INVESTIGAÇÃO DA EFICIÊNCIA DE MATERIAIS VISCOELÁSTICOS PARA REDUÇÃO DE VIBRAÇÕES EM RISERS

Bruno Duarte de Almeida Pitella

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL.

Aprovada por:

_____
Prof. Carlos Magluta, D.Sc.

_____
Prof. Ney Roitman, D.Sc.

_____
Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

_____
Dr. Márcio Martins Mourelle, D.Sc.

_____
Dr. Ricardo Franciss, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL
ABRIL DE 2006

PITELLA, BRUNO DUARTE DE ALMEIDA
Investigação da Eficiência de Materiais Viscoelásticos para Redução de Vibrações em *Risers* [Rio de Janeiro] 2006
XX, 130 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc., Engenharia Civil, 2006)
Dissertação - Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE
1. *Riser* rígido
2. Materiais viscoelásticos
3. Amortecimento
4. Redução de vibrações
5. Viga sanduíche
I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

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

INVESTIGAÇÃO DA EFICIÊNCIA DE MATERIAIS VISCOELÁSTICOS PARA REDUÇÃO DE VIBRAÇÕES EM RISERS

Bruno Duarte de Almeida Pitella

Abril/2006

Orientadores: Carlos Magluta
Ney Roitman

Programa: Engenharia Civil

Este trabalho tem como objetivo apresentar a investigação de uma alternativa para aumentar o amortecimento de *risers* rígidos e dutos em geral. Esta alternativa é baseada na utilização de materiais viscoelásticos como elementos amortecedores em um sistema de três camadas, conhecido como amortecedor do tipo viga sanduíche.

Inúmeros ensaios experimentais foram realizados no LABEST – Laboratório de Estruturas da COPPE/UFRJ, onde foram instaladas e testadas configurações estruturais baseadas em *risers* rígidos do tipo *single pipe* e *pipe-in-pipe*. Para isso, foram utilizados dois tubos concêntricos com 18,0m de comprimento, engastado na base e livre no topo, os quais foram submetidos a testes estáticos e dinâmicos.

Os ensaios experimentais tiveram como principal finalidade estimar as freqüências naturais e as taxas de amortecimento associadas aos modos de vibração destas estruturas. Os resultados destes ensaios mostram a grande eficiência do sistema amortecedor do tipo viga sanduíche para o controle e redução de vibrações, resultando em um substancial incremento das taxas de amortecimento.

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

INVESTIGATION OF VISCOELASTIC MATERIALS EFFICIENCY TO REDUCE RISERS VIBRATIONS

Bruno Duarte de Almeida Pitella

April/2006

Advisors: Carlos Magluta
Ney Roitman

Department: Civil Engineering

The aim of this work is to present an investigation of damping mechanisms tested in steel riser models. This damping mechanism is based on the use of viscoelastic materials as dampers elements by a three-layered system, known by sandwich beam.

Many experimental tests were performed at LABEST – Structural Laboratory of COPPE/UFRJ, being tested single pipe and pipe-in-pipe steel riser configurations. These riser models consisted of two concentric pipes (outer and inner pipes) with 18,0m length, fixed on the base and freely to move at the top, which were conducted for static and dynamic tests (free vibration).

The main objective of these tests was to calculate the natural frequencies and damping coefficients according to the structure modal vibration. The tests results showed considerable efficiency of sandwich beam damping treatment to control and reduce vibrations in steel riser models, resulting in high increases of damping coefficients.

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho aos meus pais,
pelo exemplo de casal e de amor
incondicional dedicado aos
filhos. Amo vocês!

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, agradeço a Deus por ter me dado força e saúde, elementos fundamentais para que eu sempre pudesse alcançar os meus objetivos.

Algumas pessoas foram fundamentais para a concretização deste trabalho, as quais eu gostaria de agradecer:

- Ao meu generoso e admirável pai José Carlos, exemplo e referência de um grande homem e profissional. À minha maravilhosa mãe Elizabeth, pelo carinho, amor e cuidados dedicados todos os dias. Obrigado por tudo!

- Aos meus irmãos Marcelo e Fernanda, por tornarem a minha vida mais feliz e divertida durante esta etapa da minha vida.

- À minha muito querida avó Clarice, pelo exemplo de ser humano, fortaleza e grande mãe desta família. À minha tia Eliane, pela sua alegria e pelo seu incondicional carinho. Ao meu padrinho Eliezer, obrigado pela amizade, pelo apoio afetivo, pelo companheirismo e pelos conselhos. À minha tia Edna, sempre alto astral, muito gente boa e divertida. De alguma forma ao meu avô Manoel (*in memorium*), apesar de não o ter conhecido, pessoa muito presente no meu coração.

