabalho)	Kanizawa (R134a)		Moreno I (R22)		Moreno II (R134a*)		Shannak (AW)		Presente estudo (AW)		Refrigerante		Refrigerante Adiabático		AW		Refrigerante Adiabático e AW		Total	
Número de pontos experimentais	134		96		71		79		32		301		230		111		341		412	
Parâmetros estatísticos (%)	EMA	η	EMA	η	EMA	η	EMA	η	EMA	η	EMA	η	EMA	η	EMA	η	EMA	η	EMA	η
Método proposto $Re_{M-\alpha}$ - Rouhani-Axelsson	18.7	84.3	24.0	70.8	26.9	54.9	10.4	96.2	15.6	100	22.3	73.1	20.9	78.7	11.9	97.3	18.0	84.8	19.5	79.6
Método proposto $Re_{M-\alpha}$ - Armand-Massina	18.9	82.8	24.2	70.8	27.1	54.9	9.9	96.2	16.2	100	22.5	72.4	21.1	77.8	11.7	97.3	18.0	84.2	19.6	79.1
Método proposto Re_{M-FP} - Rouhani-Axelsson	18.6	85.1	25.0	67.7	27.8	52.1	7.3	96.2	15.6	100	22.8	71.8	21.3	77.8	9.7	97.3	17.5	84.2	19.3	78.6
Método proposto Re_{M-FP} - Armand-Massina	18.8	83.6	25.1	67.7	27.7	53.5	7.2	96.2	16.2	100	22.9	71.4	21.4	77.0	9.8	97.3	17.6	83.6	19.3	78.4
Shannak (2008)	20.3	79.1	25.8	66.7	30.1	46.5	6.2	98.7	17.6	90.6	24.4	67.4	22.6	73.9	9.5	96.4	18.3	81.2	20.4	75.2
Modelo homogêneo sem deslizamento	19.1	82.1	28.5	54.2	31.3	38.0	14.9	79.7	21.5	81.3	25.0	62.8	23.0	70.4	16.8	80.2	21.0	73.6	22.8	67.5
Müller-Steinhagen e Heck (1986)	21.4	73.1	14.0	90.6	17.1	83.1	22.6	74.7	19.3	84.4	18.0	81.1	18.3	80.4	21.7	77.5	19.4	79.5	19.0	80.1
García <i>et al.</i> (2007) FFIUC-TMC	36.1	40.3	41.9	37.5	43.9	19.7	35.5	41.8	16.1	96.9	39.8	34.6	38.5	39.1	29.9	57.7	35.7	45.2	37.1	40.8

* escoamento diabático

Com respeito aos dados experimentais do presente estudo, os métodos propostos $Re_{M-\alpha}$ e Re_{M-FP} obtiveram as melhores previsões, como citado acima. Era esperado que ambos os métodos apresentassem as mesmas previsões ($EMA = 15.6\%$ e $\eta = 100\%$) na ausência de escoamento em fases separadas. Os outros métodos também mostraram-se precisos; ordenados de melhor a pior desempenho: García *et al.* (2007) ($EMA = 16.1\%$ e $\eta = 96.9\%$), Shannak (2008) ($EMA = 17.6\%$ e $\eta = 90.6\%$), Müller-Steinhagen e Heck (1986) ($EMA = 19.3\%$ e $\eta = 84.4\%$) e modelo homogêneo sem deslizamento ($EMA = 21.5\%$ e $\eta = 81.3\%$). O deslizamento presente em varias condições experimentais do presente estudo (*vide* seção C.2) foi levado em consideração ao incluir a fração de vazio no método de Shannak (2008). Essa inclusão levou a um melhor desempenho do método proposto sob o método de Shannak (2008). Embora o método de García *et al.* (2007) tenha tido o segundo melhor desempenho para essa base de dados, suas previsões para as outras bases foram piores do que as fornecidas pelo modelo homogêneo. Poder-se-ia justificar a baixa precisão do método de García *et al.* (2007) pelo fato de que ele não foi ajustado para refrigerantes como fluidos de trabalho; contudo, esse argumento mostra-se inválido desde que García *et al.* (2007) também teve baixa precisão com os dados de Shannak (2008) para ar-água ($EMA = 35.5\%$ e $\eta = 41.8\%$). Além do mais, as condições de escoamento reportadas por Shannak (2008) estão incluídas na abrangente base de dados utilizada por García *et al.* (2007) para ajustar as suas correlações. O anterior pode se mostrar como um simples problema de extrapolação do método de García *et al.* (2007).

A Tabela 4.4 também mostra o desempenho dos modelos, em termos dos parâmetros estatísticos, classificados pelo tipo de fluido e escoamento. “Refrigerante” inclui as condições diabáticas e adiabáticas para escoamento de refrigerantes, *i.e.* as bases de Kanizawa (2011) e Moreno I e II (MORENO-QUIBÉN, 2005). Kanizawa (2011) e Moreno I compõem “Refrigerante Adiabático”. “AW” inclui as condições para escoamento de ar-água, *i.e.* Shannak (2008) e as condições do presente estudo. “Refrigerante Adiabático e AW” une “Refrigerante Adiabático” e “AW”. Finalmente, “Total” representa os resultados para a base de dados completa (Tabela 4.3).

Observa-se que Müller-Steinhagen e Heck (1986) prevê confiavelmente o fator de atrito bifásico para “Refrigerante”. Por outro lado, suas previsões para “AW” são bastante piores que vários dos outros métodos. Müller-Steinhagen e Heck (1986) e os métodos propostos têm as melhores previsões para “Refrigerante Adiabático”, onde escoamento diabático não é considerado. No caso de “AW”, os métodos propostos e do Shannak (2008)

tem previsões acuradas. De acordo com a descrição anterior e ordenados de melhor a pior desempenho, os métodos propostos, Shannak (2008) e Müller-Steinhagen e Heck (1986) tiveram melhores previsões para “Refrigerante Adiabático e AW”. “Total” (última coluna na Tabela 4.4) apresenta os métodos de Müller-Steinhagen e Heck (1986) e os propostos como os mais precisos. Em geral, o método de García *et al.* (2007) teve as piores previsões. Também foi verificado que, em média, o método proposto Re_{M-FP} , que considera o padrão de escoamento, não oferece grandes melhorias. Por isso, o método $Re_{M-\alpha}$ é recomendado pela simplicidade.

4.4 Conclusões

Uma metodologia para a previsão do fator de atrito bifásico é apresentada. Ela é baseada na inclusão da fração de vazio, como parâmetro relevante do escoamento, no Reynolds da mistura proposto por Shannak (2008). Uma segunda versão do método é apresentada quando introduzidas as informações geométricas do escoamento em fases separadas. O desempenho do método proposto (duas versões) é comparado com o obtido pelos métodos de Shannak (2008), modelo homogêneo sem deslizamento, Müller-Steinhagen e Heck (1986) e García *et al.* (2007). Para isso, utilizou-se uma base de dados composta de 412 pontos experimentais que considera diferentes condições de escoamento, diâmetros e fluidos de trabalho (água-ar e refrigerantes). O método proposto apresenta melhor concordância com os dados para escoamento água-ar e refrigerante sem transferência de calor (adiabático). Bons resultados também foram obtidos com os métodos de Shannak (2008) e Müller-Steinhagen e Heck (1986). Müller-Steinhagen e Heck (1986) apresenta a melhor precisão para escoamento diabático de refrigerantes. Em média, o método proposto que considera o padrão de escoamento não oferece melhorias significativas. Dessa maneira, dada à simplicidade, é recomendada a utilização do método onde o padrão é desconhecido, *i.e.* $Re_{M-\alpha}$. Os métodos de García *et al.* (2007) e modelo homogêneo sem deslizamento apresentam as piores previsões. Finalmente, os resultados aqui apresentados indicam que a inclusão da fração de vazio no Reynolds da mistura melhora as previsões do fator de atrito bifásico. O método proposto estima adequadamente o fator de atrito para escoamentos de refrigerantes. Quando comparado com a matriz do presente projeto, prevê 100% dos pontos experimentais com um erro menor que $\pm 30\%$.

CAPITULO 5 MÉTODO DE IDENTIFICAÇÃO DE ESCOAMENTO PISTONADO

No presente capítulo é apresentado um método de identificação de escoamento pistonado a partir da resposta espectral do sinal de aceleração. Ele é baseado na hipótese da superposição dos mecanismos de excitação devido à turbulência e ao escoamento bifásico, os quais foram descritos por Riverin e Pettigrew (2007). A ideia inicial do método de identificação, com resultados qualitativos, foi publicada no *2013 ASME Pressure Vessels & Piping Division Conference* (ORTIZ-VIDAL; RODRIGUEZ; MUREITHI, 2013). Resultados quantitativos são aqui apresentados. Assim, o método de identificação proposto mostra-se como um estudo prospectivo para o desenvolvimento de uma técnica experimental.

5.1 Mecanismos de vibração em 2-FIV em tubo

Pettigrew *et al.* (1998) afirmam que a vibração em tubo induzida por turbulência (Mecanismo de Excitação por Turbulência, MET) é relevante na presença de escoamento bifásico. A turbulência excita a tubulação numa ampla faixa de frequências, amplificando a resposta nas componentes próximas às frequências naturais da estrutura (BLEVINS, 2001). Por outro lado, na presença de escoamento intermitente, *e.g.* pistonado, produz-se ressonância estrutural em valores de frequência correspondentes às frequências do pistão. O anterior foi reportado inicialmente por Riverin e Pettigrew (2006) e é aqui chamado de Mecanismo de Excitação por Escoamento Intermitente (MEI). Assim, MET e MEI estão presentes e superpostos na vibração de uma tubulação submetida a escoamento bifásico interno.

A Figura 5.1 mostra o espectro da aceleração para escoamento em bolhas (C9), disperso (C14) e pistonado (C24), para o primeiro modo dos sistemas H75M e H40M. A ressonância por MET está presente na frequência pico relacionada à frequência do tubo (~16Hz e ~57Hz, para H75M e H40M, respectivamente). O MEI é observado na condição C24 para escoamento pistonado. Essa excitação em baixas frequências, menores a 10Hz, estão relacionadas com as frequências do pistão observadas experimentalmente (*vide* Figura C.4). Cabe mencionar que, embora o escoamento intermitente possua frequências características baixas, este pode excitar à estrutura em frequências altas já que tratam-se de eventos

transientes de curta duração. No presente trabalho é analisado unicamente a resposta para baixas frequências.

Figura 5.1. Espectro da aceleração Z para o primeiro modo na presença de excitação bifásica, para os sistemas (a) H75M e (b) H40M. As condições C9, C14 e C24 correspondem a escoamento em bolhas, disperso e pistonado, respectivamente.

5.2 Princípio do método de identificação

A partir do apresentado na seção 5.1, a resposta estrutural, no domínio da frequência, pode ser escrita como combinação linear das respostas devido a MET e MEI,

$$\text{PSD}_{ACC(\omega)} = \text{PSD}_{ACC(\omega)}|_{\text{MET}} + \text{PSD}_{ACC(\omega)}|_{\text{MEI}} = H_{(\omega)}F_{(\omega)}|_{\text{MET}} + H_{(\omega)}F_{(\omega)}|_{\text{MEI}} \quad (5.1)$$

A formulação apresentada na eq. 5.1 é coerente com os resultados experimentais de Riverin e Pettigrew (2007) que indicam que, na presença de excitação bifásica, o sistema experimenta forças aleatórias e periódicas, que podem ser relacionadas à turbulência e padrão de escoamento, respectivamente. Dessa maneira, a resposta devido a MEI pode ser representado como a resposta total ($\text{PSD}_{ACC(\omega)}$) menos a resposta devido a MET. O maior desafio dessa abordagem é a modelagem da parcela devida à turbulência.

5.2.1 Resposta devido à turbulência, $\text{PSD}_{ACC(\omega)}|_{\text{MET}}$

A resposta do sistema, tubo duplamente engastado, devido à turbulência pode ser modelada como um sistema de n graus de liberdade desacoplados. Isso baseado em que, para uma determinada condição, a energia do fluido se espalha sobre todo o espectro e o sistema é excitado com uma intensidade constante no domínio do tempo. Um nível superior de turbulência implica incremento na resposta estrutural; no entanto, o sistema continua desacoplado. Além do mais, cada modo (individualmente) poderia representar o efeito do incremento do nível da turbulência. No caso específico da superposição de mecanismos de vibração, unicamente a resposta para o primeiro modo apresenta-se importante. Desta maneira, um sistema de um grau liberdade (1GDL) pode ser adotado (KELLY, 2012, cap. 13),

$$\text{PSD}_{ACC(\omega)}|_{\text{MET}} = \frac{-K_{\text{MET}} \left(\omega^2 / m_{eq} \right)^2}{\left(\omega_n^2 - \omega^2 + j2\zeta_T \omega_n \omega \right)^2} \quad (5.2)$$

onde $\text{PSD}_{ACC(\omega)}|_{\text{MET}}$ é a resposta do sistema devido a turbulência. O fator de amortecimento total, ζ_T , corresponde à soma dos amortecimentos estrutural (ζ_e) e bifásico (ζ_{tp}). O amortecimento bifásico está presente em diferentes padrões (BÉGUIN et al., 2009). A frequência característica do sistema é representada por ω_n . O parâmetro K_{MET} é uma constante de proporcionalidade entre a intensidade da excitação turbulenta e da resposta estrutural. A massa equivalente (m_{eq}) é função da massa total do sistema (m) e é obtida a partir da análise de sistemas contínuos (LOBONTIU, 2010; RAO, 2007),

$$m_{eq} = \frac{13}{35} m \quad (5.3)$$

5.2.2 Técnica experimental

A resposta devido à excitação periódica ($\text{PSD}_{ACC(\omega)}|_{\text{MEI}}$) pode ser obtida subtraindo a resposta devido à turbulência ($\text{PSD}_{ACC(\omega)}|_{\text{MET}}$) da resposta total medida experimentalmente ($\text{PSD}_{ACC(\omega)}$),

$$\text{PSD}_{ACC(\omega)}|_{\text{MEI}} = \text{PSD}_{ACC(\omega)}|_{\text{experimental}} - \text{PSD}_{ACC(\omega)}|_{\text{MET}} \quad (5.4)$$

A Figura 5.2 mostra a metodologia do método de identificação. Propõe-se que a presença de escoamento intermitente, especificamente, pistonado, seja prevista experimentalmente a partir de dados de aceleração estrutural, em três passos (etapas).

Figura 5.2. Metodologia do modelo de identificação, baseado na superposição de mecanismos de excitação.

Passo 1: determinação da frequência pico não amortecida. Numa analogia com as frequências natural e natural amortecida, a frequência pico não amortecida da estrutura (ω_{pico-n}) é calculada a partir da frequência pico amortecida ou experimental ($\omega_{pico-exp}$). Dados de fator de amortecimento são necessários.

$$\omega_{pico-exp} = \omega_{pico-n} \sqrt{1 - \zeta_T^2} \quad (5.5)$$

Passo 2: determinação da resposta devido à turbulência. Primeiro, utilizando a equação A.4, com $K_{MET} = 1$ e $\omega_{pico-n} = \omega_n$, é calculada a resposta estrutural devido a turbulência. Dados de fator de amortecimento são necessários. Logo, a magnitude dessa resposta é comparada como a resposta experimental, correspondente à frequência pico

experimental ($\omega_{pico-exp}$), e é calculado um novo valor de K_{MET} . Com isso $PSD_{ACC(\omega)}|_{MET}$ torna-se conhecido.

Passo 3: avaliação da presença de escoamento pistonado. Uma vez conhecida a resposta devido à turbulência, a equação 5.4 é utilizada e é calculada a resposta devido ao escoamento intermitente ($PSD_{ACC(\omega)}|_{MEI}$). Uma faixa de frequências correspondente às frequências características do escoamento pistonado deve ser selecionada. A presença de escoamento pistonado é avaliada a partir de parâmetros estatísticos, no intuito de obter resultados quantitativos. A forma da resposta $PSD_{ACC(\omega)}|_{MEI}$ pode ser avaliada através de,

$$Z_{pico} = \frac{1}{2} \frac{(\text{Máximo}(PSD_{ACC(\omega)}|_{MEI}) - \text{Mínimo}(PSD_{ACC(\omega)}|_{MEI}))}{RMS_0} \quad (5.6)$$

$$Z_{RMS} = \frac{\sqrt{\frac{1}{N} \sum_{\omega=1}^N |PSD_{ACC(\omega)}|_{MEI}|^2}}{RMS_0} \quad (5.7)$$

$$Z_{crista} = \frac{Z_{pico}}{Z_{RMS}} \quad (5.8)$$

$$Z_{kurtosis} = \frac{\frac{1}{N} \sum_{\omega=1}^N \left(PSD_{ACC(\omega)}|_{MEI} - \overline{PSD_{ACC(\omega)}|_{MEI}} \right)^4}{\left(\frac{1}{N} \sum_{\omega=1}^N |PSD_{ACC(\omega)}|_{MEI}|^2 \right)^2} \quad (5.9)$$

$$Z_{impulso} = \frac{Z_{pico}}{\frac{1}{N} \sum_{\omega=1}^N |PSD_{ACC(\omega)}|_{MEI}|} \quad (5.10)$$

$$Z_{forma} = \frac{Z_{RMS}}{\frac{1}{N} \sum_{\omega=1}^N |PSD_{ACC(\omega)}|_{MEI}|} \quad (5.11)$$

onde RMS_0 é um valor referencial. De acordo com Xi *et al.* (2000), os seis parâmetros possuem três tipos de tendência, assim formam-se os seguintes pares Z_{pico} - Z_{RMS} , Z_{crista} - $Z_{kurtosis}$ e $Z_{impulso}$ - Z_{forma} . O primeiro par mostrar-se-ia um parâmetro importante na identificação de escoamento pistonado desde que relacionado ao nível de energia do sinal. Uma análise de sensibilidade deve ser realizada para avaliar quais parâmetros, ou combinações deles, reconhecem melhor o padrão pistonado.

