

este exemplar corresponde a redação final
da tese defendida por PAULO GUILGER
VALDIVIA aprovada
pela comissão julgadora em 06/08/08


Orientador

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS

**Estudo Experimental e Numérico da
Dinâmica de Movimento de *Riser* em Catenária
com Escoamento Interno**

Autor: **Paulo Guilger Valdivia**
Orientador: **Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka**
Co-orientador: **Prof. Dr. Sérgio Nascimento Bordalo**

08/2008

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

**Estudo Experimental e Numérico da
Dinâmica de Movimento de *Riser* em Catenária
com Escoamento Interno**

Autor: **Paulo Guilger Valdivia**
Orientador: **Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka**
Co-orientador: **Prof. Dr. Sérgio Nascimento Bordalo**

Curso: Mestrado em Ciências e Engenharia de Petróleo
Área de Concentração: AA – Exploração

Dissertação de mestrado apresentada à Subcomissão de Pós-Graduação Interunidades do Programa Ciências e Engenharia de Petróleo (FEM e IG), como requisito para a obtenção do título de Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo.

Campinas, 2008
SP – Brasil

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

V233e Valdivia, Paulo Guilger
Estudo experimental e numérico da dinâmica de movimento de *riser* em catenária com escoamento interno. / Paulo Guilger Valdivia. --Campinas, SP: [s.n.], 2008.

Orientadores: Celso Kazuyuki Morooka, Sérgio Nascimento Bordalo

Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências.

1. Estruturas marítimas – Hidrodinâmica. 2. Escoamento bifásico. 3. Engenharia de petróleo. 4. Petróleo – prospecção. I. Morooka, Celso Kazuyuki. II. Bordalo, Sérgio Nascimento. III. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. IV. Instituto de Geociências. V. Título.

Título em Inglês: Experimental and numerical study of the motion dynamics of a catenary riser considering internal flow

Palavras-chave em Inglês: Catenary riser dynamics, Internal flow in riser, Offshore petroleum production

Área de concentração: Exploração

Titulação: Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo

Banca examinadora: Cyntia Gonçalves da Costa Matt, Renato Pavanello, José Ricardo Pelaquim Mendes

Data da defesa: 06/08/2008

Programa de Pós-Graduação: Ciências e Engenharia de Petróleo

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

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**Estudo Experimental e Numérico da
Dinâmica de Movimento de *Riser* em Catenária
com Escoamento Interno**

Autor: **Paulo Guilger Valdivia**

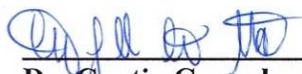
Orientador: **Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka**

Co-orientador: **Prof. Dr. Sérgio Nascimento Bordalo**

Banca Examinadora:



**Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka, Presidente
UNICAMP/FEM/DEP**



**Dr. Cynthia Gonçalves da Costa Matt
PETROBRAS/CENPES**



**Prof. Dr. Renato Pavanello
UNICAMP/FEM/DMC**



**Prof. Dr. José Ricardo Pelaquim Mendes
UNICAMP/FEM/DEP**

Campinas, 06 de Agosto de 2008.

Dedicatória

Dedico este trabalho àqueles que me incentivam em todos os passos de minha vida, meus pais Hélio e Ivone, exemplos de caráter, dedicação e trabalho.

À Viviane, pelo carinho, paciência e companheirismo nos momentos em que mais precisei.

Agradecimentos

Agradeço a Deus, fonte constante de força e inspiração.

Expresso também meus sinceros agradecimentos a todos aqueles que contribuíram, de forma direta ou indireta, para a execução deste trabalho:

Ao meu orientador, Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka, que me concedeu uma oportunidade ao me integrar ao seu grupo de pesquisas, me incentivando em minhas atividades.

Ao Prof. Dr. Sérgio Nascimento Bordalo, pelo constante apoio e sugestões pertinentes no decorrer do trabalho.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pelo apoio financeiro, através da concessão de uma bolsa de estudos.

Aos alunos de iniciação científica (e grandes amigos) Caio Frizzone, Denis Shiguemoto e Maurício Suzuki, pela ajuda indispensável, respectivamente, na montagem do aparato experimental, na utilização do programa Anflex e na implementação do modelo numérico.

A todos os amigos do Laboratório de Sistemas Marítimos de Produção e *Risers*, em especial para Dustin Brandt, Márcio Yamamoto, Raphael Tsukada e Wander Fernandes, pelos momentos de descontração, amizade e apoio nas atividades.

Aos amigos César Cavalcante, do Laboratório de Elevação Artificial de Petróleo, e Luiz Menezes Júnior, do Departamento de Projeto Mecânico, pelo suporte nas atividades experimentais e discussões relevantes.

Às secretárias Beth, Fátima e Sônia, pela estima e ajuda indispensável.

A todos os funcionários do Centro de Estudos do Petróleo, em especial ao Sr. Amador e à Natache, que sempre agiram com presteza e rapidez.

A todos os colegas e funcionários do Departamento de Engenharia de Petróleo, com quem tive muitos momentos de descontração.

“Entre as dificuldades se esconde a oportunidade”
Albert Einstein

Resumo

Valdivia, Paulo Guilger. *Estudo Experimental e Numérico da Dinâmica de Movimento de Riser em Catenária com Escoamento Interno*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica/Instituto de Geociências, Universidade Estadual de Campinas, 2008. 98 p. Dissertação de Mestrado.

Risers de produção são dutos com a função de transportar os fluidos do poço produtor de petróleo, no leito marinho, à unidade de produção na superfície do mar. O presente trabalho tem como objetivo principal caracterizar a resposta dinâmica de um *riser* em configuração de catenária sob influência do escoamento de hidrocarbonetos em seu interior. Observa-se da literatura que poucos trabalhos podem ser encontrados abordando a questão da influência do escoamento interno no comportamento estático e dinâmico desse sistema de *riser*. Com esta finalidade, foi projetado e elaborado um modelo reduzido de um *riser* rígido em catenária (*SCR – Steel Catenary Riser*) para ensaios em laboratório. Considerou-se como protótipo um *SCR* em operação em lâmina de água de 900 metros. Os valores de vazão de campo foram considerados no desenvolvimento, e testes foram conduzidos, produzindo escoamento bifásico água e ar, representando o escoamento bifásico de óleo e gás no interior de um *riser*. Além disso, um modelo numérico da literatura foi implementado, a fim de simular o carregamento gerado pelo escoamento interno no duto. Os resultados obtidos experimentalmente, em termos de amplitudes de deslocamentos, frequências de resposta e forças, foram comparados com valores gerados para o modelo de *riser* através de simulação numérica. Os valores obtidos através de simulação numérica mostraram boa equivalência com o experimento, e os ensaios mais bem representados pela implementação foram aqueles nos quais ocorreu padrão bifásico golfadas.

Palavras-chave

-Dinâmica de *Riser* em Catenária, Escoamento Interno em *Riser*, Produção Marítima de Petróleo.

Abstract

Valdivia, Paulo Guilger. *Experimental and Numerical Study of the Motion Dynamics of a Catenary Riser Considering Internal Flow*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica/Instituto de Geociências, Universidade Estadual de Campinas, 2008. 98 p. Dissertação de Mestrado.

The pipe which transports fluids from the petroleum production well, on the seabed, up to the production unity, on the sea surface, is named riser. The main objective of this work is to characterize the dynamic response of a riser, hanging in catenary configuration, with the influence of the internal flow of hydrocarbons. It was observed from literature, that only a few works have the approach of considering the internal flow in the riser static and dynamic behavior. On this purpose, a laboratory-scale model was designed and assembled, based on the properties of a SCR (Steel Catenary Riser). The prototype which was considered operates in 900 meters water depth and its values of field flow rates were taken into account. Flow tests were conducted with two-phase water and air mixtures, representing oil and gas inside the riser. Moreover, a numerical model from literature was implemented in order to reproduce the loading generated by the internal flow. Results obtained experimentally, in terms of displacements amplitude, response frequencies and forces, were compared with values generated for the riser model through numerical simulation. The values obtained by numerical simulation showed good agreement with experimental results, and the cases that were best represented by implementation were those that the two-phase flow occurred in slug pattern.

Key Words

-Catenary Riser Dynamics, Internal Flow in Riser, Offshore Petroleum Production.

Índice

Dedicatória.....	v
Agradecimentos	vi
Resumo	viii
Abstract	ix
Índice	x
Lista de Figuras	xi
Lista de Tabelas.....	xiii
Nomenclatura	xiv
Capítulo 1 - Introdução.....	1
Capítulo 2 - Revisão Bibliográfica	5
2.1 . Sistemas de <i>Risers</i>	5
2.2 . Padrões de Escoamento Bifásico.....	10
2.3 . Influência do Escoamento Interno na Dinâmica do <i>Riser</i>	14
Capítulo 3 - Estudo Experimental	18
3.1 . Redução de Escala e Similaridade.....	18
3.2 . Padrões de Escoamento	27
3.3 . Aparato Experimental	30
Capítulo 4 - Abordagem Matemática Aplicada.....	44
4.1 . Equações do comportamento do <i>riser</i>	44
4.2 . Equações das forças do escoamento interno	47
Capítulo 5 - Resultados e Discussão.....	57
5.1 . Resultados do modelo experimental	57
5.2 . Resultados do modelo numérico	69
5.3 . Comparação entre resultados experimentais e numéricos	74
Capítulo 6 - Conclusões.....	81
Referências Bibliográficas	83
Apêndice A - Teorema Pi de Buckingham	87
Apêndice B - Relações para o modelo.....	90
B.1. Mapas de escoamento bifásico.....	90
B.2. Deslocamentos do modelo	92
B.3. Amortecimento global do modelo.....	94
Apêndice C - Cálculo das Respostas em Frequência	95
Anexo I - Simulação Numérica do Comportamento de um <i>Riser</i>.....	97

Lista de Figuras

Figura 1.1 – Carregamentos ambientais sobre um <i>riser</i> .	2
Figura 3.1 – Principais dimensões do protótipo.	22
Figura 3.2 – Principais dimensões do laboratório.	30
Figura 3.3 – Bomba centrífuga e registros de controle com by pass.	31
Figura 3.4 – Bomba centrífuga e medidores de vazão.	32
Figura 3.5 – Sistema de injeção (misturador bifásico).	33
Figura 3.6 – Detalhes do sistema de injeção.	33
Figura 3.7 – Modelo de <i>riser</i> em catenária.	34
Figura 3.8 – Suporte de topo do modelo e cobertura.	35
Figura 3.9 – Dinamômetro e conexão de topo do modelo.	35
Figura 3.10 – Sistema óptico de medição.	36
Figura 3.11 – Sistema de aquisição de dados.	37
Figura 3.12 – Representação esquemática do sistema experimental.	37
Figura 3.13 – Procedimento experimental.	40
Figura 3.14 – Dimensões gerais do modelo com pontos-alvo.	41
Figura 4.1 – Elemento infinitesimal do <i>riser</i> .	45
Figura 4.2 – Elemento de <i>riser</i> para escoamento em golfadas.	48
Figura 4.3 – Fluxograma do programa com modelo de escoamento interno.	55
Figura 5.1 – Ensaio de decaimento do modelo experimental.	58
Figura 5.2 – Histórico de deslocamentos.	58
Figura 5.3 – Histórico de deslocamentos.	59
Figura 5.4 – Respostas em frequências relativas ao ensaio de decaimento – modelo sem água.	60
Figura 5.5 – Respostas em frequências relativas ao ensaio de decaimento – modelo com água.	60
Figura 5.6 – Histórico de deslocamentos – padrão golfadas.	62
Figura 5.7 – Movimento planar – padrão golfadas.	63
Figura 5.8 – Respostas em frequência – padrão golfadas.	64
Figura 5.9 – Histórico de deslocamentos – padrão anular.	64
Figura 5.10 – Histórico de deslocamentos – padrões golfada e golfada/agitante.	65
Figura 5.11 – Respostas em frequência – padrões golfada e golfada/agitante.	66
Figura 5.12 – Histórico da força de topo – padrão golfadas.	67
Figura 5.13 – Histórico da força de topo – padrão anular.	67
Figura 5.14 – Histórico da força de topo.	68

Figura 5.15 – Histórico de deslocamentos – padrão golfadas.	70
Figura 5.16 – Respostas em frequência – padrão golfadas.	70
Figura 5.17 – Histórico de deslocamentos e respostas em frequência – padrão golfadas.	71
Figura 5.18 – Histórico de deslocamentos – padrão anular.	73
Figura 5.19 – Histórico da força de topo – padrão golfadas.	73
Figura 5.20 – Histórico da força de topo – padrão anular.	74
Figura 5.21 – Histórico da força do escoamento interno na direção horizontal – padrão golfada.	75
Figura 5.22 – Histórico da força do escoamento interno na direção vertical – padrão golfada.	75
Figura 5.23 – Histórico de deslocamentos na direção horizontal – padrão golfada.	76
Figura 5.24 – Comparação entre respostas em frequência: Experimento x Simulação.	77
Figura 5.25 – Histórico de deslocamentos na direção vertical – padrão golfada.	77
Figura 5.26 – Comparação entre respostas em frequência: Experimento x Simulação.	78
Figura 5.27 – Comparação entre força de topo: Experimento x Simulação.	79
Figura B.1 – Mapa de Beggs & Brill, adaptado de Beggs & Brill (1973).	90
Figura B.2 – Área de abrangência do experimento no mapa de Taitel & Dukler.	91
Figura B.3 – Sistema de referências para o modelo.	92
Figura I.1 – Simulação de escoamento interno em <i>riser</i> real no ar.	98
Figura I.2 – Simulação de escoamento interno em <i>riser</i> real imerso em água.	98

Lista de Tabelas

Tabela 3.1 – Parâmetros dimensionais e respectivas dimensões primárias.	20
Tabela 3.2 – Grupos adimensionais obtidos pelo Teorema Pi de Buckingham.	21
Tabela 3.3 – Propriedades do <i>riser</i> protótipo e modelo.	23
Tabela 3.4 – Características de materiais para o modelo.	25
Tabela 3.5 – Propriedades do <i>riser</i> protótipo e valores finais para o modelo.	26
Tabela 3.6 – Vazões e velocidades superficiais para o modelo.	29
Tabela 3.7 – Posição dos pontos-alvo no modelo.	41
Tabela 4.1 – Comportamento do modelo numérico para o padrão golfadas.	53
Tabela 5.1 – Amortecimento global obtido experimentalmente.	59
Tabela 5.2 – Velocidades das fases, padrões de escoamento e frequência média das golfadas.	61
Tabela 5.3 – Frequências naturais obtidas numericamente para o modelo preenchido com água.	69
Tabela 5.4 – Frequências de resposta do modelo numérico.	72
Tabela I.1 – Propriedades do <i>riser</i> real.	97

Nomenclatura

Letras Latinas

A_i =	área interna transversal do <i>riser</i>	$[m^2]$
A_o =	área externa transversal do <i>riser</i>	$[m^2]$
D_i =	diâmetro interno do <i>riser</i>	$[m]$
E =	módulo de elasticidade (módulo de Young)	$[N/m^2]$
EI =	módulo de rigidez flexural	$[N.m^2]$
EA =	módulo de rigidez axial	$[N]$
f_e =	fator de redução de escala	
g =	aceleração da gravidade	$[9,81 m/s^2]$
H_L =	<i>holdup</i> de líquido	
i =	unidade imaginária	$[\sqrt{-1}]$
I =	momento de inércia de área	$[m^4]$
k =	número de onda da golfada	$[1/m]$
m_{lin} =	massa linear	$[kg/m]$
P_i =	pressão atuando na parede interna do <i>riser</i>	$[Pa]$
P_o =	pressão atuando na parede externa do <i>riser</i>	$[Pa]$
Q =	vazão volumétrica	$[m^3/s]$
\dot{Q} =	vazão mássica	$[kg/s]$
t =	tempo	$[s]$
T =	tração axial do <i>riser</i>	$[N]$
U =	velocidade do escoamento interno ao <i>riser</i>	$[m/s]$
V_{SL} =	velocidade superficial do líquido	$[m/s]$
V_{SG} =	velocidade superficial do gás	$[m/s]$

.....

Letras Gregas

γ_i =	peso específico do fluido interno ao <i>riser</i>	$[N/m^3]$
γ_o =	peso específico do fluido externo ao <i>riser</i>	$[N/m^3]$
γ_s =	peso específico do material do <i>riser</i>	$[N/m^3]$
ε =	deformação relativa	$[m/m]$
λ_L =	conteúdo de líquido (<i>Input Liquid Content</i>)	
ψ =	fase arbitrária	$[rad]$
Π =	parâmetro independente adimensional	
ρ =	massa específica do fluido externo ao <i>riser</i>	$[kg/m^3]$
ρ_o =	massa específica média do fluido interno do <i>riser</i>	$[kg/m^3]$

σ = tensão [N/m²]
 ω = frequência das golfadas [rad/s]

.....

Matrizes & Vetores

F = forças hidrodinâmicas sobre o *riser* [N]
M = matriz de inércia virtual (massa + massa adicional) [kg]
B = matriz de amortecimento [kg/s]
K = matriz de rigidez [kg/s²]
d = vetor de deslocamento do *riser* [m]
 $\dot{\mathbf{d}}$ = vetor de velocidade do *riser* [m/s]
 $\ddot{\mathbf{d}}$ = vetor de aceleração do *riser* [m/s²]

.....

Subscritos

G = referente ao gás
L = referente ao líquido
i = referente ao meio interno ao *riser*
o = referente ao meio externo ao *riser*
1 = referente ao nó inicial do elemento
2 = referente ao nó final do elemento

.....

Siglas

SCR = *Steel Catenary Riser*
TDP = *Touch Down Point*
VIV = *Vortex Induced Vibration*

.....

Capítulo 1

Introdução

A demanda crescente por petróleo traz a necessidade da descoberta de novas reservas e, para que reservatórios sob águas cada vez mais profundas possam ser alcançados, sistemas marítimos de produção têm se tornado foco de inúmeros estudos. Um importante componente desses sistemas é o *riser*.

Risers de produção são dutos com a função de interligar o poço produtor de petróleo, no leito marinho, a uma unidade de produção na superfície do mar. Esses dutos podem assumir diversas configurações, sendo que essa escolha depende de fatores como a função que o mesmo irá desempenhar, lâmina de água, condições ambientais, tipo da plataforma de produção, dentre outros.

Quando em operação em grandes lâminas de água, *risers* podem ser considerados elementos esbeltos, tendo em vista a baixa relação entre seu diâmetro e o seu comprimento total. Estão submetidos, em geral, a elevados carregamentos estáticos e dinâmicos, oriundos do peso próprio, da ação direta de correntezas e ondas, dos movimentos induzidos em seu topo pela plataforma de produção (para o caso de unidade flutuante) e, finalmente, carregamentos oriundos do escoamento interno dos fluidos produzidos do reservatório de petróleo (Figura 1.1).

O conhecimento da contribuição de cada um dos carregamentos e correspondentes efeitos no *riser* é fundamental para o entendimento correto do comportamento estático e dinâmico de um *riser* rígido de aço em configuração de catenária (*SCR*).

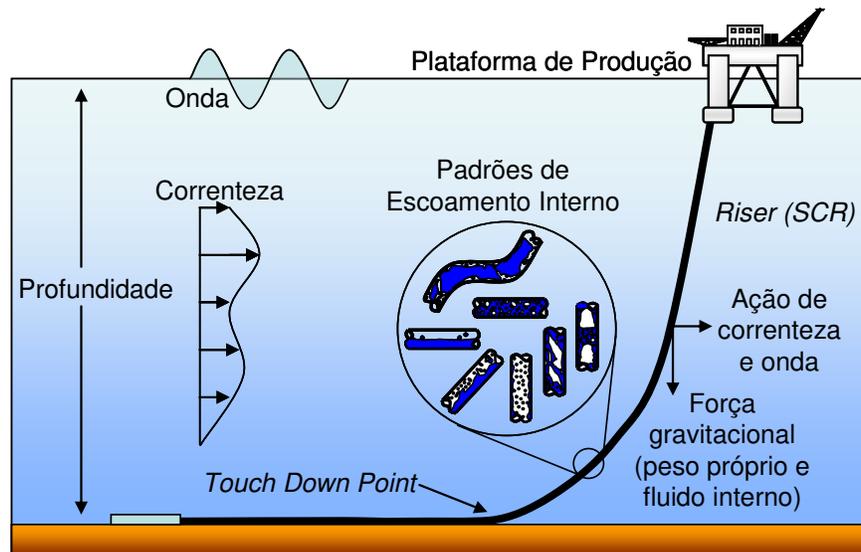


Figura 1.1 – Carregamentos ambientais sobre um riser.

O presente trabalho tem como objetivo principal estudar a dinâmica de um *riser* rígido em configuração de catenária sob influência do escoamento de óleo e gás em seu interior. Observa-se da literatura científica que poucos trabalhos podem ser encontrados abordando a questão da influência do escoamento interno no comportamento estático e dinâmico desse sistema de *riser*.

Com esta finalidade, através do projeto de um modelo reduzido de um *SCR* para ensaios em laboratório, testes foram conduzidos produzindo escoamento bifásico água e ar, simulando escoamento de óleo e gás no interior de um *riser*. Os ensaios foram conduzidos com o modelo de *riser* suspenso no ar, ou seja, na ausência de água ao seu redor. Como referência, tem-se um protótipo de *SCR* em operação em uma lâmina de água de 900 metros.

Neste estudo, com base em números adimensionais, obtiveram-se as relações necessárias para o dimensionamento do modelo reduzido e demais características, procurando-se manter a similaridade dinâmica e cinemática com o protótipo. Alguns dos principais parâmetros observados foram as dimensões geométricas, velocidade do escoamento e módulo de rigidez à flexão do *riser*. Os principais resultados obtidos da resposta do modelo de *riser*, em termos de amplitude e frequência de deslocamentos, são apresentados. São realizadas comparações entre as respostas do modelo para os diferentes valores de vazão gás-líquido.

Além disso, um modelo numérico proposto na literatura foi implementado, a fim de simular o carregamento gerado pelo escoamento interno no duto. Os resultados da simulação numérica, referentes às amplitudes e frequências dos deslocamentos, e também às forças, foram comparados com valores obtidos experimentalmente.

Dada a extensão do número de atividades do projeto experimental aqui apresentado, o mesmo foi realizado por equipe multidisciplinar. Entretanto, todas as atividades foram realizadas de forma simultânea. Os três principais itens contemplados no projeto experimental foram:

- a. Estudo da resposta dinâmica do modelo de *riser* quando excitado pelo escoamento interno. Esta etapa é composta por análise experimental e numérica;
- b. Estudo da influência dos diferentes padrões de escoamento bifásico no comportamento do *riser*;
- c. Desenvolvimento de programa para aquisição e processamento dos dados experimentais referentes aos deslocamentos do modelo.

O presente trabalho se concentrou no item a, sendo este seu objetivo principal. Os itens b e c são temas de outros trabalhos de pesquisa, ambos englobados no mesmo projeto experimental e desenvolvidos em paralelo ao presente trabalho. Para que os objetivos fossem alcançados, as principais etapas desenvolvidas para esta dissertação foram:

- Projeto e construção física do modelo experimental. Realização dos ensaios para obtenção dos valores dos deslocamentos;
- Obtenção e análise dos dados experimentais referentes ao escoamento bifásico: padrão de escoamento e frequência das golfadas (quando aplicável);
- Implementação de modelo de esforços gerados pelo escoamento interno, análise dos resultados e comparação com os valores obtidos experimentalmente.

Este estudo tem, portanto, como motivação a melhor compreensão da resposta dinâmica de um *riser* rígido em configuração de catenária sob influência do escoamento interno. O projeto de

um *riser* para produção em águas ultra profundas deve contemplar todas as solicitações às quais o mesmo será exposto durante sua vida útil.

O presente trabalho está dividido em seis capítulos, da seguinte forma:

Capítulo 2: Apresenta uma visão sobre *risers* e seu comportamento dinâmico frente a diferentes carregamentos. Também traz noções contemplando o escoamento bifásico em dutos horizontais e inclinados. Além disso, uma revisão sobre o estado da arte é apresentada, com diversos trabalhos relacionados ao presente tema.

Capítulo 3: O estudo experimental é descrito, expondo o método aplicado na redução de escala para dimensionar o aparato laboratorial, o procedimento utilizado nos ensaios, desde a operação dos equipamentos até a obtenção, tratamento e processamento dos dados.

Capítulo 4: Trata do modelo numérico implementado para simular o carregamento oriundo do escoamento no interior de *risers*.

Capítulo 5: Apresenta os resultados obtidos do modelo em laboratório e também os resultados da simulação numérica, fazendo-se comparações. Discussões dos resultados são também realizadas no quinto capítulo.

Capítulo 6: No capítulo final são apresentadas as principais conclusões obtidas e também algumas sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1 Sistemas de *Risers*

Os sistemas de *risers* devem estar dispostos de forma que os carregamentos atuantes estejam mantidos dentro de limites aceitáveis no que diz respeito a tensões, forças, fadiga e interferência (colisão entre *risers*). Devem ter o menor comprimento possível, a fim de reduzir os custos de material e de instalação; entretanto, necessitam de flexibilidade suficiente para permitir grandes excursões da unidade flutuante à qual está conectado (Bai e Bai, 2005).

Esses sistemas podem apresentar diversas funções, tanto durante a fase de perfuração quanto de produção, tais como:

- Produção/injeção;
- Exportação/importação ou circulação de fluidos;
- Perfuração;
- Completação e manutenção.

Existem dois tipos principais de *risers* de produção: flexíveis e rígidos. Para lâminas de água rasas (até 300 metros), a utilização de *risers* flexíveis se mostrou adequada por muito tempo. Contudo, as solicitações estáticas e dinâmicas às quais o *riser* é submetido se tornam um problema inerente ao avanço da produção de petróleo em águas profundas (entre 300 e 1000 metros) e ultra profundas (acima de 1000 metros). A utilização de plataformas flutuantes (e não

mais fixas ao fundo do mar) se mostrou como a única alternativa viável técnica e economicamente para águas profundas. Isso significa que os movimentos da embarcação à qual o *riser* está vinculado também influenciarão o comportamento dinâmico do mesmo.

Risers flexíveis são compostos por diversas camadas metálicas e poliméricas, as quais trabalham solidariamente, proporcionando resistência quanto aos carregamentos ambientais e estanqueidade no que diz respeito ao transporte de fluidos. Trata-se de dutos bastante utilizados na produção de petróleo no Brasil.

Os *risers* rígidos são dutos metálicos, geralmente fabricados em ligas de aço. Não possuem uma série de camadas, como ocorre nos flexíveis, apresentando apenas pinturas anticorrosivas e camadas não estruturais de material para isolamento térmica. Diferem-se dos flexíveis também no aspecto estrutural, sendo que os *risers* rígidos têm o módulo de elasticidade (E) como característica importante no seu dimensionamento.

Segundo Chakrabarti (1987), as forças hidrodinâmicas atuantes em um *riser*, devido aos carregamentos ambientais, se dividem em duas categorias: forças de arrasto e inércia, na direção do escoamento, e forças devido ao desprendimento de vórtices do fluxo ao redor do *riser*, na direção transversal ao escoamento. Nesse caso, os carregamentos ambientais são representados por correnteza e onda.

A combinação de correnteza e onda, juntamente com a ação do vento agindo sobre a plataforma flutuante à qual o *riser* está conectado, também induz movimentos na plataforma. Esses movimentos são transferidos para o topo do *riser*, como cargas estáticas e dinâmicas.

Chakrabarti (1987) e Patel (1989) apresentam a Equação de Morison para cálculo da força de onda atuante em *risers* na direção *in-line* (direção do escoamento). A equação apresenta dois termos independentes. O primeiro é o termo da força de inércia, relacionado com a aceleração de uma partícula fluida e sua quantidade de movimento. O segundo é o termo da força de arrasto e está relacionado com a velocidade de uma partícula fluida e a resistência encontrada pelo *riser* para se deslocar dentro do fluido.

No escoamento ao redor de um cilindro ocorrem diferenças de pressão na sua superfície, o que promove a separação do fluxo. Esta separação da camada limite ocorre em ambos os lados do cilindro, formando camadas cisalhantes que se opõem ao fluxo, ocorrendo o desprendimento alternado de vórtices ao longo da superfície externa do *riser* (Kubota, 2003). Este fenômeno gera esforços oscilatórios na direção transversal àquela da correnteza, resultando em movimento oscilatório do *riser*, chamado Vibração Induzida por Vórtices (*Vortex Induced Vibration – VIV*).

No caso de um *riser* instalado em águas profundas, este está sujeito ao efeito de correnteza e onda. Esse escoamento, além das forças de arrasto e inércia, provoca também *VIV*.