- Ao meu avô José e a minha já saudosa avó Iolanda (*in memorium*), obrigado pelo carinho e apoio.

- À minha namorada Raquel, pela compreensão e ajuda, pelo incentivo, carinho e amor dedicado durante os momentos mais difíceis desta jornada. Você é a minha maior conquista do Mestrado, obrigado por fazer parte da minha vida! Agradeço também a sua família, Sr. João José, Dona Denise e Clarissa, pela consideração, pelo incentivo e carinho.

- Aos professores e orientadores Carlos Magluta e Ney Roitman, muito obrigado pelos ensinamentos, pela confiança e pela amizade. Espero que num futuro próximo possamos realizar novos trabalhos juntos.

- Ao CNPq pelo apoio financeiro.

- À empresa 2H Offshore Projetos Ltda, pela ajuda e pelo suporte, disponibilizando materiais para a realização dos ensaios experimentais deste trabalho.

- Aos amigos do Mestrado: George Campello, André Oliveira e Moussa Mbaye.

- A todos os amigos do Laboratório de Estruturas, especialmente aos companheiros de sala: Gadea, Aluízio, Fabrício e Daniel.

- A todos os funcionários e técnicos do Laboratório de Estruturas e da COPPE/UFRJ, que de alguma forma contribuíram para este trabalho.

- Aos encarregados Carlos Alberto Pacheco, Jorge Luiz Braga Vasconcellos e Juarez Pereira de Carvalho, que me ajudaram durante a realização dos ensaios no LABEST.

ÍNDICE

CAPÍTULO 1 1

1. INTRODUÇÃO 1

1.1. Motivação do Trabalho 1

1.2. Estado da Arte 3

1.3. Escopo do Trabalho 6

CAPÍTULO 2 8

2. CONCEITOS BÁSICOS 8

2.1. Caracterização da Perda de Energia em Sistemas Amortecidos 9

2.1.1. Amortecimento Viscoso 11

2.1.2. Amortecimento por Atrito Seco ou de Coulomb 16

2.2. Principais Fundamentos da Utilização dos Materiais Viscoelásticos (MVE's) para a Redução das Vibrações Estruturais 17

2.2.1. Caracterização da Perda de Energia em Materiais Viscoelásticos 17

2.2.2. Tipos de Amortecedores Viscoelásticos 23

2.2.3. Equações da Viga Sanduíche 26

2.2.4. Análises de RKU (Ross-Kerwin-Ungar) 33

2.3. Técnica para Análise nos Domínios do Tempo e da Freqüência 41

CAPÍTULO 3 49

3. ENSAIOS EXPERIMENTAIS 49

3.1. Introdução 49

3.2. Estrutura Real versus Modelo Experimental de Teste 50

3.3. Descrição dos Ensaios Experimentais 55

3.4. Descrição da Aplicação do Material Viscoelástico (MVE) no Espécime 59

3.5. Instrumentação e Monitoração 65

3.6. Metodologia para Execução dos Ensaios Experimentais 72

CAPÍTULO 4 84

4. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS 84

4.1. Apresentação e Análise dos Resultados dos Ensaios Estáticos 85

4.2. Apresentação e Análise dos Resultados dos Ensaios Dinâmicos 90

4.3. Atuação do Amortecedor Viscoelástico Tipo Sanduíche 106

4.3.1. Modelagem em Elementos Finitos 107

4.3.2. Diagramas das Tensões de Cisalhamento 111

4.4. Aplicação ao Cálculo de Fadiga Estrutural devido ao Fenômeno do VIV 113

CAPÍTULO 5 121

5. CONCLUSÃO 121

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 125

APÊNDICE 1 129

A.1. ESPECIFICAÇÃO DOS SENSORES UTILIZADOS NOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS. 129

LISTA DE FIGURAS

- Figura 1.1 – Esquema do sistema amortecedor viga sanduíche. 3
- Figura 1.2 – Placa cilíndrica parcialmente coberta com o sistema amortecedor viga sanduíche [18]. 4
- Figura 1.3 – Amortecimento devido a torção de tubos delgados [20]. 5
- Figura 1.4 – Método amortecedor baseado na viga sanduíche, (a) usando concreto expandido e (b) concreto reforçado [17]. 6
- Figura 2.1 – Sinal de vibração: (a) com amortecimento viscoso e (b) com amortecimento por atrito, modificado de [4]. 10
- Figura 2.2 – Energia dissipada por ciclo no amortecimento viscoso, (a) sem a parcela elástica e (b) com a parcela elástica. 13
- Figura 2.3 – Ciclo de histerese para materiais viscoelásticos. 20
- Figura 2.4 – Tipos de elementos de tensão e deformação. (a) Tração e compressão e (b) cisalhamento. 22
- Figura 2.5 – Amortecedor viscoelástico do tipo extensional ou sem camada de restrição [5]. 24
- Figura 2.6 – Amortecedor viscoelástico por cisalhamento, (a) sistema de camadas sanduíche, (b) sistema de camadas múltiplo sanduíche [5]. 25
- Figura 2.7 – Dimensões e eixos de cooredenadas para a análise de uma viga sanduíche [2]. 27
- Figura 2.8 – Geometria dos deslocamentos considerados no sistema estrutural da viga sanduíche. 28
- Figura 2.9 – Momentos e forças que atuam na seção XX da viga sanduíche. . 30
- Figura 2.10 – Esquema das forças longitudinais atuantes na camada da estrutura. 32