5.3 Avaliação do método de identificação

O método de identificação proposto baseado na superposição de mecanismos de vibração foi avaliado utilizando os espectros de frequência dos sistemas H75 e H40, calculados de acordo ao descrito na seção 3.4. Avaliou-se o modelo $\text{PSD}_{\text{ACC}(\omega)|_{\text{MET}}}$ (eq. A.4) com dados de escoamento monofásico. Os passos 1 e 2 foram seguidos, adotando $\zeta_T = \zeta_e = 1.5\%$. A Figura 5.3 mostra os resultados. Observa-se que o modelo acompanha aceitavelmente a tendência dos experimentos, sobretudo na vizinhança da frequência pico. Os valores superiores da resposta espectral experimental, em relação ao modelo, para baixas frequências, estão vinculados à inércia da instrumentação. A resposta devido à excitação periódica ($\text{PSD}_{\text{ACC}(\omega)|_{\text{MEI}}}$) por ser calculada, através da eq. 5.4, e o resultado interpretado como o nível de referência (mínimo patamar ou remanescente de energia) a partir do qual o escoamento intermitente se apresenta.

Figura 5.3. Espectro da aceleração (primeiro modo) para escoamento monofásico para os sistemas (a) H75W e (b) H40W. A condição C8 corresponde a uma velocidade de líquido $J = 7$ m/s (vide Tabela 3.4). MEI é a solução da equação 5.4, na faixa 1Hz-10Hz, que também é representada pela área hachurada; no caso de escoamento monofásico pode ser interpretada como o nível de referência (mínimo patamar de energia).

Figura 5.4. Espectro da aceleração (primeiro modo) para três condições bifásicas correspondentes a escoamento em bolhas (C9), disperso (C14) e pistonado (C24). As colunas correspondem aos sistemas H75M e H40M. MEI é a solução da equação 5.4, na faixa 1Hz-10Hz, que também é representada pela área hachurada; no caso de escoamento bifásico representa a presença de escoamento intermitente.

As respostas devido à turbulência, para as condições bifásicas H75M e H40M, foram também calculadas, seguindo os passos 1 e 2. O fator de amortecimento total foi assumido igual a 3%. A Figura 5.4 mostra resultados para escoamento em bolhas, disperso e pistonado. Essas condições experimentais correspondem às apresentadas na Tabela 3.5. Da mesma forma que para escoamento monofásico, o modelo acompanha a tendência dos experimentos, mostrando melhor desempenho para as condições experimentais com maior intensidade na resposta, *i.e.* C14 e 24. A área hachurada representa a resposta à excitação intermitente $PSD_{ACC(\omega)|_{MEI}}$, na faixa 1Hz-10Hz (equação 5.4).

Com o intuito de avaliar a presença de escoamento pistonado (passo 3), uma faixa de frequência de 1Hz até 10Hz foi escolhida (ver Figura 5.3 e Figura 5.4), sabendo que contém informações do padrão intermitente. Foi adotado, para cada sistema, um valor RMS_0 igual ao valor quadrático médio (RMS) do sinal $PSD_{ACC(\omega)|_{MEI}}$ para a condição monofásica C1. Analisaram-se o desempenho dos parâmetros estatísticos Z_{pico} , Z_{RMS} , Z_{crista} , $Z_{kurtosis}$, $Z_{impulso}$ e Z_{forma} . (equações 5.6-5.11) como função da velocidade da mistura. Alguns deles são mostrados na Figura 5.5. Encontrou-se que: (1) os parâmetros Z_{pico} e Z_{RMS} , possuem a mesma tendência e levam em consideração a energia do sistema apresentando valores maiores para escoamento pistonado. O Z_{RMS} foi escolhido; (2) os parâmetros $Z_{impulso}$ e Z_{forma} , não mostraram um bom desempenho na classificação dos padrões. Ambos foram descartados; (3) os parâmetros $Z_{kurtosis}$ e Z_{crista} conseguem separar aceitavelmente o padrão pistonado.

Adotou-se a mesma forma de apresentação dos resultados que Xi *et al.* (2000), *i.e.* a distribuição dos padrões sob um plano com eixos horizontal e vertical iguais a $Z_{kurtosis}$ e $\text{Log}(Z_{RMS}^*(Z_{crista}/Z_{kurtosis}))$, respectivamente (Figura 5.6). Ambos os parâmetros quantificam a forma do sinal. A combinação $\text{Log}(Z_{RMS}^*(Z_{crista}/Z_{kurtosis}))$ pode ser entendida da seguinte maneira: na ausência de picos, como no caso de escoamento monofásico, (i) o fator Z_{RMS} é próximo à unidade devido ao valor RMS_0 de referência adotado; e (ii) o fator $(Z_{crista}/Z_{kurtosis})$ é por definição sempre menor à unidade (ver eqs. 5.8 e 5.9). A mesma explicação é aplicável às condições para padrão disperso e bolhas. Assim, $\text{Log}(Z_{RMS}^*(Z_{crista}/Z_{kurtosis})) = 0$ atua como linha limítrofe desses casos. A região $\text{Log}(Z_{RMS}^*(Z_{crista}/Z_{kurtosis})) > 0$ e $Z_{kurtosis} \leq 5$ demarca aceitavelmente a ocorrência de escoamento pistonado.

Figura 5.5. Desempenho dos parâmetros estatísticos Z_{RMS} , Z_{kurtosis} e Z_{crista} em função da velocidade, para as condições monofásicas e bifásicas dos sistemas H75 e H40.

Figura 5.6. Plano de distribuição dos padrões para os sistemas H75 e H40.

Uma vez estabelecida a região de ocorrência do escoamento pistonado, os parâmetros $\text{Log}(Z_{\text{RMS}} * (Z_{\text{crista}} / Z_{\text{kurtosis}}))$ e Z_{kurtosis} foram calculados para o segundo grupo de dados experimentais (ver seção 3.4). A Figura 5.7 mostra a resposta do método de identificação para o sistema H75M. Observa-se que o método consegue prever todas as condições para escoamento pistonado, e mais algumas na transição para escoamento disperso e bolhas. No caso do sistema H40M, o método inverso consegue prever nove condições de escoamento pistonado (81.8%). A influência da frequência do primeiro modo no desempenho do método de identificação deve ser estudada no intuito de estabelecer uma frequência ótima.

Como até aqui mostrado, o método de identificação proposto, baseado na superposição de mecanismos de vibração, apresenta-se simples para ser aplicado, possuindo bom desempenho quando comparado com os resultados experimentais. O fato de estabelecer faixa para os parâmetros estatísticos não é limitante no método proposto. Alias, essa abordagem é comum. Por exemplo, recentemente Geng *et al.* (2012) propõe a utilização da energia da entropia *wavelet* do sinal de aceleração para o reconhecimento do padrão de escoamento. No fim do método proposto, os autores estabelecem um nível de energia (arbitrário) que separe melhor dois tipos de padrão de escoamento.

Figura 5.7. Identificação do padrão de escoamento pistonado para os dados H75M, a partir do método identificação proposto baseado na superposição de mecanismos de vibração.

5.4 Conclusões

Apresenta-se um método para a identificação a ocorrência do padrão de escoamento pistonado a partir da resposta espectral do sinal de aceleração, de caráter fenomenológico, baseado na superposição dos mecanismos de vibração turbulência e bifásico. Um modelo simples, baseado em um sistema dinâmico de um grau de liberdade é proposto para avaliar a resposta devida à turbulência. A resposta devido ao mecanismo por escoamento bifásico é equivalente a subtrair a resposta por turbulência (modelo) da resposta experimental. São utilizados os parâmetros estatísticos Z_{RMS} , $Z_{kurtosis}$ e Z_{crista} para a avaliação quantitativa da presença do padrão pistonado. O método inverso consegue reconhecer o padrão pistonado com uma eficiência superior a 81.8%. Este capítulo pode ser entendido como uma análise prospectiva de uma técnica experimental para a previsão do padrão de escoamento a partir da resposta estrutural do tubo.

CAPITULO 6 ANÁLISE DA RELAÇÃO ENTRE RESPOSTA ESTRUTURAL E PARÂMETROS DO ESCOAMENTO

O fenômeno de vibrações induzidas por escoamento bifásico (2-FIV, das siglas em inglês *Two Phase Flow Induced Vibration*) em tubo é discutido neste capítulo. Dois desenvolvimentos analíticos que relacionam a turbulência do escoamento com a resposta estrutural e a frequência pico com a fração volumétrica homogênea são apresentados. A natureza da excitação é discutida a partir da análise dos resultados experimentais. Finalmente, as relações propostas são avaliadas e um método inverso é proposto. Resultados experimentais preliminares foram publicados no *2012 Brazilian Meeting on Multiphase Flow and Phase Change Heat Transfer* e no *2013 ASME Pressure Vessels & Piping Division Conference* (ORTIZ-VIDAL; RODRIGUEZ; MUREITHI, 2012, 2013).

6.1 Proposta analítica da relação entre turbulência e resposta estrutural

Em geral, escoamentos turbulentos são de natureza aleatória e caracterizados pelo desenvolvimento e colapso de vórtices gerados durante a transferência de quantidade de movimento e energia entre camadas adjacentes do fluido. Independentemente de ser estatisticamente permanente ou transiente, as propriedades de um escoamento turbulento variam com o tempo, podendo ser modeladas pela soma do valor médio temporal e da flutuação (ou perturbação) (REYNOLDS, 1883). Assim, as propriedades do escoamento turbulento estatisticamente permanente em tubulação (Figura 6.1) podem ser representadas como,

$$\begin{aligned} J_x &= J + u' \\ J_r &= v' \\ J_\varphi &= w' \\ p &= P + p' \end{aligned} \tag{6.1}$$

onde J e p representam a velocidade do escoamento e a pressão, respectivamente. Os índices x , r e φ indicam os eixos coordenados (coordenadas cilíndricas). As variáveis com sinal do apóstrofo (linha) representam as flutuações.

Figura 6.1. Elemento de tubo submetido a escoamento interno turbulento

A equação de conservação da quantidade de movimento do sistema para um escoamento completamente desenvolvido (na direção x) é dada por (LAUFER, 1953),

$$\frac{dP}{dx} = \frac{1}{r} \frac{d}{dr} r \left(\mu \frac{dJ}{dr} + \rho \overline{u'v'} \right) = \frac{1}{r} \frac{d}{dr} r (\tau_{lam} + \tau_{turb}) \quad (6.2)$$

onde os termos no parêntesis do lado direito da eq. 6.2 correspondem à tensão cisalhante de Newton (τ_{lam}) e de Reynolds (τ_{turb}). Cabe assinalar que a equação 6.2 relaciona as flutuações da velocidade com o gradiente de pressão (valor médio temporal) e não com as flutuações da pressão, como proposto inicialmente por Evans et al. (2004). A dedução da equação 6.2, como também uma versão em coordenadas cartesianas, pode ser achada em Anderson (2009) e Oosthuizen e Naylor (1999).

Na parede, a tensão cisalhante total ($\tau_w = \tau_{lam} + \tau_{turb}$) pode ser relacionada ao gradiente de pressão por atrito por meio da seguinte equação,

$$\frac{dP}{dx} = \frac{4\tau_w}{d} = \frac{1}{2} \xi \frac{\rho J^2}{d} \quad (6.3)$$

onde ξ representa o fator de atrito de Darcy (SIMMONS, 2008). A velocidade de atrito, J_* , é definida como,

$$J_* = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} = J \sqrt{\frac{\xi}{8}} \quad (6.4)$$

A vibração do sistema da Figura 6.1 é ocasionada pelas flutuações aleatórias da pressão nas proximidades da superfície do tubo (BLEVINS, 2001, p. 243; PETTIGREW et al., 1998). Assim, relações entre as vibrações e as perturbações do escoamento são necessárias. A dependência entre as flutuações de pressão e velocidade pode ser intuitivamente compreendida, por exemplo, quando se pensa nas perturbações na pressão total

devido às perturbações na velocidade num tubo de Pitot. No entanto, uma relação analítica é de difícil obtenção, principalmente porque o tópico de turbulência está ainda em desenvolvimento.

A seguir a equação da energia cinética turbulenta para o sistema da Figura 6.1 (LAUFER, 1953). Nela pode-se observar uma relação entre as perturbações da velocidade e pressão,

$$\begin{aligned} \overline{\rho u'v'} \frac{dJ}{dr} + \frac{\rho}{r} \frac{d}{dr} r v' \left(\frac{u'^2 + v'^2 + w'^2}{2} + \frac{p'}{\rho} \right) - \\ \frac{\mu}{r} \frac{d}{dr} r \frac{d}{dr} \left(\frac{u'^2 + v'^2 + w'^2}{2} \right) + \mu \left(\frac{\partial u'}{\partial x} \frac{\partial u'}{\partial x} + \frac{\partial v'}{\partial r} \frac{\partial v'}{\partial r} + \frac{\partial w'}{\partial \phi} \frac{\partial w'}{\partial \phi} \right) = 0 \end{aligned} \quad (6.5)$$

onde o primeiro termo é igual a $\tau_{lam} * \tau_{turb} / \mu$ e representa a taxa de produção de energia turbulenta devido a tensão cisalhante. O segundo e terceiro termo representam a taxa de difusão da energia cinética turbulenta e seu gradiente, respectivamente. Finalmente, o último termo representa a taxa de dissipação da energia cinética turbulenta. A eq. 6.5 estabelece uma função de dependência entre as flutuações da pressão e velocidade, onde a não linearidade é evidente. Resultados experimentais mostram que, perto da parede, (1) a flutuação axial da velocidade (u') é muito maior do que flutuações nos outros eixos e (2) a média do produto da flutuação axial (u') e radial (v'), parâmetro relacionado ao tensor de Reynolds, é relevante (LAUFER, 1953). Desta forma, para um escoamento em tubo, assumindo a flutuação angular w' desprezível, pode-se estabelecer,

$$f(\tau_{lam}, u', v', p') = f(\tau_w, p') = 0 \quad (6.6)$$

A eq. 6.6 não representa uma dedução analítica formal, no entanto estabelece uma relação entre a tensão cisalhante parietal e as flutuações da pressão. Uma relação semelhante foi proposta por Patton e Katul (2009) num estudo analítico/numérico sobre turbulência, especificamente sobre as perturbações na velocidade e pressão induzidas por árvores. Nesse estudo, os autores relatam o pouco conhecimento da dependência entre as flutuações da pressão e velocidade e propõem a seguinte relação para os desvios padrão das flutuações da pressão (σ_p) e velocidade (σ_v) com o tensor de Reynolds (τ_{turb}),

$$\sigma_{p'} \sim 2\sigma_{v'} \sqrt{-u'v'} \quad (6.7)$$

Diante do até aqui apresentado, uma relação de proporcionalidade entre a flutuação da pressão e da velocidade, e, conseqüentemente, da tensão cisalhante, mostra-se coerente,

$$\sigma_{p'} \propto \sigma_{u'}, \sigma_{v'} \propto \tau_w \quad (6.8)$$

A parcela aleatória da pressão $p(x,t)$ (Figura 6.1), *i.e.* p' , atua como uma carga distribuída (por unidade de comprimento) sobre a tubulação. Assim, adotando as hipóteses de uma viga Euler-Bernoulli (RAO, 2007), a equação que relaciona o deslocamento transversal do tubo com as flutuações da pressão é dada por,

$$\frac{d^2}{dx^2} \left(EI \frac{d^2 y}{dx^2} \right) = p' \quad (6.9)$$

onde E é o módulo de elasticidade e I o momento de inércia. A vibração lateral do sistema pode ser expressa por (SETO, 1964, p. 151),

$$\frac{d^2}{dx^2} \left(EI \frac{d^2 y}{dx^2} \right) + \rho A \left(\frac{d^2 y}{dt^2} \right) = 0 \quad (6.10)$$

onde A representa a seção transversal do tubo. Combinando as equações 6.10 e 6.9 e adotando valores constantes para E e I temos,

$$\frac{d^2 y}{dt^2} = \left(\frac{EI}{\rho A} \right) p' \quad (6.11)$$

A eq. 6.11 mostra a relação entre a aceleração do tubo e as flutuações na pressão. Cabe assinalar que as eqs. 6.9-6.11 são semelhantes às previamente apresentadas por Evans *et al.* (2004). O primeiro fator do lado direito da eq. 6.11 é proporcional à frequência natural do tubo (*vide* seção 0). Finalmente, como mostrado até aqui, as flutuações de velocidade e tensão cisalhante são proporcionais às flutuações na pressão (eq. 6.8) que por sua vez são proporcionais à vibração estrutural (σ_{acc} , eq. 6.11),

$$\sigma_{acc} = c_1 \tau_w = c_1 J_*^2 \quad (6.12)$$

onde c_1 é uma constante. É claro, a partir da equação 6.11, que c_1 é proporcional à frequência natural do tubo. A equação 6.12 é o resultado do desenvolvimento analítico apresentado nesta seção, onde estabelece-se uma relação de natureza quadrática entre o desvio padrão da aceleração e a velocidade de atrito.