Kubota (2003) apresentou o equacionamento governante para o comportamento estático e dinâmico de um *riser* rígido, considerando as direções *in-line* e transversal. A partir de simulação numérica da resposta do *riser* frente a diferentes carregamentos ambientais, o autor realizou comparações com resultados experimentais obtidos em tanque de provas.

Segundo Morooka *et al.* (2005), o esforço devido ao *VIV* não deve ser negligenciado, uma vez que este reduz o tempo de serviço do *riser* devido à fadiga.

Na análise de fadiga, o cálculo da vida útil é determinado baseado no dano cumulativo devido a carregamentos cíclicos. Segundo API RP 2RD (1998), as principais causas de fadiga de um *riser* são:

- Carregamento direto de onda;
- Movimentos de 1ª e 2ª ordens da embarcação;
- Vibrações induzidas por vórtices.

O dano por fadiga é baseado na análise no domínio do tempo de mar irregular (carregamento de 1ª ordem). O dano resultante de cada estado de mar é determinado e posteriormente faz-se o somatório de todos os danos pela regra de Miner. Também, a componente de movimento de deriva lenta (carregamento de 2ª ordem) é mais uma contribuição ao dano total por fadiga do *riser* (Bai, 2001).

Na análise de esforços e fadiga, respostas a condições extremas de operação devem seguir critérios de normas, como a API 2RD (1998). A fadiga gerada pelo desprendimento de vórtices nas paredes externas do *riser* (VIV – vibração induzida por vórtice) deve ser evitada através do emprego de supressores de vórtices. Ondas também geram carregamentos cíclicos, reduzindo a sua vida útil.

2.1.1 Risers Rígidos em Catenária

O *riser* de aço em catenária (*SCR – Steel Catenary Riser*) é uma configuração favorável para uso em águas profundas, tanto para produção quanto para exportação. Dutos flexíveis têm alto custo de fabricação e são restritos a uma faixa de aplicação (geralmente não são utilizados na presença de CO₂ e H₂S, nem em lâminas de água superiores a 2000 metros). O uso de aço e também materiais como titânio, para configurações alternativas, pode superar as desvantagens associadas aos *risers* flexíveis e oferecer soluções para grandes lâminas de água.

Os desafios de projeto, soldagem e instalação associados ao *SCR* em unidades flutuantes de produção em águas ultra profundas estão relacionados às altas tensões causadas pelo peso próprio do *riser*, em combinação de condições ambientais de altas pressões e temperaturas (Bai e Bai, 2005).

O primeiro *SCR* foi instalado na *TLP Auger (Tension Leg Platform)* em 1994. Desde então, *SCRs* foram instalados com funções de importação e exportação no Golfo do México em *TLPs* (Auger, Mars e Ursa). *SCRs* foram propostas para as plataformas semi-submersíveis da Petrobras P18 e P36, para operar em águas profundas no Brasil. Ainda, a plataforma King, do tipo Spar, foi projetada para receber até 30 *SCRs*. Essas aplicações representam uma faixa de lâminas de água entre 855 e 1650 metros (Carter e Ronalds, 1998).

SCRs têm custo atraente quando comparados com outros tipos de *risers*, tais como flexíveis, os quais têm um complexo arranjo de camadas de diferentes materiais. *Risers* flexíveis podem não ser viáveis em águas ultra profundas, visto que grandes pressões hidrostáticas podem levar o *riser* ao colapso. *Risers* rígidos apresentam melhor comportamento quando submetidos a altas pressões externas. O uso de *SCRs* com unidades flutuantes gerou a necessidade da

compreensão de seus comportamentos durante a instalação e operação, e quando submetidas a condições ambientais extremas.

A forma natural de catenária do *SCR* impõe altas tensões no ponto de toque do *riser* com o fundo (*TDP*). Os movimentos da embarcação têm importante contribuição nas tensões, devido à complacência do *riser* com a plataforma flutuante. Variações na geometria do *riser* e efeito direto de ondas, dano por fadiga e altas tensões causadas pela dinâmica do sistema tornam-se importantes aspectos para o projeto de um *SCR* (Mekha, 2001).

No projeto inicial de um *SCR*, são definidos parâmetros tais como o ângulo de topo do *riser*, configuração da conexão e posição na unidade de produção (Pereira *et al.*, 2007). A configuração estática da catenária depende, além dos fatores citados, da profundidade na qual vai operar e do peso linear do *riser*. O projeto deve satisfazer requisitos funcionais básicos como o diâmetro interno e a tração de topo máxima permitida para determinada embarcação.

Ainda segundo Bai e Bai (2005), um *SCR* é normalmente projetado para resistir a carregamentos ambientais de período de recorrência de 100 anos. As tensões máximas são geralmente calculadas baseadas na série temporal da resposta do *riser*, a partir de várias repetições desse carregamento extremo.

De acordo com Gonzalez *et al.* (2005), as regiões críticas de um *SCR* são a conexão de topo e o *TDP*. Existem maneiras de melhorar o comportamento desse *riser*. Na região de topo, é possível aumentar a espessura e o comprimento da junta flexível, ou até mesmo utilizar titânio na junta enrijecedora (*stress joint*). Na região do *TDP*, as soluções seriam aumentar o ângulo de topo ou variar a espessura do *riser* (esta última solução nem sempre é eficaz).

Andrade *et al.* (2007) apresentaram um estudo sobre o uso de *stress joints* de titânio em condições de alta pressão e alta temperatura. Eles obtiveram resultados mostrando a viabilidade dessa conexão, especialmente quando dois materiais são combinados na *stress joint*, neste caso aço e titânio, com o intuito de reduzir custos.

Pelo fato de que tanto a distribuição da tração, ao longo do seu comprimento, quanto a resposta do *SCR* são dependentes da posição da embarcação, Bai (2001) ressalta que os

movimentos de deriva devem ser cuidadosamente considerados em todos os aspectos durante a análise de fadiga.

Também de acordo com Bai (2001), quando um duto posicionado sobre o solo é submetido a movimentos oscilatórios, ocorre uma complexa interação entre os movimentos do *riser*, sua penetração no solo e a resistência do solo. Para determinados carregamentos dinâmicos, a região do *TDP* poderá escavar trincheira em solos desagregados e permanecer dentro dela por certo tempo. Em condições de tempestade, com maiores carregamentos dinâmicos atuando sobre o *riser*, a trincheira poderá ser desfeita, alterando novamente o comportamento do *riser*.

Giertsen *et al.* (2004) apresentaram o projeto CARISIMA JIP, o qual teve como objetivo desenvolver modelos para representar a interação *riser*-solo. Testes em escala reduzida foram conduzidos e, a partir dos resultados experimentais, modelos numéricos foram desenvolvidos e, posteriormente, foram validados através de dados obtidos em *risers* em escala real. O modelo CARISIMA mostrou efeito significativo na resposta do *riser* para o cálculo da fadiga. O efeito de sucção não se mostrou como um fator relevante nas tensões obtidas. Entretanto, a formação de trincheiras teve um efeito favorável para alguns casos de carregamento, tanto para cálculo de extremos quanto para cálculo de fadiga.

Além dos efeitos dos carregamentos externos citados anteriormente, existem também os efeitos do escoamento interno ao longo do *riser*, isto é, o fluido produzido (escoamento monofásico ou multifásico) pode interferir na dinâmica de um *riser*, especialmente quando este se apresenta na configuração de catenária, em que um longo trecho curvo está suspenso pelo topo, sem tocar o solo marinho. O efeito do escoamento interno será abordado mais adiante, neste capítulo, na seção 2.3.

2.2 Padrões de Escoamento Bifásico

Beggs e Brill (1973) estudaram o escoamento bifásico gás-líquido em dutos inclinados. A influência do ângulo de inclinação no *holdup* de líquido (razão entre o volume de líquido em um segmento de duto e o volume total de fluidos deste segmento), e na perda de carga foi investigada

experimentalmente. A perda de carga por atrito foi afetada pelo *holdup* de líquido (H_L), e este último depende do ângulo de inclinação do duto com a horizontal. Foi desenvolvida correlação para o *holdup* e para o fator de atrito, em função do ângulo de inclinação, para escoamento ar-água em tubos lisos de 1,0 e 1,5 polegada de diâmetro interno. Cabe ressaltar que para cálculo do *holdup* de líquido considera-se o deslizamento entre as fases.

Para correlacionar o *holdup* no escoamento horizontal, uma análise de regressão linear foi feita pelos autores. O *holdup* foi a variável dependente. A análise mostrou que as variáveis independentes mais significantes foram o número de Froude e o *conteúdo de líquido* (λ_L). Este último termo (λ_L) é a razão entre a vazão volumétrica de líquido e a vazão volumétrica total, sem considerar deslizamento entre as fases. Ainda, segundo os autores, diversas formas do número de Reynolds foram investigadas por outros; entretanto, nenhuma delas se mostrou significativa para correlacionar o *holdup*. Isto pode ser explicado pelo fato de que, possivelmente, tanto a fase líquida quanto a fase gasosa, estavam em regime turbulento durante os testes realizados. Conseqüentemente, os efeitos viscosos foram desprezíveis. O uso de apenas dois fluidos pode também ter ocultado esses efeitos.

Ainda segundo Beggs e Brill (1973), existem três principais padrões de escoamento horizontal bifásico água-ar, apresentados na seqüência:

- Segregado: subdivide-se em estratificado, ondulado e anular. Para os dois primeiros padrões, a fase de maior massa específica (água) ocupa a região inferior do duto. A diferença entre velocidades das fases e atrito na interface gera a ondulação na superfície da fase líquida. No terceiro padrão, a fase gasosa ocupa a região central e a fase líquida se desloca para a periferia do duto e, também, gotículas de água são transportadas pelo ar.
- Intermitente: subdivide-se em *slug* (golfadas) e *plug* (bolhas alongadas). As grandes bolhas de gás têm velocidade maior do que a fase líquida, ocorrendo deslizamento entre as fases. A fase líquida, entre duas grandes bolhas, contém pequenas bolhas de gás dispersas. Para o caso de escoamento em golfadas (*plug*), as grandes bolhas

podem ocupar quase a totalidade da seção transversal. Essas bolhas são também conhecidas como Bolhas de Taylor.

- Distribuído: subdivide-se em bolhas e misto. No primeiro caso, pequenas bolhas de gás estão dispersas na fase líquida. Para o segundo caso, a fase gasosa é predominante, e a fase líquida está dispersa em forma de gotículas imersas no gás.

Taitel e Dukler (1976) apresentaram modelos para a determinação da transição entre regimes de fluxo bifásico gás-líquido, em dutos horizontais e quase horizontais (ângulos menores que cinco graus em relação à horizontal, fluxo descendente). Os mecanismos de transição entre os padrões são baseados em conceitos físicos. Um mapa generalizado com os regimes de escoamento foi gerado.

Uma série de correlações para determinação do fator de atrito e gradiente de perda de carga é apresentada, no livro de Beggs e Brill (1986), para escoamentos verticais, horizontais e inclinados. Para o caso de escoamento vertical, os autores dividem-nas em três grupos principais: a) aquelas que não consideram escorregamento entre fases e tampouco o padrão de escoamento, b) aquela que considera apenas o escorregamento, e c) aquela que considera ambos os fatores.

Taitel *et al.* (1980) desenvolveram modelos para prever as transições entre padrões de escoamento gás-líquido em dutos verticais. Esses modelos foram baseados em mecanismos físicos, incorporando propriedades dos fluidos e dimensões do duto. Pelo fato desses mecanismos terem sido desenvolvidos sem o uso de dados experimentais, eles apresentam a vantagem de não estarem limitados às condições as quais algum experimento tenha sido realizado. Com base nos modelos físicos propostos, puderam então ser traçadas as curvas, em um plano cartesiano, que determinam as transições entre os quatro principais padrões de escoamento vertical ascendente (bolhas, golfadas, agitante e anular).

Uma breve descrição para os quatro padrões de fluxo citados anteriormente é apresentada em Taitel *et al.* (1980) e Beggs e Brill (1986) e será exposta na seqüência:

- Bolhas: o tubo está quase totalmente cheio de líquido e a fase gasosa está presente em pequenas bolhas, as quais se movem a diferentes velocidades. Apesar de sua

massa específica, as bolhas têm pouca influência no gradiente de pressão. A parede do tubo se mantém em constante contato com a fase líquida.

- **Golfadas:** como a fase gasosa é mais pronunciada, as bolhas coalescem, fazendo com que a maior parte do gás fique localizada em grandes bolhas (*plug* ou *slug*), as quais preenchem quase toda a seção transversal. São também designadas como Bolhas de Taylor. Na fase líquida, entre duas bolhas ocorre ainda a presença de pequenas bolhas de gás. A velocidade dessas bolhas de gás é maior que a velocidade do líquido. O filme de líquido ao redor da bolha tende a mover-se para baixo (*fallback*) em baixas velocidades. Tanto o gás quanto o líquido têm efeito significativo no gradiente de pressão.
- **Agitante:** é similar ao escoamento em golfadas, entretanto, tem caráter mais caótico. A bolha de Taylor se torna mais estreita e de forma distorcida. Bolhas de gás se juntam e estas destroem a continuidade da fase líquida. O *Fallback* torna-se mais evidente. O efeito da fase gasosa no gradiente de pressão é mais importante que o efeito da fase líquida.
- **Anular:** a fase gasosa é contínua ao longo do tubo. A fase líquida move-se como um filme junto às paredes do tubo e também como gotículas dispersas na fase gasosa. O gradiente de pressão é controlado predominantemente pelo gás.

Griffith (1984) apresentou uma série de correlações e mapas existentes para determinação de padrões de escoamento bifásico, gradientes de pressão e fração de vazios. Para o caso da fração de vazios, esta é normalmente superestimada em escoamentos horizontais e ascendentes, quando o modelo empregado não considera escorregamento entre as fases. Os fatores que causam o escorregamento são a combinação da distribuição velocidade-massa específica e a direção da aceleração da gravidade.

Silva (2006), em um trabalho experimental, impôs movimentos oscilatórios em um *riser* vertical flexível. O objetivo foi analisar o comportamento dos padrões de escoamento bifásico ascendente nessa situação. Foi verificado que não houve variações significativas nos padrões

bifásicos, para oscilações com frequências menores que 1,0 Hz. Entretanto, notou-se o efeito das oscilações sobre a perda de carga do escoamento.

2.3 Influência do Escoamento Interno na Dinâmica do *Riser*

Na literatura científica, foi encontrada uma série de trabalhos conduzidos experimentalmente a fim de se quantificar a influência do escoamento interno em dutos, em sua maioria retilíneos. Além disso, modelos matemáticos foram desenvolvidos com o objetivo de simular o carregamento. Na seqüência são apresentados alguns desses trabalhos.

Gregory e Paidoussis (1966), a partir de um modelo numérico, estabeleceram condições de estabilidade de um duto fixo verticalmente na extremidade superior e livre na outra, conduzindo fluido em diferentes velocidades. Eles concluíram que, quando a velocidade do escoamento ultrapassa um valor crítico, o sistema fica instável e pequenas perturbações tornam-se oscilações de grandes amplitudes.

Paidoussis (1970) propôs um modelo físico para determinar as condições de estabilidade de dutos verticais em balanço conduzindo fluido. Para o caso de dutos engastados na extremidade inferior e livre na superior, alguns sistemas que entrariam em colapso ficaram estáveis quando da presença de escoamento interno em determinadas velocidades. O autor concluiu que a dinâmica deste sistema depende de três parâmetros adimensionais: um relacionado às forças de inércia, um segundo relacionado ao módulo de rigidez à flexão e, finalmente, um terceiro relacionado às condições de escoamento. Um trabalho experimental teve a finalidade de validar o modelo teórico, e os resultados mostraram boa concordância entre teoria e experimento.

Em um trabalho numérico, Moe e Chucheepsakul (1988) investigaram os efeitos do escoamento monofásico em um *riser* vertical, com tensão de topo constante. Eles concluíram que o escoamento interno altera a frequência natural do duto de forma moderada. Para o *riser* vertical em estudo, o escoamento interno pode ter seu efeito reproduzido pela introdução de uma tração combinada, a qual incorpora forças centrífugas e diferenciais de pressão. Eles também apontam

para o fato de que instabilidades podem ocorrer nos *risers* devido ao escoamento interno, principalmente se o escoamento for variável no tempo (agitante ou golfadas).

Wu e Lou (1991) analisaram o efeito do escoamento interno monofásico e também da rigidez flexural do duto no comportamento dinâmico de um *riser* vertical. Foi desenvolvido um modelo matemático para representar o movimento lateral do duto. Os autores concluíram que, para a resposta dinâmica do *riser*, a rigidez tem mais influência na sua resposta quando o escoamento interno ocorre em altas velocidades.

Paidoussis e Issid (1974) apresentam a dinâmica de um duto transportando fluido, com velocidade de escoamento constante e, também, com uma componente harmônica de velocidade superposta. Para o primeiro caso, foi mostrado que altas velocidades de escoamento interno induzem a instabilidades. Para o caso de velocidade variável no interior do duto, mapas de estabilidade são apresentados. Diferentes condições de vinculação são empregadas, contemplando rótulas, engastes e balanços. Resultados mostraram que o comprimento das regiões de instabilidades cresce com o aumento da velocidade do fluxo. Velocidades máximas de escoamento, no interior do duto, são propostas do ponto de vista da estabilidade, para as condições de contorno mencionadas.

Patel e Seyed (1989) apresentam as equações governantes de equilíbrio estático para um *riser* flexível em duas dimensões. Considera-se o efeito das forças induzidas pelo escoamento interno, tanto monofásico quanto bifásico em golfadas (*slug flow*). A curvatura do duto em catenária livre também é levada em consideração. Segundo os autores, forças são induzidas no *riser* devido à variação da quantidade de movimento do escoamento. Além disso, mudanças na pressão hidrostática, oriundas da variação da massa do fluido interno no escoamento bifásico, também geram forças que excitam a estrutura.

Em um trabalho numérico e experimental, os autores concluíram que altas pressões internas podem induzir grandes aumentos na tração no duto, especialmente em regiões de pequeno raio de curvatura. Altas vazões internas contribuem para esse aumento de tração, ampliando os efeitos da pressão interna. Além disso, a dinâmica do escoamento em golfadas pode submeter o duto a

grandes flutuações de tração, as quais introduzem uma fonte adicional de carregamento cíclico que causa fadiga.

Griffith (1984) descreve o mecanismo pelo qual o escoamento interno causa vibração em dutos. No escoamento bifásico, principalmente padrão *slug flow* (golfadas), o fluido apresenta flutuação na massa específica, ao longo do tempo. Quando essas flutuações chegam a uma curva, uma força também flutuante devido à variação da quantidade de movimento do escoamento é exercida sobre o duto. Essa força pode causar vibração no duto, caso as flutuações estejam próximas de alguma frequência natural do sistema.

Ainda segundo o autor, as vibrações podem ser descritas como randômicas, visto que não há, normalmente, uma única frequência bem definida que caracterize o escoamento. O padrão de escoamento é de grande importância para esse fenômeno. A máxima amplitude da força de excitação ocorre na transição entre os padrões golfada e anular. Os escoamentos em bolhas e anular apresentam baixa flutuação da força.

Lee *et al.* (1995) desenvolveram equações que descrevem a dinâmica de um duto, com escoamento interno em regime não-permanente, em termos de vibrações axiais, radiais e transversais. Essas equações acopladas consideram o mecanismo de interação fluido-estrutura. Análises de vibração e estabilidade para uma linha conduzindo fluxo em regime oscilatório mostraram que as frequências naturais diminuem com o aumento da velocidade do escoamento e da vazão mássica.

Entretanto, as equações diferenciais parciais do modelo anterior não são totalmente acopladas, e o mecanismo de interação fluido-estrutura é representado parcialmente. Gorman *et al.* (2000) apresentam um modelo de um duto flexível com escoamento pulsante (intermitente). A influência da vibração do duto na pressão hidrodinâmica e na velocidade do fluxo é levada em conta, e vice-versa. Isto é feito através do acoplamento de Poisson incorporado no modelo. Ondas de pressão transientes provocam vibração do duto com frequências mais elevadas. O aumento da frequência de pulsação faz com que a vibração longitudinal seja maior.

Conclui-se que o escoamento interno exerce influência sobre o comportamento dinâmico de dutos, em particular em *risers* de petróleo, nos quais ocorre, geralmente, fluxo multifásico.

Desta forma, no presente trabalho propõe-se a investigação do comportamento do *riser* rígido em configuração de catenária (*SCR*), frente à influência do escoamento interno. Esta configuração vem sendo utilizada recentemente como solução para produção em águas profundas e ultra profundas. Para isso, procedeu-se com um estudo experimental e numérico. O primeiro teve como referência dados de um *riser* real; o segundo baseou-se em modelo proposto na literatura.

Capítulo 3

Estudo Experimental

Neste capítulo é apresentado o desenvolvimento de um modelo experimental, tendo como referência um *riser* real em operação (protótipo). Os métodos de redução de escala geométrica e correlacionamento das características do escoamento são apresentados. O procedimento utilizado nos ensaios é descrito, desde a operação dos equipamentos até a obtenção, tratamento e processamento dos dados.

3.1 Redução de Escala e Similaridade

Para que o fenômeno obtido em laboratório seja equivalente ao campo, as condições de semelhanças geométrica, cinemática e dinâmica devem ser obedecidas. Para tal, parâmetros devem ser correlacionados de modo que o modelo seja uma representação fiel do protótipo.

Um teste de modelo deve resultar em dados que possam, por meio de transposição por escala, fornecer forças, momentos e cargas dinâmicas que existiriam no protótipo em tamanho real. Para isso, determinadas condições devem ser atendidas para assegurar a semelhança entre, por exemplo, os escoamentos no modelo e no protótipo (Fox *et al.*, 2006).

A semelhança geométrica requer que protótipo e modelo tenham a mesma forma, e que dimensões lineares do modelo sejam relacionadas com as correspondentes dimensões do protótipo por um fator de escala constante.

Um segundo requisito é que os escoamentos de modelo e protótipo sejam cinematicamente semelhantes. Para isso, as velocidades em pontos correspondentes devem ter a mesma direção e sentido, diferindo apenas por um fator de escala constante. Assim, dois escoamentos cinematicamente semelhantes também têm configurações de linhas de corrente relacionadas por um fator de escala constante. Como as fronteiras sólidas formam as linhas de corrente de contorno do sólido, escoamentos cinematicamente semelhantes devem ser também geometricamente semelhantes.

A semelhança dinâmica ocorre quando ambos os escoamentos possuem campos de força de mesma natureza (considerando todas as forças verificáveis: viscosas, de pressão, tensões superficiais, etc.), iguais em direção e com módulos relacionados por uma constante.

Existindo semelhança dinâmica, os resultados obtidos no modelo podem ser relacionados quantitativamente com o protótipo. Um modo de assegurar a existência de semelhança dinâmica entre escoamentos geometricamente semelhantes é fazer com que grupos adimensionais independentes tenham o mesmo valor no modelo e no protótipo. Esses grupos adimensionais governantes de um fenômeno podem ser obtidos através do teorema Pi de Buckingham (Buckingham, 1914), descrito em mais detalhes no Apêndice A.

O teorema Pi de Buckingham é um enunciado da relação entre uma função expressa em termos de parâmetros dimensionais e uma função correlata expressa em termos de parâmetros adimensionais. Permite, ainda, o desenvolvimento rápido e fácil de parâmetros adimensionais importantes (Fox *et al*, 2006).

O princípio da homogeneidade dimensional consiste na afirmação de que qualquer equação que descreva completamente a relação existente entre um número de grandezas físicas pode ser reduzida para:

$$\Psi (\Pi_1, \Pi_2, \dots, \Pi_n) = 0 \tag{3.1}$$

em que os Π são os parâmetros independentes adimensionais.

Portanto, os parâmetros dimensionais envolvidos foram selecionados e são apresentados a seguir. As respectivas dimensões se encontram na Tabela 3.1.

- Parâmetros geométricos: D, L;
- Parâmetros estruturais: ρ_m , EI, EA, m_{lin} , ε ;
- Parâmetros do escoamento: ρ_f , μ , Q, P, V, H;
- Parâmetros do fenômeno: F, g.

Tabela 3.1 – Parâmetros dimensionais e respectivas dimensões primárias.

Parâmetro dimensional	Símbolo	Dimensão primária	Parâmetro dimensional	Símbolo	Dimensão primária
Diâmetro	D	L	Massa específica do fluido	ρ_f	M/L
Comprimento	L	L	Viscosidade	μ	M/Lt
Massa específica do material do duto	ρ_m	M/L ³	Vazão	Q	L ³ /t
Módulo de rigidez flexural	EI	ML ³ /t ²	Pressão	P	M/Lt ²
Módulo de rigidez axial	EA	ML/t ²	Holdup de líquido	H	--
Massa linear do duto	m_{lin}	M/L	Velocidade	V	L/t
Rugosidade	ε	L	Força	F	ML/t ²
			Aceleração da gravidade	g	L/t ²

Um conjunto de dimensões fundamentais (primárias) foi selecionado, e as três dimensões M (massa), L (comprimento) e t (tempo) foram utilizadas. Com base nos parâmetros descritos anteriormente, uma função f pode ser definida tal que:

$$f(D, L, \rho_m, EI, EA, m_{lin}, \varepsilon, \rho_f, \mu, Q, P, V, H, F, g) = 0 \quad (3.2)$$

Os parâmetros dimensionais ρ_f , V e D foram escolhidos como parâmetros repetentes, já que representam todas as três dimensões primárias. Estes parâmetros foram então combinados com

cada um dos outros parâmetros remanescentes para formar grupos adimensionais. A Tabela 3.2 apresenta os grupos adimensionais obtidos a partir dessas combinações.

Com os grupos adimensionais obtidos, foi então possível estabelecer relações entre parâmetros dimensionais do protótipo e do modelo, através de uma potência do fator de escala (f_e). Essas relações deveriam ser satisfeitas a fim de se obter as similaridades previamente apresentadas.

Tabela 3.2 – Grupos adimensionais obtidos pelo Teorema Pi de Buckingham.

Grupo	Combinação	Expoentes			Grupo Adimensional
		a	b	c	
Π_1	$\rho^a V^b D^c L$	0	0	-1	L/D
Π_2	$\rho^a V^b D^c \rho_m$	-1	0	0	ρ_m/ρ_f
Π_3	$\rho^a V^b D^c EI$	-1	-2	-4	$EI/(\rho_f V^2 D^4)$
Π_4	$\rho^a V^b D^c EA$	-1	-2	-2	$EA/(\rho_f V^2 D^2)$
Π_5	$\rho^a V^b D^c m_{lin}$	-1	0	-2	$m_{lin}/(\rho_f D^2)$
Π_6	$\rho^a V^b D^c \varepsilon$	0	0	-1	ε/D
Π_7	$\rho^a V^b D^c \mu$	-1	-1	-1	$\mu/\rho_f VD$
Π_8	$\rho^a V^b D^c Q$	0	-1	-2	$Q/(VD^2)$
Π_9	$\rho^a V^b D^c P$	-1	-2	0	$P/(\rho_f D^2)$
Π_{10}	$\rho^a V^b D^c H$	0	0	0	H
Π_{11}	$\rho^a V^b D^c F$	-1	-2	-2	$F/(\rho_f V^2 D^2)$
Π_{12}	$\rho^a V^b D^c g$	0	-2	1	gD/V^2

Algumas das principais relações utilizadas no processo de similaridade, obtidas a partir do correlacionamento dos grupos adimensionais, são mostradas a seguir:

$$L_{\text{modelo}} = \frac{L_{\text{protótipo}}}{f_e} \quad (3.3)$$

$$m_{\text{lin modelo}} = \frac{m_{\text{lin protótipo}}}{f_e^2} \text{ (kg/m)} \quad (3.4)$$

$$EI_{\text{modelo}} = \frac{EI_{\text{protótipo}}}{f_e^5} \quad (3.5)$$

Nas equações anteriores, as variáveis L_{modelo} , $L_{\text{protótipo}}$ e f_e representam as dimensões do modelo, do protótipo e o fator de redução de escala, respectivamente. Os termos $m_{\text{lin modelo}}$ e $m_{\text{lin protótipo}}$ representam a massa linear do modelo e do protótipo. EI_{modelo} e $EI_{\text{protótipo}}$ representam os módulos de rigidez à flexão do modelo e do protótipo, em que E é o módulo de Young (módulo de elasticidade) e I é o momento de inércia de área da seção transversal do material. Para o caso de duto circular, I é expresso por:

$$I = \frac{\pi}{64} (D_{\text{ext}}^4 - D_{\text{int}}^4) \quad (3.6)$$

em que D_{ext} e D_{int} são os diâmetros externo e interno do duto, respectivamente.