- Figura 2.11 – Tratamento amortecedor com camada de restrição ou viga sanduíche. 34
- Figura 2.12 – Fator de perda "η" versus parâmetro de cisalhamento "g" de acordo com a variação da razão "h_3". 39
- Figura 2.13 – Fator de perda "η" versus a razão "h_3" de acordo com a variação da razão "h_2". 40
- Figura 2.14 – Fator de perda "η" versus a razão "h_2" de acordo com a variação da razão "h_3". 41
- Figura 2.15 – (a) Transformação de vetores entre os espaços tempo e freqüência e (b) introdução da transformada tempo-freqüência. 43
- Figura 2.16 – Exemplo de sinal harmônico nos domínios do tempo, freqüência e tempo-freqüência. 44
- Figura 2.17 – Transformada tempo-freqüência de um sinal constituído por sinais harmônicos com amplitudes decrescentes logaritmicamente. 45
- Figura 2.18 – Tela do programa usado para o cálculo da freqüência natural e da taxa de amortecimento. 46
- Figura 2.19 – Tela do programa: cálculo da TFD e do amortecimento. 47
- Figura 3.1 – Esquema explicativo da definição do comprimento total do espécime..... 52
- Figura 3.2 – (a) Modelo experimental fixado na base e na posição vertical, (b) deslocamento imposto no tubo durante os ensaios dinâmicos e estáticos, (c) ensaio dinâmico de vibração. 57
- Figura 3.3 – Seção transversal do tubo com o mecanismo amortecedor..... 60
- Figura 3.4 – Esquema dos sensores instalados no tubo externo e interno. 67

- Figura 3.5 – (a) Layout da instalação dos *strain gauges* nos tubos, externo e interno, conforme as direções, (b) ligação dos *strain gauges* em meia ponte de *Wheatstone*. 69
- Figura 3.6 – Procedimento de elevação e instalação do riser. 75
- Figura 3.7 – Procedimento para remoção e descida do modelo experimental. 82
- Figura 4.1 – Força aplicada no topo do tubo versus tempo de ensaio. 86
- Figura 4.2 – Deslocamento imposto no topo do tubo versus tempo de ensaio. 86
- Figura 4.3 – Relação força versus deslocamento no topo do tubo, análise do comportamento da rigidez estrutural à flexão. 87
- Figura 4.4 – Sinais de vibração dos modelos: (a) *single pipe*, (b) *pipe-in-pipe* sem carga, (c) *pipe-in-pipe* com compressão de 50 kN e (d) com tração de 50 kN. 92
- Figura 4.5 – Influência da massa do amortecedor viga sanduíche sobre o 1^{o} e o 2^{o} modos de vibração nos ensaios (a) da etapa 5 e (b) da etapa 6. 95
- Figura 4.6 – Atenuação das amplitudes de vibração do modelo *single pipe* a partir do momento da utilização do amortecedor do tipo sanduíche. 98
- Figura 4.7 – Resumo das taxas de amortecimento estimadas para o primeiro modo de vibração dos modelos *pipe-in-pipe* ao longo dos ensaios. 101
- Figura 4.8 - Atenuação das amplitudes de vibração do modelo *pipe-in-pipe* com tração de 50 kN a partir do momento da utilização do amortecedor do tipo sanduíche. 102
- Figura 4.9 – Ganho de amortecimento calculado nas etapas de emprego do amortecedor em relação à etapa 1. 105
- Figura 4.10 – Detalhe da modelagem estrutural da base engastada do modelo *single pipe* acoplado com o trecho da etapa 1 do mecanismo amortecedor. . 109
- Figura 4.11 – Detalhe da modelagem das camadas do amortecedor viscoelástico do tipo viga sanduíche. 109