6.1.1 Comentários sobre o desenvolvimento prévio de Evans et al. (2004)

1. Os autores propõem que o gradiente de pressão na direção axial (valor médio temporal) é igual às flutuações da pressão (*vide* equação 7 do artigo). Entretanto, como mostrado no desenvolvimento apresentado, especificamente na equação 6.2, o gradiente de pressão esta relacionada às flutuações da velocidade (valor médio temporal) e, conseqüentemente, à tensão cisalhante.
2. Assumindo a intensidade da turbulência constante, os autores propõem a seguinte expressão para relacionar as vibrações e a velocidade do escoamento,

$$\sigma_{acc} = \sigma_{u'} = c_2 J \quad (6.13)$$

onde c_2 é uma constante. O termo $\sigma_{u'}$ representa o desvio padrão da flutuação da velocidade axial. É válido dizer que a intensidade da turbulência é constante para qualquer posição axial (sobre a direção do escoamento), dada uma posição radial fixa. No entanto, a assunção de uma intensidade da turbulência constante para diferentes números de Reynolds não pode ser sustentada (MINAGAWA; ISHIDA; YASUDA, 1999; ZHOU; DOUP; SUN, 2013). Por outro lado, a intensidade da turbulência é dependente da rugosidade do tubo (LYLES; DISRUD; KRAUSS, 1971), parâmetro que não é considerado na eq. 6.13. Assim, a hipótese da linearidade entre ambos os parâmetros da eq. 6.13, e conseqüentemente o desenvolvimento de Evans et al. (2004), é limitada.

6.2 Proposta para a relação entre a frequência pico e fração de vazio

As flutuações da pressão devido à turbulência excitam a tubulação numa ampla faixa de frequências correspondente ao seus infinitos graus de liberdade (BLEVINS, 1979; SILVEIRA NETO, 2002). Dessa maneira, origina-se um fenômeno de ressonância para cada modo, *i.e.* as componentes excitadoras na vizinhança das frequências naturais do tubo amplificam a resposta estrutural, enquanto que as componentes em outras frequências não. A presença do fluido afeta o valor das frequências pico de cada modo (frequências naturais). A partir dos estudos disponíveis na literatura aberta sobre FIV (CARLUCCI, 1980; CHUNG; CHEN, 1984; RAO, 2007; YI-MIN et al., 2010), a seguinte equação propõe relacionar a frequência pico com os diferentes fatores que afetam-lhe,

$$\omega_{pico-r} = (\beta_r L_{ens})^2 \sqrt{\frac{EI}{m L_{ens}^4}} \cdot \left(\frac{m}{m + m_0} \right)^{1/2} \cdot \sqrt{1 - \zeta_T^2} \cdot \sqrt{1 - \frac{c_J m_0 J^2}{EI (\beta_r)^2}} \quad (6.14)$$

onde $\beta_r L_{ens}$ é função das condições de contorno e igual a 4.7300 e 10.9956 para o primeiro e terceiro modo, respectivamente. Os dois primeiros termos do lado direito correspondem ao valor da frequência natural teórica (ω_{n-r} , ver seção 0). O terceiro e quarto termo levam em consideração os efeitos da massa adicionada ou hidráulica (m_0) (CHUNG; CHEN, 1984) e amortecimento, respectivamente. Finalmente, o último termo estima o efeito causado pela força centrífuga, que é dependente da velocidade da mistura J (YI-MIN et al., 2010). O parâmetro c_J é igual a 0.55 para o primeiro modo e 1 para os outros modos (não considerando o efeito coriolis).

Entende-se por massa adicionada como a massa de fluido que é acelerada junto com a tubulação. Semelhantemente ao caso de escoamento axial, pode-se estabelecer a massa adicionada como (CARLUCCI, 1980; CHUNG; CHEN, 1984),

$$m_0 = c_m \rho_L A (1 - \alpha) \quad (6.15)$$

onde $c_m = 1$ equivale a assumir que a massa adicionada é proporcional à densidade da mistura. A equação 6.15 mostra uma relação direta entre a massa adicionada e a fração de vazio. Por outro lado, o fator de amortecimento total (ζ_T) da eq. 6.14 pode ser considerado como a soma dos fatores de amortecimentos estrutural (ζ_e) e bifásico (ζ_{tp}), *i.e.* os amortecimentos viscosos e dependente do fluido são considerados desprezíveis (BÉGUIN et al., 2009),

$$\zeta_T = \zeta_e + \zeta_{tp} \quad (6.16)$$

Béguin et al. (2009) mostrou analítica e experimentalmente (para escoamento vertical em tubo) que o fator de amortecimento bifásico é dependente do padrão de escoamento, da fração de vazio e do diâmetro do tubo; incrementa-se com a velocidade da mistura e alcança valor máximo na transição do escoamento disperso. Para um diâmetro de tubo semelhante ao aqui testado, foram reportados valores entre 1 e 3.5%. É coerente pensar que no caso do escoamento horizontal aqui estudado, e na presença dos mesmos padrões de escoamento, os valores para o fator de amortecimento bifásico sejam semelhantes.

6.2.1 Relevância da equação proposta

A relação de proporcionalidade apresentada na eq. 6.12 torna-se uma relação entre o desvio padrão da aceleração e os parâmetros do escoamento, onde a tensão cisalhante faz a ponte entre o escoamento e a estrutura (tubulação). Para escoamento monofásico com propriedades geométricas constantes e rugosidade relativa conhecida, a tensão cisalhante é unicamente função da velocidade do escoamento (FOX; MCDONALD; PRITCHARD, 2006). Assim, a relação entre o desvio padrão da aceleração e a velocidade do escoamento é direta. No caso de escoamento bifásico, no entanto, a tensão cisalhante é função de vários parâmetros, como velocidade das fases, padrão de escoamento e fração de vazio. Uma única informação é insuficiente para estabelecer relação entre o desvio padrão da aceleração e as propriedades do escoamento bifásico. A equação 6.14 é relevante no sentido de fornecer a informação da fração de vazio como função da frequência pico. Conhecendo esse parâmetro, pode-se calcular a tensão cisalhante parietal através, por exemplo, da aplicação da metodologia apresentada no capítulo 4.

6.3 Observações experimentais gerais e discussão

6.3.1 Sobre a natureza da excitação

Encontrou-se, como esperado, que o escoamento excita a estrutura numa ampla faixa de frequências, amplificando a resposta na vizinhança dos modos naturais (BLEVINS, 1979; SILVEIRA NETO, 2002). Uma típica resposta espectral (PSD média, ver seção 3.4), que descreve o fato citado, é apresentada na Figura 6.2. Nota-se um incremento da resposta com o aumento da velocidade. Além do mais, esse incremento acontece numa taxa maior para altas velocidades de escoamento, comportamento em concordância com os achados experimentais reportados por Jendrzejczyk e Chen (1985), relacionados aos deslocamentos estruturais devido ao escoamento monofásico.

Figura 6.2. Espectro completo da aceleração do eixo Z para o sistema H75W. As condições C2, C5 e C8 correspondem às velocidades $J = 0.5, 3$ e 7 m/s, respectivamente (ver Tabela 3.4).

A relação de proporcionalidade entre velocidade e resposta estrutural pode ser explicada como segue: com o aumento da velocidade, as flutuações radiais do escoamento se incrementam, as quais são função do número de Reynolds (DEN TOONDER; NIEUWSTADT, 1997). *Idem* para as flutuações da pressão e, conseqüentemente, para a resposta estrutural. Paralelamente, com o aumento da velocidade, além de aumentar a magnitude da resposta espectral, as escalas turbulentas se incrementam, *i.e.* os graus de liberdade do escoamento, e com isso uma faixa maior de frequência é excitada. A energia do fluido espalha-se sobre todo o espectro e, como citado anteriormente, a resposta estrutural predominante será devido aos componentes de frequência do escoamento na vizinhança das frequências naturais da estrutura. Ressonância nas proximidades das frequências naturais do escoamento são também observadas na presença de escoamento bifásico. Fato que será discutido em detalhes nas próximas seções.

Uma análise tempo-frequência mostrou que a resposta do sistema apresenta, no domínio da frequência, intensidade constante no tempo. Poder-se-ia interpretar esse comportamento da excitação, pela analogia na qual o sistema estaria sendo excitado pelo mesmo nível de força em cada intervalo de tempo. Fato com dupla relevância. Por um lado, no domínio da frequência, o sinal para cada intervalo de tempo (amostra) apresentaria as mesmas propriedades que o sinal completo (população), o que permitiria a utilização do desvio padrão populacional (STD). Por outro lado, essa característica da excitação e, conseqüentemente, da resposta, valida a separação do sinal completo em duas partes, uma

para o desenvolvimento do modelo e a outra para sua verificação (métodos de identificação e determinação) (*vide* seção 3.4). Uma resposta tempo-frequência típica é mostrada na Figura 6.3. Observa-se maior intensidade sobre as frequências correspondentes aos modos da estrutura: primeiro ($\omega_{pico-1} \approx 10.4$ Hz), terceiro ($\omega_{pico-3} \approx 65$ Hz) e quinto modo ($\omega_{pico-5} \approx 164.6$ Hz) para H75W e primeiro ($\omega_{pico-1} \approx 38.4$ Hz) e terceiro ($\omega_{pico-3} \approx 229.2$ Hz) para H40W. Cabe assinalar, que a Figura 6.3 tempo-frequência foi construída com o sinal completo (203 segundos coletados) e um valor mínimo de referência (arbitrário) para a intensidade igual a $5 \cdot 10^{-6}$. Dependendo do valor de referência e da faixa de frequência escolhidos, poder-se-ia observar a ressonância devido ao escoamento bifásico.

Figura 6.3. Resposta tempo-frequência da aceleração em Z para os sistemas (a) H75W e (b) H40W. Ambos os gráficos correspondem a uma velocidade $J = 7$ m/s (C8, Tabela 3.4).

6.3.2 Influência da velocidade, fração de vazio e padrão de escoamento

Magnitudes ligeiramente superiores, no espectro da aceleração, são observados para o eixo Y, provavelmente ocasionadas pelo efeito da gravidade na interação entre fluido e estrutura, na forma de massa adicionada. O fluido poderia estar atuando no eixo Z como um amortecedor natural. Esse fenômeno está presente em ambos os sistemas, *i.e.* H75 e H40, para as excitações monofásica e bifásica (*vide* Figura 6.4 e Figura 6.5).

O espectro da aceleração para os três primeiros modos na presença de excitação monofásica, é mostrado na Figura 6.4. Nela são comparadas três condições experimentais. Observa-se um decremento na frequência pico (para cada modo) devido ao incremento da

velocidade. Efeito compatível com o reportado na literatura (BLEVINS, 2001; CHEN, 1985; IBRAHIM, 2010; LONG, 1955). Por exemplo, Long (1955), numa abordagem teórica, encontrou que a velocidade atua como uma força normal de compressão diminuindo a frequência natural do sistema. Embora presente, o efeito da mudança da frequência pico mostra-se desprezível quando comparada à variação da velocidade. Por exemplo, para o caso aqui estudado, um fator de 10 para a variação da velocidade corresponde a alguns Hertz no deslocamento da frequência pico. Quando necessário é possível diminuir ou até eliminar o efeito da velocidade sob a frequência pico a partir da velocidade crítica (*vide* Ortiz-Vidal (2013)). Entende-se velocidade crítica como o valor da velocidade de escoamento onde o *buckling* acontece. Esse é um fenômeno de instabilidade dinâmica caracterizado pela repentina falha do elemento estrutural; é análogo ao fenômeno de flambagem ocorrido quando, por exemplo vigas, são submetidas a altas cargas axial de compressão.

Os efeitos da fração de vazio e padrão de escoamento são observados quando se analisam os resultados espectrais da aceleração devido ao escoamento bifásico. A Figura 6.5 mostra esses resultados para os três primeiros modos, para escoamento em bolhas (C9), disperso (C14) e pistonado (C24). A influência do padrão de escoamento é notória quando a reposta no eixo Z da condição C24 é observada. O alto nível da resposta para frequências menores a 10 Hz corresponde às frequências características do escoamento, *i.e.* pistões de líquido (*vide* anexo C). Por outro lado, dois fenômenos podem ser observados quando comparadas as condições C9 e C14: (1) para uma mesma fração volumétrica (*idem* ao observado para a excitação em escoamento monofásico) a frequência pico experimenta um deslocamento para a esquerda quando a velocidade é incrementada e (2) o pico da resposta apresenta um leve incremento, apesar do alto incremento na velocidade. O último pode ser devido ao forte amortecimento bifásico apresentado em escoamentos dispersos (BÉGUIN et al., 2009). Finalmente, quando comparadas as condições C9 e C24, pode-se observar um deslocamento da frequência pico à direita, mas desta vez devido à mudança na fração volumétrica. Como visto, o espectro da aceleração na presença de excitação bifásica é função do efeito da turbulência, da fração volumétrica e do padrão de escoamento. Diante do aqui exposto, a equação proposta na seção 6.2, que relaciona a frequência pico com as variáveis citadas, se mostra coerente.

Figura 6.4. Espectro da aceleração para os três primeiros modos na presença de excitação monofásica. As linhas correspondem aos sistemas H75W e H40W, e as colunas às suas respostas nos eixos Y e Z. As condições C2, C5 e C8 correspondem às velocidades $J = 0.5, 3$ e 7 m/s, respectivamente.

Figura 6.5. Espectro da aceleração para os três primeiros modos na presença de excitação bifásica. As linhas correspondem aos sistemas H75W e H40W, e as colunas às suas respostas nos eixos Y e Z. As condições C9, C14 e C24 correspondem a escoamento em bolhas, disperso e pistonado, respectivamente (*vide* Figura 3.3).

6.3.3 Massa adicionada

Estimou-se a massa adicionada (m_0) a partir da relação proposta por Carlucci (1980). A assunção de uma rigidez estrutural constante pode ser considerada aceitável desde que a mudança da frequência pico devido ao incremento da velocidade seja desprezível para velocidades moderadas, *i.e.* menores à velocidade crítica. Dessa maneira, a massa adicionada é calculada a partir da massa linear do tubo (m_{tubo}), as frequências naturais (ω_{ar}) e pico na presença de escoamento (ω_{pico}),

$$m_0 = m_{tubo} \left[\left(\frac{\omega_{ar}}{\omega_{pico}} \right)^2 - 1 \right] \quad (6.17)$$

As frequências pico para o primeiro e terceiro modo foram extraídas das FFT médias. Primeiro elas se suavizaram aplicando o filtro Savitzky-Golay. Logo, um processo automático de extração foi implementado. Esse tipo de filtro utiliza o métodos de mínimos quadrados para ajustar uma curva com o mesmo formato do sinal original (SCHAFER, 2011). Com o intuito de validar o uso do filtro, 40 frequências pico foram extraídas manualmente do sinal original e comparadas com suas correspondentes do sinal filtrado. Encontrou-se o mesmo valor para 38 (95%) frequências pico e um valor diferente em 0.25 Hz para as 2 restantes (5%). A Figura 6.6 mostra uma comparação típica entre FFT média e FFT média suavizada.

Figura 6.6. Espectro da aceleração para H75M-C9. As linhas em negrito representam o sinal filtrado.

A Figura 6.7 mostra a massa adicionada em função da fração de vazio. Nela a massa adicionada está normalizada pelo correspondente valor (máximo) da massa adicionada para escoamento monofásico de líquido ($\alpha = 0$). Optou-se por apresentar os resultados dessa maneira para guardar relação com os reportados na literatura e facilitar a sua comparação (CARLUCCI, 1980; PETTIGREW; TAYLOR, 1994). A fração de vazio foi calculada a partir da correlação Armand-Massina (WOLDESEMAYAT; GHAJAR, 2007). O valor $c_m = 1$ indica que a massa adicionada é proporcional à massa específica da mistura.