Como referência para o trabalho experimental foi adotado um *riser* real rígido, de aço, em configuração de catenária (*SCR*), o qual opera em águas profundas. A profundidade é um fator importante no processo de redução de escala. Em um trabalho experimental, procura-se utilizar o maior valor possível para o fator de escala (f_e), a fim de que o modelo tenha representatividade no que diz respeito às suas respostas frente aos carregamentos a que o *riser* será submetido. As principais dimensões do protótipo são apresentadas a seguir na Figura 3.1:

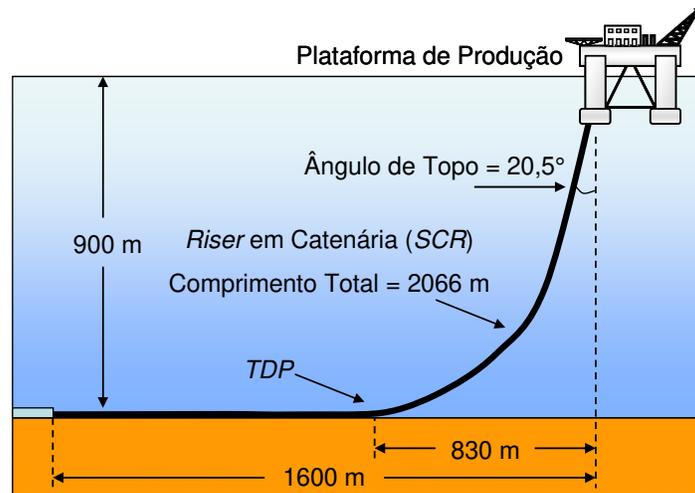


Figura 3.1 – Principais dimensões do protótipo.

A profundidade de operação do protótipo é de 900 metros. Esse valor deve ser correlacionado com a máxima altura disponível em laboratório, a qual é igual a 12,5 metros. De acordo com a Equação 3.3, o cálculo do fator de redução de escala leva a $f_e = 72$. Utilizando os grupos adimensionais da Tabela 3.2, e as propriedades do protótipo (algumas delas já apresentadas na Figura 3.1), é possível determinar as propriedades equivalentes para o modelo a ser construído em laboratório. Os valores correspondentes encontram-se na Tabela 3.3:

Tabela 3.3 – Propriedades do riser protótipo e modelo.

Propriedade	Protótipo	Modelo
Comprimento Total (m)	2066	28,70
Projeção Horizontal (m)	1600	22,20
Projeção Vertical (m)	900	12,50
<i>Touch Down Point</i> (m)	830	11,50
Diâmetro Externo (mm)	270	3,7
Diâmetro Interno (mm)	230	3,2
Massa Linear (kg/m)	128,5	0,025
Rigidez Flexural ($N.m^2$)	$27,3 \times 10^6$	$14,11 \times 10^{-3}$
Rigidez Axial (N)	$3,4 \times 10^9$	$9,11 \times 10^3$

Em muitos estudos com modelos, a consecução de semelhança dinâmica exige a duplicação de diversos grupos adimensionais. No presente estudo, a semelhança dinâmica completa entre modelo e protótipo não pode ser atingida. A evidência mais concreta para essa afirmação é a impossibilidade de reduzir o diâmetro, pois acarretaria na necessidade de uso de dutos de diâmetro muito pequeno.

As forças viscosas e as forças de tensão superficial poderiam então ter efeitos relativos muito mais pronunciados no escoamento do modelo do que no do protótipo. Também poderia ocorrer a não garantia da obtenção dos padrões de escoamento bifásicos desejados. Portanto, utiliza-se semelhança incompleta obtida, mantendo-se os parâmetros de maior importância para caracterização do fenômeno e distorcendo a escala de alguns dos valores obtidos.

Com o intuito de que o comportamento dinâmico do protótipo seja representado adequadamente pelo modelo, uma das propriedades mais importantes a ser respeitada no processo

de redução de escala é o módulo de rigidez flexural (EI). Considerando que a redução de escala do diâmetro não poderá atender ao valor apresentado na Tabela 3.3, buscou-se ser fiel ao valor do produto EI, o qual depende do módulo de elasticidade e dos diâmetros interno e externo do duto.

Baseado no trabalho de Taitel & Dukler (1980), em que diferentes padrões de escoamento bifásico água-ar foram obtidos para um duto vertical de uma e duas polegadas de diâmetro interno, estimou-se em 1,0 MPa (1,0 N.m⁻²) a ordem de grandeza necessária para o módulo de elasticidade do material empregado no modelo, de modo a reproduzir o valor de 14,1 x 10⁻³ N.m² para o produto EI do modelo.

Com a necessidade de um material para compor o modelo que satisfizesse a condição anterior, foi realizada uma intensa busca por materiais, visando as características adequadas. Ensaio de tração foram conduzidos em amostras de diversos materiais, e suas curvas tensão x deformação (σ x ϵ) foram obtidas. Com essas curvas, a partir da estimativa da faixa de tensões na qual o material seria solicitado nos ensaios experimentais, o módulo de elasticidade (E) foi determinado para cada material. Aproximou-se o comportamento de cada um dos materiais para a relação linear apresentada na Equação 3.7.

$$\sigma = E \cdot \epsilon \quad (3.7)$$

A Tabela 3.4 apresenta os diferentes materiais testados, e seus respectivos valores de módulo de elasticidade e massa específica. Para se ter um valor inicial de referência, a quarta coluna da tabela foi obtida considerando-se um duto de dimensões comerciais, com uma polegada de diâmetro externo e 3/4 de polegada de diâmetro interno.

Nessa tabela, nota-se que para esta dimensão do duto, os materiais 1 e 2 não se mostram tecnicamente viáveis do ponto de vista do módulo de elasticidade. O primeiro tem o valor da ordem de cinco vezes menor que o necessário e segundo apresenta valor da ordem de dez vezes maior que o necessário. Portanto, o modelo composto por algum desses dois materiais resultaria em dimensões não adequadas para a realização do trabalho experimental. Já, os materiais de 3 a 8 têm módulo de elasticidade na mesma ordem de grandeza do necessário, conforme comentado anteriormente.

Tabela 3.4 – Características de materiais para o modelo.

Material	Nome Comercial	Módulo de Elasticidade E (N.m ⁻²)	Módulo de Rigidez à Flexão EI (N.m ²)	Massa Linear m _{lin} (kg/m)
1	Látex	0,171 10 ⁶	2,391 10 ⁻³	0,186
2	Cristal	14,93 10 ⁶	208,5 10 ⁻³	0,357
3	Silicone	1,255 10 ⁶	17,53 10 ⁻³	0,267
4	Marprene	1,507 10 ⁶	21,05 10 ⁻³	0,205
5	Neoprene	1,798 10 ⁶	25,11 10 ⁻³	0,216
6	Butyl	1,592 10 ⁶	22,24 10 ⁻³	0,248
7	Tygon	1,748 10 ⁶	24,41 10 ⁻³	0,199
8	Viton	1,202 10 ⁶	16,79 10 ⁻³	0,402

Outro fator importante a ser considerado é a massa linear; entretanto, nenhum dos materiais pesquisados satisfaz a redução de escala para a massa, visto que todos a têm superior à necessária. Opta-se, então, por manter a redução de escala para o módulo de rigidez flexural, sendo essa propriedade a mais importante na resposta dinâmica do modelo, distorcendo a redução de escala para a massa.

Após analisar outros critérios, apresentados na seqüência, foi selecionado o material de número 3, o silicone (translúcido, especificação 60/65 SHORE A), pelo fato de contar com as seguintes características:

- Módulo de elasticidade adequado ao valor desejável para o modelo;
- Material não apresenta deformação plástica quando sujeito a baixas pressões (menores que $0,2 \cdot 10^6$ N.m⁻²);
- Fabricado sob encomenda nos diâmetros externo e interno necessários;
- Possível de ser fabricado no comprimento necessário, sem emendas;
- Material translúcido, possibilitando a visualização do escoamento em seu interior;
- Curto tempo para fabricação e entrega;
- Custo acessível.

Portanto, a partir da escolha feita pelo silicone, foi possível determinar os diâmetros externo e interno do modelo, de modo a obter o desenvolvimento do escoamento bifásico, baseado em valores de referência da literatura. Foi adotado um duto com 25 e 19 mm como diâmetros externo e interno, respectivamente. Portanto a espessura do modelo é igual a 3 mm, e o produto EI resulta em $16,04 \times 10^{-3} \text{ N.m}^2$, valor próximo ao ideal calculado na redução de escala.

Priorizou-se por manter o valor de redução de escala para o EI, visto que este é um importante parâmetro para a resposta de um *riser* rígido.

A Tabela 3.5 apresenta os valores que seriam necessários para satisfazer totalmente a redução de escala (dimensões originais) e também os valores que foram adotados devido à necessidade de distorção de escala (dimensões finais).

Tabela 3.5 – Propriedades do riser protótipo e valores finais para o modelo.

Propriedade	Protótipo	Modelo (dimensões originais)	Modelo (dimensões finais)
Comprimento Total (m)	2066	28,70	28,70
Projeção Horizontal (m)	1600	22,20	22,20
Projeção Vertical (m)	900	12,50	12,50
<i>Touch Down Point</i> (m)	830	11,50	11,50
Diâmetro Externo (mm)	270	3,7	25,0
Diâmetro Interno (mm)	230	3,2	19,0
Massa Linear (kg/m)	128,5	0,025	0,254
Rigidez Flexural (N.m^2)	$27,3 \times 10^6$	$14,11 \times 10^{-3}$	$16,04 \times 10^{-3}$
Rigidez Axial (N)	$3,4 \times 10^9$	$9,11 \times 10^3$	$0,26 \times 10^3$

A distorção nas escalas tem influência sobre a resposta do modelo experimental. Deste modo, os resultados obtidos no experimento não podem ser relacionados diretamente com o protótipo. As principais implicações são:

- O aumento no diâmetro causa alteração da força de excitação do escoamento sobre o *riser*;

- Tanto o aumento da massa linear do modelo quanto o aumento do diâmetro (e conseqüentemente maior massa de fluido interno) resultam na alteração da freqüência de oscilação do modelo;
- O experimento desenvolvido neste trabalho foi realizado no ar, ou seja, não foi realizado em um tanque de provas com a presença de água. Deste modo, os ensaios no ar não incluem o amortecimento viscoso devido ao fluido externo ao *riser*, tendo em vista a ausência de água.

3.2 Padrões de Escoamento

O modelo de *riser* apresenta um trecho horizontal e outro em forma de catenária. Conforme apresentado em Bordalo *et al.* (2007) e em Valdivia *et al.* (2007), para a previsão dos padrões de fluxo bifásico, decidiu-se por utilizar duas correlações, uma para cada trecho do modelo.

A correlação de Beggs & Brill (1973) foi utilizada no trecho horizontal. Essa correlação foi considerada apropriada por manter como base de comparação o número de Froude (Equação 3.8), adimensional que relaciona as forças de inércia com as gravitacionais. A correlação também mantém como base de comparação o conteúdo de líquido (λ_L), que é a razão entre a vazão volumétrica de líquido e a vazão volumétrica total, sem considerar o deslizamento entre as fases.

$$N_{Fr} = \frac{V}{\sqrt{gD_i}} \quad (3.8)$$

No apêndice B, item B.1, encontra-se o mapa de Beggs & Brill com os padrões de escoamento bifásico identificados.

A correlação de Taitel & Dukler (1980), para escoamento em dutos verticais, foi utilizada para previsão dos padrões de escoamento no trecho suspenso, em catenária, visto que não foi encontrada na bibliografia uma correlação que siga rigorosamente a configuração estática do modelo. O mapa de Taitel & Dukler baseia-se nas velocidades superficiais dos fluidos (água e ar) em um duto de 2,5 cm de diâmetro.

A velocidade superficial para a fase líquida é definida na Equação 3.9 como:

$$V_{SL} = \frac{Q_L}{A_i} \quad (3.9)$$

E para a fase gasosa tem-se a Equação 3.10:

$$V_{SG} = \frac{Q_G}{A_i} \quad (3.10)$$

sendo Q a vazão da fase, os subscritos L e G referentes, respectivamente, ao líquido e ao gás e A_i a área interna total do duto.

Deste modo, o número de Froude poderá ser escrito como:

$$N_{Fr} = \frac{V}{\sqrt{gD_i}} = \frac{(V_{SL} + V_{SG})}{\sqrt{gD_i}} \quad (3.11)$$

O cálculo das vazões de ar e água utilizado para realização dos experimentos no modelo baseou-se em dados de vazões de produção do *riser* real, conteúdo de líquido (λ_L) e diâmetros do protótipo e do modelo. Alguns valores de vazões dos fluidos também foram extrapolados, visando abranger uma faixa maior de estudo. Nesse procedimento igualaram-se os números de Froude entre protótipo e modelo.

A vazão volumétrica total de campo é composta pela vazão de líquido (óleo) e pela vazão de gás. O intervalo de vazões totais de campo vai de 800 m³/dia (555 l/min) a 8000 m³/dia (5555 l/min). A fração de líquido da mistura (conteúdo de líquido = λ_L) varia entre 0,2 e 0,8.

A Tabela 3.6 apresenta os valores de vazões e velocidades superficiais utilizados para a realização dos ensaios, os quais contemplam 16 diferentes casos experimentais.

No Apêndice B, item B.1, apresentam-se os 16 casos experimentais sobre o mapa de Taitel & Dukler. Assim, a faixa de trabalho do experimento foi determinada e comparada com a faixa de trabalho do protótipo.

A faixa de velocidades superficiais do modelo engloba uma região do mapa de Taitel & Dukler em que se prevêem os padrões de bolhas, golfadas e agitante. Segundo Griffith (1984), a máxima amplitude da força de excitação ocorre na transição entre os padrões golfada (ou agitante) e anular. Os escoamentos em bolhas e anular apresentam baixa flutuação da força e também pouca oscilação do modelo.

Tabela 3.6 – Vazões e velocidades superficiais para o modelo.

Caso	Protótipo				N° de Froude	λ_L	Modelo			
	Fase Líquida		Fase Gasosa				Fase Líquida		Fase Gasosa	
	Vazão (l/min)	Vel. Sup. (m/s)	Vazão (l/min)	Vel. Sup. (m/s)			Vazão (l/min)	Vel. Sup. (m/s)	Vazão (l/min)	Vel. Sup. (m/s)
1	520,4	0,21	1040,8	0,42	0,42	0,333	1,02	0,06	2,05	0,12
2	520,4	0,21	4770,3	1,91	1,41	0,098	1,02	0,06	9,41	0,55
3	520,4	0,21	9540,6	3,83	2,67	0,052	1,02	0,06	18,81	1,10
4	520,4	0,21	28621,9	11,48	7,78	0,018	1,02	0,06	56,43	3,30
5	1040,8	0,42	1040,8	0,42	0,56	0,500	2,05	0,12	2,05	0,12
6	1040,8	0,42	4770,3	1,91	1,55	0,179	2,05	0,12	9,41	0,55
7	1040,8	0,42	9540,6	3,83	2,83	0,098	2,05	0,12	18,81	1,10
8	1040,8	0,42	28621,9	11,48	7,92	0,035	2,05	0,12	56,43	3,30
9	4770,3	1,91	1040,8	0,42	1,55	0,821	9,41	0,55	2,05	0,12
10	4770,3	1,91	4770,3	1,91	2,55	0,500	9,41	0,55	9,41	0,55
11	4770,3	1,91	9540,6	3,83	3,82	0,333	9,41	0,55	18,81	1,10
12	4770,3	1,91	28621,9	11,48	8,92	0,143	9,41	0,55	56,43	3,30
13	7112,1	2,85	1040,8	0,42	2,18	0,872	14,02	0,82	2,05	0,12
14	7112,1	2,85	4770,3	1,91	3,17	0,598	14,02	0,82	9,41	0,55
15	7112,1	2,85	9540,6	3,83	4,45	0,427	14,02	0,82	18,81	1,10
16	7112,1	2,85	28621,9	11,48	9,54	0,199	14,02	0,82	56,43	3,30

Conclui-se então que parte da faixa de vazões experimentais localiza-se entre os padrões de escoamento que podem causar grandes oscilações no modelo. Entretanto, deve-se ressaltar que não se esperam exatamente os mesmos resultados de padrões de escoamento obtidos no mapa de Taitel & Dukler, visto que este último representa escoamento vertical, que não é o caso do presente trabalho.

3.3 Aparato Experimental

A partir dos dados e valores apresentados nas seções 3.1 e 3.2 deste trabalho, o modelo para ensaios em laboratório pôde ser desenvolvido. As características de todos os equipamentos do sistema, assim como sua operação, são descritas a seguir.

3.3.1 Dados gerais e equipamentos do sistema

O aparato experimental foi construído nas instalações do LabPetro, na UNICAMP. As principais dimensões do laboratório são apresentadas na Figura 3.2, já com o modelo de *riser* em catenária na sua configuração obtida a partir da redução de escala (Tabela 3.5). A posição do ponto de toque do modelo com o chão (*TDP*) é também indicada.

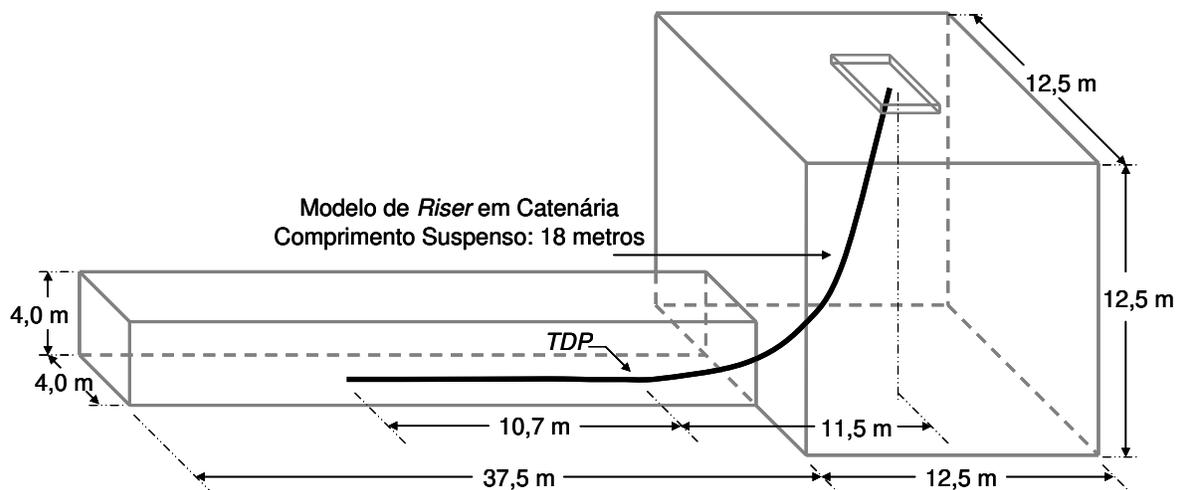


Figura 3.2 – Principais dimensões do laboratório.

O experimento consistiu em escoar água e ar através do modelo de *riser*, variando a velocidade de cada fase. Para cada par de vazões, foram coletados os seguintes dados:

- Imagens do modelo, ao longo do seu comprimento suspenso, com o intuito de determinar os deslocamentos do mesmo;
- Inclinação do modelo na conexão de topo;
- Força de sustentação do modelo na conexão de topo;

- Imagens do escoamento em um ponto imediatamente a montante do *TDP* para determinação de propriedades do fluxo bifásico.

Serão apresentados os equipamentos, instrumentos e acessórios utilizados na montagem e operação do sistema experimental, junto de suas respectivas especificações e faixa de trabalho.

Sistema de Ar Comprimido: Composto pelo compressor de ar rotativo e dois reservatórios de pressão. Esse sistema tem potência de 50 CV e pressão de operação de até 9,6 bar.

Reservatório de água: Foi utilizado um reservatório de água, com capacidade de 1 m³, posicionado no topo do laboratório. Esse reservatório tem duas funções: alimentar a bomba centrífuga e coletar a água que escoar pelo modelo de *riser*, de modo que a água coletada seja reaproveitada no experimento.

Bomba Centrífuga: A circulação de líquido ao longo do sistema foi realizada utilizando uma bomba centrífuga com rotor fechado. Um sistema de *by pass* (Figura 3.3) foi utilizado para a operação ideal da bomba, visto que nem toda a vazão dela é utilizada em todos os ensaios.



Figura 3.3 – Bomba centrífuga e registros de controle com *by pass*.

As principais características da bomba são:

- Fabricante: KSB, modelo C1500; potência: 1,5 CV
- Vazão máxima: 250 l/min (15 m³/h); elevação máxima: 46,2 m
- Altura máxima de sucção: 7 m

Medidor de Vazão de Gás: O medidor utilizado foi do tipo turbina, o qual possibilita a medição da vazão volumétrica de toda faixa de vazão de gás. O medidor tem saída de 4 a 20 mA.

- Fabricante: Nykon Dwyler, modelo MTG-012
- Faixa nominal de vazão: 0,7 a 67,0 l/min
- Linearidade: $\pm 1,0 \%$; repetibilidade: $\pm 0,25 \%$

Medidores de Vazão de Líquido: Foram utilizados dois medidores de vazão de líquido, um para vazões mais baixas e outro para vazões mais altas. Ambos os medidores têm saídas de 4 a 20 mA (miliampère). Para medição de baixas vazões, o medidor utilizado foi do tipo de deslocamento positivo com engrenagens ovais:

- Fabricante: Nykon Dwyler, modelo DP-012
- Faixa nominal de vazão: 0,8 a 8,0 l/min. Precisão: $\pm 0,5 \%$; repetibilidade: $\pm 0,1 \%$.

Para altas vazões, um medidor do tipo turbina foi adotado:

- Fabricante: Nykon Dwyler, modelo MTL-012
- Faixa nominal de vazão: 3,6 a 36,0 l/min. Linearidade: $\pm 0,5 \%$; repetibilidade: $\pm 0,1 \%$.

A Figura 3.4 mostra a bomba centrífuga e os três medidores de vazão.



Figura 3.4 – Bomba centrífuga e medidores de vazão.

Sistema de Injeção: O sistema de injeção de fluidos consiste de um injetor (misturador bifásico) e de uma janela de acrílico para visualização da formação do escoamento, localizada na saída do injetor (Figura 3.5).



Figura 3.5 – Sistema de injeção (misturador bifásico).

O sistema de injeção foi projetado para propiciar a mistura do gás e do líquido permitindo que o fluxo bifásico ocorra deste ponto do escoamento em diante. Para isso, o injetor conta com uma entrada para o gás no centro e outras duas entradas para o líquido ao lado da entrada de gás, na direção radial, conforme pode ser visto na Figura 3.6. O formato cônico do injetor tem a função de acelerar o líquido gradualmente, de modo que este se misture com o gás na saída do injetor.

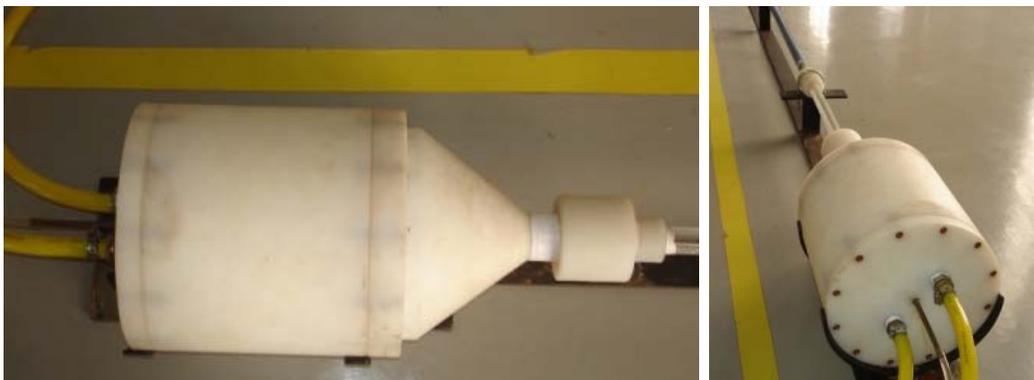


Figura 3.6 – Detalhes do sistema de injeção.

Modelo de Riser: Conforme apresentado anteriormente, diversos materiais foram analisados com o objetivo de se determinar o mais adequado à confecção do modelo de *riser*. A seleção levou em conta a necessidade de manter a relação de escala, entre o protótipo e o modelo, de parâmetros tais como o módulo de rigidez à flexão.

O modelo de *riser* foi confeccionado sob encomenda, possuindo 28,7 m de comprimento e diâmetros externo e interno de 25 e 19 mm, respectivamente. O material utilizado é o silicone translúcido 60/65 SHORE A.



Figura 3.7 – Modelo de riser em catenária.

Suporte de topo: Além do reservatório para a água, citado anteriormente, as instalações de topo contam também com um suporte para a sustentação do modelo. O suporte é robusto, feito em aço, de forma que este não oscile devido aos movimentos impostos pelo escoamento interno ao modelo de *riser*.

O suporte de topo do modelo conta ainda com uma cobertura para proteção dos equipamentos utilizados no topo, tais como câmera e dinamômetro. Pontos de rede e de energia elétrica estão disponíveis no topo do laboratório.



Figura 3.8 – Suporte de topo do modelo e cobertura.

Dinamômetro (Célula de Carga): A força de tração exercida na conexão de topo foi medida através de dinamômetro eletrônico. A montagem e posicionamento deste equipamento permitiram que este representasse uma conexão rotulada. O dinamômetro possui uma interface serial RS 232 para comunicação com o computador. Outros dados do equipamento são:

- Fabricante: Impac, modelo Lutron FG-20
- Capacidade máxima de carga: 20 kg
- Resolução: 0,01 kg; precisão: 0,5 %; taxa de amostragem: 5 Hz



Figura 3.9 – Dinamômetro e conexão de topo do modelo.

Sistema Óptico de Medição: O sistema óptico de medição dos deslocamentos é composto por sete câmeras. A primeira é responsável por filmar o escoamento bifásico, em um trecho imediatamente a montante do *TDP*. Deste modo, alguns parâmetros podem ser obtidos, tais como padrão de escoamento horizontal e frequência das golfadas. Outras cinco câmeras são

posicionadas ao longo do modelo, monitorando todo o trecho suspenso do mesmo. A última câmera captura imagens da conexão de topo do modelo, registrando o ângulo de topo. Deste modo, é possível obter dados de deslocamentos do modelo, tais como amplitude e frequência das oscilações. As câmeras utilizadas são do tipo webcam, com as seguintes características:

- Fabricante: Clone, modelo 11086
- Taxa de captura e resolução utilizadas: 5 Hz, 640 x 480 pixels
- Foco: 30 mm ao infinito, ângulo de abertura da lente: 56°



Figura 3.10 – Sistema óptico de medição.

Sistema de Aquisição de Dados: O sistema de aquisição de dados é composto por dois computadores e um condicionador de sinais, sendo que este último tem a função de receber os sinais fornecidos pelos instrumentos (medidores de vazão e dinamômetro), condicioná-los e transmiti-los para os computadores. As imagens capturadas pelas câmeras são também transmitidas para os computadores e neles armazenadas para posterior processamento, o qual é realizado pelo software LabView. Alguns dados sobre o sistema de aquisição de sinais:

Computador n°1:

- Processador: Pentium® 4 3,0 GHz; Memória RAM: 512 MB; Hard Disk: 60 GB.

Computador n°2:

- Processador: Pentium® 4 1,7 GHz; Memória RAM: 512 MB; Hard Disk: 40 GB.

Condicionador de sinais:

- Fabricante: National Instruments
- Módulo de condicionamento de sinais: NI SCXI-1000

- Módulo de aquisição e controle de dados USB: NI SCXI-1600
- Módulo com canais de entrada: NI SCXI-1102, 32 canais
- Terminal Block: NI SCXI-1308, 32 canais



Figura 3.11 – Sistema de aquisição de dados.

3.3.2 Funcionamento do sistema e procedimento operacional

No sistema, a circulação de água é feita em circuito fechado. Entretanto, a circulação da fase gasosa é feita de forma aberta, uma vez que o ar é liberado para a atmosfera após fluir através do sistema. Um esquema do aparato experimental é apresentado na Figura 3.12. Na seqüência, é feita a descrição do funcionamento do sistema e posteriormente cada uma das partes constituintes será apresentada.