- Figura 4.12 – Detalhe da modelagem do amortecedor sem a chapa de ligação entre os trechos, representando a etapa 3 dos ensaios. 110
- Figura 4.13 – Representação dos diagramas da tensão de cisalhamento atuantes na camada do MVE do mecanismo amortecedor do tipo sanduíche. 111
- Figura 4.14 – Desprendimento de vórtices na parede de um tubo em conseqüência da ação de perfis de correntes: (a) não uniforme ou triangular e (b) uniforme..... 116

LISTA DE FOTOS

- Foto 3.1 – Esquema do centralizador posicionado entre os tubos, externo (em amarelo) e interno (em preto) do modelo *pipe-in-pipe*. 54
- Foto 3.2 – Arranjo geral do Laboratório de Estruturas – LABEST para os ensaios experimentais do modelo de *riser* rígido. 55
- Foto 3.3 – Detalhe da aplicação do MVE e da chapa de aço. 60
- Foto 3.4 – Modelo preparado com a primeira etapa de aplicação do mecanismo amortecedor (Etapa 2). 61
- Foto 3.5 – Colocação do segundo trecho de camadas do amortecedor, correspondente a etapa 3. 62
- Foto 3.6 – Chapa de ligação instalada entre os trechos do mecanismo amortecedor. 63
- Foto 3.7 – Trechos do mecanismo amortecedor sem instalação das chapas de ligação, tal situação apenas ocorreu na etapa 3 dos ensaios. 63
- Foto 3.8 – Tubo posicionado sobre cavaletes na horizontal e preparado para a última etapa de ensaio realizada com o mecanismo amortecedor (Etapa 6). .. 64
- Foto 3.9 – Execução dos testes estáticos e dinâmicos com o emprego do último trecho do mecanismo amortecedor (Etapa 6). 65
- Foto 3.10 – Acelerômetros do tipo piezelétrico (APTY / APTZ) posicionados no topo do tubo externo. 68
- Foto 3.11 – *Strain gauge* instalado no tubo interno. 70
- Foto 3.12 – Célula de carga usada nos testes estáticos (CTY). 70
- Foto 3.13 – Câmera instalada no topo da grua. 71
- Foto 3.14 – Preparação da configuração estrutural do espécime, remoção ou introdução do tubo interno, modelo *single pipe* ou *pipe-in-pipe*. 73

- Foto 3.15 – Arranjo esquemático da grua, do guincho de içamento, do elevador e da base de engaste do tubo. 74
- Foto 3.16 – Foto representativa do segundo, terceiro e quarto passos. 76
- Foto 3.17 – Foto representativa do quinto, sexto e sétimo passos. 77
- Foto 3.18 – Foto representativa do oitavo, nono e décimo passos. 77
- Foto 3.19 – Manilhas de fixação do tubo no guincho. 78
- Foto 3.20 – Preparação do espécime através do acesso externo do elevador.79
- Foto 3.21 – Esquema do dispositivo de liberação do tubo (gatilho e trave metálica). 79
- Foto 3.22 – Carretel com catraca instalado na grua para o deslocamento do tubo. 80
- Foto 3.23 – Liberação do gatilho e acionamento do ensaio de vibração..... 81
- Foto 3.24 – Cilindro e bomba usados na tração e compressão do tubo interno. 83
- Foto 4.1 – (a) Duto submarino e (b) *riser* rígido em catenária (SCR). 117

Lista de Tabelas

- Tabela 3.1 – Dimensões do *riser*, do modelo experimental e a escala geométrica entre as dimensões. 52
- Tabela 3.2 – Parâmetros adicionais do *riser* e do modelo experimental [27], acompanhados da escala geométrica. 53
- Tabela 3.3 – Especificação dos sensores utilizados na aquisição de dados. .. 72
- Tabela 4.1 – Médias e desvios dos coeficientes angulares (N/cm) calculados na análise de rigidez dos modelos experimentais. 88
- Tabela 4.2 – Freqüências naturais estimadas durante os ensaios da etapa 1. 91
- Tabela 4.3 – Taxas de amortecimento estimadas durante os ensaios da etapa 1. 91
- Tabela 4.4 – Freqüências naturais estimadas para o modelo *single pipe* para todas as etapas dos ensaios. 94
- Tabela 4.5 – Taxa e ganho de amortecimentos estimados para o modelo *single pipe* para todas as etapas dos ensaios. 96
- Tabela 4.6 – Freqüências naturais obtidas para os modelos *pipe-in-pipe*. 99
- Tabela 4.7 – Taxas de amortecimento obtidas para o 2^{o} modo de vibração dos modelos *pipe-in-pipe*. 103
- Tabela 4.8 – Comparação entre o amortecimento do modelo *single pipe* e do *pipe-in-pipe* sem carga (1^{o} e 2^{o} modos de vibração). 104
- Tabela 4.9 – Resultados da análise da fadiga devido ao VIV, considerando um perfil de corrente uniforme. 118
- Tabela 4.10 – Resultados da análise da fadiga devido ao VIV, considerando um perfil de corrente triangular. 119

F_d – força de amortecimento.

c – constante de proporcionalidade chamada de coeficiente de viscosidade ou de amortecimento viscoso.

dx/dt – velocidade da partícula relativa ao fluido.