Figura 6.7. Variação da massa adicionada com a fração de vazio. As linhas correspondem aos sistemas H75W e H40W, e as colunas ao primeiro e terceiro modo. A linha tracejada ($c_m = 1$) representa à massa adicionada proporcional à densidade da mistura.

Os resultados da Figura 6.7 são semelhantes ao reportados por Pettigrew e Taylor (1994) para escoamento cruzado, onde uma distribuição homogênea sob a linha $c_m = 1$ é

apresentada. Nesse sentido, no quesito massa adicionada na presença de escoamento bifásico, o sistema aqui estudado, *i.e.* tubo horizontal duplamente engastado submetido a escoamento interno, se comporta de maneira análoga ao submetido a escoamento cruzado e oposta ao excitado com escoamento axial vertical (*vide* Figura 2.4). Fato que não foi reportado previamente na literatura (ORTIZ-VIDAL; RODRIGUEZ, 2011) e certamente está relacionado com a forma como a massa circundante à superfície do tubo se acopla e vibra junto com o mesmo (PETTIGREW; TAYLOR, 1994). Também, como observado na Figura 6.7, a massa adicionada, para uma fração de vazio constante, varia com a velocidade e consequentemente com o padrão de escoamento (ver condições do escoamento da Figura 3.3). O anterior é coerente com o afirmado por Pettigrew e Taylor (1994) sobre a relação entre massa adicionada e acoplamento fluido-estrutura, desde que se entenda que este último é relacionado ao padrão de escoamento. Verifica-se que os valores de massa adicionada estão aceitavelmente distribuídos sob o modelo $c_m = 1$. Foi encontrada uma melhor distribuição para o terceiro modo.

Acredita-se que a massa adicionada esteja diretamente relacionada com o amortecimento bifásico, já que este é função também da fração de vazio e padrão de escoamento (BÉGUIN et al., 2009). Estudos experimentais e teóricos aprofundados podem ser relevantes para o estabelecimento de relações entre a massa adicionada, amortecimento bifásico e os parâmetros do escoamento. Eles podem ser baseados na abordagem apresentada por Carlucci (1980), Béguin et al. (2008) e Chung e Chen (1984). Cabe assinalar que esse aprofundamento não faz parte dos objetivos do presente estudo.

CAPITULO 7 MÉTODO PARA DETERMINAÇÃO DA VELOCIDADE DA MISTURA E FRAÇÃO DE VAZIO HOMOGÊNEA

Neste capítulo são avaliadas as propostas analíticas apresentadas nas seções 6.1 e 6.2 para a relação entre (i) o desvio padrão da aceleração (STD_{acc}) e a velocidade de atrito (J_*) e (ii) a frequência pico (ω_{pico}) e a fração de vazio homogênea (β), respectivamente. Elas representam o método direto que relaciona os parâmetros do escoamento com a resposta estrutural. Finalmente um modelo inverso é proposto.

7.1 Desvio padrão *versus* velocidade de atrito

A validade da equação 6.12 é avaliada. O desvio padrão da aceleração, calculado segundo o procedimento descrito na seção 3.4, é posto em gráfico em função da velocidade de atrito. Esta é calculada a partir da equação 6.4; o fator de atrito bifásico experimental é obtido segundo o apresentado no capítulo 4. Sabendo que a resposta espectral para o eixo Y é maior que para Z (*vide* seção 6.3), gráficos STD_{acc} *versus* J_* para cada eixo com a informação dos sistemas H75 e H40 são apresentados. Isso é realizado visando comparar as respostas de ambos os sistemas. Uma linha de tendência quadrática com seu correspondente coeficiente de determinação R^2 é adicionada em cada gráfico. O citado coeficiente quantifica a relação quadrática entre ambos os parâmetros, onde valores próximos à unidade determinam uma forte relação.

A Figura 7.1 mostra os resultados para escoamento monofásico. Observa-se uma forte relação quadrática ($R^2 > 0.92$) entre STD_{acc} e J_* , o que determina a validade da relação analítica proposta na equação 6.12. Quando comparadas as repostas para os eixos Y e Z, se notam, como esperado, maiores desvios padrão para Y. Os menores valores para Z são provavelmente ocasionados pela inércia do fluido, na presença da força de gravidade, que limitaria a vibração nesse eixo. Por outro lado, quando comparados os sistemas H75W e H40W, a influência da separação entre suportes ou vão mostra-se baixa.

É interessante observar na Figura 7.1 que o comportamento quadrático ascendente inicia-se aproximadamente numa velocidade de atrito maior do que 0.05, valor próximo ao da

condição C3 ($J_* = 0.059$ m/s, $J = 1$ m/s, Tabela 3.4). Para velocidades de atrito menores não há um comportamento preferencial, ora maiores desvios padrão são observados, ora menores. Isso muito provavelmente devido ao ruído, inerente aos experimentos, que poderia alcançar a mesma ordem de grandeza da excitação, isso na presença de baixos níveis de excitação, *i.e.* baixas velocidades de escoamento. Portanto, essas condições, *i.e.* C1 e C2, devem ser desconsideradas. Sendo assim, o erro percentual absoluto médio (EMA) entre os experimentos e o ajuste é 9.0%. Além do mais, todas as condições possuem erro percentual (*erro*) menor a $\pm 30\%$ ($\eta = 100\%$).

Figura 7.1. Desvio padrão da aceleração versus velocidade de atrito para escoamento monofásico. Os gráficos (a) e (b) correspondem às respostas para os eixos Y e Z, respectivamente.

Os resultados para escoamento bifásico são apresentados na Figura 7.2 e Figura 7.3. Os mesmos critérios acima descritos para a construção dos gráficos são utilizados. No entanto, desta vez, os gráficos STD_{acc} versus J_* são separados por fração de vazio homogênea. Essa separação é coerente com a equação 6.12, já que: (i) a relação quadrática proposta é válida para densidade constante (*vide* eqs. 6.4) e (ii) é aceitável considerar a fração de vazio homogênea e a densidade (da mistura) como parâmetros proporcionais. Visando analisar a influência do padrão de escoamento, as transições observadas experimentalmente foram também incluídas nos gráficos (*vide* apêndice C).

A Figura 7.2 mostra os resultados para frações de vazio homogêneas iguais a 10% e 25%. Em geral, observa-se maiores desvios padrão para escoamento bifásico quando comparados com escoamento monofásico à mesma velocidade superficial (J). Isso porque a presença de gás pode induzir um incremento da intensidade da turbulência, incrementando a

velocidade de atrito e, conseqüentemente, o desvio padrão. O anterior leva a duas conclusões. Por um lado, (1) a velocidade de atrito se apresenta como um parâmetro melhor, do que a velocidade superficial, para ser correlacionado com o desvio padrão; por outro lado, (2) o desvio padrão se incrementa com a fração de vazio homogênea. Esta última em concordância com estudos sobre vibração induzida por escoamento em tubo (GENG; REN; HUA, 2012; ORTIZ-VIDAL; RODRIGUEZ; MUREITHI, 2012, 2013; ZHANG; XU, 2010).

Figura 7.2. Desvio padrão da aceleração versus velocidade de atrito para escoamento bifásico e baixas frações de vazio homogênea. As linhas correspondem às respostas para os eixos Y e Z, e as colunas $\beta = 10\%$ e 25% .

A forte relação quadrática ($R^2 > 0.97$) entre o desvio padrão e a velocidade de atrito se mantém para baixas frações de vazio (Figura 7.2). Da mesma forma que para escoamento monofásico, como esperado, maiores desvios padrão para Y são observados. Se observa que o

sistema H75 tem desvios padrão levemente maiores no eixo Y, quando comparados os resultados para ambos os sistemas. No eixo Z, o nível do desvio padrão é semelhante para os sistemas H75 e H40. Assim, considerando a diferença relatada, pode-se dizer que a influência da distância entre suportes para baixas frações de vazio homogênea é baixa. Com relação à influência do padrão de escoamento, nenhum indício é percebido. Isso pode ser devido à transição gradual do padrão bolhas a disperso, como relatado no apêndice C. Assim, a estrutura responde ao estímulo do incremento da velocidade de atrito sem perceber a mudança do padrão. Giraudeau *et al.* (2013) relatou a mesma tendência (côncava para cima) para as forças excitadoras na presença de baixas frações de vazio homogênea na transição de escoamento em bolhas para disperso.

Os resultados do desvio padrão da aceleração para altas frações de vazio homogênea são apresentados na Figura 7.3. Comportamento semelhante ao encontrado para baixas frações de vazio é observado, *i.e.* (i) incremento do desvio padrão com a velocidade de atrito e fração de vazio homogênea, alcançando o máximo valor em $\beta = 75\%$, (ii) forte relação quadrática entre o desvio padrão e a velocidade de atrito ($R^2 > 0.96$) e (iii) maiores desvios padrão para Y. No entanto, as seguintes diferenças são notadas:

1. Influência do vão (separação entre suportes). Quando comparados os resultados para ambos os sistemas, o sistema H40 tem maiores desvios padrão para $\beta = 50\%$ e 75% e H75 para $\beta = 95\%$. Esse comportamento, muito provavelmente relacionado ao índice de esbeltez do tubo (relação vão-diâmetro), está relacionado à interação entre o sistema estrutural e a excitação (preferencialmente) intermitente do escoamento. A abordagem analítica aqui apresentada mostra-se limitada para explicar o fenômeno dinâmico observado. Nenhum trabalho foi achado na literatura.
2. Influência do padrão de escoamento. A tendência quadrática côncava para baixo observada nas respostas para o eixo Z (*e.g.* Figura 7.3(c) e (d)) evidencia a transição para o padrão disperso. Maiores fatores de amortecimento bifásico durante essa transição diminuem a resposta estrutural (BÉGUIN *et al.*, 2009). Fato também coerente com Giraudeau *et al.* (2013) que reportam a mesma tendência da força excitadora (côncava para baixo) durante a transição do regime pistonado para disperso.

Figura 7.3. Desvio padrão da aceleração versus velocidade de atrito para escoamento bifásico e altas frações de vazio homogênea. As filas correspondem às respostas para os eixos Y e Z, e as colunas a $\beta = 50\%$, 75% e 95% .

A Tabela 7.1 mostra os erros entre as previsões (ajuste) e os dados experimentais. Em geral, observa-se boa precisão, notando-se um erro percentual absoluto médio (EMA) global de 8.0% e 94% dos pontos experimentais com *erro* menor a $\pm 30\%$ ($\eta = 94\%$). As condições experimentais com velocidade de atrito inferior a 0.05, *i.e.* C1, C8 e C15, foram desconsideradas, pelas razões justificadas acima.

Tabela 7.1. Erro percentual absoluto médio (EMA) dos ajustes quadráticos STD_{acc} versus J_* , para os sistemas H75 e H40 em função da fração de vazio homogênea.

Sistema	Eixo	EMA (%)				
		$\beta = 10\%$	25%	50%	75%	95%
H75M	Y	4.2	5.4	13.2	8.7	2.1
	Z	5.9	3.8	7.7	8.5	6.7
H40M	Y	6.5	3.1	12.9	23.8	0.8
	Z	7.8	3.1	21.9	19.1	1.1

Os dados apresentados nas Figura 7.2 e Figura 7.3 são reinterpretados através da aplicação do método de interpolação TPS (das siglas em inglês *Thin Plane Spline*). as matrizes de calibração construídas são mostradas na Figura 7.4. O método TPS⁴ assume que todos os pontos experimentais estão distribuídos sob uma chapa elástica fina. A chapa forma uma superfície que é deformada e os pontos interpolados são obtidos minimizando a energia de flexão (DONATO; BELONGIE, 2002). Resultados semelhantes foram obtidos com outros métodos, no entanto, o TPS foi escolhido pela interpretação física envolvida. A ideia das matrizes é possuir valores de desvio padrão da aceleração (STD_{acc}) em função da velocidade de atrito (J_*) para frações de vazio homogênea (β) intermediárias às testadas experimentalmente. A validade da aproximações fica garantida desde que, para frações de vazio homogêneas constantes, exista uma forte relação quadrática ($R^2 > 0.97$) entre STD_{acc} e J_* , como previsto pelo desenvolvimento analítico apresentado.

4

http://www.originlab.com/www/helponline/origin/en/origin.htm#UserGuide/Gridding_Methods_for_Randomly_Spaced_Data.html, acesso em: 26 fev. 2014.

Figura 7.4. Desvio padrão da aceleração em função da velocidade de atrito e fração de vazio homogênea. As linhas correspondem às respostas para os sistemas H75M e H40M, e as colunas aos eixos Y e Z.

7.2 Frequência pico *versus* fração de vazio.

A equação 6.14, proposta para computar a frequência pico, é avaliada nesta seção. Primeiro, a influência do fator de amortecimento bifásico é apresentada. Considerando que o fator de amortecimento bifásico para condições semelhantes às aqui testadas varia entre 1% e 3.5% (BÉGUIN et al., 2009), analisou-se a sensibilidade da frequência pico (eq. 6.14) à mudança desse parâmetro. Para isso, os valores $\zeta_{ip} = 1.5\%$, 2.5% e 3.5% foram utilizados para calcular as frequências pico de três condições de escoamento, correspondentes a escoamento em bolhas (C9), disperso (C14) e pistonado (C24). A Figura 7.5 mostra os resultados. O eixo das ordenadas representa o valor absoluto do erro percentual (*erro*) da frequência pico. O

valor de referência utilizado é o calculado para frequência pico com amortecimento bifásico nulo ($\zeta_{tp} = 0\%$). Como observado, o fator de amortecimento bifásico possui baixa influência sobre a frequência pico ($|\text{erro } \omega_{pico}| < 0.15\%$). Fato que não indica a irrelevância do amortecimento bifásico, mas sim a importância dos outros fatores da equação da frequência pico, *e.g.* massa adicionada. Na ausência de modelos para diferentes padrões de escoamento, a análise de sensibilidade apresentada permite adotar um valor arbitrário para o amortecimento bifásico sem perder exatidão na estimativa da frequência pico.

A influência de velocidade do escoamento, J , também foi analisada. Encontrou-se que ela pode afetar a frequência pico em até 2%, sendo mais relevante para o sistema H75M. Fato provavelmente relacionado com a maior esbelteza do sistema (relação vão-diâmetro), e consequentemente, menor resistência à excitação. Quando analisado o terceiro modo, observa-se que a influência da velocidade sob a frequência pico é inferior a 0.5%. Esses resultados são mostrados na Figura 7.6, onde o eixo das ordenadas representa o valor absoluto do erro percentual (*erro*) da frequência pico. O valor de referência utilizado é o calculado para frequência pico com velocidade nula ($J = 0$).

Do até aqui apresentado, conclui-se que a frequência pico é mais sensível à massa adicionada que ao amortecimento bifásico e a velocidade do escoamento. O citado na seção 6.3.3 sobre a massa adicionada adquire maior validade.

Figura 7.5. Influência do fator de amortecimento bifásico, ζ_{tp} , na frequência pico (eq. 6.14). $|\text{erro } \omega_{pico}|$ é o valor absoluto do erro percentual (*erro*) da frequência pico com valor referencia igual à frequência pico sem amortecimento. Os gráficos foram gerados adotando $\zeta_e = 1.5\%$ e $c_m = 1$. Os símbolos vazios e cheios representam simulações para o primeiro e terceiro modo, respectivamente. As condições C9 (bolhas), C14 (disperso) e C24 (pistonado) correspondem às listadas na Tabela 3.5.

Figura 7.6. Influência da velocidade da mistura J na frequência pico (eq. 6.14). $|erro \omega_{pico}|$ é o valor absoluto do erro percentual (*erro*) da frequência pico com valor referencia igual à frequência pico para velocidade nula ($J = 0$). Os gráficos foram gerados adotando $\zeta_e = 1.5\%$, $\zeta_{tp} = 2.5\%$ e $c_m = 1$. Os símbolos vazios e cheios representam os resultados para o primeiro e terceiro modo, respectivamente.