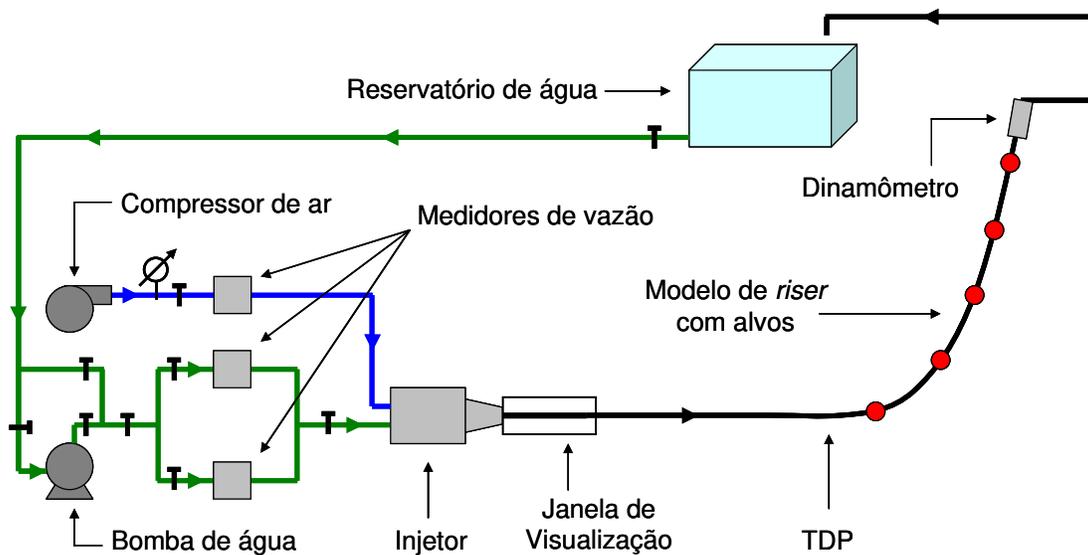


Figura 3.12 – Representação esquemática do sistema experimental.

Cada aparato de laboratório tem suas particularidades, seja na operação dos equipamentos, no manuseio dos sensores e até no controle do sistema como um todo. Essas atividades devem seguir um roteiro pré-estabelecido, a fim de evitar danos das partes constituintes, descalibração de sensores e captadores, mudanças da configuração inicial do sistema e, principalmente, acidentes. Neste projeto, o aparato utilizado conta com diversas válvulas e registros, os quais têm a função de controlar os escoamentos monofásicos e bifásicos de água e ar para proceder à realização dos ensaios desejados.

Primeiramente, aciona-se a célula de carga e o modelo é colocado em sua posição estática. O sistema óptico de medição é iniciado, capturando simultaneamente a posição estática de todos os pontos-alvo ao longo do comprimento do modelo.

Os registros que controlam a entrada de água no sistema são então abertos lentamente, a fim de preencher todo o sistema com água. Mesmo com a bomba inoperante, é possível fazer com que água preencha todo o sistema, devido à posição do reservatório no topo do laboratório. A partir de uma tubulação de PVC de 1,5 polegada de diâmetro, a bomba localizada no térreo do laboratório é alimentada. Após ser pressurizada pela bomba, a água segue na direção dos medidores de vazão. Ainda a montante dos medidores de vazão, existe um *by-pass*, visando ao bom funcionamento da bomba.

O sistema é mantido em funcionamento por um curto período de tempo com circulação apenas de água, eliminando-se possíveis bolsões de ar das tubulações. Válvulas anti-retorno garantem que não ocorra influxo de água na tubulação de ar, o que poderia danificar partes do sistema de compressão e medição de vazão do ar. Utilizam-se dois medidores de vazão de água para cobrir toda faixa de vazões necessária. O escoamento é direcionado somente através de um destes medidores para cada ensaio. Após os medidores, a água segue através da tubulação até a entrada do injetor.

O sistema de compressão do ar é acionado e regula-se a pressão de injeção no aparato, através de uma válvula de restrição de fluxo acoplada a um manômetro. O ar escoar através de uma tubulação de PVC de 3/4 de polegada, passando pelo medidor de vazão de gás, e em seguida se encaminha até o injetor.

Utilizando-se as válvulas de controle a montante dos medidores de vazão de ambas as fases, regulam-se as vazões desejadas para se atingir as vazões de um determinado caso experimental. Na saída do injetor, a água e o ar são misturados e o escoamento a partir deste dispositivo passa a ser bifásico. Imediatamente a jusante do injetor existe uma janela, feita em material acrílico e transparente, para visualização da formação do escoamento bifásico.

Após deixar a janela de visualização, o escoamento chega ao modelo, o qual apresenta seu primeiro trecho horizontal. Este trecho, que se inicia a jusante da janela de visualização e termina no *TDP*, tem comprimento igual a 10,7 metros. Na seqüência, a partir do *TDP*, tem início o segundo trecho do modelo com comprimento de 18,0 metros, o qual é suspenso até o topo do laboratório, com configuração estática de catenária. O escoamento interno excita o modelo de *riser*, causando oscilações cujas amplitudes serão registradas. Após o regime transiente, o fluxo entra em regime permanente.

No topo, o modelo é sustentado por um dispositivo acoplado a um dinamômetro, de modo que a força de tração na extremidade superior pode ser determinada. O dispositivo de sustentação permite a variação do ângulo de topo do modelo de acordo com a variação da carga, constituindo uma condição de vinculação do tipo rótula. O fluxo bifásico, após passar pelo trecho da conexão de topo, é conduzido por uma tubulação de PVC de 3/4 de polegada até o reservatório de água. O ar é liberado para a atmosfera e a água retorna ao sistema.

Para monitorar o deslocamento do modelo foi utilizado um sistema óptico de medição. Este sistema é capaz de determinar a posição de objetos posicionados como alvos ao longo do comprimento do *riser* (Figura 3.12). Portanto, os dados obtidos dos deslocamentos são obtidos para diversos pontos no comprimento da catenária. Esses dados posteriormente são utilizados para fornecer valores de amplitude e frequência dos deslocamentos.

A célula de carga mostra a variação temporal da força no topo do modelo. A vazão de cada fase é monitorada, sendo necessário que se mantenha estável. O histórico de tempo das vazões tem a função de mostrar qualquer variação significativa que as mesmas tenham durante o ensaio. As sete câmeras capturam imagens de distintos trechos do modelo. Todos os sinais captados

pelos instrumentos são transmitidos para o sistema de aquisição de dados, onde são armazenados para posterior processamento.

Repetem-se os procedimentos do ensaio. Cada ensaio, correspondente a cada par de valores de vazão para água e ar, é feito com o objetivo de validar os dados coletados previamente para aqueles mesmos valores de vazão.

Um fluxograma do procedimento experimental pode ser visto a seguir, na Figura 3.13.

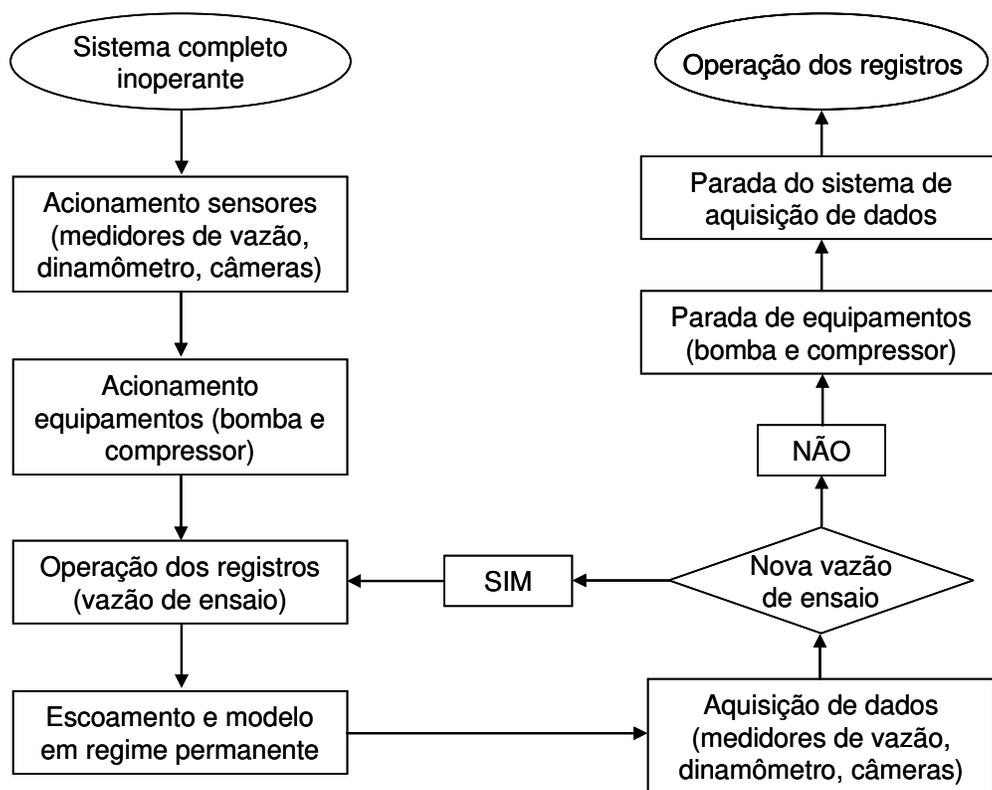


Figura 3.13 – Procedimento experimental.

3.3.3 Medição de deslocamentos

Esta etapa foi desenvolvida como parte de outro trabalho de pesquisa, em paralelo ao presente trabalho. Nesta seção apresenta-se a descrição simplificada do funcionamento do sistema de medição dos deslocamentos. O completo funcionamento do sistema óptico de medição dos deslocamentos é encontrado em Menezes Jr. (2008).

Conforme já mencionado, ao longo do trecho suspenso do modelo foram posicionados cinco pontos-alvo (Figura 3.14), a partir dos quais é monitorado o deslocamento do modelo quando este é excitado pelo escoamento interno. Além dos cinco pontos-alvo, a conexão de topo também é monitorada, com objetivo de obter a variação do ângulo de topo do modelo.

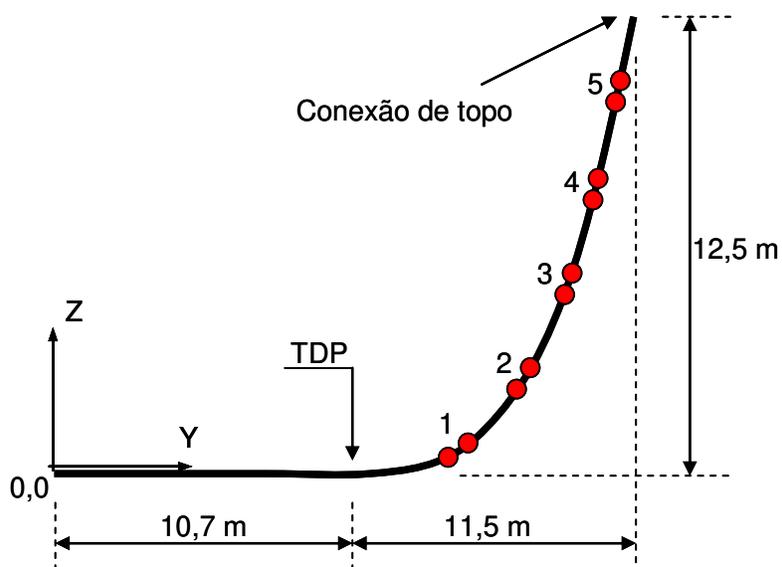


Figura 3.14 – Dimensões gerais do modelo com pontos-alvo.

As coordenadas da esfera inferior de cada ponto-alvo são apresentadas na Tabela 3.7, segundo o sistema de coordenadas da Figura 3.14. Cada ponto-alvo é constituído por duas esferas de isopor de 9 cm de diâmetro cada, com distância de 15 cm de centro a centro. Deste modo, pode-se obter a inclinação dos pontos.

Tabela 3.7 – Posição dos pontos-alvo no modelo.

Ponto-alvo	Coordenada horizontal Eixo y (m)	Coordenada vertical Eixo z (m)
Ponto 1	12,00	0,19
Ponto 2	14,38	1,15
Ponto 3	16,63	2,89
Ponto 4	18,62	5,28
Ponto 5	20,78	8,91
Conexão de topo	22,20	12,50

As câmeras foram distribuídas de forma que cada uma delas visualiza um ponto-alvo. Procurou-se manter equidistância entre os pontos, cobrindo todo o trecho suspenso do modelo. Uma câmera foi também posicionada em um trecho à montante do *TDP*, com o intuito de capturar imagens do escoamento bifásico no interior do duto em seu trecho horizontal. A frequência das golfadas pôde então ser obtida.

Nas imagens capturadas, as distâncias são dadas em pixels (*picture elements*). Posteriormente, os valores em pixels são convertidos para unidade métrica adequada, através de uma relação distinta para cada câmera, pois cada uma se localiza a certa distância do seu alvo.

Em cada um dos computadores é instalado um software que acessa as câmeras nele instaladas. A partir de um arquivo de configuração, são definidos a frequência e o tempo total de captura, além da resolução das imagens. No computador principal, um software sincroniza o início da captura, para que todas as câmeras inicializem ao mesmo tempo. Utiliza-se frequência de captura de 5 Hz, resolução de 640 x 480 pixels e tempo total de captura de 120 segundos. As imagens de cada câmera são armazenadas separadamente em pastas para posterior processamento. Durante o processamento, os dados capturados são interpolados por uma curva de ajuste de segundo grau, resultando em dados com taxa de 20 Hz.

Para que apenas os alvos fossem considerados no processamento das imagens, estes foram coloridos de forma que nada mais na imagem tivesse a mesma cor; desta forma, aplica-se um filtro na imagem para que apenas os pontos-alvo sejam reconhecidos pelo programa de processamento (Vision LabView). Em cada imagem capturada, os dois pontos-alvo então têm suas coordenadas (em pixels) determinadas. A variação da posição dos alvos entre imagens consecutivas é obtida inicialmente em número de pixels e posteriormente convertida para centímetros.

No Apêndice B, item B.2, encontram-se o sistema de coordenadas e o equacionamento para cálculo dos deslocamentos dos pontos-alvo.

A metodologia experimental proposta teve como objetivo determinar a influência do escoamento interno sobre o comportamento do *SCR*, em que abordou-se o fenômeno

separadamente dos demais carregamentos ambientais que são considerados no projeto desse *riser*. Ainda, foi possível evidenciar o comportamento do modelo experimental frente aos diferentes padrões de escoamento bifásico.

Além disso, resultados experimentais obtidos (frequência média das golfadas) foram empregados como dados de entrada para o modelo implementado. Assim, os resultados gerados a partir da simulação numérica podem ser comparados com aqueles obtidos experimentalmente.

As incertezas inerentes aos ensaios são um ponto importante em se tratando de trabalhos experimentais. Com objetivo de avaliar a repetibilidade e representatividade dos resultados obtidos no laboratório, todos os ensaios experimentais foram conduzidos em duplicata, buscando assim minimizar as incertezas envolvidas nos resultados.

Capítulo 4

Abordagem Matemática Aplicada

Neste capítulo são apresentadas as forças atuantes em um *riser* sujeito a pressões hidrostáticas devido à existência de dois fluidos: um ao seu redor, no qual o *riser* está imerso e outro em seu interior. Em seguida, a equação para determinação do comportamento dinâmico do *riser* é apresentada. O modelo numérico empregado para simular as forças oriundas do escoamento interno em um duto é também exposto, contemplando as principais variáveis responsáveis pelos esforços causados no *riser*. Finalmente, descreve-se o procedimento de implementação do modelo numérico.

4.1 Equações do comportamento do *riser*

O *riser* pode ser considerado como uma viga tracionada, sob a ação de carregamento lateral devido às pressões hidrostáticas e hidrodinâmicas. As equações clássicas para o comportamento estático de um *riser* podem ser encontradas em Patel e Witz (1991).

Para análise do comportamento estático de um *riser* de geometria arbitrária, em duas dimensões, seguem-se as notações do segmento infinitesimal do *riser* da Figura 4.1.

As forças estáticas no elemento da Figura 4.1 são as seguintes:

- a. Forças axial e cortante na parede do material;
- b. Força horizontal devido à resultante entre as pressões externa e interna, $(F_{y_o} + F_{y_i})$;

- c. Força vertical devido à resultante entre as pressões externa e interna, ($F_{z0} + F_{zi}$);
- d. Força de arrasto devido à corrente. O vetor velocidade é resolvido para as componentes normal e tangencial ao elemento, sendo apenas a componente normal considerada como exercendo força distribuída igual a N por unidade de comprimento;
- e. Peso do elemento (W_R), atuando verticalmente para baixo.

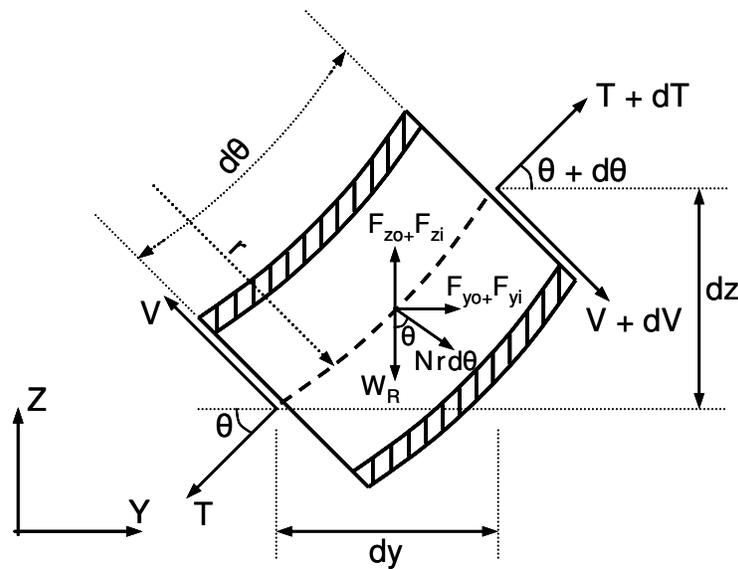


Figura 4.1 – Elemento infinitesimal do riser.

A análise do presente trabalho é feita em três dimensões e o riser é idealizado como um conjunto de elementos de viga, tendo cada elemento doze graus de liberdade (três de rotação e três de translação em cada extremidade). Maiores detalhes sobre o método dos elementos finitos podem ser encontrados em Hughes (1987).

A equação de movimento de um riser é análoga à equação que governa um sistema massa-mola, considerando também um termo de amortecimento. Essa equação se aplica a uma estrutura elástica, isto é, um elemento de viga orientado arbitrariamente no espaço (três dimensões), com doze graus de liberdade. Portanto, a equação diferencial que governa o movimento de um sistema com muitos graus de liberdade pode ser escrita como:

$$[M]\{\ddot{d}\} + [B]\{\dot{d}\} + [K]\{d\} = \{F\} \quad (4.1)$$

em que $[M]$ é a matriz de massa, $[B]$ a matriz de amortecimento estrutural, $[K]$ a matriz de rigidez global (elástica e geométrica), $\{\ddot{d}\}$, $\{\dot{d}\}$ e $\{d\}$ são respectivamente os vetores de aceleração, velocidade e deslocamento e $\{F\}$ o vetor força.

As matrizes são montadas e resolvidas considerando elementos de viga tridimensionais. No modelo dinâmico, a matriz de massa utilizada é construída na forma *lumped* (concentrada), isto é, distribuindo-se a massa do elemento de viga uniformemente entre os nós na forma de massa concentrada. A matriz de rigidez é construída com base na matriz de rigidez consistente, considerando os doze graus de liberdade do elemento. A matriz de amortecimento é construída pelo método de amortecimento proporcional de Rayleigh, que considera as matrizes de massa e de rigidez para a determinação da matriz de amortecimento.

Na análise dinâmica, as matrizes de rigidez e, conseqüentemente, de amortecimento, são atualizadas a cada passo de tempo. A matriz de massa é considerada constante no tempo. Os métodos utilizados na construção das matrizes de massa, amortecimento e rigidez são apresentados com detalhes em Ferrari Jr. (1998).

O vetor força é composto pelas forças externas atuantes no *riser*, tais como força de arrasto devido à onda e corrente na direção *in-line* (direção do escoamento) e força na direção transversal ao escoamento devido ao desprendimento de vórtices (*VIV*).

Entretanto, para o caso particular deste trabalho, o vetor força será constituído pelas forças oriundas do escoamento interno, que serão apresentadas posteriormente na seção 4.2. As forças externas devido à onda e corrente, por exemplo, também podem ser consideradas na análise, sendo somadas vetorialmente às forças do escoamento interno.

No presente trabalho é utilizada a integração numérica no domínio do tempo para resolver as equações dinâmicas. A integração é feita através de passos discretos de tempo. Nos métodos de integração no tempo são feitas hipóteses a respeito da variação dos deslocamentos e das

acelerações durante pequenos intervalos de tempo. A solução dos deslocamentos, no final de cada intervalo de tempo, fornece as condições para o começo do intervalo seguinte. Uma técnica comumente utilizada para se determinar a resposta de estruturas é o Método de Newmark β , o qual assume que deslocamento e velocidade ao final de um intervalo podem ser expressos em termos do deslocamento, velocidade e aceleração no início do intervalo e aceleração ao final do intervalo.

O método de integração utilizado, neste caso, é o Método HHT (Hilber, Hughes e Taylor), uma espécie de Método de Newmark modificado, com a inclusão de um parâmetro α , relacionado ao amortecimento viscoso. Além disso, também é considerada uma média das forças estáticas relativas ao início e ao final do intervalo de tempo, na equação do equilíbrio dinâmico.

4.2 Equações das forças do escoamento interno

Nesta seção é apresentado o modelo de Patel e Seyed (1989), o qual foi utilizado no presente trabalho para representar os esforços gerados pelo escoamento no interior de um *riser*. Paralelamente ao equacionamento desenvolvido pelos autores, são feitos comentários e análises a respeito das considerações do modelo.

A distribuição de pressão e o comportamento do escoamento de fluidos dentro de um *riser* têm um efeito substancial no comportamento estático e dinâmico do mesmo (Patel e Seyed, 1989). A resposta do *riser* frente ao escoamento interno será investigada neste trabalho, visto que os dois tipos principais de forças causadas na estrutura ocorrem devido aos seguintes mecanismos:

- a. Pressão hidrostática do fluido dentro do duto aplica duas componentes de força – uma relacionada ao peso do fluido e outra devido à curvatura do eixo da estrutura tubular. Analogamente, forças de empuxo e de curvatura são exercidas pela distribuição de pressão externa.
- b. A curvatura de um *riser* em catenária típico também induz forças permanentes e dependentes do tempo, devido à variação da quantidade de movimento, associada

com escoamento homogêneo (monofásico) ou heterogêneo (bifásico) dentro do duto.

O termo da pressão hidrostática é reconhecido na mecânica de *risers* verticais como uma contribuição para o termo da tração efetiva. Além disso, a taxa de variação da quantidade de movimento exerce forças estáticas e dinâmicas no *riser*. São apresentadas a seguir as equações para a força de excitação devido à variação da quantidade de movimento do escoamento interno, combinada com os efeitos da pressão interna.

4.2.1 Forças induzidas pelo escoamento interno

O escoamento interno gera forças no duto que podem ser divididas em dois tipos: forças estáticas induzidas pela taxa de variação da quantidade de movimento de um escoamento permanente homogêneo através do duto, e forças dinâmicas induzidas pelo escoamento permanente de massa específica variável ao longo do duto.

As forças devido ao escoamento homogêneo são examinadas primeiramente. A Figura 4.2 mostra um elemento curvado de um *riser*. O elemento tem comprimento ds , projeção horizontal dy e projeção vertical dz . Um fluido de massa específica constante ρ_o está escoando através do tubo com pressão média P e velocidade média U nas extremidades do elemento, denotadas por subscritos 1 e 2.

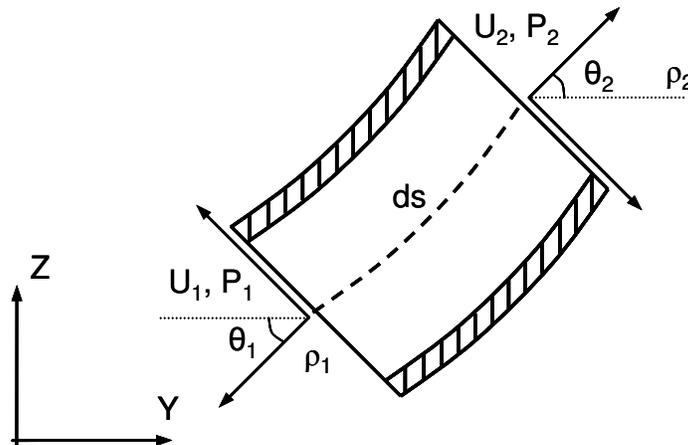


Figura 4.2 – Elemento de riser para escoamento em golfadas.

Para o volume de fluido dentro do elemento de duto, a força horizontal líquida devido às pressões do fluido nas interfaces em 1 e 2 é dada por:

$$P_1 A \cos \theta_1 - P_2 A \cos \theta_2 \quad (4.2)$$

A taxa de variação da quantidade de movimento do fluido na direção horizontal é dada por:

$$\rho_o A U_2^2 \cos \theta_2 - \rho_o A U_1^2 \cos \theta_1 \quad (4.3)$$

Chamando, respectivamente, de F_{ys} e F_{zs} as forças horizontal e vertical exercidas pelo tubo sobre o fluido interno, o equilíbrio de forças horizontais leva a:

$$F_{ys} = A(P_2 \cos \theta_2 - P_1 \cos \theta_1) + \rho_o A (U_2^2 \cos \theta_2 - U_1^2 \cos \theta_1) \quad (4.4)$$

Analogamente, para a direção vertical, a força total atuando no fluido é:

$$P_1 A \sin \theta_1 - P_2 A \sin \theta_2 + F_z - \rho_o g A_s \quad (4.5)$$

e a variação da quantidade de movimento na direção z é:

$$\rho_o A U_2^2 \sin \theta_2 - \rho_o A U_1^2 \sin \theta_1 \quad (4.6)$$

que resulta na expressão para F_{zs} :

$$F_{zs} = A(P_2 \sin \theta_2 - P_1 \sin \theta_1) + \rho_o A (g ds + U_2^2 \sin \theta_2 - U_1^2 \sin \theta_1) \quad (4.7)$$

As forças exercidas pelo fluido sobre o duto (f_{ys} e f_{zs}) são iguais e com sentido oposto a F_{ys} e F_{zs} .

$$f_{ys} = (P_1 \cos \theta_1 - P_2 \cos \theta_2) A + \rho_o A (U_1^2 \cos \theta_1 - U_2^2 \cos \theta_2) \quad (4.8)$$

$$f_{zs} = (P_1 \text{sen}\theta_1 - P_2 \text{sen}\theta_2)A + \rho_o A (U_1^2 \text{sen}\theta_1 - U_2^2 \text{sen}\theta_2 - g ds) \quad (4.9)$$

A parcela dinâmica das forças induzidas pelo escoamento interno depende da variação da massa específica do fluido que escoar ao longo do *riser*. A derivação a seguir considera o efeito de um escoamento em golfadas com massa específica variável no tubo. É considerado o efeito simultâneo de uma componente permanente e outra variante no tempo. Em uma primeira aproximação, as golfadas são consideradas como tendo a massa específica variando senoidalmente ao longo do comprimento do duto, sendo representada por:

$$\rho(s) = \rho_o + \rho_s \text{sen}(ks + \psi) e^{i\omega t} \quad (4.10)$$

em que ρ_s é a amplitude da variação da massa específica, k é o número de onda da golfada ($= 2\pi/\text{comprimento de onda da golfada}$), ω é a frequência da golfada ($= 2\pi/\text{período}$), ψ é um ângulo de fase arbitrário e t é a variável tempo.

Se o comprimento curvo total até as extremidades 1 e 2 (inicial e final, respectivamente) do elemento são denotados por s_1 e s_2 , então a mudança total de massa no elemento é dada por:

$$dM = \rho_s A e^{i\omega t} \int_{s_1}^{s_2} \text{sen}(ks + \psi) ds \quad (4.11)$$

O *riser* é dividido em pequenos elementos finitos, nos quais é feita a integração das equações para cálculo das variáveis da massa e pressão. Chamando de s_{top} o comprimento total até o topo do *riser*, a mudança na pressão dinâmica na extremidade 1 do elemento pode ser encontrada a partir da mudança total na massa da golfada acima dessa extremidade:

$$dP_1 = \rho_s g e^{i\omega t} \int_{s_1}^{s_{top}} \text{sen}(ks + \psi) ds \quad (4.12)$$

$$dP_1 = \frac{1}{k} \rho_s g e^{i\omega t} [\cos(ks_1 + \psi) - \cos(ks_{top} + \psi)] \quad (4.13)$$

Similarmente,

$$dP_2 = \frac{1}{k} \rho_s g e^{i\omega t} [\cos(ks_2 + \psi) - \cos(ks_{top} + \psi)] \quad (4.14)$$

A velocidade U_I é obtida a partir da equação da vazão mássica total:

$$\dot{Q} = \rho_o U_o A \quad (4.15)$$

sendo

$$U = \frac{\dot{Q}}{A[\rho_o + \rho_s \sin(ks + \psi) e^{i\omega t}]} \quad (4.16)$$

Para a Equação 4.16, a velocidade é obtida a partir da vazão mássica total. Do ponto de vista matemático, essa relação está correta. Do ponto de vista da mecânica dos fluidos, a variação da velocidade total do escoamento talvez não esteja sendo representada corretamente. Um estudo detalhado a respeito do desenvolvimento da velocidade no interior do duto seria necessário para expressar essa função. Portanto, a força total exercida pelo tubo sobre o volume de fluido será igual a:

$$\rho_2 A U_2^2 \cos \theta_2 - \rho_1 A U_1^2 \cos \theta_1 = P_1 A \cos \theta_1 - P_2 A \cos \theta_2 + F_y \quad (4.17)$$

e

$$\rho_2 A U_2^2 \sin \theta_2 - \rho_1 A U_1^2 \sin \theta_1 = P_1 A \sin \theta_1 - P_2 A \sin \theta_2 - Mg + F_z \quad (4.18)$$

onde $P_1 = P_{1(estática)} + dP_1$, $P_2 = P_{2(estática)} + dP_2$, $M = M_{(estática)} + dM$, ρ_1 = massa específica instantânea no nó 1 e ρ_2 = massa específica instantânea no nó 2.