W_d – energia dissipada por ciclo de oscilação.

X – amplitude de resposta.

ω – freqüência de excitação.

ϕ – ângulo de fase entre a força de excitação e a resposta.

T – período de oscilação.

$Área_{elipse}$ – área da elipse de *Lissajoux*.

kx – parcela elástica da rigidez.

κ – ângulo de rotação da elipse de *Lissajoux*.

$\overline{A}$ – área da elipse de *Lissajoux*.rotacionada.

e_1 – maior semi-eixo da elipse de *Lissajoux*.rotacionada.

e_2 – menor semi-eixo da elipse de *Lissajoux*.rotacionada.

U – energia potencial (energia estocada).

η – fator de perda.

ξ – taxa de amortecimento.

X_n – amplitude do "$n-ésimo$" ciclo.

X_{n+N} – amplitude do "$(n+N)ésimo$" ciclo.

F_c – força de amortecimento de Coulomb.

N – força normal atuante entre duas superfícies.

μ_a – coeficiente de atrito.

σ – tensão.

ε – deformação.

a , b – constantes.

t – tempo.

E – módulo de elasticidade longitudinal.

E' – módulo de armazenamento.

E'' – módulo de perda.

E^* – módulo de elasticidade complexo.

G – módulo de elasticidade transversal ou cisalhante.

G' – módulo de armazenamento cisalhante.

G^* – módulo de elasticidade cisalhante complexo.

η_e – fator de perda extensional.

L – comprimento inicial.

H – largura ou espessura.

S – área da seção transversal.

V – volume.

ΔL – variação do comprimento.

ΔH – variação da largura.

ΔV – variação do volume.

ν – coeficiente de Poisson.

σ_S – tensão cisalhante.

ε_S – deformação por cisalhamento ou cisalhante.

σ_e – tensão extensional.

ε_e – deformação extensional.

η_S – fator de perda cisalhante.

H_1 – espessura da camada da estrutura.

H_2 – espessura da camada de material viscoelástico.

H_3 – espessura da camada de restrição.

E_1 – módulo de elasticidade longitudinal da camada da estrutura.

E_2 – módulo de elasticidade longitudinal da camada de material viscoelástico.

E_3 – módulo de elasticidade longitudinal da camada de restrição.

η_1 – fator de perda da camada da estrutura.

η_2 – fator de perda da camada de material viscoelástico.

η_3 – fator de perda da camada de restrição.

x – eixo longitudinal.

z – eixo transversal.

u – deslocamento longitudinal

w – deslocamento transversal.

u_1 – deslocamento longitudinal da camada da estrutura.

u_3 – deslocamento longitudinal da camada de restrição.

d – distância entre a linha média da camada da estrutura e a linha média da camada de restrição.

γ – deformação por cisalhamento ou cisalhante da camada de material viscoelástico.

τ – tensão de cisalhamento ou cisalhante da camada de material viscoelástico.

S_1 – força cisalhante atuante na camada da estrutura.

S_2 – força cisalhante atuante na camada de material viscoelástico.

S_3 – força cisalhante atuante na camada de restrição.

D_1 – rigidez à flexão da camada da estrutura.

D_3 – rigidez à flexão da camada de restrição.

D_t – rigidez à flexão total da viga sanduíche.

M_t – momento fletor total atuante na seção XX da viga sanduíche.

S_t – força cisalhante total atuante na seção XX da viga sanduíche.

M_1 – momento fletor atuante na camada da estrutura.

M_3 – momento fletor atuante na camada de restrição.

P_1 – força longitudinal atuante na camada da estrutura.

P_3 – força longitudinal atuante na camada de restrição.

p – carga transversal atuante na viga sanduíche.

n e Y – símbolos auxiliares.

δx – elemento da camada da estrutura (inferior).

$q(x,t)$ – carga dinâmica externa.

m – massa por unidade de comprimento total do sistema viga sanduíche.

EI – rigidez à flexão do sistema de três camadas.

I – momento de inércia.

I_1 – momento de inércia da estrutura.

D – distância do eixo neutro do sistema de três camadas ao da viga original.

g – parâmetro de cisalhamento.

a_n – função da condição de contorno para cada modo de uma viga de seção uniforme e com carga uniformemente distribuída.

h_2 – razão entre a espessura da camada de material viscoelástico (H_2) e a camada da estrutura (H_1).

h_3 – razão entre a espessura da camada de restrição (H_3) e a camada da estrutura (H_1).