As frequências pico experimentais ($\omega_{pico-experimental}$) dos eixos Y e Z para o primeiro e terceiro modo dos sistemas H75M e H40M foram comparadas com as previsões ($\omega_{pico-modelo}$) da equação 6.14. Adotaram-se os seguintes valores para $\zeta_e = 1.5\%$, $\zeta_{tp} = 2.5\%$, $c_j = 0.55$ e $c_m = 1$. As expressões de Armand-Massina, Rouhani-Axelsson e Smith foram testadas com o intuito de avaliar a influência da previsão da fração de vazio (WOLDESEMAYAT; GHAJAR, 2007). A fração de vazio homogênea ($\alpha = \beta$) foi também testada. Em geral, o erro percentual absoluto médio (EMA) da frequência pico calculado com as quatro correlações foram semelhantes. A fração de vazio homogênea e Rouhanni-Axelsson tiveram resultados ligeiramente melhores. A Figura 7.7 mostra as comparações utilizando a fração de vazio homogênea. Retas de incerteza $\pm 15\%$ foram inclusas. A distribuição dos pontos sob a reta identidade ($\omega_{pico-modelo} = \omega_{pico-experimental}$) denota boa concordância entre modelo e experimentos, sobretudo para o terceiro modo. Os valores de erro percentual absoluto médio (EMA) para as previsões das frequências pico e a porcentagem de amostras com EMA menor a 15%, η , estão sumarizados na Tabela 7.2.

Tabela 7.2. Erro da previsão da frequência pico para os sistemas H75M e H40M em função da fração de vazio homogênea.

Sistema-Eixo	Modo	$\beta = 10\%$		25%		50%		75%		95%		TOTAL	
		EMA (%)	η (%)	EMA (%)	η (%)	EMA (%)	η (%)	EMA (%)	η (%)	EMA (%)	η (%)	EMA (%)	η (%)
H75M-Y	1°	16.9	57.1	8.7	86	6.1	85.7	7.5	100	5.2	100	9.1	84.4
	3°	2.0	100	4.0	100	4.8	100	2.8	100	0.3	100	2.9	100
H75M-Z	1°	13.2	85.7	8.8	85.7	6.6	85.7	11.9	67	11.1	100	10.2	84.4
	3°	1.4	100	3.2	100	2.8	100	0.6	100	2.4	100	2.1	100
H40M-Y	1°	7.3	85.7	3.4	100	11.6	71.4	11.3	66.7	10.2	100	8.6	84.4
	3°	3.0	100	4.7	100	5.0	100	5.7	83.3	4.8	100	4.6	96.9
H40M-Z	1°	3.3	100	3.0	100	10.5	85.7	11.0	67	12.0	100	7.6	90.6
	3°	1.6	100	2.7	100	3.9	100	5.3	100	7.1	100	3.9	100

Figura 7.7. Frequência pico estimada ($\omega_{pico-modelo}$) versus experimental ($\omega_{pico-experimental}$). As filas correspondem às respostas para os sistemas H75M e H40M, e as colunas ao primeiro e terceiro modo. Os símbolos vazios e cheios representam os eixos Y e Z, respectivamente.

7.3 Método proposto para a determinação da velocidade da mistura e fração de vazio homogênea

A Figura 7.8 mostra a metodologia do método de determinação dos parâmetros de escoamento bifásico. Nela é proposto que os parâmetros de escoamento, velocidade superficial (J) e fração de vazio homogênea (β), podem ser determinados a partir da resposta estrutural do tubo, especificamente do desvio padrão da aceleração e da frequência pico. A metodologia possui três etapas (passos) e utiliza as matrizes de calibração obtidas experimentalmente (*vide* seção 7.1). Com o intuito de eliminar a influência do vão, novas matrizes de calibração foram construídas e mostradas na Figura 7.9. Assim, *in tese*, as novas matrizes são válidas para vãos de 40 d até 75 d .

Figura 7.8. Metodologia do método inverso proposto.

Figura 7.9. Matrizes de calibração. Desvio padrão da aceleração em função da velocidade de atrito e fração de vazio homogênea para os eixos Y e Z.

7.3.1 Avaliação do método proposto

Para a determinação parâmetros do escoamento como o método proposto foi utilizado o segundo grupo de dados experimentais (ver seção 3.4). Aplicaram-se os três passos da metodologia da Figura 7.8.

Passo 1: determinação da fração de vazio homogênea. Utiliza-se a expressão proposta na equação 6.14 que relaciona a frequência pico com a fração de vazio homogênea. É recomendado o uso do valor experimental da frequência pico para o terceiro modo, por ser mais preciso. Adotam-se, conforme discussão apresentada nas seções anteriores, o fator de amortecimento bifásico e a massa adicionada como fixo e proporcional ($c_m = 1$), respectivamente. A Figura 7.10 mostra as comparações entre a fração de vazio homogênea estimada pelo modelo inverso e a experimental para os eixos Y e Z. Pode-se observar uma melhor distribuição sob a reta identidade para o sistema H75M. Melhores previsões para altas faixas de fração de vazio foram encontradas.

Figura 7.10. Comparação entre fração de vazio homogênea experimental e a determinada a partir do método proposto, para ambos os sistemas, nos eixos Y e Z.

Passo 2: determinação da velocidade de atrito. Utilizam-se as matrizes de calibração da Figura 7.9 para estimar a velocidade de atrito. Os parâmetros de entrada são o desvio padrão da aceleração experimental (STD_{acc}) e a fração de vazio homogênea estimada ($\beta_{estimada}$) no Passo 1. Os valores de $\beta_{estimada}$ foram limitados à faixa 10-95%. Isso devido a que alguns pontos (6% do total) foram estimados com frações de vazio negativas ou muito baixas.

A acurada previsão da fração de vazio homogênea no Passo 1 mostra-se relevante na estimativa da velocidade de atrito.

Passo 3: determinação da velocidade da mistura. A velocidade de atrito estimada no Passo 2 é utilizada na equação 6.4, resultando uma equação transcendental em J , dado que o fator de atrito bifásico também é função de J . Nota-se que, dependendo do método utilizado para a obtenção do fator de atrito bifásico, processos iterativos ou outras informações do escoamento podem ser necessárias. Utilizou-se o método proposto no capítulo 4. Dados de pressão manométrica foram utilizados. Adotou-se uma temperatura ambiente de 20°C. A Figura 7.11 mostra as comparações entre a velocidade da mistura estimada pelo modelo inverso e a experimental para os eixos Y e Z. Observam-se melhores resultados para o sistema H75M.

Figura 7.11. Comparação entre a velocidade da mistura experimental e a determinada a partir do método proposto, para ambos os sistemas, nos eixos Y e Z.

Finalmente, a previsão do padrão de escoamento foi realizada utilizando o mapa de Mandhane *et al.* (1974). Para isso as velocidades superficiais das fases foram calculadas a partir da velocidade da mistura e fração de vazio homogênea previstas. A Figura 7.12 mostra esse resultado, para o sistema H75M-Y. Observa-se boa concordância das previsões para escoamento pistonado e disperso. No entanto, para escoamento em bolhas o modelo inverso apresenta-se deficiente. Cabe assinalar, que os pontos C1, C8 e C15 foram descartados pelos motivos explicados anteriormente. Os valores de erro percentual absoluto médio (EMA) para as previsões das frações de vazio homogênea e velocidades da mistura e a porcentagem de amostras com erro menor a $\pm 30\%$, η , estão sumarizados na Tabela 7.3. Quando

desconsideradas as condições para escoamento em bolhas, o modelo apresenta melhor desempenho, como esperado. Esses resultados estão sumarizados na Tabela 7.4.

Figura 7.12. Previsão do padrão de escoamento utilizando o mapa experimental de Mandhane *et al.* (1974). As velocidades superficiais das fases foram calculadas a partir da velocidade da mistura e fração de vazio homogênea previstas pelo método proposto.

Tabela 7.3. Erros vinculados ao método proposto na previsão da fração de vazio homogênea e velocidade da mistura para os sistemas H75M e H40M.

Eixo	Parâmetro	H75M		H40M		TOTAL	
		EMA (%)	η (%)	EMA (%)	η (%)	EMA (%)	η (%)
Y	β	32.5	55.2	47.9	51.7	40.2	53.4
	J	28.5	75.9	32.7	62.1	30.6	69.0
Z	β	27.0	65.5	35.7	55.2	31.4	60.3
	J	27.5	65.5	45.0	44.8	36.3	55.2

Tabela 7.4. Erros vinculados ao método proposto desconsiderando as condições para escoamento em bolhas

Eixo	Parâmetro	H75M*		H40M*		TOTAL*	
		EMA (%)	η (%)	EMA (%)	η (%)	EMA (%)	η (%)
Y	β	20.0	71.4	30.2	71.4	25.1	71.4
	J	11.5	90.5	22.7	71.4	17.1	81.0
Z	β	18.9	81.0	27.3	71.4	23.1	76.2
	J	15.4	76.2	33.1	52.4	24.2	64.3

* desconsiderando as condições para escoamento em bolhas.

7.4 Conclusões

Um método de determinação dos parâmetros do escoamento bifásico, baseado na resposta estrutural de um tubo submetido a escoamento bifásico (2-FIV das siglas em inglês *Two Phase Flow Induced Vibration*) em tubo é apresentado. Ele é baseado em duas propostas analíticas que relacionam (1) a turbulência do escoamento com a resposta estrutural e (2) a frequência pico com a fração de vazio homogênea. Comprovou-se experimentalmente a natureza quadrática (proposta 1) entre o desvio padrão da aceleração e a velocidade de atrito. Mostrou-se também a importância da massa adicionada sob o fator de amortecimento bifásico e a velocidade de escoamento na previsão da fração de vazio homogênea. Entre os resultados experimentais, observa-se o fenômeno de ressonância por turbulência e intermitência do escoamento. Finalmente, o método proposto consegue prever satisfatoriamente as condições experimentais para escoamento pistonado e disperso. Melhores previsões foram encontrados para altas frações de vazio homogêneas.

CAPITULO 8 CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS

Escoamentos bifásicos gás-líquido em tubos estão presentes em diferentes indústrias, tais como, por exemplo, óleo e gás, petroquímica e nuclear. Essas misturas percorrem a tubulação assumindo diversas configurações e gerando forças dinâmicas sobre a tubulação (vibração estrutural). Assim, as vibrações induzidas por escoamento (FIV das siglas em inglês) são parte intrínseca do transporte de fluídos. Neste trabalho, apresentou-se um estudo experimental e analítico das vibrações induzidas por escoamento bifásico (2-FIV) sob uma tubulação horizontal reta. O trabalho de pesquisa compreendeu as seguintes etapas:

- ✓ projeto (documentação formal) e construção de um sistemas experimental para o estudo das vibrações induzidas por escoamento bifásico em tubo.
- ✓ estudo experimental do escoamento gás-líquido em tubulação horizontal reta utilizando ar e água como fluidos de trabalho.
- ✓ desenvolvimento de um modelo fenomenológico para o fator de atrito bifásico.
- ✓ estudo experimental das 2-FIV para tubo reto duplamente engastado e influência do vão (distância entre engastes).
- ✓ desenvolvimento analítico de relações entre os parâmetros de escoamento bifásico e resposta estrutural.
- ✓ técnica experimental prospectiva para a previsão da velocidade da mistura, fração de vazio homogênea e padrão de escoamento.

As seguintes conclusões foram levantadas:

1. A inclusão dos parâmetros fração de vazio e padrão de escoamento, na formulação do Reynolds da Mistura (SHANNAK, 2008), melhora a previsão do fator de atrito bifásico. O método proposto mostra-se preciso, estimando o fator de atrito bifásico com erro percentual absoluto médio (EMA) menor a 30%, para todos os dados coletados no presente trabalho. Boa concordância foi também encontrada quando comparadas suas previsões com dados experimentais para ar-água e refrigerante (condições adiabáticas), extraídos da literatura.
2. Existe uma relação, de natureza quadrática, entre a velocidade de atrito e o desvio padrão da aceleração. O desenvolvimento analítico apresentado é

validado com dados experimentais para escoamento monofásico e bifásico. Essa relação está influenciada pela transição do padrão de escoamento, para altas frações de vazio, onde essa relação quadrática passa a ser côncava para baixo.

3. Há uma dependência entre a frequência pico na resposta estrutural e os parâmetros fração de vazio, massa adicionada, fator de amortecimento bifásico e velocidade da mistura. A equação proposta para a frequência pico mostra-se precisa, com EMA menor a 10.2%, para todos os dados coletados no presente trabalho.
4. A hipótese de massa adicionada proporcional à densidade da mistura homogênea apresenta-se razoável. Resultados experimentais para a massa adicionada mostram que ela é função da fração de vazio e seu efeito para escoamento horizontal em tubo é semelhante ao apresentado em escoamento cruzado.
5. A turbulência (escoamento turbulento) excita a estrutura (tubo) numa ampla faixa de frequências. A energia do fluido espalha-se sobre todo o espectro, e a resposta estrutural predominante ocorre em decorrência das componentes de frequência nas proximidades dos modos naturais. O nível da resposta incrementa-se com a velocidade da mistura e fração de vazio.
6. Um tubulação submetida a escoamento bifásico intermitente apresenta ressonância na faixa de frequências características do escoamento. Frequências de passagem do pistão menores a 10Hz, obtidas experimentalmente, são observadas no espectro da resposta estrutural.
7. Há superposição de dois mecanismos de excitação, devido à turbulência e a escoamento intermitente, nas vibrações induzidas por escoamento bifásico. Isso é mostrado na resposta espectral da estrutura; componentes correspondentes aos modos naturais e frequências predominantes do escoamento são observados. O método de identificação de escoamento pistonado explora este fenômeno de superposição, apresentado aceitáveis resultados.
8. Baixa influência do vazio no nível da resposta estrutural. Os resultados experimentais, para as condições testadas, sugerem esse fato. No entanto, a

correta escolha do vão determina a percepção dos efeitos vinculados a 2-FIV, *e.g.* separação da excitação por turbulência da por escoamento intermitente.

9. O método de determinação dos parâmetros do escoamento bifásico, baseado nos desenvolvimentos analíticos e ajuste experimental, prevê adequadamente os parâmetros fração de vazio homogênea e velocidade da mistura com EMA igual a 35.8% e 33.45, respectivamente. No caso da previsão do padrão de escoamento, melhores previsões são observadas para escoamento disperso e pistonado. Considerando unicamente estes dois padrões, o método estima a fração de vazio homogênea e velocidade da mistura com EMA igual a 24.1% e 20.65%, respectivamente.

Como perspectivas para trabalhos futuros, podem-se indicar:

- estudo FIV e 2-FIV experimental para outras geometrias e escoamentos, *e.g.* diâmetro, vão, faixas de vazão, com o intuito de corroborar e/ou aprimorar as relações propostas.
- estudo experimental e analítico do fenômeno *blucking* (fenômeno de instabilidade dinâmica caracterizado pela repentina falha do elemento estrutural) para escoamento monofásico e bifásico.
- estudo aprofundado teórico e experimental sobre massa adicionada com o intuito de aprimorar a relação entre frequência pico e fração de vazio.
- desenvolvimento de modelo contínuo com excitação randômica para a estrutura para simular a influência do vão (separação entre suportes).
- estudos FIV e 2-FIV analítico baseado nos modelos de Paidoussis (1998) e Monette e Pettigrew (2004) para estabelecer relações entre resposta estrutural, parâmetros do escoamento e mecanismos de excitação.
- estudo 2-FIV experimental para escoamento bifásico vertical.
- estudo da influência da frequência fundamental do sistema no método de identificação de padrão pistonado, baseado na superposição dos mecanismos de excitação, com o intuito de estabelecer a frequência ótima para a aplicação da técnica.

REFERÊNCIAS⁵

- ALLEN, R. L.; MILLS, D. (2004). **Signal Analysis: Time, Frequency, Scale, and Structure**. Wiley-IEEE Press. p. 966
- AMPHLETT, S. **RMS calculation in frequency domain after windowing**. Disponível em: <http://mathworks.co.uk/matlabcentral/newsreader/view_thread/289234>. Acesso em: 13 jan. 2014.
- ANDERSON JR., J. D. (2009). Governing Equations of Fluid Dynamics. In: WENDT, J. F. (Ed.). **Computational Fluid Dynamics**. Berlin, Heidelberg. Springer Berlin Heidelberg. p. 39.
- AVITABILE, P. (2001). Back to Basics - When impact testing, can the use the exponential window cause any problems? **Experimental Techniques**, v. 25, n. 3, p. 15–16.
- AVITABILE, P. (2002). Back to Basics - Could you please explain the basic steps to acquire data for modal testing? **Experimental Techniques**, v. 26, n. 4, p. 11–12.
- BARNEA, D. (1987). A unified model for predicting flow-pattern transitions for the whole range of pipe inclinations. **International Journal of Multiphase Flow**, v. 13, n. 1, p. 1–12.
- BÉGUIN, C. et al. (2008). **Relationship Between Vibration Behaviour and Two-Phase Flow Regime Transitions for Piping with Internal Flow**. In: 9TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON FLOW-INDUCED VIBRATIONS. **Proceedings...** Prague, Czech Republic. Institute of Thermomechanics, Disponível em: <<http://www.it.cas.cz/fiv2008/index.php>>
- BÉGUIN, C. et al. (2009). Two-phase damping and interface surface area in tubes with vertical internal flow. **Journal of Fluids and Structures**, v. 25, n. 1, p. 178–204.
- BÉGUIN, C. (2010). **Modelisation des Ecoulements Diphasiques: Amortissement, Forces Interfaciales et Turbulence Diphasique**. Ecole Polytechnique Montreal.
- BELFROID, S. P. C. et al. (2010). Forces on Bends and T-Joints due to Multiphase Flow. **ASME 2010 7th International Symposium on Fluid-Structure Interactions, Flow-Sound Interactions, and Flow-Induced Vibration and Noise: Volume 3, Parts A and B**, p. 613–619.
- BILOSOVÁ, A. (2011). **Modal testing**. Ostrava. [s.n.]. Disponível em: <http://www.337.vsb.cz/materialy/EMA_skriptaEN.pdf>.
- BISHOP, R. E. D.; GLADWELL, G. M. L. (1963). An Investigation into the Theory of Resonance Testing. **Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences**, v. 255, n. 1055, p. 241–280.
- BLEVINS, R. D. (1979). Flow-induced vibration in nuclear reactors: A review. **Progress in Nuclear Energy**, v. 4, n. 1, p. 25–49.
- BLEVINS, R. D. (2001). **Flow-Induced Vibration**. 2nd. ed. New York. Van Nostrand Reinhold. p. 477

⁵ De acordo com a Elaboração de teses e dissertações na EESC-USP.