Finalmente, as forças exercidas no tubo, pelo escoamento interno bifásico água-ar, nas direções y (horizontal) e z (vertical) são dadas, respectivamente, por:

$$f_y = A[(P_1 + \rho_1 U_1^2)\cos\theta_1 - (P_2 + \rho_2 U_2^2)\cos\theta_2] \quad (4.19)$$

$$f_z = A[(P_1 + \rho_1 U_1^2)\sin\theta_1 - (P_2 + \rho_2 U_2^2)\sin\theta_2] - Mg \quad (4.20)$$

Para o caso particular do presente trabalho, o vetor força é constituído pelas forças oriundas do escoamento interno, apresentadas nesta seção. Essas forças atuam na direção do escoamento (forças de pressão – plano yz) e também na direção normal ao mesmo (forças de inércia do fluxo – plano yz). Considera-se também que fora do plano do escoamento, na direção transversal ao mesmo, não existem forças induzidas pelo escoamento interno.

A partir desse ponto, cabem alguns comentários a respeito do modelo numérico. A massa específica do fluido interno é uma das mais importantes variáveis a serem consideradas. Conseqüentemente, é importante que o comportamento da mesma seja representado adequadamente.

O padrão bifásico golfada assume que pistões de líquido preencham toda a seção transversal do duto. Os pistões de líquido devem ser intercalados por pistões de ar, os quais ocupam quase toda seção transversal, ocorrendo um filme de líquido na parte inferior do duto.

Para que o padrão golfadas seja representado pela função seno, existem três situações distintas para o valor médio da função, conforme descrito na Tabela 4.1.

Portanto, a utilização de uma função seno para representar o padrão golfadas não considera o correto comportamento físico, de cada uma das fases, para todas as combinações de vazões. Esta é uma limitação do modelo de Patel e Seyed, o qual está sendo utilizado neste trabalho.

Tabela 4.1 – Comportamento do modelo numérico para o padrão golfadas.

Valor do conteúdo de líquido (λ_L)	Comportamento do escoamento bifásico
$0 < \lambda_L < 0,5$	A vazão de líquido é inferior à vazão de ar. A função seno terá valor máximo menor que 1,0. Isso significa que o “pistão de líquido” representado pela função da massa específica (Equação 4.10) não preencherá toda a seção transversal do duto. Este fato não caracteriza por completo o padrão golfadas.
$\lambda_L = 0,5$	As vazões de ambas as fases são iguais. A seção transversal contém apenas líquido em um momento (seno igual a 1,0) e apenas ar após certo intervalo de tempo (seno igual a -1,0 e $\rho(s) = 0$).
$0,5 < \lambda_L < 1,0$	A vazão de líquido é superior à vazão de ar. O valor mínimo da função seno será maior que zero. Isso significa que sempre haverá líquido na seção transversal, fato que normalmente ocorre no padrão golfadas.

O padrão bifásico anular é caracterizado pela fase líquida se movimentar como um filme junto às paredes do duto e também como gotículas dispersas na fase gasosa. Esta última se movimenta pelo centro do duto. A variação da massa específica é quase nula, visto que não ocorre intermitência. Portanto, para que o modelo numérico reproduza o padrão bifásico anular, deve-se considerar zero o termo ρ_s . Por não existirem golfadas neste padrão, o termo ω também se iguala a zero.

O padrão bifásico agitante, pelo caráter caótico das fases, necessita de um estudo dedicado para o seu correto equacionamento. Entretanto, como avaliação inicial, sua representação pela função seno proposta será considerada, assim como para o padrão golfadas.

Por outro lado, observando-se o termo da massa do fluido interno (M) na Equação 4.20, verifica-se uma variação no tempo. Assim sendo, a matriz de massa (Equação 4.1) deve ser atualizada a cada passo de tempo para uma melhor representação estrutural do *riser*; contudo isso não está sendo considerado nessa etapa do trabalho.

4.2.2 Implementação do modelo numérico

A implementação numérica deste trabalho foi realizada em um programa com fins de uso acadêmico e de desenvolvimento. Este programa realiza simulações numéricas do

comportamento estático e dinâmico de *risers* submetidos à ação de correnteza, onda e movimentos da plataforma (Anflex, 2001). A codificação desse programa é em linguagem Fortran. As implementações realizadas nesse trabalho consistiram na codificação das equações propostas por Patel & Seyed (1989) para cálculo do efeito do escoamento interno no comportamento do *riser*. A análise dinâmica é feita no domínio do tempo.

Existe uma rotina responsável pelo cálculo do carregamento equivalente nos nós, na qual são consideradas todas as forças externas, tais como aquelas oriundas da ação de correnteza e onda, peso, empuxo e *VIV*. Dentro desta rotina, o modelo de escoamento interno foi implementado em uma nova sub-rotina.

As implementações realizadas correspondem às rotinas de cálculo das variáveis do escoamento, tais como pressão, massa e velocidade. Após o cálculo dessas variáveis, são obtidos os valores da força do escoamento interno, conforme as Equações 4.19 e 4.20. Deste modo, o modelo implementado calcula forças dinâmicas em duas direções, consideradas juntamente com as demais forças externas.

Na Figura 4.3 é apresentado um fluxograma contendo o funcionamento do programa que faz a análise no domínio do tempo, em conjunto com o modelo de escoamento interno implementado.

Para o caso de considerar apenas o carregamento devido ao escoamento interno, o vetor força da equação 4.1 será composto apenas pelas Equações 4.19 e 4.20. Caso existam forças devido à ação de ondas, correnteza e desprendimento de vórtices, por exemplo, aquelas também serão consideradas no vetor de força da Equação 4.1, conforme apresentado.

Portanto, uma sub-rotina foi criada para que todos os parâmetros do escoamento interno, apresentados na seção 4.2.1, fossem calculados, e então as forças resultantes (Equações 4.19 e 4.20) pudessem ser consideradas junto das demais forças externas. Além disso, um novo arquivo de entrada para o programa foi criado. Através desse arquivo, são fornecidas as características do fluxo bifásico, a saber: massa específica média do escoamento (dependente do *holdup*),

amplitude de variação da massa específica, frequência média e comprimento de onda das golfadas e velocidade total da mistura bifásica.

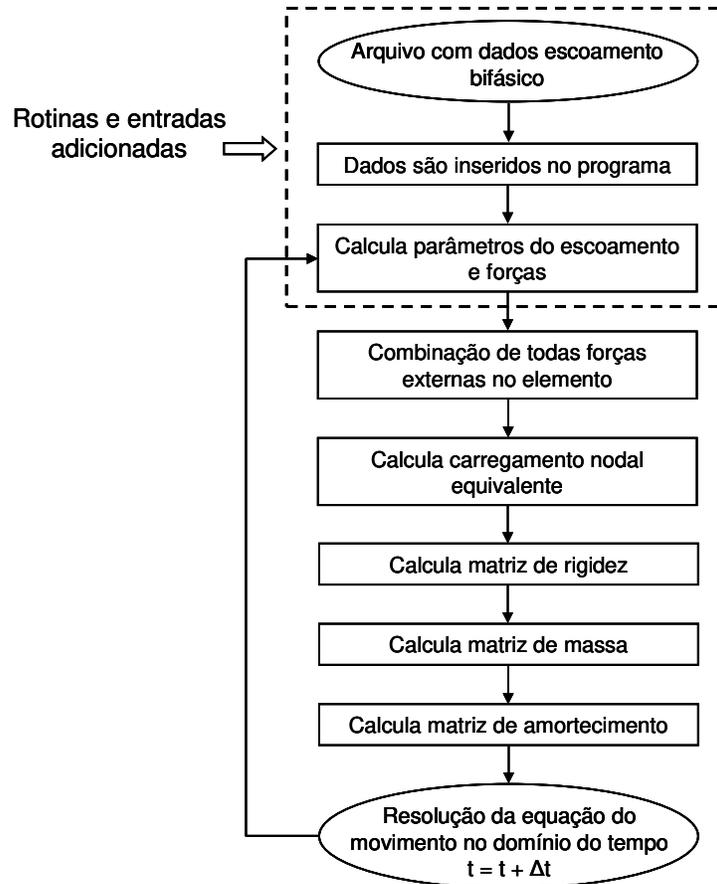


Figura 4.3 – Fluxograma do programa com modelo de escoamento interno.

Uma segunda sub-rotina foi criada para abrir o arquivo de entrada, disponibilizando o valor das variáveis dentro do programa. O modelo de esforços por escoamento interno é calculado, gerando o valor final das forças em cada elemento. Na seqüência, juntamente com as outras forças externas, calcula-se o vetor de forças externas nos elementos e, posteriormente, calcula-se o vetor de força equivalente nos nós. Desse modo, todas as forças que solicitam o *riser* são computadas dentro do programa.

O modelo de esforços implementado parte da premissa da variação senoidal da massa específica da mistura bifásica no interior do *riser*. As forças são oriundas da ação gravitacional e variações da quantidade de movimento e da pressão do escoamento.

Desse modo, a principal limitação do modelo de esforços é a não consideração do real comportamento físico de cada uma das fases do escoamento bifásico. A utilização de uma função seno para representar o escoamento ar-água para os diferentes padrões de escoamento é responsável por essa limitação.

Por outro lado, o modelo tem boa representatividade física da realidade, ao considerar que o escoamento bifásico resulta em cargas distribuídas, periódicas e em movimento no interior do duto. Entretanto, devido às limitações do modelo de esforços, na comparação entre as metodologias aplicadas (experimental e numérica), diferenças entre os resultados são esperadas.

Capítulo 5

Resultados e Discussão

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos neste trabalho. Para a parte experimental, resultados referentes ao escoamento e ao modelo de *riser*, e os obtidos através da simulação numérica também são apresentados. Posteriormente, comparações são realizadas entre valores obtidos para o experimento e para a simulação.

5.1 Resultados do modelo experimental

A seguir, serão apresentados os resultados obtidos neste trabalho para o modelo experimental no que se refere às frequências naturais e amortecimento global do sistema.

5.1.1 Ensaio de decaimento

Foram realizados ensaios de decaimento no modelo experimental, com o objetivo de determinar as frequências naturais e amortecimento global do sistema (composto pelo amortecimento do modelo, do fluido e atrito). Esses ensaios foram realizados de duas maneiras: com o modelo sem água, apenas ar em seu interior, em todo seu comprimento, chamado de Modelo Vazio e com o modelo completamente preenchido com água em todo seu comprimento, chamado de Modelo Cheio.

Primeiramente, o modelo foi preenchido com água e colocado em sua posição inicial. A partir do ponto-alvo número 2, com o uso de um cabo auxiliar, deslocou-se o modelo de 50 cm (20 vezes o diâmetro externo) na direção normal, conforme Figura 5.1. Ao liberar o cabo, o

modelo oscila, e os movimentos dos pontos-alvo são capturados pelas câmeras. Em seguida, toda água é retirada do interior do modelo e realiza-se novamente o ensaio de decaimento, agora com o modelo vazio.

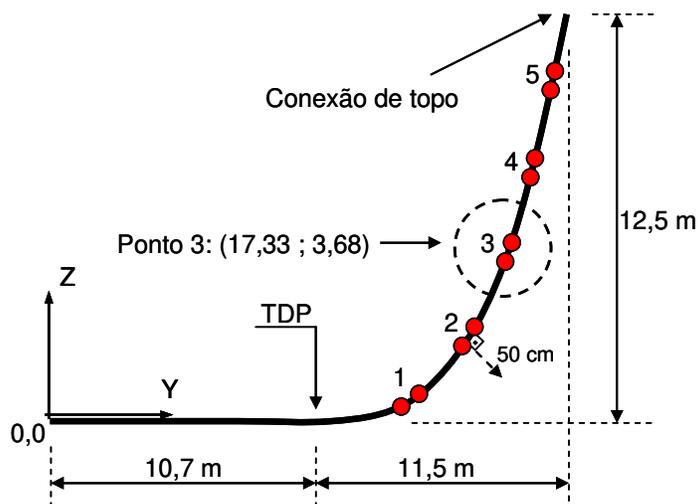


Figura 5.1 – Ensaio de decaimento do modelo experimental.

Os ensaios são realizados em duplicata para a validação dos resultados obtidos; estes são apresentados considerando o ponto-alvo 3, mostrado na Figura 5.1, os quais podem ser considerados resultados típicos, visto que os demais seguem a mesma tendência. Consideram-se as situações do modelo vazio (Figura 5.2) e cheio (Figura 5.3). As direções dos deslocamentos são definidas como horizontal (direção Y) e vertical (direção Z), segundo a Figura 5.1.

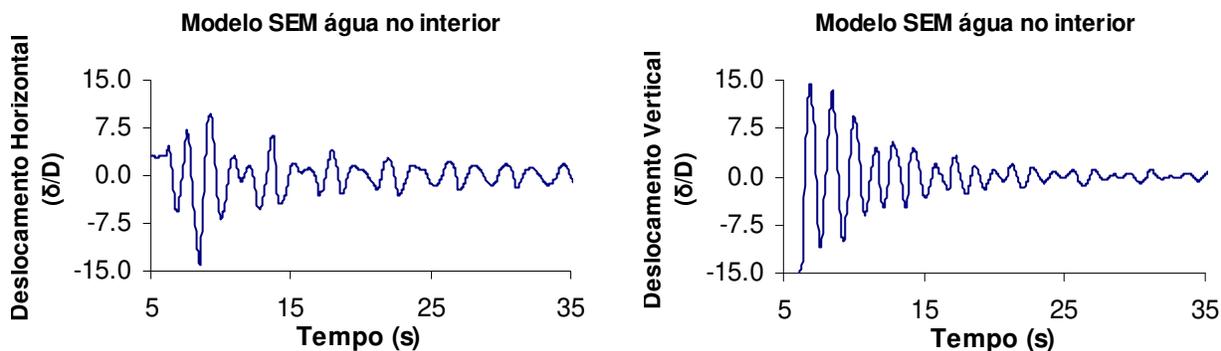
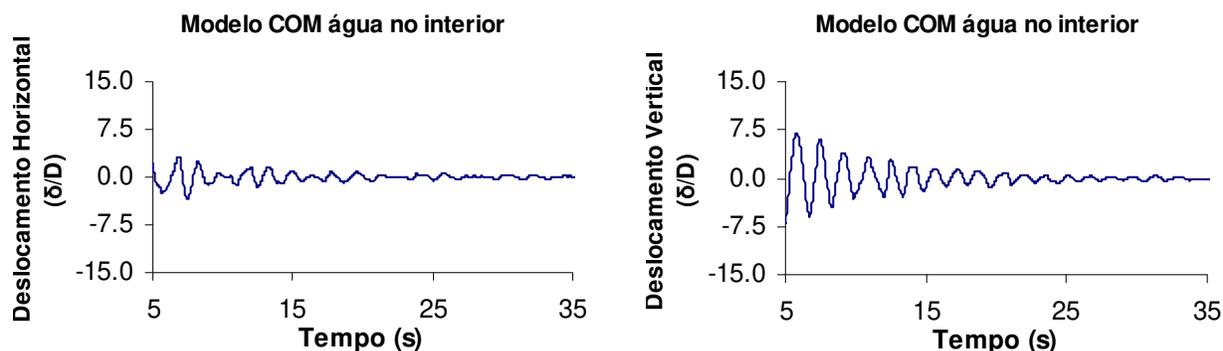


Figura 5.2 – Histórico de deslocamentos.
Ensaio de decaimento com o modelo sem água no interior.

Para que possa determinar a direção e a amplitude dos deslocamentos, estes são apresentados separadamente para os dois eixos (horizontal e vertical) da Figura 5.1. Deste modo, também poderão ser determinadas as respostas em frequência em cada direção.



*Figura 5.3 – Histórico de deslocamentos.
Ensaio de decaimento com o modelo totalmente preenchido com água.*

A partir dos resultados anteriores foi possível determinar o amortecimento global para as duas condições: modelo com água no seu interior (cheio) e modelo sem água no seu interior (vazio). O procedimento para cálculo do amortecimento global é apresentado no Apêndice B, item B.3.

O amortecimento global médio encontrado para o sistema experimental completo é apresentado na Tabela 5.1. Percebe-se que existe um aumento do amortecimento com a presença de líquido no interior do modelo. Com esses valores foi possível simular os casos experimentais com o modelo de escoamento interno implementado.

Tabela 5.1 – Amortecimento global obtido experimentalmente.

Modelo	Amortecimento (%)
Sem água	0,50
Com água	0,70

Além do amortecimento global, foi possível determinar as frequências naturais da resposta do modelo. As frequências correspondentes aos gráficos da Figura 5.2 são apresentadas na sequência, para o caso de considerar o modelo sem água no seu interior. Para o cálculo dos

espectros, utilizou-se o procedimento do Apêndice C, entretanto com 512 pontos sem dividir o histórico em blocos, devido ao número limitado de pontos. Além disso, janelamento de Hann foi também aplicado para os ensaios de decaimento.

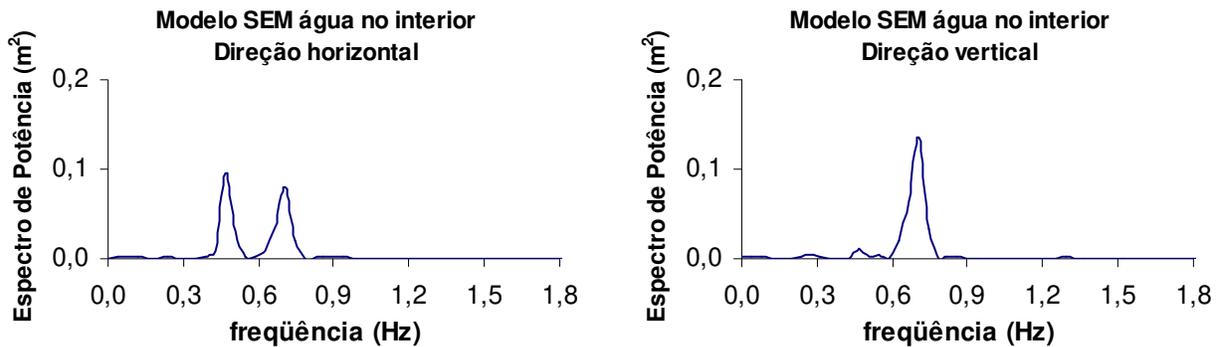


Figura 5.4 – Respostas em frequências relativas ao ensaio de decaimento – modelo sem água.

Pode-se notar a existência de duas frequências principais (0,47 e 0,70 Hz) e com aproximadamente as mesmas energias para a direção horizontal. Na direção vertical, ocorrem as mesmas frequências dominantes, entretanto existe mais energia no segundo pico que no primeiro.

Para o caso de realizar o ensaio de decaimento com o modelo preenchido com água, espera-se que o modelo oscile em frequências mais baixas. Além disso, as amplitudes de oscilação devem ser menores, visto que o sistema tem maior massa linear. Este comportamento pode ser observado na Figura 5.5.

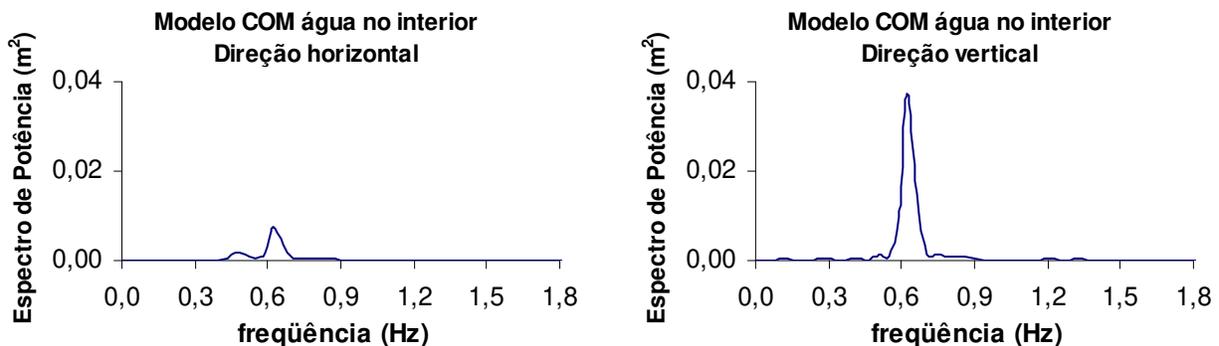


Figura 5.5 – Respostas em frequências relativas ao ensaio de decaimento – modelo com água.

Os resultados indicam novamente a existência de duas frequências principais na direção horizontal. Entretanto, estas valem 0,47 e 0,63 Hz, ou seja, o primeiro pico se manteve, e o segundo pico é menor quando comparado com a resposta do modelo sem água. Também foi possível notar que o valor de energia contida em cada frequência diminuiu sensivelmente.

5.1.2 Ensaios com escoamento interno – resultados do escoamento bifásico

Os ensaios experimentais foram realizados seguindo os valores de vazões da Tabela 5.2. Para cada ensaio realizado, os deslocamentos dos pontos-alvo e a força de topo eram medidos. Além disso, o escoamento bifásico foi filmado numa seção imediatamente à montante do *TDP*. Desta forma, foi possível determinar o padrão de escoamento e a frequência média das golfadas (quando aplicável) que seguiam pelo trecho em catenária do modelo. Os padrões de escoamento e frequências médias das golfadas se encontram na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Velocidades das fases, padrões de escoamento e frequência média das golfadas.

Caso	Velocidade Superficial Fase Líquida = V_{SL} (m/s)	Velocidade Superficial Fase Gasosa = V_{SG} (m/s)	Resultados Experimentais	
			Padrão de Escoamento	Frequência das Golfadas
1	0,06	0,12	Golfada	0,11
2	0,06	0,55	Golfada	0,19
3	0,06	1,10	Golfada	0,26
4	0,06	3,30	Anular	--
5	0,12	0,12	Golfada	0,17
6	0,12	0,55	Golfada	0,21
7	0,12	1,10	Golfada/Agitante	0,27
8	0,12	3,30	Anular	--
9	0,55	0,12	Golfada	1,15
10	0,55	0,55	Golfada	0,98
11	0,55	1,10	Golfada/Agitante	0,68
12	0,55	3,30	Agitante/Anular	0,50
13	0,82	0,12	Golfada	1,11
14	0,82	0,55	Golfada/Agitante	0,97
15	0,82	1,10	Golfada/Agitante	0,82
16	0,82	3,30	Agitante/Anular	0,52

Pela análise da Tabela 5.2, percebe-se que, para os casos de 1 a 4 e casos de 5 a 8, a frequência média das golfadas aumenta conforme se aumenta a vazão (ou velocidade superficial)

do ar; os casos 4 e 8 resultaram em escoamento anular, não ocorrendo golfadas nesses casos no modelo de *riser*. Já para os casos de 9 a 12 e casos de 13 a 16, ao aumentar a velocidade superficial do gás, as frequências médias das golfadas diminuem. Entretanto, não ocorre formação do padrão anular no modelo.

5.1.3 Ensaios com escoamento interno – deslocamentos e frequências

Agora serão apresentados os deslocamentos do modelo de *riser* obtidos experimentalmente com os ensaios com escoamento interno. Serão exibidos os resultados para o ponto-alvo 3, visto que este se localiza numa seção intermediária do trecho suspenso e o histórico de deslocamentos desse ponto segue a mesma tendência que os demais.

Os resultados dos deslocamentos são apresentados para as duas direções do movimento do modelo: horizontal (direção Y) e vertical (direção Z) da Figura 5.1. Os valores plotados nos gráficos de deslocamentos seguem o equacionamento apresentado no Apêndice B, item B.2.

A partir da Figura 5.6 pode-se notar grande deslocamento do ponto ao longo do tempo. A oscilação do modelo chega a picos de cinco diâmetros. O comportamento se assemelha para ambas as direções (horizontal e vertical).

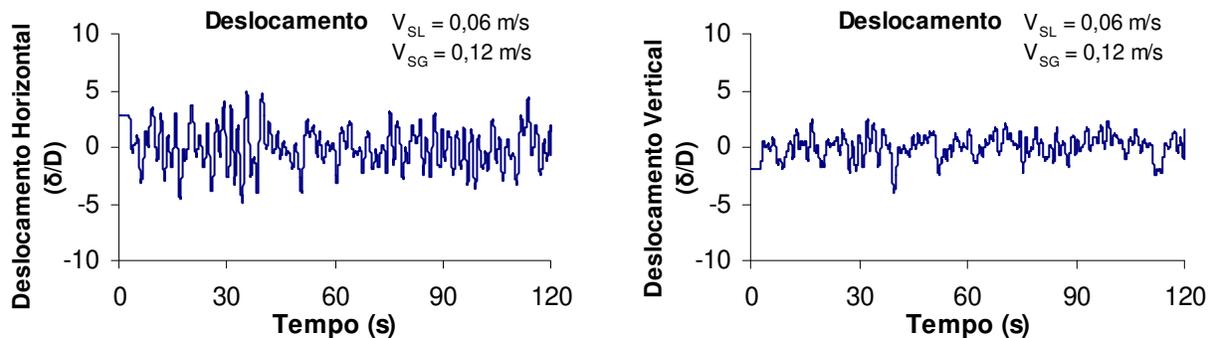
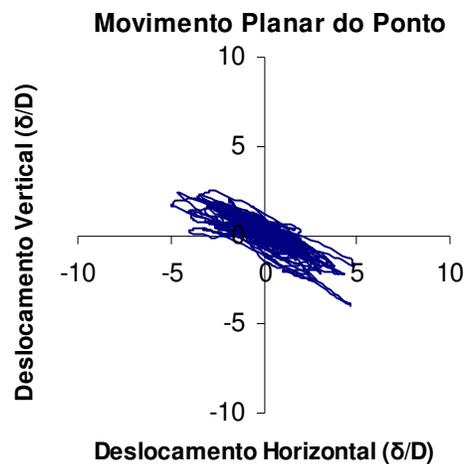


Figura 5.6 – Histórico de deslocamentos – padrão golfadas.
Velocidade da água = 0,06 m/s e velocidade do ar = 0,12 m/s.

Essas oscilações se devem a dois motivos principais: o primeiro é o fato de que o escoamento bifásico, nos padrões golfadas ou agitante, tem sua massa específica variando ao longo do tempo em um dado ponto do *riser*, e variando também ao longo do comprimento do

riser, para um dado instante de tempo. Com a variação da massa, forças gravitacionais variáveis são induzidas no modelo. O segundo motivo é a mudança na trajetória do escoamento, imposta pela curvatura do *riser* em catenária, acarretando em variação da quantidade de movimento do escoamento no interior do duto.

A composição do movimento nas duas direções, conforme apresentado na figura anterior, é apresentado na Figura 5.7. Percebe-se que a envoltória dos deslocamentos do ponto se aproxima de uma figura elíptica.

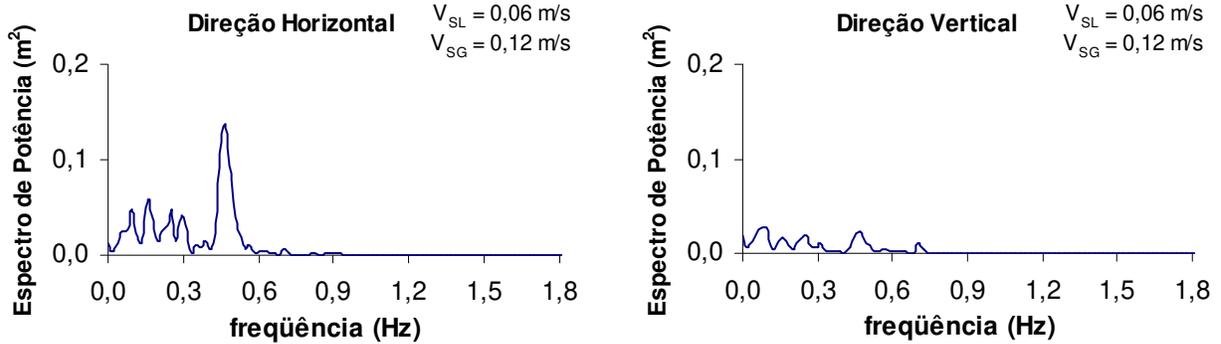


*Figura 5.7 – Movimento planar – padrão golfadas.
Velocidade da água = 0,06 m/s e velocidade do ar = 0,12 m/s.*

Percebe-se então que a variação da quantidade de movimento e da pressão hidrodinâmica do escoamento causa forças no modelo, as quais fazem com que esse modelo oscile. Segundo Griffith (1984), a máxima amplitude da força de excitação ocorre na transição entre os padrões agitante e anular.