Ay/D_r – amplitude adimensional.

Ay – amplitude de vibração.

D_r – diâmetro do *riser*.

x_{prof} – profundidade, em metros.

$V\left(x_{prof}\right)$ – função da velocidade de corrente ao longo da profundidade, em (m/seg).

CAPÍTULO

1

1. INTRODUÇÃO

1.1. Motivação do Trabalho

As estruturas *offshore*, mais especificamente os *risers*, são estruturas instaladas a partir de sistemas flutuantes ou plataformas para a prospecção e produção de petróleo e de gás, sendo instalados em pequenas e grandes profundidades do mar.

Os *risers* são considerados ponto de destaque do projeto de um sistema flutuante, por apresentarem um elevado custo para implantação e por serem responsáveis pelo transporte de óleo e/ou de gás do poço no fundo do mar até a plataforma na superfície.

Estas estruturas ficam expostas aos repetitivos carregamentos dinâmicos de ondas, bem como devido aos movimentos da plataforma. As correntes, além de gerarem carregamentos estáticos sobre o *riser* também podem induzir a carregamentos cíclicos através do desprendimento sincronizado de vórtices. O processo cíclico destes carregamentos pode submeter estas estruturas a elevados níveis de vibrações durante certo período de tempo. Estas vibrações podem acarretar na fadiga estrutural, levando a deteorização dos materiais ou até mesmo, podendo causar falhas localizadas (ruptura da seção transversal).

Atualmente, o problema da fadiga é muito discutido nos meios técnicos, sendo a grande preocupação no projeto de *risers*. Por isso, quando se comenta sobre fadiga em estruturas *offshore*, faz-se logo a associação com o fenômeno do VIV - Vibração

Induzida por Vórtices, o qual é responsável por excitar o *riser* através do desprendimento de vórtices que causam sucessivas vibrações, podendo induzir a fadiga deste tipo de componente estrutural.

As vibrações induzidas por vórtices (VIV) têm sido encaradas como um dos maiores desafios no projeto de *risers* e de outras estruturas expostas em ambientes com incidência de perfis de correntes. Existem soluções, como por exemplo, os supressores de vórtices, que são utilizados para quebrar o sincronismo do desprendimento de vórtices, como no caso dos *strakes*. Além disso, uma grande quantidade de estudos tem sido realizado no sentido de buscar novas técnicas construtivas, novos materiais com propriedades ultra-resistentes e amortecedoras. Porém, ainda existem lacunas no que diz respeito ao estudo do amortecimento e o controle das vibrações em conseqüência do fenômeno do VIV.

O amortecimento é parâmetro de grande importância no projeto e análise de *risers*, já que a suposição sobre qual o valor a ser adotado no projeto pode ter um efeito significativo na resposta dinâmica e no comportamento à fadiga, e principalmente, influenciar na vida útil esperada para a estrutura.

Uma forma para reduzir vibrações é através da elevação das taxas de amortecimento. Para isso vêm sendo realizados estudos e pesquisas que tratam da utilização de materiais com propriedades amortecedoras, que quando aplicados na superfície de estruturas já existentes, apresentam enorme capacidade de atenuar as vibrações e diminuir as amplitudes de deslocamentos. Tal alternativa, que visa o incremento das taxas de amortecimento de estruturas, refere-se à utilização de materiais viscoelásticos como elementos que tem grande capacidade de dissipar energia.

O principal objetivo deste trabalho é apresentar um estudo sobre um mecanismo amortecedor instalado em tubos com 18,0m de comprimento, os quais foram utilizados para representar em escala aproximada, *risers* rígidos do tipo *single pipe* e *pipe-in-pipe*.

A partir de ensaios experimentais com o emprego de amortecedores viscoelásticos do tipo viga sanduíche foram estimadas as freqüências naturais e as taxas de amortecimento dos espécimes ensaiados, avaliando-se a eficiência deste

mecanismo para a redução de vibrações e o conseqüente incremento das taxas de amortecimento. Estes resultados permitiram demonstrar quão eficiente pode ser esta solução para aumentar o amortecimento deste tipo de estrutura e, portanto, aumentar a sua vida útil devido à fadiga.

1.2. Estado da Arte

Os estudos sobre os materiais viscoelásticos datam da década de 50, principalmente a partir dos trabalhos de ROSS *et al* (1959) [1], os quais têm sido mais referenciados e considerados para descrever o comportamento dos amortecedores viscoelásticos que são utilizados na superfície de estruturas.