- BRANDT, A. (2010). **Impact Excitation Processing for Improved Frequency Response Quality**. In: IMAC-XXVIII CONFERENCE AND EXPOSITION ON STRUCTURAL DYNAMICS. **Proceedings...** Jacksonville. SEM - Society for Experimental Mechanics,
- BRKIĆ, D. (2011). Review of explicit approximations to the Colebrook relation for flow friction. **Journal of Petroleum Science and Engineering**, v. 77, n. 1, p. 34–48.
- BRKIĆ, D. (2012). Can pipes be actually really that smooth? **International Journal of Refrigeration**, v. 35, n. 1, p. 209–215.
- CARGNELUTTI, M. F.; BELFROID, S. P. C.; SCHIFERLI, W. (2010). Two-Phase Flow-Induced Forces on Bends in Small Scale Tubes. **Journal of Pressure Vessel Technology**, v. 132, n. 4, p. 41305.
- CARLUCCI, L. N. (1980). Damping and Hydrodynamic Mass of a Cylinder in Simulated Two-Phase Flow. **Journal of Mechanical Design**, v. 102, p. 597–602.
- CARLUCCI, L. N.; BROWN, J. D. (1983). Experimental Studies of Damping and Hydrodynamic Mass of a Cylinder in Confined Two-Phase Flow. **Journal of Vibration Acoustics Stress and Reliability in Design**, v. 105, n. 1, p. 83–89.
- CHEN, N. H. (1979). An Explicit Equation for Friction Factor in Pipe. **Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals**, v. 18, n. 3, p. 296–297.
- CHEN, S. S. (1985). **Flow-induced vibration of circular cylindrical structures** Other Information: Portions of this document are illegible in microfiche products. Original copy available until stock is exhausted. Argonne, IL. [s.n.]. Disponível em: <<http://www.osti.gov/bridge/servlets/purl/6331788-Rwq7xO/>>. Acesso em: 14 jan. 2014.
- CHEN, S. S. (1991). Flow-Induced Vibrations in Two-Phase Flow. **Journal of Pressure Vessel Technology**, v. 113, n. 2, p. 234–241.
- CHEN, S. S.; CHUNG, H. (1976). **Design guide for calculating hydrodynamic mass. Part I. Circular cylindrical structures** Disponível em: <<http://www.osti.gov/bridge/servlets/purl/7343721-ejcdwJ/>>.
- CHISHOLM, D. (1967). A theoretical basis for the Lockhart-Martinelli correlation for two-phase flow. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 10, n. 12, p. 1767–1778.
- CHISHOLM, D. (1983). **Two-phase flow in pipelines and heat exchangers**. New York. Longman Inc.
- CHUNG, H.; CHEN, S. S. (1984). **Hydrodynamic mass** Disponível em: <<http://www.osti.gov/bridge/servlets/purl/6948276-jaW8iT/>>.
- COLEBROOK, C. F.; WHITE, C. M. (1937). Experiments with Fluid Friction in Roughened Pipes. **Proceedings of the Royal Society of London. Series A - Mathematical and Physical Sciences**, v. 161, n. 906, p. 367–381.
- CRAVINO, A. et al. (2009). Evaluación de modelos homogéneos, de correlación y mecanicistas en la predicción del gradiente de presión de flujo de gas y de líquido en tuberías verticales. **Revista de la Facultad de Ingeniería Universidad Central de Venezuela**, v. 24, p. 75–82.
- DE SILVA, C. W. (2000). **Vibration: Fundamentals and Practice**. Boca Raton. CRC Press LLC.
- DEN TOONDER, J. M. J.; NIEUWSTADT, F. T. M. (1997). Reynolds number effects in a turbulent pipe flow for low to moderate Re. **Physics of Fluids**, v. 9, n. 11, p. 3398.
- DONATO, G.; BELONGIE, S. (2002). Approximate Thin Plate Spline Mappings. In: **Computer Vision — ECCV 2002. 7th European Conference on Computer Vision**

- Copenhagen, Denmark, May 28–31, 2002 Proceedings, Part III.** Springer Berlin Heidelberg. p. 21–31.
- DUAN, J. et al. (2014). Numerical modeling for stratified gas–liquid flow and heat transfer in pipeline. **Applied Energy**, v. 115, p. 83–94.
- DUKLER, A. E.; WICKS, M.; CLEVELAND, R. G. (1964). Frictional pressure drop in two-phase flow: B. An approach through similarity analysis. **AIChE Journal**, v. 10, n. 1, p. 44–51.
- ECKHARDT, B. (2009). Introduction. Turbulence transition in pipe flow: 125th anniversary of the publication of Reynolds’ paper. **Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences**, v. 367, n. 1888, p. 449–455.
- ELPERIN, T.; KLOCHKO, M. (2002). Flow regime identification in a two-phase flow using wavelet transform. **Experiments in Fluids**, v. 32, n. 6, p. 674–682.
- EVANS, R. P.; BLOTTER, J. D.; STEPHENS, A. G. (2004). Flow rate measurements using flow-induced pipe vibration. **Journal of fluids engineering**, v. 126, n. 2, p. 280.
- FACCHINETTI, M. L.; DE LANGRE, E.; BIOLLEY, F. (2004). Coupling of structure and wake oscillators in vortex-induced vibrations. **Journal of Fluids and Structures**, v. 18, n. SUPPL., p. 123–140.
- FANG, X.; XU, Y.; ZHOU, Z. (2011). New correlations of single-phase friction factor for turbulent pipe flow and evaluation of existing single-phase friction factor correlations. **Nuclear Engineering and Design**, v. 241, n. 3, p. 897–902.
- FEENSTRA, P. A.; WEAVER, D. S.; NAKAMURA, T. (2003). Vortex shedding and fluidelastic instability in a normal square tube array excited by two-phase cross-flow. **Journal of Fluids and Structures**, v. 17, n. 6, p. 793–811.
- FOX, R. W.; MCDONALD, A. T.; PRITCHARD, P. J. (2006). **Introdução à mecânica dos fluidos**. 6ed. ed. Rio de Janeiro. LTC - Livros Técnicos e Científicos Editora S.A.
- FUJITA, K. (1990). Flow-induced vibration and fluid-structure interaction in nuclear power plant components. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, v. 33, n. 1-2, p. 405–418.
- GAGNON, J. O.; PAÏDOUSSIS, M. P. (1994). Fluid Coupling Characteristics and Vibration of Cylinder Cluster in Axial Flow. Part II: Experiments. **Journal of Fluids and Structures**, v. 8, n. 3, p. 257–291.
- GAMA, A. L.; FERREIRA, L. R. DOS S.; WALTER, P. H. A. (2009). **Experimental Study on the Measurement of Two-Phase Flow Rate Using Pipe Vibration**. In: 20TH INTERNATIONAL CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING - COBEM2009. **Proceedings...** Gramado, RS, Brazil. ABCM,
- GARCÍA, F. et al. (2007). Friction factor improved correlations for laminar and turbulent gas–liquid flow in horizontal pipelines. **International Journal of Multiphase Flow**, v. 33, n. 12, p. 1320–1336.
- GARCÍA, F.; GARCÍA, R.; JOSEPH, D. D. (2005). Composite power law holdup correlations in horizontal pipes. **International Journal of Multiphase Flow**, v. 31, n. 12, p. 1276–1303.
- GARCÍA, J. M.; GARCÍA, F. (2009). Efecto de la Viscosidad y de la Densidad de Mezcla en el Gradiente de Presión de Flujo Homogéneo Gas-Líquido en Tuberías Horizontales. **Información tecnológica**, v. 20, p. 95–106.

- GENG, Y.; REN, F.; HUA, C. (2012). An auxiliary measuring technology of wet gas flow based on the vibration signals of the pipe. **Flow Measurement and Instrumentation**, v. 27, p. 113–119.
- GIRAUDEAU, M.; MUREITHI, N. W.; PETTIGREW, M. J. (2013). Two-Phase Flow-Induced Forces on Piping in Vertical Upward Flow: Excitation Mechanisms and Correlation Models. **Journal of Pressure Vessel Technology**, v. 135, n. 3, p. 030907.
- GRANGER, S.; PEROTIN, L. (1999). Inverse method for the identification of a distributed random excitation acting on a vibrating structure. Part 1: Theory. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 13, n. 1, p. 53–65.
- GRAVELLE, A. et al. (2007). Damping of tubes due to internal two-phase flow. **Journal of Fluids and Structures**, v. 23, n. 3, p. 447–462.
- HARRIS, F. J. (1978). On the use of windows for harmonic analysis with the discrete Fourier transform. **Proceedings of the IEEE**, v. 66, n. 1, p. 51–83.
- HASTIE, T.; TIBSHIRANI, R.; FRIEDMAN, J. (2009). **The Elements of Statistical Learning**. New York, NY. Springer New York. p. 745 S.
- HIBIKI, T.; ISHII, M. (1998). Effect of flow-induced vibration on local flow parameters of two-phase flow. **Nuclear Engineering and Design**, v. 185, n. 2-3, p. 113–125.
- HUA, C. et al. (2010). Noninvasive Flow Regime Identification for Wet Gas Flow Based on Flow-induced Vibration. **Chinese Journal of Chemical Engineering**, v. 18, n. 5, p. 795–803.
- IBRAHIM, R. A. (2010). Overview of Mechanics of Pipes Conveying Fluids---Part I: Fundamental Studies. **Journal of Pressure Vessel Technology**, v. 132, n. 3, p. 34001–34032.
- JENDRZEJCZYK, J. A. A.; CHEN, S. S. S. (1985). Experiments on tubes conveying fluid. **Thin-Walled Structures**, v. 3, n. 2, p. 109–134.
- KANIZAWA, F. T. (2011). **Theoretical and experimental study on flow pattern identification and pressure drop during single and two-phase flow in tubes with twisted tape inserts**. University of São Paulo (USP).
- KANIZAWA, F. T.; RIBATSKI, G. (2012). Two-phase flow patterns and pressure drop inside horizontal tubes containing twisted-tape inserts. **International Journal of Multiphase Flow**, v. 47, p. 50–65.
- KELLY, S. G. (2012). **Mechanical Vibrations: Theory and Applications**. 1st. ed ed. Cengage Learning.
- KRISHNAPPA, G. (2000). Bearing Diagnostics Based on Pattern Recognition of Statistical Parameters. **Journal of Vibration and Control**, v. 6, n. 3, p. 375–392.
- LAUFER, J. (1953). **The Structure of Turbulence in Fully Developed Pipe Flow**. Washington, DC, United States. [s.n.].
- LIN, R. M.; ZHU, J. (2009). On the relationship between viscous and hysteretic damping models and the importance of correct interpretation for system identification. **Journal of Sound and Vibration**, v. 325, n. 1-2, p. 14–33.
- LIU, M.; GORMAN, D. G. (1996a). Predictions of the vibratory characteristics of cylindrical structures with presence of single-phase flow—I. Theoretical study. **Engineering Structures**, v. 18, n. 6, p. 437–446.
- LIU, M.; GORMAN, D. G. (1996b). Predictions of the vibratory characteristics of cylindrical structures with presence of single-phase flow—II. Empirical modal analysis. **Engineering Structures**, v. 18, n. 6, p. 447–458.

- LOBONTIU, N. (2010). **System Dynamics for Engineering Students**. Academic Press. p. 532
- LOCKHART, R. W.; MARTINELLI, R. C. (1949). Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two-component flow in pipes. **Chemical Engineering Progress**, v. 45, n. 1, p. 39–48.
- LONG, R. H. (1955). Experimental and Theoretical Study of Transverse Vibration of a Tube Containing Flowing Fluid. **Journal of Applied Mechanics**, v. 22, p. 65–68.
- LYLES, L.; DISRUD, L. A.; KRAUSS, R. K. (1971). Turbulence Intensity as Influenced by Surface Roughness and Mean Velocity in a Wind-Tunnel Boundary Layer. **Transactions of the ASAE**, v. 14, n. 2, p. 285–289.
- MAIA, N. M. M. (1988). **Extraction of valid modal properties from measured data in structural vibrations**. Imperial College.
- MANDHANE, J. M.; GREGORY, G. A.; AZIZ, K. (1974). A flow pattern map for gas--liquid flow in horizontal pipes. **International Journal of Multiphase Flow**, v. 1, n. 4, p. 537–553.
- MATSUI, G. (1986). Automatic identification of flow regimes in vertical two-phase flow using differential pressure fluctuations. **Nuclear Engineering and Design**, v. 95, n. 0, p. 221–231.
- MCCONNELL, K. G.; VAROTO, P. S. (2008). **Vibration Testing: Theory and Practice**. 2nd. ed. Wiley. p. 672
- MINAGAWA, H.; ISHIDA, T.; YASUDA, T. (1999). **Contact measurement of turbulent intensity of the pipe flow using UVP**. In: 6TH INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON ULTRASONIC DOPPLER METHODS FOR FLUID MECHANICS AND FLUID ENGINEERING. **Proceedings...** Disponível em: <<http://www.isud-conference.org/>>
- MITRA, D.; DHIR, V. K.; CATTON, I. (2009). Fluid-elastic instability in tube arrays subjected to air-water and steam-water cross-flow. **Journal of Fluids and Structures**, v. 25, n. 7, p. 1213–1235.
- MONETTE, C.; PETTIGREW, M. J. (2004). Fluidelastic instability of flexible tubes subjected to two-phase internal flow. **Journal of Fluids and Structures**, v. 19, n. 7, p. 943–956.
- MORENO-QUIBÉN, J. (2005). **Experimental and analytical study of two-phase pressure drops during evaporation in horizontal tubes**. Ecole Polytechnique Federale of Lausanne.
- MÜLLER-STEINHAGEN, H.; HECK, K. (1986). A simple friction pressure drop correlation for two-phase flow in pipes. **Chemical Engineering and Processing Process Intensification**, v. 20, p. 297–308.
- NATIONAL INSTRUMENTS. **The Fundamentals of FFT-Based Signal Analysis and Measurement in LabVIEW and LabWindows/CVI**. Disponível em: <<http://www.ni.com/white-paper/4278/en/>>. Acesso em: 13 jan. 2014.
- OOSTHUIZEN, P.; NAYLOR, D. (1999). **Introduction to Convective Heat Transfer Analysis**. WCB/McGraw-Hill.
- ORTIZ VIDAL, L. E.; CABANILLAS MAURY, D. E.; FIERRO CHIPANA, R. A. (2010). EQUILIBRIO HIDRÁULICO EN SISTEMAS DE BOMBEO MINERO: ESTUDIO DE CASO. **Ingeniare. Revista chilena de ingeniería**, v. 18, n. 3, p. 335–342.
- ORTIZ-VIDAL, L. E.; MUREITHI, N. W.; RODRIGUEZ, O. M. H. (2012). **Pressure Drop in Two-Phase Gas-Liquid Horizontal Flow**. In: VII CONGRESO BOLIVARIANO DE