A resposta em frequência referente aos deslocamentos foi calculada segundo apresentado no Apêndice C. Para os deslocamentos da Figura 5.7, tem-se os resultados da Figura 5.8.

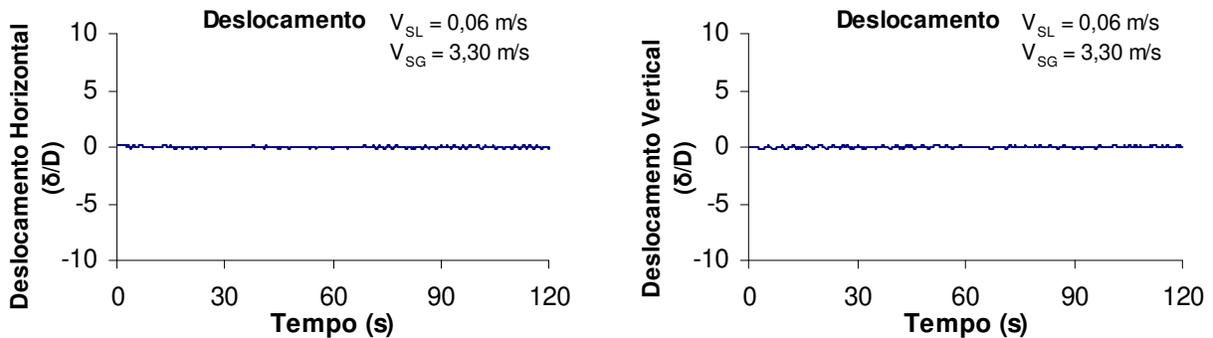
Pode-se notar a existência de várias frequências, entretanto o valor dominante é 0,49 Hz para deslocamento na direção horizontal. Na direção vertical, os picos concentram aproximadamente a mesma energia, não ocorrendo uma frequência dominante.



*Figura 5.8 – Respostas em frequência – padrão golfadas.
Velocidade da água = 0,06 m/s e velocidade do ar = 0,12 m/s.*

Outro padrão que foi reproduzido em laboratório foi o anular. Esse padrão se caracteriza pela fase gasosa ser contínua ao longo do tubo. A fase líquida se move como um filme junto às paredes do tubo e também como gotículas dispersas na fase gasosa. Apresenta pouca intermitência, resultando assim em um fluido, apesar de bifásico, quase homogêneo no que diz respeito à variação da massa específica no tempo. Deste modo, espera-se que esse padrão bifásico imponha pequenos valores de força ao modelo, resultando em baixa oscilação do mesmo.

A Figura 5.9 traz os resultados obtidos para o ensaio no qual ocorreu o padrão bifásico anular. Pode-se notar que a oscilação do modelo é praticamente nula. A variação da quantidade de movimento do fluxo é muito baixa, implicando em pequenas forças de excitação do modelo de riser.



*Figura 5.9 – Histórico de deslocamentos – padrão anular.
Velocidade da água = 0,06 m/s e velocidade do ar = 3,30 m/s.*

Agora serão apresentados resultados comparativos entre quatro casos experimentais. Para esses casos, a velocidade superficial do ar é constante ($V_{SG} = 1,10$ m/s), variando apenas a vazão de água. Serão apresentados os casos 3, 7, 11 e 15 da Tabela 5.2.

Na Figura 5.10 estão os históricos de deslocamentos na direção vertical; a mesma tendência foi observada para a direção horizontal. Nota-se que as amplitudes dos deslocamentos são muito próximas para os dois primeiros casos, quando a velocidade superficial de água é baixa ($V_{SL} = 0,06$ e $0,12$ m/s respectivamente). Para velocidades da fase líquida moderada ($V_{SL} = 0,55$ m/s) e alta ($V_{SL} = 0,82$ m/s), as amplitudes dos deslocamentos crescem, devido ao aumento da variação da quantidade de movimento do escoamento.

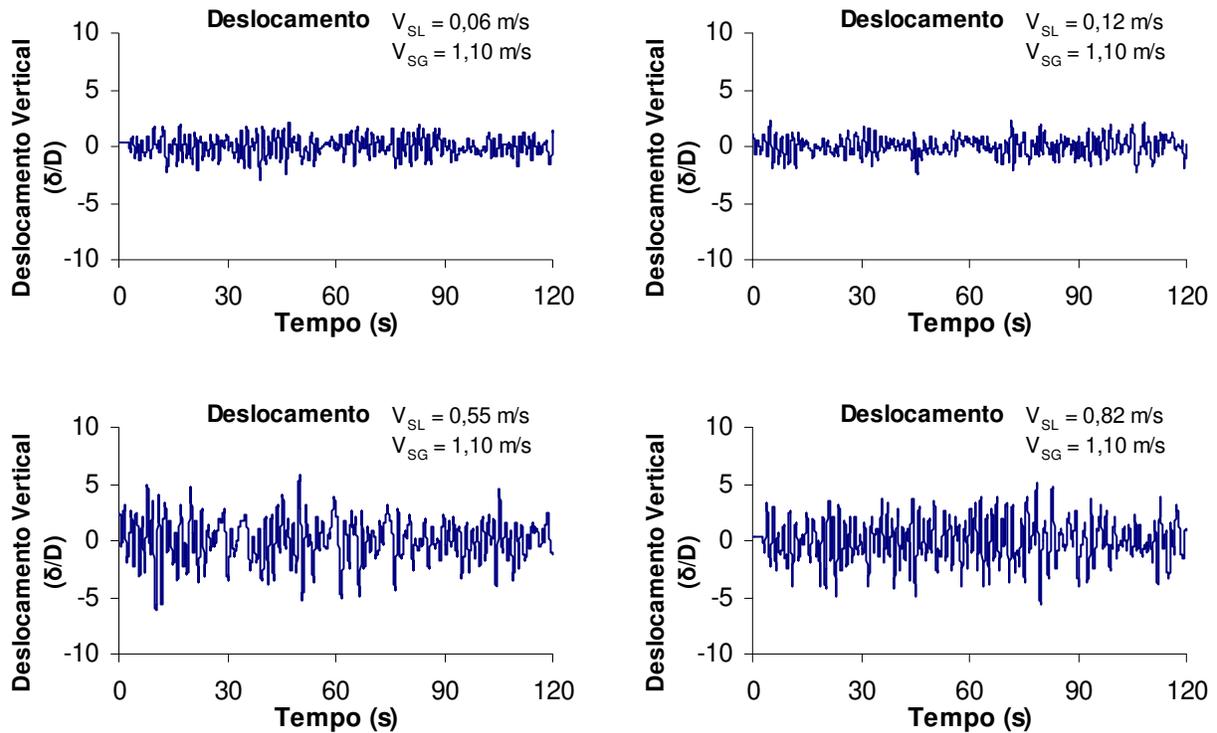


Figura 5.10 – Histórico de deslocamentos – padrões golfada e golfada/agitante. Velocidade da água variável e velocidade do ar = 1,10 m/s.

À medida que aumenta a vazão de água no modelo, tornando a mistura bifásica com maior massa específica, as amplitudes das oscilações aumentam como se pode perceber ao comparar esses quatro casos.

Os respectivos espectros de resposta em frequência desses casos são apresentados na seqüência, na Figura 5.11:

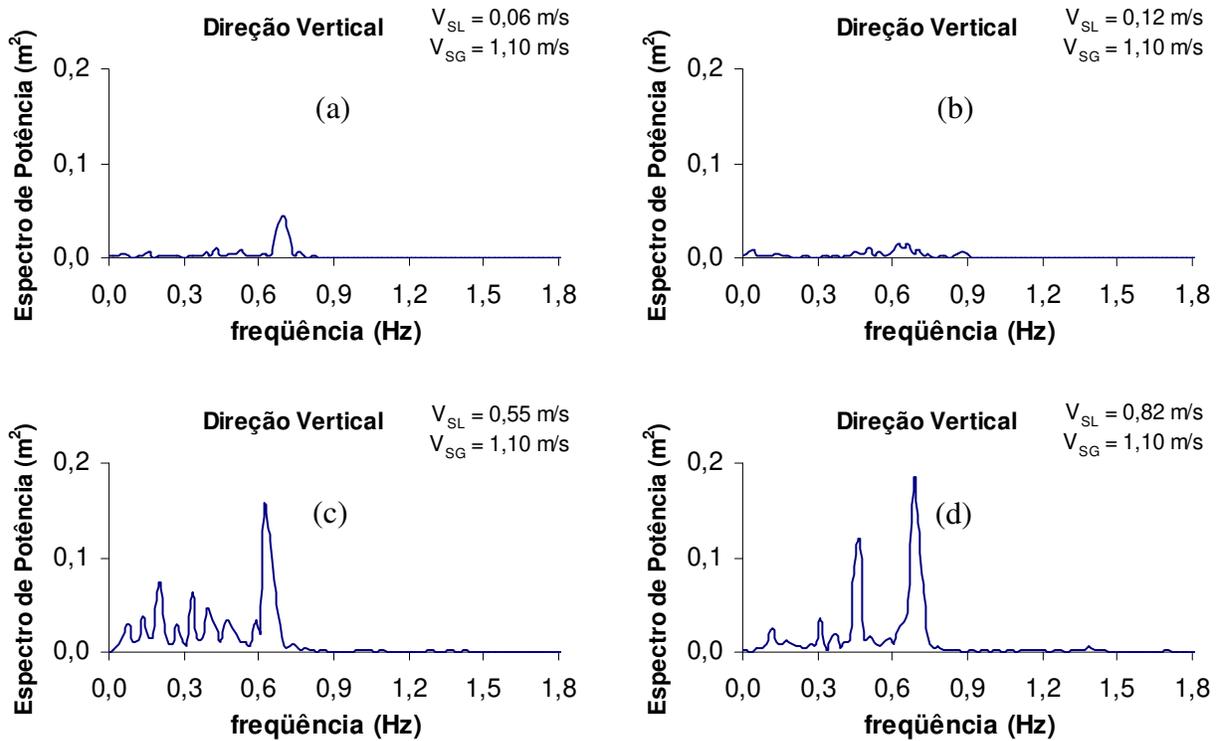


Figura 5.11 – Respostas em frequência – padrões golfada e golfada/agitante. Velocidade da água variável e velocidade do ar = 1,10 m/s.

De acordo com a Figura 5.11d, é possível identificar mais de uma frequência principal. Os dois picos principais têm valores de 0,45 e 0,68 Hz, valores muito próximos aos obtidos para as frequências naturais do modelo através dos ensaios de decaimento.

Através da Figura 5.11, nota-se que existem diversas frequências dominantes para o fenômeno em questão e que o modelo responde em frequências próximas às suas frequências naturais (Figura 5.4 e Figura 5.5). Portanto, é possível que ocorra ressonância, visto as grandes oscilações do modelo.

O comportamento e a tendência observados para os 16 casos experimentais são semelhantes, sendo que foram apresentados aqui os resultados típicos obtidos nos ensaios.

5.1.4 Ensaio com escoamento interno – força de topo

A força de topo foi determinada com a utilização de um dinamômetro, conforme já descrito anteriormente. A seguir, o histórico da força para um dos 16 casos experimentais:

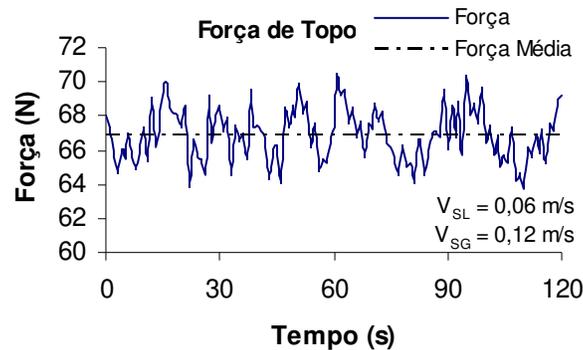


Figura 5.12 – Histórico da força de topo – padrão golfadas.
Velocidade da água = 0,06 m/s e velocidade do ar = 0,12 m/s.

Assim como os deslocamentos, a força de topo apresenta grande variação ao longo do tempo para escoamento em padrão golfada (Figura 5.12). Já, para o caso em que ocorreu padrão anular, houve pouca variação da força, visto que neste a massa específica da mistura é quase constante, resultando em baixos valores de oscilação e variação da força de topo no modelo (Figura 5.13).

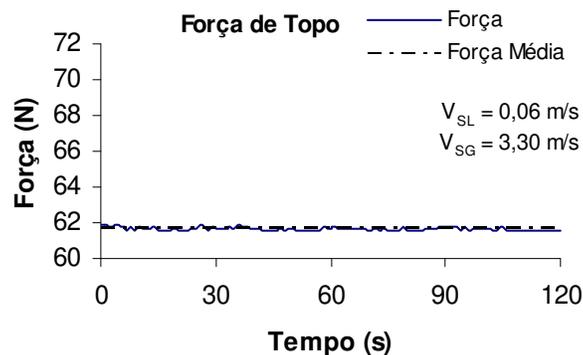
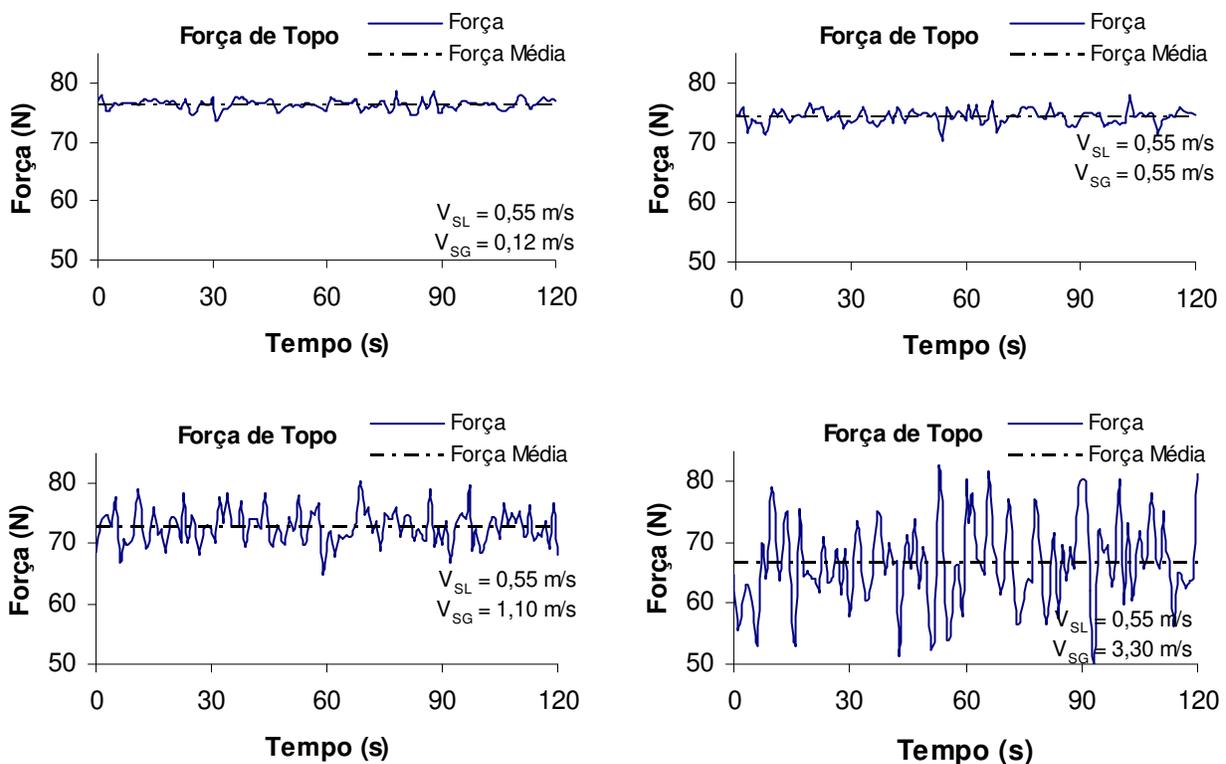


Figura 5.13 – Histórico da força de topo – padrão anular.
Velocidade da água = 0,06 m/s e velocidade do ar = 3,30 m/s.

Pode-se notar que ocorre uma diminuição da força média conforme aumenta a vazão de ar. Isso ocorre devido à diminuição da massa específica média da mistura bifásica no interior do modelo.

Este comportamento pode ser também observado na Figura 5.14 para os casos 9, 10, 11 e 12. Com menor massa total (massa do modelo mais massa do fluido interno), o modelo passa a experimentar oscilações de maior amplitude. Conseqüentemente, a força de topo apresenta maior variação ao longo do tempo.



*Figura 5.14 – Histórico da força de topo.
Velocidade da água = 0,55 m/s e velocidade do ar variável.*

Para o primeiro gráfico, o comportamento da força foi quase constante, com variações da ordem de 5 N. As variações aumentam progressivamente, chegando a valores da ordem de 30 N para o último gráfico.

5.2 Resultados do modelo numérico

Nesta seção serão apresentados os resultados obtidos neste trabalho a partir de simulação numérica. Os resultados são referentes aos históricos de deslocamentos, às respostas em frequência e à força de topo.

5.2.1 Frequência natural do modelo de *riser*

As frequências naturais puderam ser determinadas numericamente para o modelo de *riser* utilizado em laboratório. Na Tabela 5.3 estão os valores obtidos.

Tabela 5.3 – Frequências naturais obtidas numericamente para o modelo preenchido com água.

Modo	Frequência (Hz)
1	0,36
2	0,51
3	0,75
4	0,88
5	1,23
6	1,72

5.2.2 Simulações de escoamento interno – deslocamentos e frequências

Os resultados obtidos referentes aos deslocamentos para a simulação numérica são apresentados na seqüência. As respostas em frequência também são apresentadas. A numeração dos casos experimentais é a mesma para a simulação numérica. Deste modo, pode-se fazer a correspondência direta entre os ensaios experimentais e os resultados numéricos.

Os resultados dos deslocamentos são apresentados para as duas direções do movimento do modelo: horizontal (direção Y) e vertical (direção Z) da Figura 5.1, considerando o ponto-alvo 3, o mesmo utilizado na apresentação dos resultados experimentais. A partir dos históricos de deslocamentos, são apresentados os resultados em que o modelo se encontra em regime permanente.

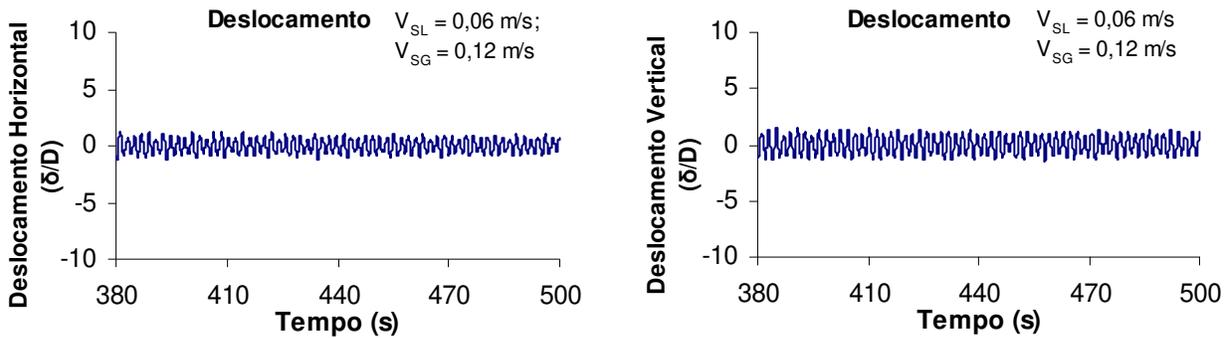


Figura 5.15 – Histórico de deslocamentos – padrão golfadas.
 Velocidade da água = 0,06 m/s e velocidade do ar = 0,12 m/s.

De acordo com a Figura 5.15, nota-se que o modelo numérico implementado gerou forças que causam oscilação no *riser*. Essas oscilações são da ordem de dois diâmetros para o caso mostrado na figura. Percebe-se também que o deslocamento em ambas as direções tem magnitudes próximas. Entretanto, a resposta do modelo numérico é comportada, com picos de praticamente mesmas amplitudes. O fato de considerar apenas uma frequência para as golfadas (frequência média das mesmas) contribui para esse comportamento, o que não ocorre no experimento.

A Figura 5.16 traz o espectro de frequências referente aos deslocamentos apresentados anteriormente.

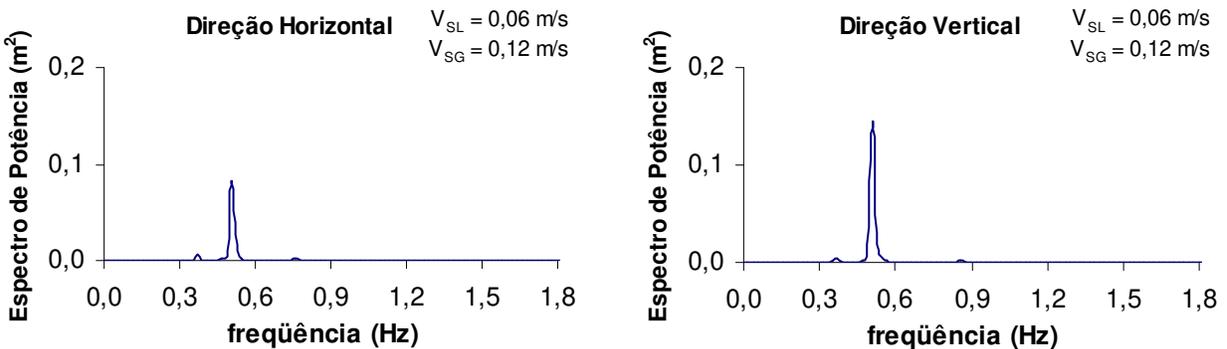


Figura 5.16 – Respostas em frequência – padrão golfadas.
 Velocidade da água = 0,06 m/s e velocidade do ar = 0,12 m/s.

Pode-se notar a existência de mais de uma frequência; entretanto o valor que concentra maior potência é 0,51 Hz para deslocamento na direção horizontal. Na direção vertical o mesmo comportamento é observado. Os outros valores que aparecem, com menor potência espectral, equivalem às frequências de 0,37 e 0,88 Hz.

Ao observar a Tabela 5.3, conclui-se que o modelo numérico responde em suas frequências naturais para esse caso de vazões de líquido e ar. Visto que o modelo de escoamento implementado considera escoamento bifásico em golfadas, percebe-se que esse caso foi bem representado pelo modelo de Patel & Seyed, no que diz respeito às amplitudes dos deslocamentos e frequências obtidas pela simulação, comparando com os resultados experimentais.

Considerando ainda o escoamento em golfadas, outros pares de vazão ar e água foram simulados. A partir da Tabela 5.2, apresentam-se os resultados de deslocamentos para os casos 2 e 6. Os respectivos espectros de frequência desses casos são apresentados na coluna da direita:

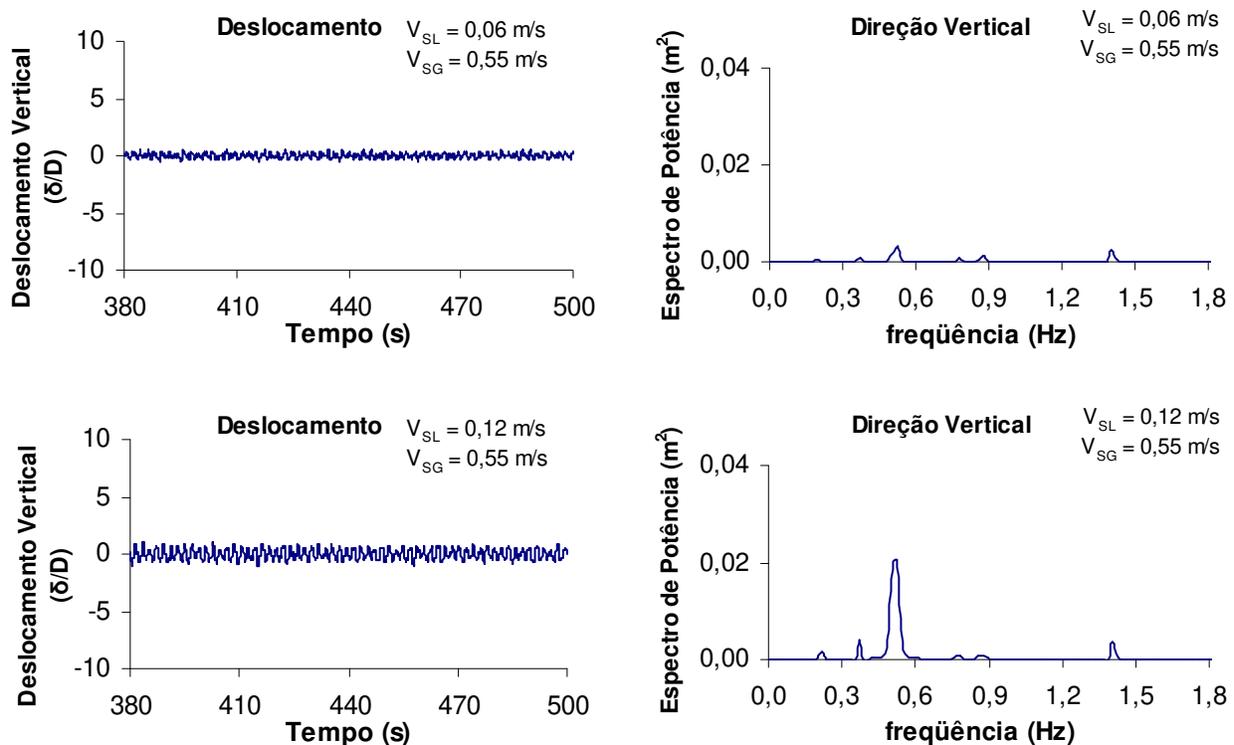


Figura 5.17 – Histórico de deslocamentos e respostas em frequência – padrão golfadas. Velocidade da água variável e velocidade do ar = 0,55 m/s.

Na Figura 5.17 estão os históricos de deslocamentos na direção vertical; a mesma tendência foi observada para a direção horizontal. Nota-se que as amplitudes dos deslocamentos crescem do primeiro caso ($V_{SL} = 0,06$ m/s) para o segundo ($V_{SL} = 0,12$ m/s), devido ao aumento da variação da quantidade de movimento do escoamento no interior do modelo de *riser*.

Ao analisar os espectros das respostas em frequência do modelo numérico na Figura 5.17, podem ser identificadas as mesmas seis frequências em cada um dos gráficos (visto que o movimento ocorre no plano), as quais são apresentadas na Tabela 5.4:

Tabela 5.4 – Frequências de resposta do modelo numérico.

Número da Frequência	Valor (Hz)
1 ^a	0,21
2 ^a	0,37
3 ^a	0,52
4 ^a	0,78
5 ^a	0,86
6 ^a	1,41

Comparando esses valores com os da Tabela 5.3, conclui-se que o modelo numérico responde em algumas de suas frequências naturais. Além disso, a frequência com maior potência nesse caso corresponde ao valor de 0,52 Hz.

Para determinar a representatividade do modelo numérico frente ao caso de escoamento bifásico no padrão anular, essa condição pôde ser também simulada. Considerou-se para esse caso, a frequência de golfadas (ω) e a amplitude variação de massa específica (ρ_s), ambas com valor de zero. Deste modo, a parcela dinâmica das forças do escoamento interno é nula e espera-se que o padrão bifásico não cause oscilações no modelo.

A Figura 5.18 traz os resultados da simulação do padrão bifásico anular. Assim como ocorreu no experimento, pode-se notar que a oscilação do modelo é praticamente nula. O pequeno deslocamento obtido se deve aos resíduos do integrador numérico, visto que não existem forças dinâmicas que excitam o modelo de *riser*.