Os trabalhos desenvolvidos por ROSS *et al* [1] são mostrados por NASHIF *et al* (1985) [5], através das análises de RKU (Ross-Kerwin-Ungar), amplamente conhecidas na literatura técnica pelo nome de análises da viga sanduíche (em inglês, *sandwich beam*). Estas análises foram desenvolvidas para predizer a resposta do amortecimento de um sistema amortecedor de três camadas, denominado de viga sanduíche, o qual é constituído da seguinte forma: camada da estrutura, camada do material viscoelástico e camada de restrição, conforme ilustrado na Figura 1.1. Nestas análises, o sistema amortecedor de três camadas foi aplicado e testado sobre a superfície de vigas e placas, sendo submetido à flexão, o que permitiu o desenvolvimento de equações para se entender o funcionamento deste mecanismo amortecedor. Tais equações serão mostradas e discutidas ao longo do capítulo 2, no item 2.2.

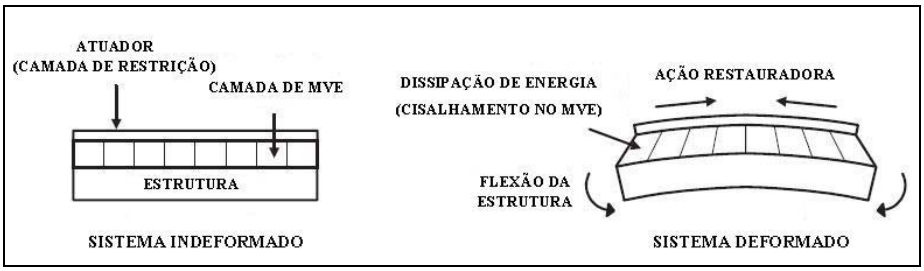


Figura 1.1 – Esquema do sistema amortecedor viga sanduíche.

DITARANTO (1965) [2] também estudou a utilização de materiais viscoelásticos como elementos atenuadores de vibrações em vigas. Mais pesquisas sobre os materiais viscoelásticos como dissipadores de energia da estrutura, foram realizados por MEAD e MARKUS (1969) [4] que deram prosseguimento aos estudos realizados com o sistema amortecedor do tipo viga sanduíche.

O fato da aplicação de materiais viscoelásticos estar presente nos diversos setores da indústria, faz com que sejam realizados muitos estudos no sentido de se aprofundar em formulações e modelagens em elementos finitos, para descrever o comportamento deste mecanismo de amortecimento. RAMESH e GANESAN (1994) [7] realizaram análises em elementos finitos de placas cilíndricas acopladas com amortecedores viscoelásticos restringidos (viga sanduíche).

Existem diversas variações sobre as formas de aplicação de materiais viscoelásticos nas estruturas. CHEN e HUANG (1999) [11] e (2001) [18], por exemplo, analisaram placas cilíndricas parcialmente cobertas com as camadas do sistema viga sanduíche, conforme ilustrado na Figura 1.2. Esta análise foi realizada através do desenvolvimento de um modelo matemático.

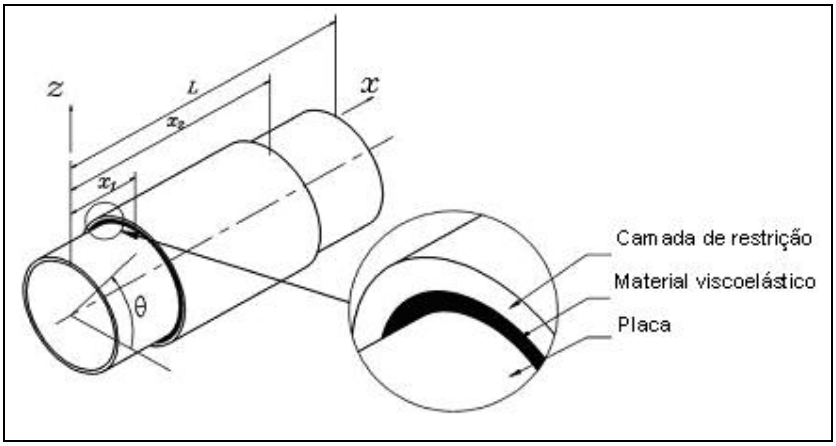


Figura 1.2 – Placa cilíndrica parcialmente coberta com o sistema amortecedor viga sanduíche [18].

Assim como analisado por CHEN e HUANG, outros autores tais como SARAVANAN (2000) [14], WANG e CHEN (2004) [22], MASTI *et al.* (2005) [28] e ZHENG *et al.* (2005) [31], propõem análises semelhantes e com algumas variações,

onde sistemas amortecedores sanduíche são analisados na superfície de placas cilíndricas.