- INGENIERIA MECÁNICA. **Proceedings...** Cuzco, Peru. Disponível em: <<http://congreso.pucp.edu.pe/vii-cobim/B.1.7.pdf>>
- ORTIZ-VIDAL, L. E.; MUREITHI, N. W.; RODRIGUEZ, O. M. H. (2013). **Friction Factor in Two-Phase Gas-Liquid Pipe Flow**. In: 8TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON MULTIPHASE FLOW (ICMF). **Proceedings...** Jeju.
- ORTIZ-VIDAL, L. E.; RODRIGUEZ, O. M. H. (2011). **Flow-Induced Vibration due to Gas-Liquid Pipe Flow: Knowledge Evolution**. In: 21ST BRAZILIAN CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING - COBEM2011. **Proceedings...** Natal, RN.ABCM, Disponível em: <<http://www.abcm.org.br/pt/wp-content/anais/cobem/2011/PDF/244701.pdf>>
- ORTIZ-VIDAL, L. E.; RODRIGUEZ, O. M. H.; MUREITHI, N. W. (2012). **Structural Excitation Response of A Straight Pipe Subjected To Air-Water Internal Flow**. In: BRAZILIAN MEETING ON MULTIPHASE FLOW AND PHASE CHANGE HEAT TRANSFER. **Proceedings...** Curitiba - Pr.
- ORTIZ-VIDAL, L. E.; RODRIGUEZ, O. M. H.; MUREITHI, N. W. (2013). **An Exploratory Experimental Technique to Predict Two-Phase Flow Pattern From Vibration Response**. In: ASME2013 PRESSURE VESSELS AND PIPING CONFERENCE. VOLUME 4: FLUID-STRUCTURE INTERACTION. **Proceedings...** Paris.ASME, Disponível em: <<http://proceedings.asmedigitalcollection.asme.org/proceeding.aspx?doi=10.1115/PVP2013-98115>>. Acesso em: 11 mar. 2014
- PAÏDOUSSIS, M. P. (1998). **Fluid-Structure Interactions: Slender Structures and Axial Flow, Vol. 1**. Elsevier Academic Press. p. 1–572
- PAÏDOUSSIS, M. P. (2004). **Fluid-Structure Interactions: Slender Structures and Axial Flow, Vol. 2**. Elsevier Academic Press. p. 573–1585
- PAÏDOUSSIS, M. P. (2005). Some unresolved issues in fluid-structure interactions. **Journal of Fluids and Structures**, v. 20, n. 6 SPEC. ISS., p. 871–890.
- PAÏDOUSSIS, M. P. (2008). The canonical problem of the fluid-conveying pipe and radiation of the knowledge gained to other dynamics problems across Applied Mechanics. **Journal of Sound and Vibration**, v. 310, n. 3, p. 462–492.
- PAÏDOUSSIS, M. P.; PRICE, S. J.; DE LANGRE, E. (2010). **Fluid-Structure Interactions: Cross Flow Induced Instabilities**. Cambridge University Press. p. 414
- PATTON, E. G.; KATUL, G. G. (2009). Turbulent Pressure and Velocity Perturbations Induced by Gentle Hills Covered with Sparse and Dense Canopies. **Boundary-Layer Meteorology**, v. 133, n. 2, p. 189–217.
- PEROTIN, L.; GRANGER, S. (1999). Inverse method for the identification of a distributed random excitation acting on a vibrating structure. Part 2: Flow-induced vibration application. **Mechanical Systems and Signal Processing**, v. 13, n. 1, p. 67–81.
- PETTIGREW, M. J. et al. (1998). Flow-induced vibration: Recent findings and open questions. **Nuclear Engineering and Design**, v. 185, n. 2-3, p. 249–276.
- PETTIGREW, M. J.; TAYLOR, C. E. (1994). Two-phase flow-induced vibration: An overview. **Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions of the ASME**, v. 116, n. 3, p. 233–253.
- RAO, S. S. (2007). **Vibration of Continuous Systems**. New Jersey. John Wiley & Sons, Inc.
- REYNOLDS, O. (1883). An Experimental Investigation of the Circumstances Which Determine Whether the Motion of Water Shall Be Direct or Sinuous, and of the Law of

- Resistance in Parallel Channels. **Philosophical Transactions of the Royal Society of London**, v. 174, n. ArticleType: research-article / Full publication date: 1883 / Copyright © 1883 The Royal Society, p. 935–982.
- RIVERIN, J. L.; DE LANGRE, E.; PETTIGREW, M. J. (2006). Fluctuating forces caused by internal two-phase flow on bends and tees. **Journal of Sound and Vibration**, v. 298, n. 4–5, p. 1088–1098.
- RIVERIN, J.-L.; PETTIGREW, M. J. (2007). Vibration Excitation Forces Due to Two-Phase Flow in Piping Elements. **Journal of Pressure Vessel Technology**, v. 129, n. 1, p. 7–13.
- RODRIGUEZ, O. M. H. (2008). **Tópicos Avançados em Mecânica de Fluidos: Modelagem de Escoamento Bifásico em Tubulações**. Apostila SEM5872. São Carlos, SP. EESC-USP.
- ROTT, N. (1990). NOTE ON THE HISTORY OF THE REYNOLDS-NUMBER. **Annual Review of Fluid Mechanics**, v. 22, p. 1–11.
- SCHAFER, R. (2011). What Is a Savitzky-Golay Filter? [Lecture Notes]. **IEEE Signal Processing Magazine**, v. 28, n. 4, p. 111–117.
- SCHWARZ, B. J.; RICHARDSON, M. H. (1999). **Experimental modal analysis**. In: CSI RELIABILITY WEEK. **Proceedings...** Orlando.
- SETO, W. W. (1964). **Schaum's outline of theory and problems of mechanical vibrations**. McGraw-Hill.
- SHANNAK, B. A. (2008). Frictional pressure drop of gas liquid two-phase flow in pipes. **Nuclear Engineering and Design**, v. 238, n. 12, p. 3277–3284.
- SHOHAM, O. (2006). **Mechanistic Modeling of Gas-Liquid Two-Phase Flow in Pipes**. Richardson - TX. Society of Petroleum Engineers. p. 396
- SILVEIRA NETO, A. DE. (2002). Fundamentos da Turbulência nos Fluidos. In: ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE CIÊNCIAS MECÂNICAS (ABCM) (Ed.). **Coleção Cadernos de Turbulência**. Rio de Janeiro. ABCM. v. 1p. 1–52.
- SIMMONS, C. (2008). Henry Darcy (1803–1858): Immortalised by his scientific legacy. **Hydrogeology Journal**, v. 16, n. 6, p. 1023–1038.
- SINHA, D. N. (2005). **Power Generation in Pipeline: Report**. Californiam, US. Los Alamos National Laboratory.
- TAITEL, Y.; BARNEA, D.; DUKLER, A. E. (1980). Modelling flow pattern transitions for steady upward gas-liquid flow in vertical tubes. **AIChE Journal**, v. 26, n. 3, p. 345–354.
- TAITEL, Y.; DUKLER, A. E. (1976). A model for predicting flow regime transmissions in horizontal and near horizontal gas-liquid flow. **AIChE Journal**, v. 26, n. 1, p. 47–54.
- TAY, B. L.; THORPE, R. B. (2004). Effects of liquid physical properties on the forces acting on a pipe bend in gas-liquid slug flow. **Chemical Engineering Research and Design**, v. 82, n. 3, p. 344–356.
- TRETHEWEY, M. W.; CAFEO, J. A. (1992). TUTORIAL: SIGNAL PROCESSING ASPECTS OF STRUCTURAL IMPACT TESTING. **The International Journal of Analytical and Experimental Modal Analysis**, v. 7, n. 2, p. 129–149.
- VAN HOUT, R.; SHEMER, L.; BARNEA, D. (2003). Evolution of hydrodynamic and statistical parameters of gas–liquid slug flow along inclined pipes. **Chemical Engineering Science**, v. 58, n. 1, p. 115–133.
- WALLIS, G. B. (1969). **One-dimensional Two-phase Flow**. McGraw-Hill. p. 408

- WALTER FILHO, P. H. A. (2010). **Método para determinação das frações volumétricas de escoamentos bifásicos baseado na análise de funções de resposta em frequência da tubulação**. Universidade Federal Fluminense.
- WEAVER, D. S. et al. (2000). Flow-Induced Vibrations in Power and Process Plant Components---Progress and Prospects. **Journal of Pressure Vessel Technology**, v. 122, n. 3, p. 339–348.
- WOJTAN, L. (2004). **Experimental and analytical investigation of void fraction and heat transfer during evaporation in horizontal tubes**. École polytechnique fédérale de Lausanne EPFL.
- WOLDESEMAYAT, M. A.; GHAJAR, A. J. (2007). Comparison of void fraction correlations for different flow patterns in horizontal and upward inclined pipes. **International Journal of Multiphase Flow**, v. 33, n. 4, p. 347–370.
- XING, L. et al. (2014). A combination method for metering gas–liquid two-phase flows of low liquid loading applying ultrasonic and Coriolis flowmeters. **Flow Measurement and Instrumentation**, v. 37, p. 135–143.
- YI-MIN, H. et al. (2010). Natural frequency analysis of fluid conveying pipeline with different boundary conditions. **Nuclear Engineering and Design**, v. 240, n. 3, p. 461–467.
- ZHANG, C.; PETTIGREW, M. J.; MUREITHI, N. W. (2008). Correlation Between Vibration Excitation Forces and the Dynamic Characteristics of Two-Phase Cross Flow in a Rotated-Triangular Tube Bundle. **Journal of Pressure Vessel Technology**, v. 130, n. 1, p. 11301–11310.
- ZHANG, M.; XU, J. (2010). Effect of internal bubbly flow on pipe vibrations. **Science China Technological Sciences**, v. 53, n. 2, p. 423–428.
- ZHOU, X.; DOUP, B.; SUN, X. (2013). Measurements of liquid-phase turbulence in gas–liquid two-phase flows using particle image velocimetry. **Measurement Science and Technology**, v. 24, n. 12, p. 125303.

APÊNDICE A COMPORTAMENTO DINÂMICO DA SEÇÃO DE TESTE

Neste apêndice são apresentadas as características dinâmicas da seção de teste. Ela é composta por uma tubulação de PVC Ø 3/4" duplamente engastada. Uma análise modal para um vão de 75 d foi realizada. As frequências naturais e amortecidas na presença de vibração transversal são apresentadas.

A.1 Parâmetros modais do sistema

Ensaio de impacto foram realizados com o intuito de obter os parâmetros modais do sistema. Um vão de 75 d foi utilizado. O sistema foi excitado transversalmente, *i.e.* nos eixos Y e Z (paralelo ao eixo da gravidade), por meio de um martelo de impacto instrumentado em um ponto localizado a uma distância 30 d (40% do comprimento da seção de testes) de um dos suportes. A resposta do sistema foi mensurada com um acelerômetro na mesma posição. Oito repetições para cada eixo foram feitas. No intuito de estimar as Funções Transferência (FRF) do sistema o procedimento descrito por Avitabile (2002) foi utilizado. Assim, o sinal de força foi janelado visando remover ruído e seguidamente calculada a Transformada Discreta de Fourier (DFT do inglês *Discrete Fourier Transform*) (MCCONNELL; VAROTO, 2008). O algoritmo FFT (*Fast Fourier Transform*) fornecido pelo MATLAB® é utilizado para o cálculo da DFT. A DFT da aceleração foi também calculada, no entanto nenhum tratamento foi necessário já que a faixa de tempo utilizada foi a suficiente (AVITABILE, 2001; TRETHEWEY; CAFEO, 1992). Utilizaram-se 4 segundos dos 13 segundos coletados para o cálculo das DFTs. A Figura A.1 mostra um resultado típico do ensaio de impacto para tubo vazio e excitação sobre o eixo Z.

As FRFs poderiam ser diretamente calculadas como o quociente entre as DFTs do sinal de resposta (aceleração, Figura A.1(d)) e de excitação (força, Figura A.1(c)) já que se trata de uma excitação transiente (MCCONNELL; VAROTO, 2008). No entanto, no intuito de diminuir ruídos e possíveis distorções, calculou-se a FRF H_l de Acelerância definida como o quociente entre as médias da correlação cruzada e da autocorrelação da aceleração (AVITABILE, 2002; SCHWARZ; RICHARDSON, 1999). Cabe assinalar que para o cálculo

dessas médias se utilizaram (quando possível) as repetições com o mesmo nível de força. A coerência é afetada quando diferentes níveis de força são utilizados (BRANDT, 2010). A Figura A.2 mostra o resultado da FRF H_I de Acelerância para o ensaio de impacto para tubo vazio e excitação sobre o eixo Z, onde os picos correspondem aos quatro primeiros modos do sistema.

Figura A.1. Resultado típico de um ensaio de impacto com tubo vazio e excitação sobre o eixo Z (transversal ao tubo e paralelo ao eixo da gravidade). As figuras (a)-(c) e (b)-(d) representam os sinais de força e aceleração no domínio do tempo e frequência, respectivamente.

O método do círculo sob a FRF H_I de Mobilidade foi utilizado para extrair os parâmetros modais do sistema, *i.e.* frequência natural amortecida (ω_d), não amortecida (ω_n) e amortecimento estrutural (ζ_e) (BILOSOVÁ, 2011; DE SILVA, 2000). A Figura A.3 mostra um resultado típico da aplicação do método do círculo. Cabe assinalar que a assunção de amortecimento viscoso é consequente com o apresentado em estudos prévios sobre

amortecimento em vibração induzida por escoamento (BÉGUIN, 2010; GRAVELLE et al., 2007).

Figura A.2. (a) Função de Resposta em Frequência H_f de Aceleração e (b) coerência para o ensaio de impacto com tubo vazio e excitação sobre o eixo Z.

A Tabela A.1 mostra os parâmetros modais do sistema para os quatro primeiros modos. A clara definição dos modos (Figura A.2) permitiu que o método do círculo fosse aplicado assumindo sistemas de um grau de liberdade cuja vizinhança não é afetada pela presença dos outros modos (BILOSOVÁ, 2011; DE SILVA, 2000). A diferença entre os valores de amortecimento estrutural para os eixos Y e Z pode ser devida à assimetria dos engastes. Segundo os resultados, pode-se considerar o sistema testado como um sistema de amortecimento estrutural leve. O anterior valida a escolha do método de círculo sob o método

do pico (*half power*), que inicialmente pretendeu-se utilizar (BILOSOVÁ, 2011; BISHOP; GLADWELL, 1963; MAIA, 1988, p. 81). Finalmente, o método do círculo foi também aplicado sob a FRF H_I de Aceleração. Valores próximos aos apresentados na Tabela A.1 foram encontrados, o que indicaria que o sistema testado possui amortecimento proporcional, além de viscoso (LIN; ZHU, 2009).

Figura A.3. Círculo de Nyquist do primeiro modo para excitação sobre o eixo Z. Frequência natural (ω_n), frequência natural amortecida (ω_d) e amortecimento estrutural (ζ_e) estimados a partir do método do círculo.

Tabela A.1. Propriedades modais (experimentais) do sistema dos quatro primeiros modos.

Eixo	Propriedades	1° modo	2° modo	3° modo	4° modo
Y	ω_d	16.1752	47.7174	97.1065	155.1240
	ζ_e	0.0189	0.0131	0.0239	0.0238
	ω_n	16.1781	47.7215	97.1342	155.1679
Z	ω_d	16.2894	48.3901	97.4224	156.2057
	ζ_e	0.0133	0.0104	0.0128	0.0129
	ω_n	16.2909	48.3928	97.4304	156.2188

A.2 Frequências naturais teóricas

O sistema pode ser modelado como uma viga Euler-Bernoulli duplamente engastada, *i.e.* desprezando os efeitos da inércia de rotação e deformação por cisalhamento. Sendo assim, as suas frequências naturais ω_{n-r} da vibração transversal são representadas por (RAO, 2007, p. 326),

$$\omega_{n-r} = (\beta L_{ens})_r^2 \sqrt{\frac{EI}{\rho A L_{ens}^4}} \quad (A.1)$$

onde E e I representam as propriedades física módulo de Young e geométrica momento de inércia de área, respectivamente. O parâmetro L_{ens} é o comprimento entre os engastes ou vão. ρ é densidade e A é área transversal do tubo. O produto ρA representa a densidade linear na seção transversal do tubo. A equação das frequências e a solução para as quatro primeiras frequências naturais estão dadas respectivamente por,

$$\cos(\beta L_{ens})_r \cosh(\beta L_{ens})_r = 1 \quad (A.2)$$

$$\begin{aligned} (\beta L_{ens})_1 &= 4.7300 \\ (\beta L_{ens})_2 &= 7.8532 \\ (\beta L_{ens})_3 &= 10.9956 \\ (\beta L_{ens})_4 &= 14.1372 \end{aligned} \quad (A.3)$$

As frequências naturais do sistema são calculadas pela substituição dos valores da equação A.3 na A.1 e utilizando as propriedades do sistema. A Tabela A.2 mostra os resultados para as quatro primeiras frequências naturais. Comparando os resultados das Tabela A.1 e Tabela A.2 observa-se um erro médio das frequências teóricas menor a 5% que é considerado aceitável.

Tabela A.2. Frequências naturais teóricas.