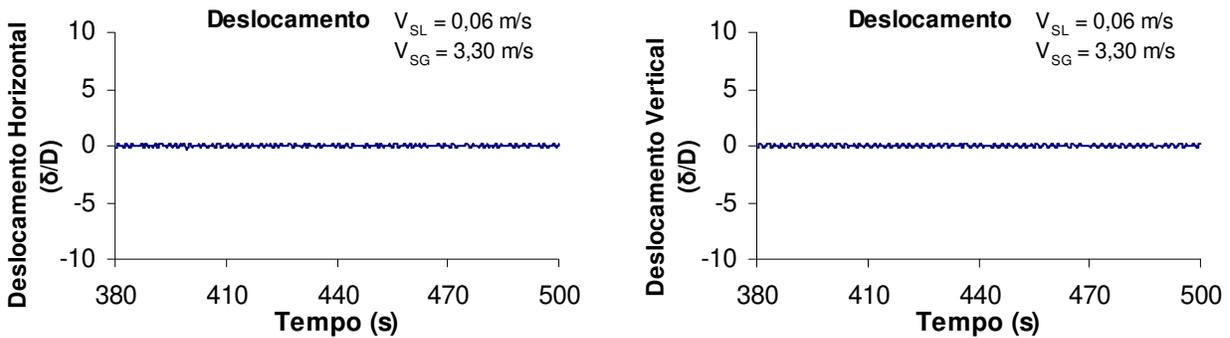


Figura 5.18 – Histórico de deslocamentos – padrão anular.
 Velocidade da água = 0,06 m/s e velocidade do ar = 3,30 m/s.

5.2.3 Simulações de escoamento interno – força de topo

A seguir são mostrados alguns resultados obtidos numericamente para a variação da força de topo no modelo. Apresenta-se o resultado para o caso 1, que representa o escoamento em golfadas:

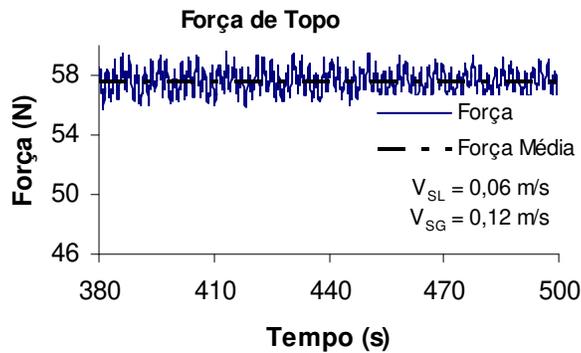
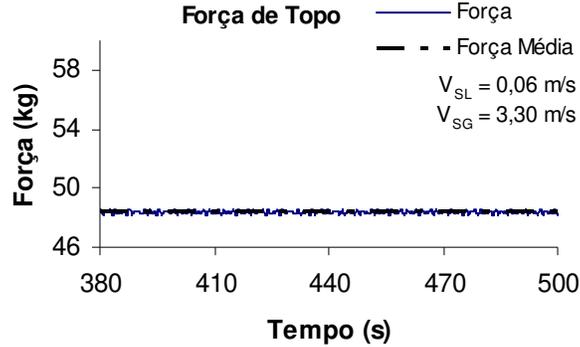


Figura 5.19 – Histórico da força de topo – padrão golfadas.
 Velocidade da água = 0,06 m/s e velocidade do ar = 0,12 m/s.

Percebe-se grande oscilação da força de topo, mesmo comportamento observado para as amplitudes dos deslocamentos. Novamente, ao considerar padrão bifásico anular, ocorre pouca variação da força, com amplitudes menores que 0,1 kg. Isso ocorre, pois a massa específica da mistura é quase constante, resultando em baixos valores de oscilação e variação da força de topo no modelo (Figura 5.20).



*Figura 5.20 – Histórico da força de topo – padrão anular.
Velocidade da água = 0,06 m/s e velocidade do ar = 3,30 m/s.*

Também é possível notar a redução na força média de sustentação com o acréscimo de vazão de ar no modelo, ao comparar a Figura 5.19 com a Figura 5.20. A diminuição da força média de sustentação se deve ao decréscimo da massa da mistura bifásica.

5.2.4 Observações a respeito das simulações

Para as simulações, foi utilizado um microcomputador com processador Pentium® 4, 2,8 GHz Dual Core e memória RAM de 1 GB. Foi necessário simular cada caso por 500 segundos para obter o resultado dos deslocamentos em regime permanente conforme apresentado, com passo de $5 \cdot 10^{-3}$ segundo. O modelo foi discretizado em 952 elementos finitos, com elementos de 1 cm nas regiões do *TDP* e do topo. As demais regiões têm elementos com 5 cm de comprimento. O tempo médio de processamento para cada simulação foi de 10 horas.

5.3 Comparação entre resultados experimentais e numéricos

Nesta seção serão feitas algumas comparações entre resultados obtidos experimental e numericamente. Serão comparados os históricos de deslocamentos e de força de sustentação de topo e também a resposta em frequências do modelo.

Utilizando os resultados para o caso 10 ($V_{SL} = 0,55$ m/s e $V_{SG} = 0,55$ m/s), serão exibidos os históricos das forças geradas pelo escoamento interno no ponto analisado. As forças, obtidas a partir das Equações 4.19 e 4.20, são apresentadas na Figura 5.21 e Figura 5.22, respectivamente.

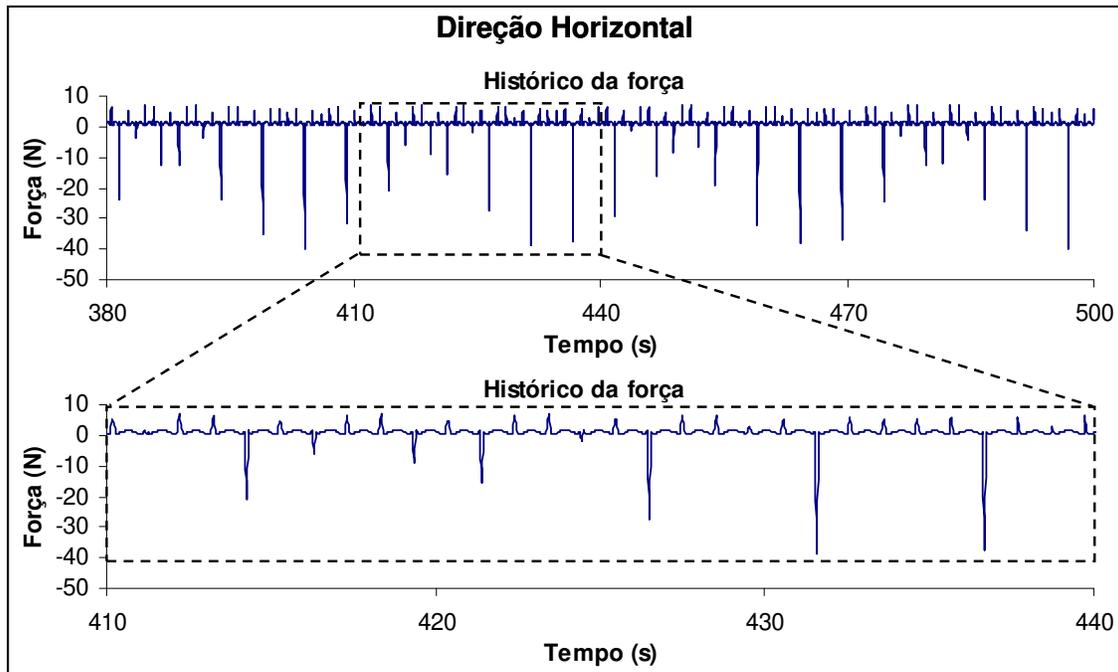


Figura 5.21 – Histórico da força do escoamento interno na direção horizontal – padrão golfada. Velocidade da água = 0,55 m/s e velocidade do ar = 0,55 m/s.

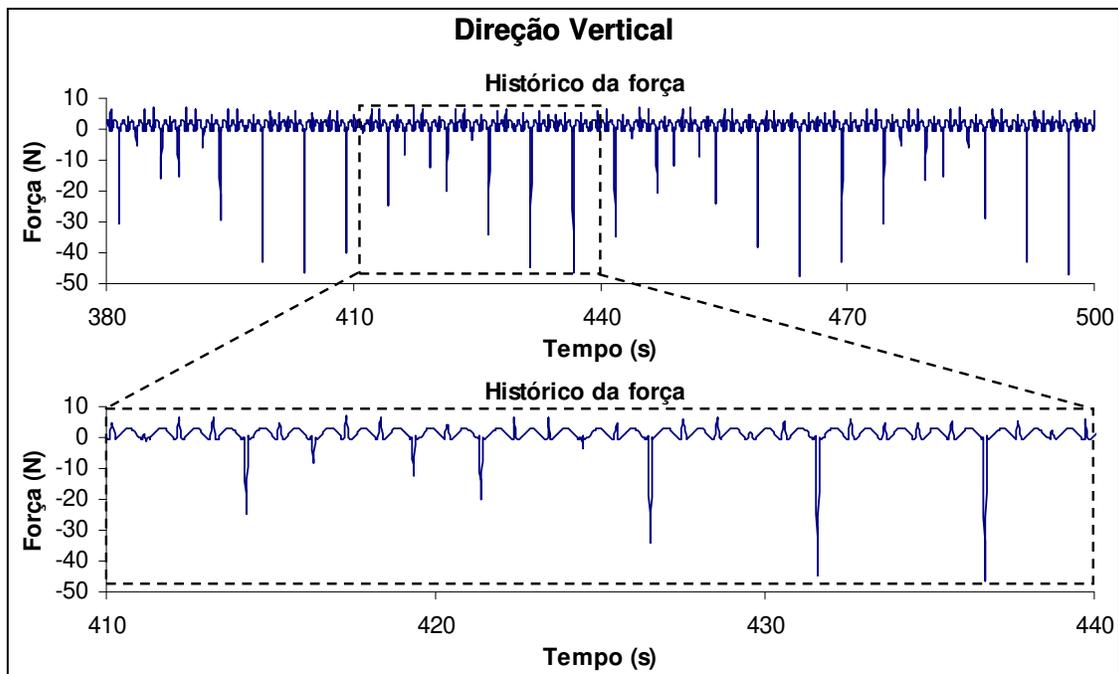


Figura 5.22 – Histórico da força do escoamento interno na direção vertical – padrão golfada. Velocidade da água = 0,55 m/s e velocidade do ar = 0,55 m/s.

Os históricos de deslocamentos e frequências serão comparados primeiramente. Em seguida, comparam-se os valores de força de sustentação de topo.

5.3.1 Deslocamentos e frequências de resposta

Na Figura 5.23 se encontram os históricos de deslocamentos para um caso de escoamento em golfadas, em que as vazões das fases são iguais.

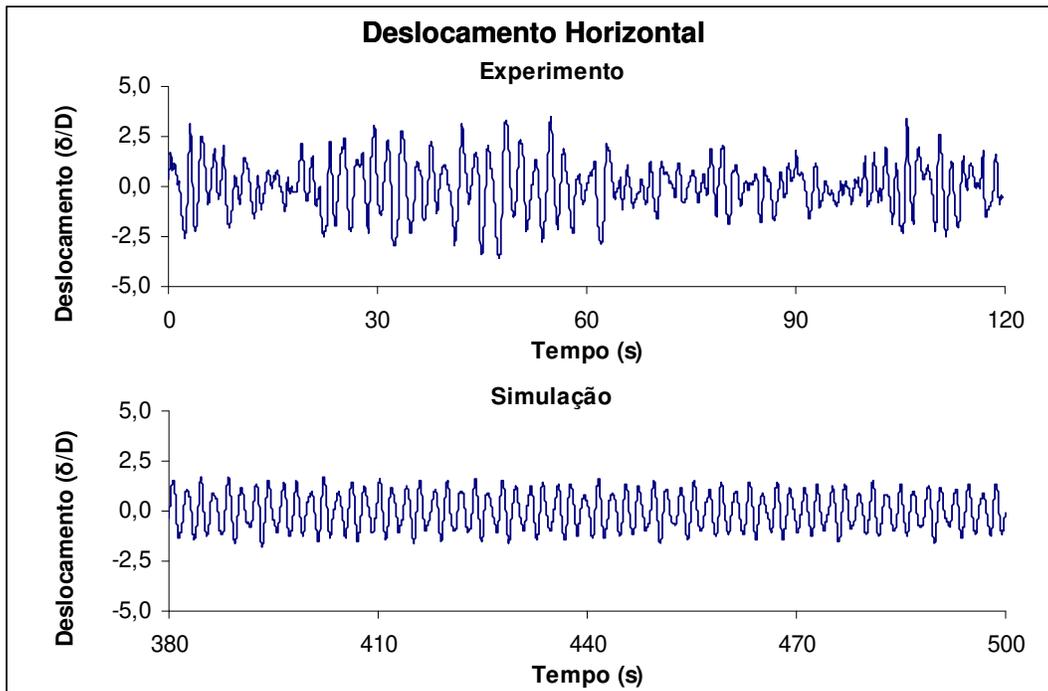


Figura 5.23 – Histórico de deslocamentos na direção horizontal – padrão golfada. Velocidade da água = 0,55 m/s e velocidade do ar = 0,55 m/s.

Observa-se que as amplitudes dos deslocamentos são muito próximas para os valores experimentais e numéricos; esse resultado é bom, considerando uma primeira tentativa de implementação de modelo de esforços do escoamento interno. As máximas amplitudes de deslocamentos são da ordem de três diâmetros para o experimento. Para o caso da simulação, obtém uma resposta mais bem comportada, em que as máximas amplitudes têm praticamente a mesma magnitude. Na Figura 5.24 se encontram os espectros de potência referentes aos históricos de deslocamentos anteriores. Pode-se notar que, para a direção horizontal, a frequência de resposta que concentra maior energia é muito próxima para experimento e simulação.

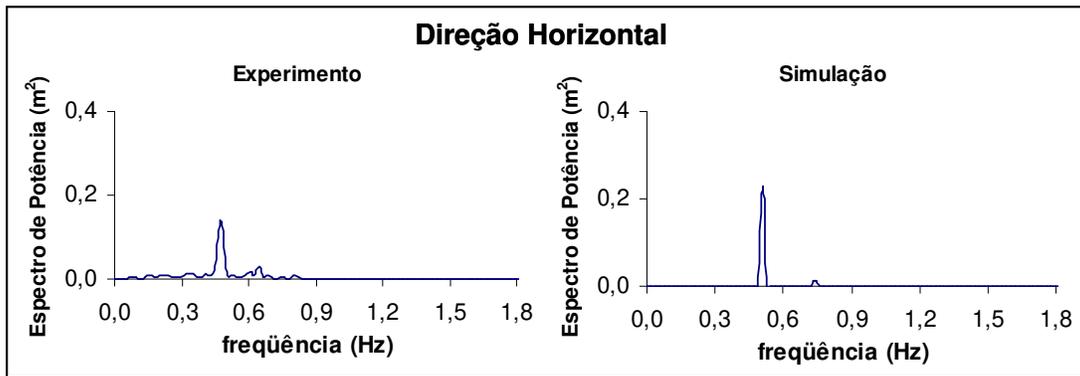


Figura 5.24 – Comparação entre respostas em frequência: Experimento x Simulação.
 Velocidade da água = 0,55 m/s e velocidade do ar = 0,55 m/s.

A Figura 5.25 traz os históricos de deslocamento para a direção vertical, obtidos para o experimento e para a simulação:

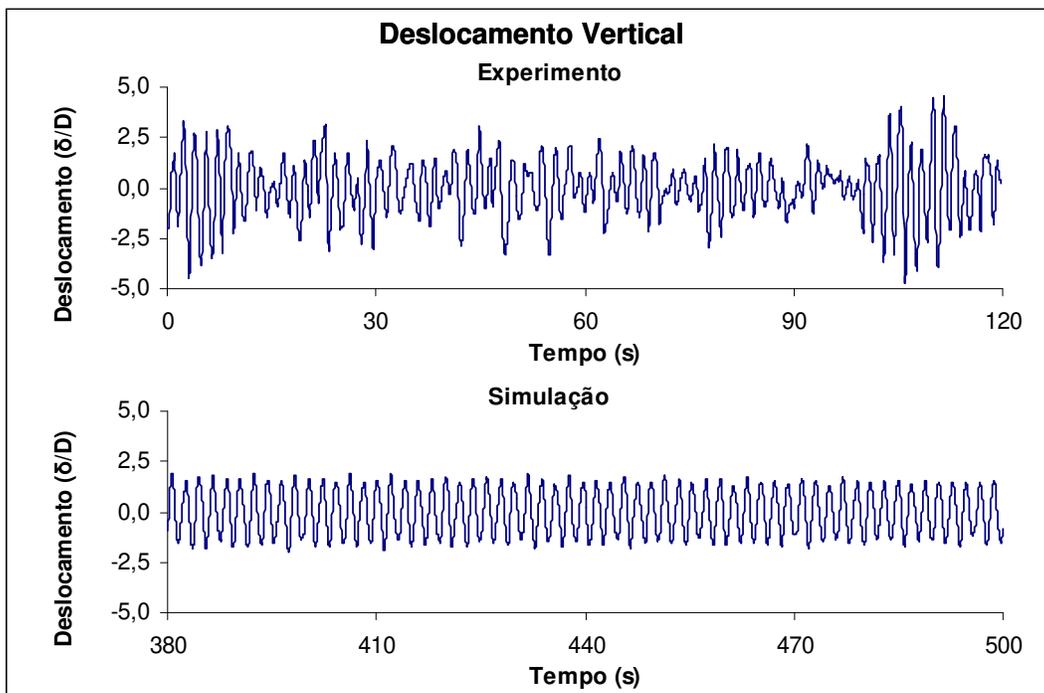


Figura 5.25 – Histórico de deslocamentos na direção vertical – padrão golfada.
 Velocidade da água = 0,55 m/s e velocidade do ar = 0,55 m/s.

O comportamento é o mesmo para experimento e simulação, considerando as duas direções de deslocamento. Nota-se ainda que, para ambos os casos, as amplitudes nas direções horizontal e vertical têm a mesma ordem de grandeza.

A seguir são comparados os valores das frequências de resposta relativas aos deslocamentos da Figura 5.25. Para o experimento, duas frequências concentram aproximadamente a mesma potência. Já no caso da simulação, a resposta ocorreu predominantemente em uma frequência (0,51 Hz), estando a potência concentrada em apenas um pico.

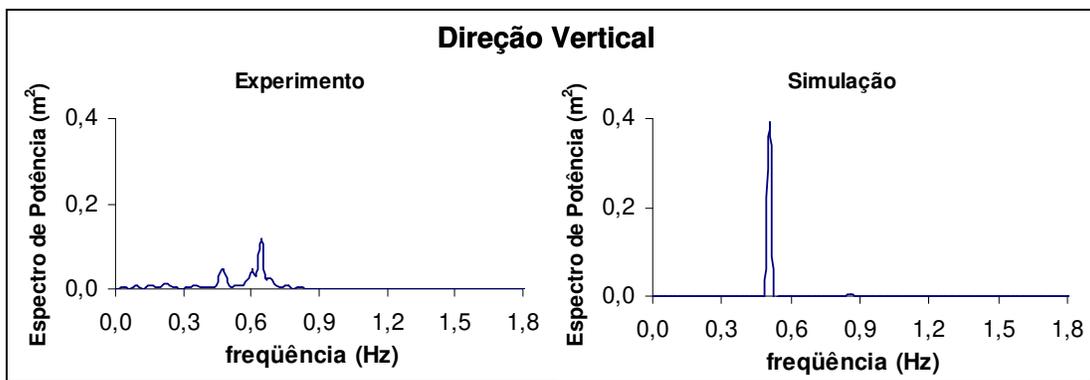


Figura 5.26 – Comparação entre respostas em frequência: Experimento x Simulação.
Velocidade da água = 0,55 m/s e velocidade do ar = 0,55 m/s.

A frequência de excitação para o caso 10 vale 0,98 Hz (Tabela 5.2). Entretanto, percebe-se que esse valor não é uma das frequências de resposta. Esse comportamento ocorre para outros casos simulados. Isso significa que o modelo não responde na frequência de excitação.

Esta condição de vazão foi bem representada pelo modelo de forças implementado. O padrão obtido para esse caso em laboratório foi golfadas, ou seja, o mesmo padrão assumido no desenvolvimento matemático do modelo numérico.

5.3.2 Força de topo

A comparação entre a força de topo obtida para o experimento e para a simulação é feita através da Figura 5.27, considerando as mesmas condições de vazão anteriores.

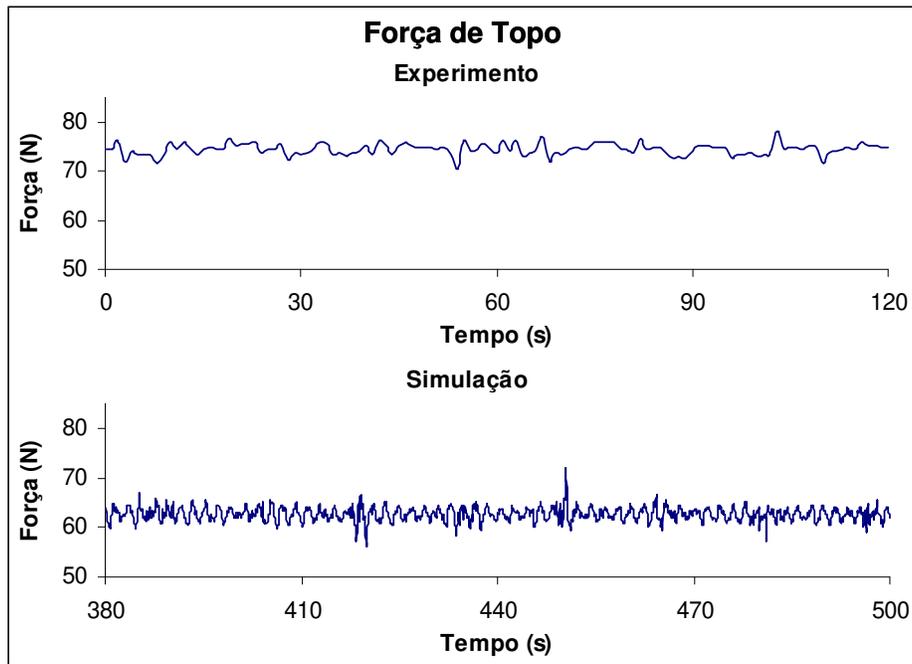


Figura 5.27 – Comparação entre força de topo: Experimento x Simulação.

Para ambos os casos há uma grande oscilação da força de sustentação de topo do modelo (força de tração na conexão superior). Entretanto, a força média experimental resultou superior que a força média numérica. Uma possível fonte de erro é o fato de que o modelo numérico não considera o filme de líquido, característico do padrão golfada, existente na parte inferior do duto.

Por outro lado, simulações numéricas iniciais do comportamento dinâmico de um *riser*, tanto no ar como imerso em água, indicam uma redução na amplitude das oscilações para o *riser* imerso em água de 5 a 10 vezes. Investigações futuras serão importantes para o entendimento detalhado dessas constatações, em termos de fadiga do *riser* (Anexo I).

Foram apresentados resultados típicos obtidos pelos ensaios experimentais para o modelo de *riser* em catenária, e também os resultados gerados pela simulação numérica, a partir das equações de esforços implementadas. As diferenças observadas entre valores experimentais e numéricos podem ser justificadas pelas simplificações nas equações utilizadas, visto que o modelo de esforços não representa completamente o comportamento físico do escoamento em diferentes padrões bifásicos.

Entretanto, boa concordância foi observada em alguns dos resultados apresentados. A comparação dos deslocamentos entre experimento e simulação para os diferentes padrões de escoamento bifásico foi realizada. Conforme apresentado nesta seção, o escoamento em padrão golfadas foi bem representado pela simulação numérica.

Capítulo 6

Conclusões

Foi realizado um estudo inicial do comportamento do *SCR* quando este é excitado pelo escoamento interno, na ausência do amortecimento hidrodinâmico da água ao seu redor. Em um estudo experimental, foi projetado e elaborado um modelo em escala reduzida de um *riser* real. Além disso, foi implementado um modelo numérico para simular os esforços gerados pelo escoamento interno em um *riser*. Como principais conclusões deste trabalho, destacam-se:

- Os resultados experimentais demonstraram que a influência do escoamento interno no comportamento dinâmico do *SCR* é significativa, à medida que foram observadas grandes oscilações do modelo no ar (maiores que cinco diâmetros). Um fator importante para a elevada magnitude das oscilações observadas no experimento é as frequências de resposta do modelo de *riser* estarem próximas às frequências naturais do mesmo.
- O modelo numérico da literatura implementado, baseado na variação da quantidade de movimento do escoamento bifásico, gerou resultados com boa representatividade em relação aos obtidos experimentalmente, apresentando deslocamentos na mesma ordem de grandeza. Para uma primeira tentativa de implementação de um modelo de esforços do escoamento interno, foi boa a concordância entre resultados de deslocamentos experimentais e numéricos.

Os resultados dos deslocamentos, obtidos experimentalmente, mostraram ainda que o escoamento bifásico excita o *riser* com maior intensidade quando o padrão de escoamento é

golfadas, agitante ou a transição entre estes padrões. Para escoamento em padrão anular, as forças geradas são muito pequenas, praticamente não causando oscilação no modelo.

Para a simulação numérica do escoamento interno, o modelo de *riser* considerado foi o mesmo utilizado em laboratório. O fluido externo é, portanto, o ar. A resposta para o modelo, obtida através de simulação, foi multimodal. O modelo numérico respondeu nas quatro primeiras frequências naturais determinadas numericamente (0,36; 0,51; 0,75 e 0,88 Hz).

Tanto para o modelo experimental quanto para as simulações, no padrão bifásico golfadas, amplitudes de dois a três diâmetros ocorreram para a maioria dos casos. As frequências de resposta foram também bastante próximas, sendo que os valores de 0,36, 0,51 e 0,65 Hz ocorreram em ambos, experimento e simulação.

O modelo implementado é uma aproximação, não representando por completo o comportamento do escoamento bifásico. As simplificações consideradas no modelo de esforços – emprego de um único valor para frequência das golfadas e variação senoidal da massa de fluido interno – levaram às diferenças nas amplitudes dos deslocamentos entre os resultados numéricos e experimentais.

Como sugestões para próximos trabalhos, destacam-se:

- Realização de ensaios experimentais em tanque de prova, para verificação do efeito do escoamento interno sobre o *riser* imerso em água, onde existe efeito da viscosidade hidrodinâmica. Além disso, estudo experimental da combinação dos demais carregamentos que atuam em um *riser*, tais como correnteza e onda;
- Repetição dos ensaios com escoamento interno com outros materiais, dutos de diferentes diâmetros e distintas configurações geométricas, contemplando estudo paramétrico de diversas variáveis;
- Desenvolvimento de um modelo numérico que considere o comportamento físico de cada um dos padrões de escoamento bifásico.

Referências Bibliográficas

Andrade, E.Q.; Siqueira Netto, E. F.; Mourelle, M. M.; Cladwell, C. Titanium Stress Joint Design for the Top Connection of a SCR in HPHD, In: International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), 26, 2007, San Diego, EUA. *Proceedings...* OMAE2007-29058.

Anflex – Análise Não Linear de *Riser* e Linha de Ancoragem: Versão 5.1.8, Manual de Entrada de Dados, Petrobras/Cenpes, 2002.

Anflex – Análise Não Linear de *Riser* e Linha de Ancoragem: Versão 5.7, Manual Teórico do Programa, Petrobras/Cenpes, 2001.

API – American Petroleum Institute, *Recommended Practice for Design of Risers for Floating Production Systems and Tension-Leg Platforms*. API RP 2RD, 1998.

Bai, Y. *Pipelines and Risers*. 1.ed. Londres: Elsevier Ocean Engineering Book Series, 2001. 498 p. Vol. 3.

Bai, Y.; Bai, Q. *Subsea Pipelines and Risers*. Londres: Elsevier Ocean Engineering Book Series, 2005. 812 p. Vol. 1.

Beggs, H.D.; Brill, J. P. A Study of Two-Phase Flow in Inclined Pipes. *Journal of Petroleum Technology*, p. 607-617, 1973.

Beggs, H.D.; Brill, J. P. *Two-phase Flow in Pipes*. 5ª ed. 1986.

Bordalo, S. N.; Morooka, C. K.; Cavalcante, C. C. P.; Valdivia, P. G.; Frizzone, C. M. R.; Matt, C. G. C.; Franciss, R. Experimental Verification of the Whipping Phenomenon on Offshore Catenary Risers Caused by the Internal Flow Momentum. In: International Congress of Mechanical Engineering (COBEM), 19, 2007, Brasília, Brasil. *Proceedings...* COBEM2007-2027.

Buckingham, E. On Physically Similar Systems: Illustrations of the Use of Dimensional Equations. *Physical Review*, v. 4, n. 4, p. 345-376, 1914.