Propriedades	Valor
Diâmetro interno, d [m]	0.0204
Diâmetro externo, D [m]	0.0267
E [GPa]	2.4
ρA [Kg/m]	0.336
L_{ens} [m]	$75 d$
ω_{n-1} [Hz]	16.4861
ω_{n-2} [Hz]	45.4453
ω_{n-3} [Hz]	89.0909
ω_{n-4} [Hz]	147.2727

A.3 Função de Resposta em Frequência da Aceleração

A Figura A.4 mostra a Função de Resposta em Frequência (FRF) da Aceleração ($H_{I(\omega)}$) do sistema para o primeiro modo do sistema. Observa-se boa coerência entre os resultados experimentais e o modelo teórico. Os resultados teóricos foram obtidos adotando um sistema de um grau de liberdade (RAO, 2007),

$$H_{I(\omega)} = \frac{1/m_{eq}}{\omega_n^2 - \omega^2 + j2\zeta_T\omega_n\omega} \quad (A.4)$$

onde ω_n é a frequência natural como calculado na seção anterior. ζ_T é igual (na ausência de outros amortecimentos) ao amortecimento estrutural (ζ_e) estimado na seção A.1. A massa equivalente (m_{eq}) é função da massa total do sistema (m) e obtida a partir da análise de sistemas contínuos (LOBONTIU, 2010; RAO, 2007),

$$m_{eq} = \frac{13}{35} m \quad (A.5)$$

Figura A.4. Função de Resposta em Frequência (FRF) teórica (linhas) e experimental (pontos) da Aceleração para os eixos Y (esquerda) e Z (direita).

APÊNDICE B COMPORTAMENTO DOS STRAIN GAGES

Quatro *strain gages* regularmente separados no perímetro do tubo foram instalados no início da seção de teste. Isso com o intuito de encontrar a magnitude e natureza (tração, compressão ou flexão) das tensões geradas pelo escoamento dos fluídos e relacioná-las com os parâmetros do escoamento. A calibração dos sensores foi obtida a partir de carga estática. Primeiro, testaram-se *strain gages* do tipo *quarter-bridge*. Nos ensaios de carga estática, nós achamos desvios (*drifts*) na curva de calibração atribuídos ao material do tubo (o PVC é um pobre dissipador de calor) e ao nível da voltagem de excitação. Embora este último parâmetro foi reajustado, os desvios continuaram. Seguidamente, *strain gages* do tipo *half-bridge*, na mesma configuração, foram instalados e testados na seção de teste. Como esperado, os problemas de desvio nas leituras desapareceram. Assim, uma apropriada curva de calibração com carga estática foi levantada. Ensaios a diferentes condições de escoamento foram realizados e as leituras de tensão foram coletadas. Contudo, fortes desvios (para escoamento de ar) e comportamento histerético (para escoamento de água) na curva de calibração foram notados quando o sistema era submetido a escoamento monofásico. Desta vez o problema estaria relacionado à temperatura dos fluidos. Varias tentativas foram realizadas visando reduzir os efeitos da temperatura. No entanto, o comportamento histerético mantinha-se para condições bifásicas. No fim, não foi possível separar o efeito da mudança na temperatura das tensões geradas pelo escoamento. A falta de espaço na superfície do tubo impossibilitou a utilização de *strain gages* do tipo *full-bridge*, que *in tese*, teriam melhor desempenho. Por outro lado, embora sistemas térmicos que permitem controlar a temperatura pudessem ter sido utilizados para resolver o problema, seu uso não era consequente com o foco da pesquisa. O objetivo do presente trabalho é a obtenção dos parâmetros de escoamento a partir de medições simples da resposta estrutural em sistemas, muitas vezes, não controlados como são as instalações industriais.

A utilização de *strain gages* para a obtenção das tensões geradas pelo escoamento não pode ser descartada simplesmente. Ela pode ser viável sob outras configurações, *e.g.* controle sob a temperatura dos fluídos, diferente material do tubo e/ou maior diâmetro onde possam ser utilizados *strain gages* do tipo *full-bridge*.

APÊNDICE C CARACTERÍSTICAS DO ESCOAMENTO BIFÁSICO

Neste apêndice são apresentadas as características do escoamento bifásico. As imagens coletadas durante o trabalho experimental, descrito no capítulo 3, foram utilizadas para o estabelecimento do padrão de escoamento, as frequências predominantes do escoamento e deslizamento entre as fases. Essas atividades foram realizadas no âmbito do projeto de iniciação científica (IC) “Previsão do padrão de escoamento a partir de sinais de pressão e avaliação do seu uso com sinais de vibração” financiado pelo Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq). O projeto IC, proposto pelo candidato a doutor Luis Enrique Ortiz-Vidal, iniciou em agosto de 2012 e teve duração de um ano. Foi desenvolvido pelo estudante de graduação em Engenharia Mecatrônica da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC/USP) Caio Santana sob a supervisão do prof. Oscar M. H. Rodriguez. Ortiz-Vidal acompanhou o desenvolvimento das atividades do projeto. Dados de gradiente de pressão por atrito também são apresentados neste apêndice.

C.1 Padrões de escoamento

Figura C.1. Fotos dos padrões observados. a) bolhas (C9), b) disperso (C14) e c) pistonado (C24).

Observaram-se três padrões de escoamento bem definidos: bolhas, disperso e pistonado (ver Figura C.1). No entanto, transições entre esses padrões também foram notadas. Por exemplo, no caso da transição bolhas-disperso (*vide* Figura C.2), condições C3 e C10, as bolhas presentes (Figura C.1a) são acompanhadas por pequenas bolhas que escoam na parte

superior da seção de teste. Logo, para as condições C4 e C11 a presença das pequenas bolhas se incrementa e as maiores desaparecem. Gradualmente as bolhas pequenas ocupam toda a seção transversal do tubo alcançando ao escoamento disperso. Transição gradual também é observada nas fronteiras bolhas-pistonado e pistonado-disperso. Com o intuito de classificar as condições testadas as definições de Shoham (2006) foram utilizadas, tomando em conta a topologia (configuração) predominante. Os resultados são mostrados na Figura C.2, donde boa concordância entre experimentos e o mapa de fluxo do Mandhane *et al.* (1974) é observada.

Figura C.2. Padrões de escoamento observados.

C.2 Histogramas da frequência de bolhas e deslizamento

Uma aplicação em LabView® foi desenvolvida pelo bolsista Caio Santana com ajuda do técnico do NETeF o engenheiro Jorge Nicolau dos Santos (ver Figura C.3). O programa permite coletar de maneira semiautomáticas os valores de frequência de passagem, comprimento e velocidade da bolhas. Os resultados de frequência de bolha são mostrado na Figura C.4. Observa-se, de modo geral, que as frequências predominantes do escoamento são menores a 10 Hz.

Figura C.3. Porção do Painel da aplicação desenvolvida para a obtenção da frequência de passagem da bolha.

A equação do deslizamento (eq. 2.6), utilizando a equação 2.5, pode ser reescrita em função das velocidades superficiais das fases e da velocidade *in-situ* do gás,

$$s = \frac{J_L}{(v_G - J_G)} \quad (C.1)$$

A vantagem desta representação é que todos os parâmetros são conhecidos. A velocidade *in-situ* do gás é a estimada com ajuda da aplicação desenvolvida (velocidade da bolha). A Tabela C.1 mostra os resultado para o deslizamento entre as fases. Pode-se observar que para a maioria dos casos o deslizamento é menor à unidade. Algumas condições para escoamento pistonado não foram inclusas já que caracterizavam-se por intermitência severa e o ajuste das condições para obter a velocidade do gás não estavam bem definidos.

Tabela C.1. Deslizamento entre as fases.

Condição	J_L	J_G	v_G	s
1	0.45	0.05	0.67	0.72
2	0.91	0.10	1.15	0.87
3	1.81	0.20	2.16	0.92
8	0.38	0.12	0.68	0.69
9	0.75	0.25	1.21	0.78
10	1.50	0.49	2.35	0.81
11	2.25	0.73	3.61	0.79
15	0.26	0.25	0.72	0.54
16	0.50	0.50	1.23	0.68
17	1.01	0.99	2.31	0.77
18	1.49	1.50	3.55	0.74
22	0.24	0.75	1.28	0.49
23	0.50	1.53	2.38	0.57
24	1.25	3.80	6.38	0.47

Figura C.4. Histograma das frequências para escoamento em bolhas e pistonado. As condições C# são as mesmas que as indicadas na Figura C.2

C.3 Gradiente de pressão bifásico por atrito

A Tabela C.2 mostra o gradiente de pressão por atrito. A terceira coluna representa a incerteza combinada dos medidores de pressão (6 and 7, Figura 3.1). Como esperado, maiores incertezas para baixos gradientes de pressão são observados. Isso porque esse parâmetro é calculado tendo em consideração a valor de fundo de escala do sensor.

Tabela C.2. Resultados experimentais para o gradiente de pressão por atrito.

Condição	dP/dL_F [KPa/m]	Incerteza ($\pm$)
1	0.188	7.03%
2	0.714	4.37%
3	2.442	2.25%
4	5.033	1.18%
5	8.189	0.70%
6	12.095	0.46%
7	21.486	0.23%
8	0.188	6.94%
9	0.676	4.51%
10	2.329	2.13%
11	4.770	1.21%
12	7.888	0.72%
13	11.081	0.47%
14	17.993	0.22%
15	0.150	7.86%
16	0.376	5.85%
17	1.615	2.85%
18	3.268	1.58%
19	7.926	0.59%
20	12.997	0.31%
21	21.448	0.16%
22	0.263	8.39%
23	0.826	4.94%
24	4.207	1.30%
25	11.720	0.37%
26	24.153	0.14%
27	31.290	0.10%
28	0.826	8.47%
29	2.667	2.58%
30	5.597	1.09%
31	9.992	0.58%
32	14.762	0.32%

APÊNDICE D DIÁRIO DE BORDO DO DOUTORADO

O doutorado foi realizado de maio 2010 a abril 2014; no entanto, sua concepção iniciou-se em setembro de 2009, quando num dia no final do expediente, o orientador, prof. Oscar M. H. Rodriguez, entrou à sala do candidato Luis Enrique Ortiz-Vidal com uma sugestão de tema de doutorado. Era necessário que as atividades relacionadas ao mestrado, em curso nessa data, sejam suspensas. Assim se procedeu. Então, preparou-se e submeteu-se uma proposta de pesquisa à Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP). Nela foi incluída a possibilidade de estagiar no *BWC/AECL/NSERC Chair of Fluid-Structure Interaction* (FSI) da *Polytechnique Montreal*, Canadá, um dos mais prestigiados grupos de pesquisa na área correlata ao doutorado. Finalmente, em março 2010, a resposta positiva da FAPESP veio junto com o depósito da dissertação de mestrado.

A formação do candidato foi intensa. Foram cursadas 10 disciplinas (ver Tabela D.1). Duas participações junto ao Programa de Aperfeiçoamento do Ensino (PAE) da USP nas disciplinas “Fenômenos de Transporte” e “Sistemas Térmicos de Potência” com os professores Gherhardt Ribatski e Antonio Moreira dos Santos, respectivamente. Proposta e acompanhamento de um projeto de Iniciação Científica (“Previsão do padrão de escoamento a partir de sinais de pressão e avaliação do seu uso com sinais de vibração”, Caio Santana) e um Trabalho de Conclusão de Curso (“Projeto de uma Bancada Experimental para a Geração de Escoamento Bifásico Gás-Líquido”, Vitor Daudt de Mello). Participação como revisor de artigos de conferencia e, no último ano, de revista internacional.

O cumprimento de um acordo de cavalheiros entre orientador e candidato fez possível que este último participasse do “7th International Symposium on Fluid-Structure Interaction, Flow-Sound Interactions, and Flow-Induced Vibration & Noise” na cidade de Montreal. A viagem teve diferentes intenções, entre elas e quiçá a mais importante, apresentar o projeto de doutorado ao responsável da cadeira FSI da *Polytechnique Montreal*. Foi quando o candidato conheceu ao prof. Njuki Mureithi. O professor gostou do projeto e aceitou a participação do candidato no laboratório FSI. O estágio aconteceria um ano depois por um período pouco inferior a 7 meses.

O ano 2011 começou com muitas expectativas, entre elas, a qualificação, preparação e submissão de artigo em revista internacional e viagem para o Canadá. No entanto, uma notícia

inesperada no início do ano, *i.e.* após o carnaval, apertou ainda mais a agenda do doutorado. A dupla orientador-candidato tinham vencido a 5ª edição do Prêmio Petrobras de Tecnologia (PPT) na categoria melhor dissertação de mestrado em Perfuração e Produção. Foi uma grande honra. Uma viagem para o Rio de Janeiro para participar da cerimônia de premiação e do workshop PPT fizeram parte do prêmio ganho.

Pode-se afirmar que foi um doutorado “puxado”, mas com muitas satisfações. A maior delas, sem dúvida, o desafio de pesquisar um tópico novo sem experiência prévia na área. Outras fontes de satisfação foram o estágio no exterior, o prêmio ganho, a publicação de trabalhos e a participação em congressos. No total, o candidato apresentou trabalhos em 10 eventos nas cidades de Lima, Curitiba, São Carlos/SP, Paris, Jeju/Coreia do Sul, Cusco e Rio de Janeiro. Foram publicados 03 artigos em revista, 01 tese na PUCP e 09 trabalhos em eventos, entre artigos completos (07), pôster (01) e resumos (01).

Tabela D.1. Disciplinas cursadas pelo candidato.

Disciplina Cursada	Conceito
Vibrações Mecânicas I (SEM5809)	A
Vibrações Mecânicas II (SEM5817)	
Análise Modal de Estruturas (SEM5766)	
Fundamentos de Ensaios Experimentais em Vibrações Mecânicas (SEM5761)	
Análise Numérica em Fluidodinâmica (SEM5729)	
Introdução à Mecânica Computacional (SEM5913)	
Didática e Oratória no Ensino Superior (SGS5901)	
Técnicas de Escrita Científica em Inglês (SFI5869)	
Estudos Sociais da Ciência e da Tecnologia (CTS019, UFSCar)	
Gerenciamento Ágil de Projetos de Produtos Inovadores (SEP5812)	

VITA

Luis Enrique Ortiz-Vidal, “Soto”.

Thermal-Fluids Engineering Laboratory (NETeF)

Sao Carlos School of Engineering | University of Sao Paulo (USP)

Email: leortiz@sc.usp.br | LuisEnriqueOV@outlook.com

Site: <https://sites.google.com/site/leortizvidal/home>

Education:

- **PhD in Mechanical Engineering**, University of Sao Paulo (USP) (internship at FSI Laboratory, École Polytechnique, Montréal), 2014. Dissertation: Inverse Method Based on Structural Vibration Signals for the Determination of Two-phase Flow Patterns, Homogeneous Void Fraction and Mixture Velocity in Pipes.
- **Mechanical-Engineer Diploma**, Pontifical Catholic University of Peru (PUCP), 2012. Thesis: Design of Experimental Test Loop to produce Two-phase Pipe Flow.
- **MSc in Mechanical Engineering**, University of Sao Paulo (USP), 2010. Thesis: Gravitational gas separation in an inclined annular channel: experimental study and phenomenological modeling
- **MPhil**, Epistemology, The National University of San Marcos (adjourned).
- **BSc. in Mechanical Engineering**, Pontifical Catholic University of Peru (PUCP), 2006.

Honors and Activities:

- **Petrobras Technical Software**, Design and Operation of the inverted-shroud separator for downhole oil production (2013).
- **5° ed. Petrobras Technology Award**, Master’s category on the theme Drilling and Production Technology (2011).
- **Professional Coach for undergraduate students**, Employment Bureau - Pontifical Catholic University of Peru (2011-2013).
- **PhD. Fellowship**, São Paulo Research Foundation (FAPESP), Brazil.
- **Technological Products**, Phenomenological Model (software) and Experimental Technique to predict the total gas separation in an inverted-shroud separator (2010).

Relevant Publications ([ResearchGate Profile](#)):

- Ortiz-Vidal, L.E.; Rodriguez, O.M.H.; Estevam, V.; Lopes, D. Experimental Investigation of Gravitational Gas Separation in an Inclined Annular Channel. **Experimental Thermal and Fluid Science**, v.39 pp 19-35, 2012
- Ortiz-Vidal, L.E.; Rodriguez, O.M.H.; Estevam, V.; Lopes, D. Downhole Total Gas Separation in Pumped Directional Wells. **Boletim Técnico da Produção de Petróleo**, v.5 n.2 pp. 45-62, 2011.
- Ortiz-Vidal, L.E.; Cabanillas, D.; Fierro, R. Hydraulic Balance on Mine Pumping Systems: A Case Study. **Ingeniare. Rev. chil. ing.** v.18 n.3, 2010.

Rejected Paper:

- Ortiz-Vidal, L.E.; Rodriguez, O.M.H. Comments on “Composite power law holdup correlations in horizontal pipes”, by García, F., García, R., Joseph, D.D., Int. J. Multiphase Flow, 31(12), (2005), pp. 1276-1303. **International Journal of Multiphase Flow**, 2013.