Burrus, C. S.; Parks, T. W. *DFT/FFT and Convolution Algorithms*. Nova Iorque: Wiley & Sons, 1985. 229 p.

- Carter, B. A.; Ronalds, B. F. Deepwater Riser Technology. In: SPE Asia Pacific Oil & Gas Conference and Exhibition, 1998, Perth, Australia. *Proceedings...* SPE 50140.
- Chakrabarti, S.K. *Hydrodynamics of Offshore Structures*. Londres: Computational Mechanics Publication, 1987. 440 p.
- Chakrabarti, S. K.; Frampton, R. E. Review of Riser Analysis Techniques. *Applied Ocean Research*, Illinois, EUA, v. 4, n. 2, p. 73-90, 1982.
- DNV – Det Norske Veritas, *Recommended Practice for Fatigue Design of Offshore Steel Structures*. DNV RP C203, 2005.
- DNV – Det Norske Veritas, *Recommended Practice for Riser Fatigue*. DNV RP F204, 2004.
- Ferrari Jr., J. A. *Hydrodynamic Loading and Response of Offshore Risers*, 1998. 254 p. Ph.D. Thesis, Imperial College of Science, Technology and Medicine, University of London, 1998.
- Ferrari Jr., J. A.; Bearman, P. W. Hydrodynamics Loading and Response of Offshore Risers. In: International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), 18, 1999, Newfoundland, Canada. *Proceedings...*
- Fox, R. W.; McDonald, A. T.; Pritchard, P. J. *Introdução à Mecânica dos Fluidos*. 6ª ed. Rio de Janeiro: LTC, 2006. 798 p.
- Giertsen, E.; Verley, R.; Schroder, K. CARISIMA – A Catenary Riser/Soil Interaction Model for Global Riser Analysis. In: International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), 23, 2004, Vancouver, Canada. *Proceedings...* OMAE2004-51345.
- Gonzales, E. C.; Mourelle, M. M.; Mauricio, J.; Lima, T. G.; Moreira, C. C. Steel Catenary Riser Design and Analysis for Roncador Field Development. In: Offshore Technology Conference (OTC), 2005, Houston, EUA. *Proceedings...* OTC17670.
- Gorman, D. G.; Reese, J. M.; Zhang, Y. L. Vibration of a Flexible Pipe Conveying Viscous Pulsating Fluid Flow. *Journal of Sound and Vibration*, v. 230, n. 2, p. 379-392, 2000.
- Gregory, R. W.; Paidoussis, M. P. Unstable Oscillation of Tubular Cantilevers Conveying Fluid – I Theory. *Proceedings of Royal Society*, v. 293 A, p. 512-527, 1966.
- Griffith, P. Multiphase Flow in Pipes. *Journal of Petroleum Technology*. v. 36, n. 3, p. 361-367, 1984.
- Guo, B.; Song, S.; Chacko, J.; Ghalambor, A. *Offshore Pipelines*. Burlington, EUA: Elsevier, 2005. 281 p.
- Hughes, T. J. R. *The Finite Element Method: Linear Static and Dynamic Finite Element Analysis*. New Jersey: Prentice-Hall Inc, 1987. 803 p. Vol 1.

- Kubota, H. Y. *Comportamento Dinâmico de um “Riser” Rígido de Produção*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica/Instituto de Geociências, Universidade Estadual de Campinas, 2003. 108 p. Dissertação (Mestrado).
- Lee, U.; Pak, C. H.; Hong, S. C. The Dynamics of a Piping System with Internal Unsteady Flow. *Journal of Sound and Vibration*, v. 180, n. 2, p. 297-311, 1995.
- Mekha, B. B. New Frontiers in the Design of Steel Catenary Risers for Floating Production Systems. In: International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), 20, 2001, Rio de Janeiro, Brasil. *Proceedings...* OMAE OFT 1200.
- Menezes Jr., L. F. *Processamento de Imagens na Análise Dinâmica de Risers de Produção de Petróleo com Modelo de Escala Reduzida em Ambiente de Laboratório*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2008. 125 p. Tese (Doutorado).
- Meriam, J. L.; Kraige, L. G. *Mecânica Dinâmica*. 5ª ed. Rio de Janeiro: LTC, 2004. 496 p. Vol. 2.
- Moe, G.; Chucheepsakul, S. The Effect of Internal Flow on Marine Risers. In: International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), 7, 1988, Houston, Texas. *Proceedings...* p. 375-382.
- Morooka, C.K.; Kubota, H. Y.; Nishimoto, K.; Ferrari Jr., J. A.; Ribeiro, E. J. B. Dynamic Behavior of a Vertical Production Riser by a Quase 3D Calculations. In: International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), 22, 2003, Cancun, Mexico. *Proceedings...* OMAE2003-37158.
- Morooka, C.K.; Coelho, F.M.; Ribeiro, E.J.B.; Ferrari Jr., J.A.; Franciss, R. Dynamic Behavior of a Vertical Riser and Service Life Reduction. In: International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), 24, 2005, Halkidiki, Grécia. *Proceedings...* OMAE2005-67294.
- Paidoussis, M. P. Dynamics of Tubular Cantilevers Conveying Fluid, Part 1: Theory. *Journal of Mechanical Eng. Science*, v. 12, n. 2, p. 85-96, 1970.
- Paidoussis, M. P. Dynamics of Tubular Cantilevers Conveying Fluid, Part 2: Experiments. *Journal of Mechanical Eng. Science*, v. 12, n. 2, p. 96-103, 1970.
- Paidoussis, M. P.; Issid, N. T. Dynamic Stability of Pipes Conveying Fluid. *Journal of Sound and Vibration*, v. 33, n. 3, p. 267-294, 1974.
- Palmer, A. C.; King, R. A. *Subsea Pipeline Engineering*. Tulsa: PennWell Corporation, 2004. 570 p.
- Patel, M.H. *Dynamics of Offshore Structures*. Londres: Butterworth & Co. Ltd, 1989. 402 p.

- Patel, M. H.; Seyed, F. B. Internal Flow-induced Behaviour of Flexible Risers. *Engineering Structures*, v. 11, n. 4, p. 266-280, 1989.
- Patel, M.H.; Witz, J.A. *Compliant Offshore Structures*. Oxford: Butterworth-Heinemann, 1991. 416 p.
- Pereira, P. S. D.; Morooka, C. K.; Valdivia, P. G.; Suzuki, M. J. H. Design and Analysis of Steel Catenary Risers for Ultra Deep Water Application. In: Rio Pipeline Conference & Exposition, 2007, Rio de Janeiro, Brasil. *Proceedings...* IBP1285_07.
- Ramirez, R. W. *The FFT, Fundamentals and Concepts*. Nova Jersey: Prentice-Hall, 1985. 192 p.
- Sertã, O. B.; Mourelle, M. M.; Grealish, F. W.; Harbert, S. J.; Souza, L. F. A. Steel Catenary Riser for the Marlim Field FPS P-18. In: Offshore Technology Conference (OTC), 1996, Houston, EUA, *Proceedings...* OTC 8069.
- Silva, E. S. *Estudo de Escoamento Bifásico em Risers em Movimento na Produção Marítima de Petróleo em Águas Profundas*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica/Instituto de Geociências, Universidade Estadual de Campinas, 2006. 87 p. Dissertação (Mestrado).
- Taitel, Y.; Dukler, A. E. A Model for Predicting Flow Regime Transitions in Horizontal and Near Horizontal Gas-Liquid Flow. *AIChE Journal*, v. 22, n. 1, p. 47-55, 1976.
- Taitel, Y.; Bornea, D.; Dukler, A. E. Modelling Flow Pattern Transitions for Steady Upward Gas-Liquid Flow in Vertical Tubes. *AIChE Journal*, v. 26, n.3, p. 345-354, 1980.
- Valdivia, P. G.; Morooka, C; K.; Bordalo, S. N.; Matt, C. G. C.; Franciss, R. Resposta Dinâmica de um Riser Rígido em Catenária Devido à Excitação Induzida pelo Escoamento Interno. In: Congresso Brasileiro de Pesquisa e Desenvolvimento em Petróleo e Gás (PDPETRO), 4, 2007, Campinas, Brasil. *Proceedings...* ABPG 2.4.0265-1.
- White, F. M. *Mecânica dos Fluidos*. 4^a ed. Rio de Janeiro: McGraw Hill, 2005. 584 p.
- Wu, M. C.; Lou, J. Y. K. Effects of Rigidity and Internal Flow on Marine Riser Dynamics. *Applied Ocean Research*, v. 13, n. 5, p. 235-244, 1991.

Apêndice A

Teorema Pi de Buckingham

O Teorema Pi de Buckingham é um enunciado da relação entre uma função expressa em termos de parâmetros dimensionais e uma função correlata expressa em termos de parâmetros adimensionais. Esse teorema permite o desenvolvimento rápido e fácil de parâmetros adimensionais importantes.

Dado um problema físico, no qual o parâmetro dependente é uma função de $(n - 1)$ parâmetros independentes, pode-se expressar a relação entre as variáveis de forma funcional como:

$$q_1 = f(q_2, q_3, \dots, q_n) \quad (\text{A.1})$$

em que q_1 é o parâmetro dependente e q_2, q_3, \dots, q_n são os $(n - 1)$ parâmetros independentes.

Matematicamente, pode-se expressar a relação funcional na forma equivalente:

$$g(q_1, q_2, \dots, q_n) = 0 \quad (\text{A.2})$$

em que g é uma função não especificada, diferente de f .

Para o arrasto sobre uma esfera, por exemplo, escreve-se a equação simbólica:

$$F = f(D, V, \rho, \mu) \quad (\text{A.3})$$

Seria possível, do mesmo modo, escrever:

$$g(F, D, V, \rho, \mu) = 0 \quad (\text{A.4})$$

O Teorema Pi de Buckingham declara que, dada uma relação entre n parâmetros da forma da Equação A.2, os n parâmetros podem ser agrupados em $n - m$ razões adimensionais independentes, ou parâmetros Π , expressos na forma funcional por:

$$G(\Pi_1, \Pi_2, \dots, \Pi_{n-m}) = 0 \quad (\text{A.5})$$

ou

$$\Pi_1 = G_1(\Pi_2, \Pi_3, \dots, \Pi_{n-m}) \quad (\text{A.6})$$

O número m é em geral, mas não sempre, igual ao número mínimo, r , de dimensões independentes necessárias para especificar as dimensões de todos os parâmetros q_1, q_2, \dots, q_n . O valor de m pode ser definido com exatidão a partir do posto da matriz dimensional (Fox *et al.*, 2006); m é igual ao posto da matriz dimensional. O posto de uma matriz é igual à ordem de seu maior determinante não-nulo.

O teorema não prediz a forma funcional de G ou de G_1 . A relação funcional entre os parâmetros adimensionais independentes Π deve ser determinada experimentalmente.

Os $(n - m)$ parâmetros adimensionais Π obtidos com esse procedimento são independentes. Um parâmetro Π não é independente se ele puder ser formado por um produto ou quociente dos outros parâmetros do problema.

Se $(n - m = 1)$, então um único parâmetro adimensional Π é obtido. Neste caso, o Teorema Pi de Buckingham indica que o parâmetro Π resultante deve ser uma constante.

Um procedimento detalhado para se determinar os parâmetros adimensionais é apresentado na seqüência:

Passo 1: Listar todos os parâmetros dimensionais envolvidos (seja n o número de parâmetros). Se nem todos os parâmetros pertinentes forem incluídos, uma relação pode ser obtida, mas ela não fornecerá a história completa do fenômeno físico. Se houver inclusão de

parâmetros que, na verdade, não têm efeito sobre o fenômeno físico, ou o processo de análise dimensional mostrará que eles não entram na relação imaginada ou, então, um ou mais grupos adimensionais estranhos ao fenômeno serão obtidos, conforme mostrarão os experimentos.

Passo 2: Selecionar um conjunto de dimensões fundamentais (primárias), por exemplo, MLt ou FLt .

Passo 3: Listar as dimensões de todos os parâmetros em termos das dimensões primárias (seja r o número de dimensões primárias). Tanto força quanto massa podem ser selecionadas como uma dimensão primária.

Passo 4: Selecionar da lista um conjunto de r parâmetros dimensionais que inclua todas as dimensões primárias. Esses parâmetros juntos, chamados de parâmetros repetentes, serão combinados com cada um dos parâmetros remanescentes, um de cada vez. Nenhum dos parâmetros repetentes pode ter dimensões que sejam uma potência das dimensões de outro parâmetro repetente; por exemplo, não se pode incluir um comprimento (L) e um momento de inércia de área (L^4), como parâmetros repetentes. Os parâmetros repetentes escolhidos podem aparecer em todos os grupos adimensionais obtidos.

Passo 5: Formar equações dimensionais, combinando os parâmetros selecionados no *Passo 4* com cada um dos outros parâmetros remanescentes, um de cada vez, a fim de formar grupos dimensionais (haverá $n - m$ equações). Resolver as equações dimensionais para obter os $(n - m)$ grupos adimensionais.

Passo 6: Verificar se cada grupo obtido é adimensional.

Apêndice B

Relações para o modelo

B.1 Mapas de escoamento bifásico

Nesta seção são apresentados dois mapas de escoamento bifásico água-ar que foram utilizados como referência para previsão dos padrões no trabalho experimental.

Considerando o escoamento horizontal, Beggs & Brill obtiveram através de um procedimento experimental três padrões de escoamento: segregado, intermitente e distribuído. O mapa de Beggs & Brill é mostrado na Figura B.1. Nele são apresentados os padrões de escoamento como função do conteúdo de líquido (λ_L), no eixo das abscissas, e do número de Froude (N_{FR}) no eixo das ordenadas.

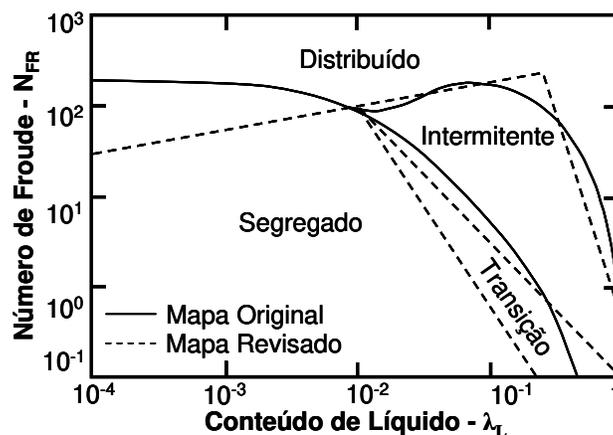


Figura B.1 – Mapa de Beggs & Brill, adaptado de Beggs & Brill (1973).

A correlação de Taitel & Dukler (1980), para escoamento em dutos verticais, foi utilizada para previsão dos padrões de escoamento no trecho suspenso, em catenária, visto que não foi encontrada na bibliografia uma correlação que siga rigorosamente a configuração estática do modelo. O mapa de Taitel & Dukler é mostrado na Figura B.2 e baseia-se nas velocidades superficiais dos fluidos (água e ar) em um duto de 2,5 cm de diâmetro.

As velocidades superficiais, correspondentes aos valores calculados de vazões, foram determinadas e plotadas no mapa de Taitel & Dukler. Assim, a faixa de trabalho do experimento foi determinada e comparada com a faixa de trabalho do protótipo, como mostrado na Figura B.2. Dentro desta região do mapa, foram então escolhidos os 16 pares de vazões de ar e água (16 diferentes casos) de forma que a maior parte possível da região fosse reproduzida nos ensaios.

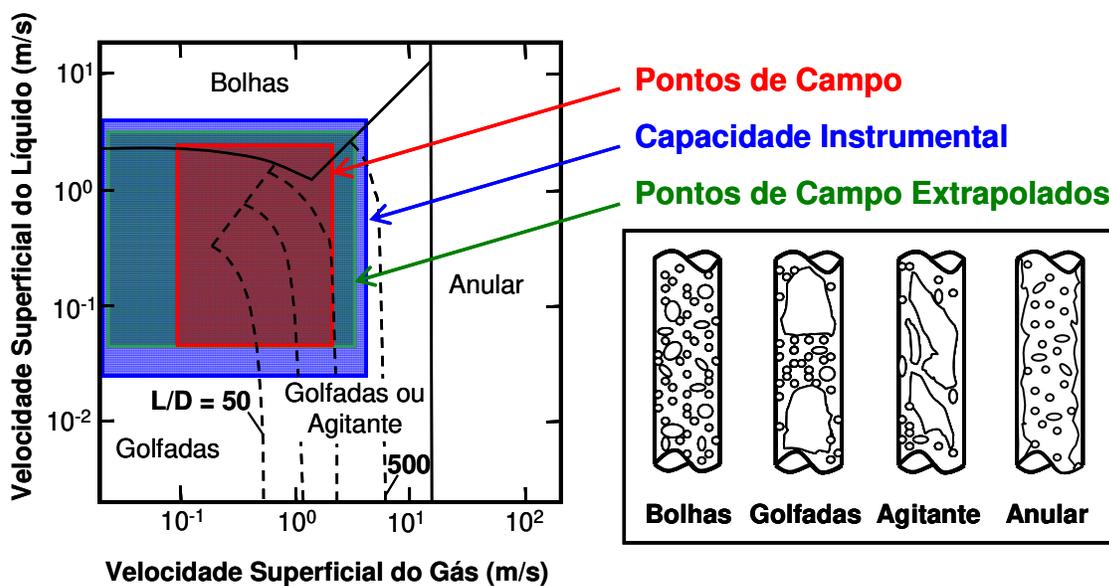


Figura B.2 – Área de abrangência do experimento no mapa de Taitel & Dukler.

B.2 Deslocamentos do modelo

Na Figura B.3 encontra-se o sistema de coordenadas para o cálculo dos deslocamentos dos pontos-alvo. Para a determinação do deslocamento final de cada alvo, considera-se o deslocamento da esfera inferior (I) e utiliza-se a esfera superior (II) para se determinar a inclinação do ponto-alvo.

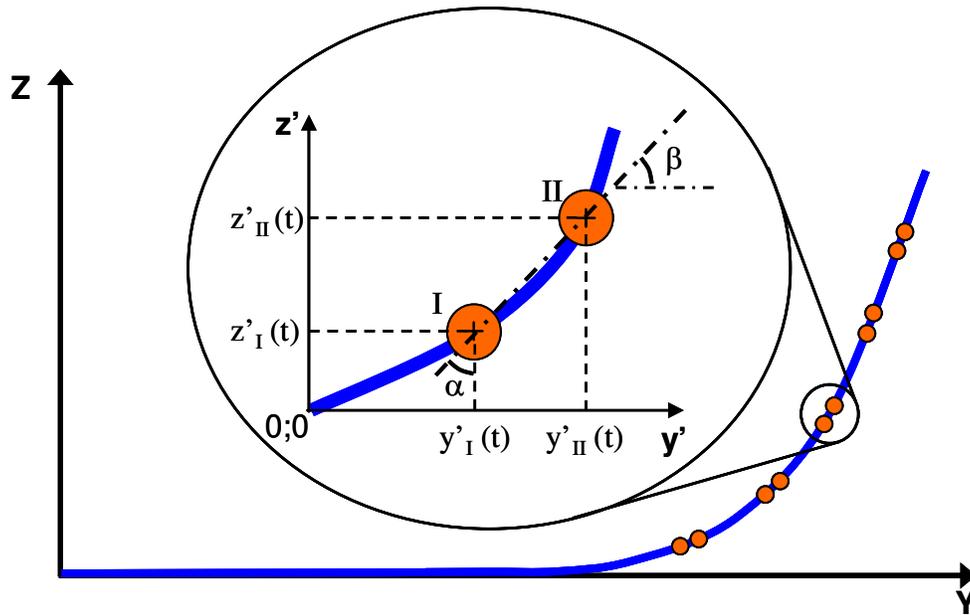


Figura B.3 – Sistema de referências para o modelo.

A partir das coordenadas y e z das esferas I e II, tem-se que:

$$\bar{y}_i = \frac{\sum y_i(t)}{N_t} \quad (\text{B.1})$$

$$\bar{z}_i = \frac{\sum z_i(t)}{N_t} \quad (\text{B.2})$$

sendo \bar{y}_i e \bar{z}_i as coordenadas médias y e z de cada uma das duas esferas, o subscrito i é o número da esfera (I ou II), $y_i(t)$ e $z_i(t)$ as coordenadas y e z de cada uma das esferas em cada instante de tempo e N_t o número total de pontos capturados.

As oscilações do modelo se dão em torno de uma posição média. Esta é função da massa média de fluido no interior do modelo, a qual varia com o conteúdo de líquido, λ_L .

O deslocamento da esfera I na direção y pode ser determinado pela Equação B.3:

$$\delta_{yI}(t) = y_I(t) - \bar{y}_I \quad (\text{B.3})$$

Analogamente, na direção z tem-se:

$$\delta_{zI}(t) = z_I(t) - \bar{z}_I \quad (\text{B.4})$$

A inclinação, dada pelo ângulo β da Figura B.3, é obtido por:

$$\beta(t) = \text{atan} \left(\frac{z_I(t) - z_{II}(t)}{y_I(t) - y_{II}(t)} \right) \quad (\text{B.6})$$

A Equação B.6 resulta na inclinação do ponto-alvo em relação à horizontal. Para obter a inclinação em relação à vertical (ângulo α , Figura B.3), tem-se:

$$\alpha(t) = \text{atan} \left(\frac{y_I(t) - y_{II}(t)}{z_I(t) - z_{II}(t)} \right) \quad (\text{B.7})$$

B.3 Amortecimento global do modelo

Para determinar o amortecimento global do sistema (composto pelo amortecimento do modelo, do fluido, atrito), foram realizados ensaios de decaimento.

A partir dos resultados referentes aos históricos de deslocamentos do modelo, foi possível determinar o amortecimento global para as duas condições: modelo com água no seu interior (cheio) e modelo sem água no seu interior (vazio). Para isso, utilizaram-se as seguintes equações:

$$\eta = \ln\left(\frac{x_1}{x_2}\right) \quad (\text{B.8})$$

$$\zeta = \frac{\eta}{\sqrt{(2\pi)^2 + \eta^2}} \quad (\text{B.9})$$

em que η é o decremento logarítmico, x_1 e x_2 são duas amplitudes sucessivas do deslocamento e ζ é a taxa de amortecimento.

Apêndice C

Cálculo das Respostas em Frequência

Nesta seção é apresentado o procedimento empregado para cálculo das respostas em frequência, a partir dos históricos de deslocamentos obtidos para o experimento e para a simulação numérica.

A Transformada Rápida de Fourier (FFT) é um algoritmo para cálculo rápido da Transformada Discreta de Fourier (DFT). Esta, por sua vez, é uma função que transforma um sinal no domínio do tempo para o domínio da frequência. A DFT é calculada pela seguinte expressão:

$$x(k) = \sum_{j=1}^N x(j) w_N^{(j-1)(k-1)} \quad (C.1)$$

$$w_N = \exp\left(\frac{(-2\pi i)}{N}\right) \quad (C.2)$$

O Espectro de Potências fornece a potência do sinal para uma dada frequência e é calculado pela Equação C.3:

$$\text{Espectro} = \frac{x(k) \cdot \text{conj } x(k)}{N} \quad (C.3)$$

em que N é o número total de pontos da série.

O cálculo do espectro de potências é feito em blocos, para que possa avaliar se ocorre mudança de frequência do fenômeno ao longo do tempo de ensaio.

Para cada ensaio experimental, obtém-se aproximadamente 2400 pontos, dos quais são utilizados 2048. O cálculo da DFT é feito em três blocos, com 1024 pontos cada e sobreposição de 512 pontos em cada bloco. Deste modo, o primeiro bloco contempla do ponto 1 ao 1024, o segundo bloco do ponto 513 ao 1536 e o terceiro bloco do ponto 1025 ao 2048.

Portanto, as respostas em frequência apresentadas neste trabalho foram calculadas pelo seguinte procedimento:

1. Delimitam-se os três blocos com 1024 pontos cada;
2. Calcula-se a DFT de cada um dos blocos;
3. Calcula-se o Espectro de Potência de cada um dos blocos;
4. Calcula-se a média da potência entre os três blocos para cada faixa de frequência.

Anexo I

Simulação Numérica do Comportamento de um *Riser*

Em um cálculo inicial, utilizou-se o modelo implementado para simular o comportamento de um *riser*, tanto no ar quanto imerso em água. Para isso, foram empregadas as dimensões do protótipo utilizado como referência no presente trabalho. Além disso, valores de vazão de campo foram aplicados. As dimensões e valores utilizados na simulação numérica estão apresentados na Tabela I.1:

Tabela I.1– Propriedades do riser real.

Variável	Valor	Variável	Valor
Comprimento Total (m)	2066	Massa Linear (kg/m)	128,5
Projeção Horizontal (m)	1600	Rigidez Flexural (N.m ²)	27,3 x 10 ⁶
Projeção Vertical (m)	900	Rigidez Axial (N)	3,4 x 10 ⁹
<i>Touch Down Point</i> (m)	830	V _{SL} (m/s)	0,25
Diâmetro Externo (mm)	270	V _{SG} (m/s)	0,50
Diâmetro Interno (mm)	230	Frequência das golfadas (rad/s)	6,2832

Os resultados obtidos dos deslocamentos serão apresentados na seqüência. Na Figura I.1 se encontram os deslocamentos obtidos para um ponto no trecho suspenso do *riser* em catenária, análogo ao ponto 3 do modelo experimental (Figura 5.1). O fluido externo para este caso é o ar. Podem ser observadas amplitudes máximas de oscilação da ordem de três diâmetros, assim como obtido para as simulações do modelo de *riser*.

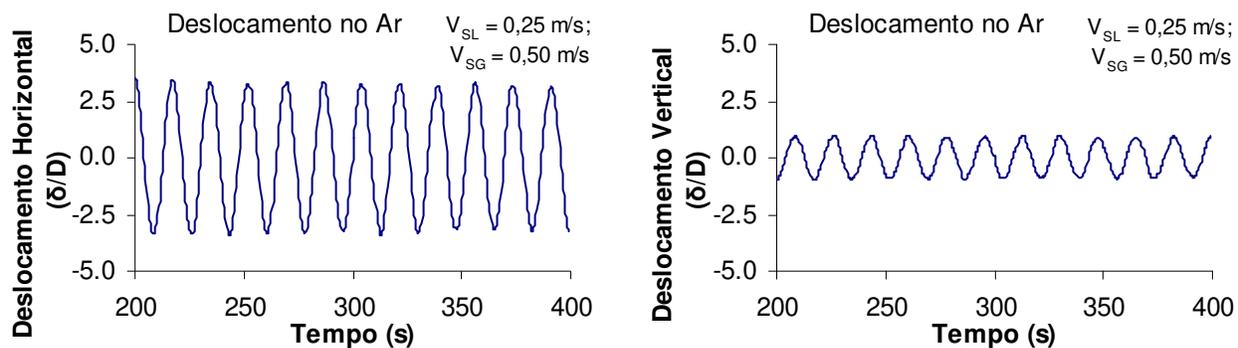


Figura I.1 – Simulação de escoamento interno em riser real no ar.

Considerando a água como sendo o fluido externo ao *riser*, têm-se os seguintes resultados, apresentados na Figura I.2:

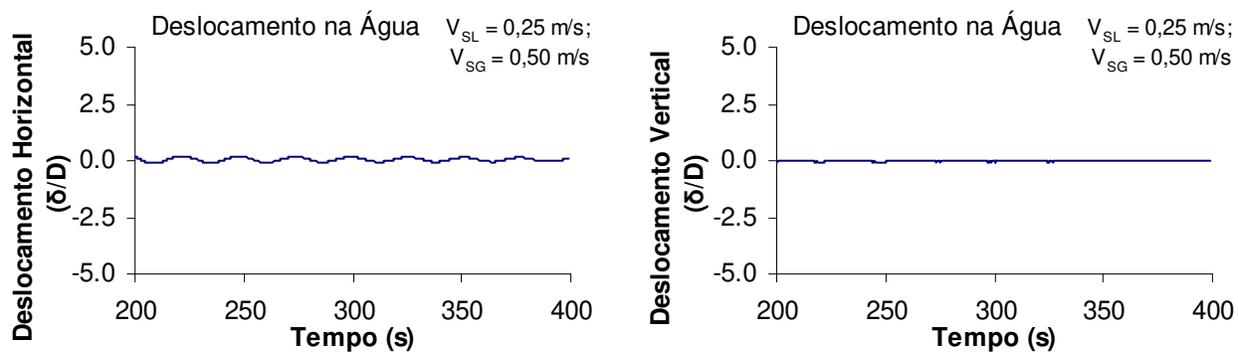


Figura I.2 – Simulação de escoamento interno em riser real imerso em água.

Observa-se uma redução significativa, da ordem de 5 a 10 vezes, nas amplitudes de oscilação do *riser* quando este está imerso em água.