Um estudo recente desenvolvido por NAYFEH e VARANASI (2004) [20], apresenta a utilização dos amortecedores viscoelásticos do tipo sanduíche em tubos delgados com espessura da parede fina, sendo fixados ao longo de faixas, conforme ilustrado na Figura 1.3. As camadas do amortecedor foram aplicadas com o objetivo de avaliar a resposta do amortecimento devido à torção do tubo.

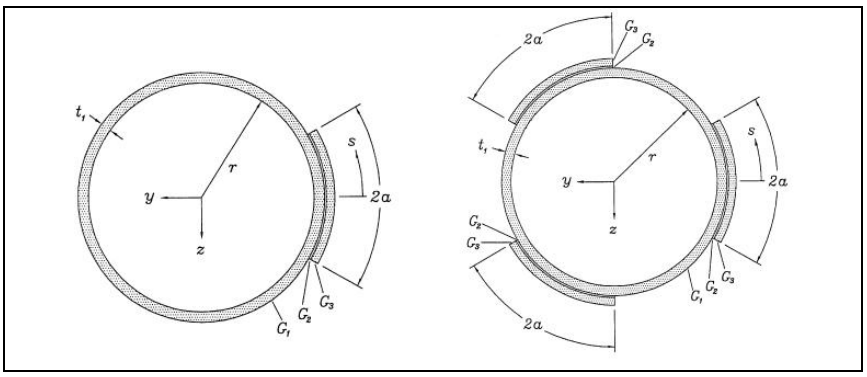
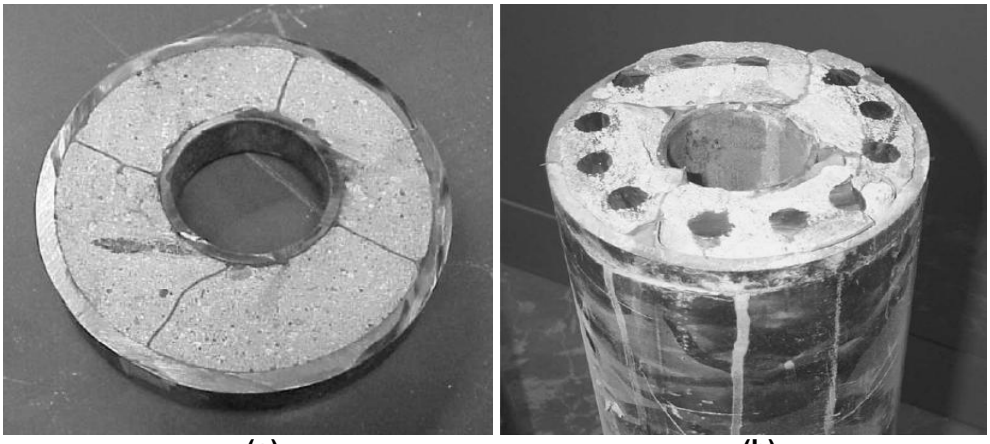


Figura 1.3 – Amortecimento devido a torção de tubos delgados [20].

No Brasil, mais especificamente na COPPE/UFRJ, existem trabalhos publicados que se inserem na linha de pesquisa sobre a utilização de materiais viscoelásticos como controladores de vibrações nas estruturas. Dentre estes podem ser citados os trabalhos de FAÍSCA (1998) [10] que estudou na sua dissertação de Mestrado as características dos materiais viscoelásticos como amortecedores estruturais, BARBOSA (2000) [13] que em sua tese de Doutorado apresentou uma modelagem computacional de estruturas acopladas com camadas viscoelásticas visando o amortecimento, e VASCONCELOS (2003) [19] que abordou o controle dinâmico estrutural via mecanismos viscoelásticos.

Uma aplicação prática baseada no sistema amortecedor do tipo viga sanduíche foi desenvolvida por BAMBERG e SLOCUM (2002) [17], que utilizaram concreto expandido e reforçado para preencher quatro seções de um tubo, como mostrado na Figura 1.4(a) e (b) respectivamente. As camadas de restrição são representadas pelo concreto expandido que preenche quatro cavidades tubulares de material viscoelástico, que estão localizadas entre a parede interna e externa do tubo.



(a) (b)

Figura 1.4 – Método amortecedor baseado na viga sanduíche, (a) usando concreto expandido e (b) concreto reforçado [17].

Conforme visto, já existem diversos estudos e pesquisas sobre o uso de materiais viscoelásticos com a finalidade de gerar o amortecimento, acoplados em diversos tipos e geometrias de estruturas, como por exemplo, em estruturas tubulares, tratadas neste trabalho. Deve-se enfatizar, no entanto, que apesar de existirem estudos visando utilizar materiais viscoelásticos em estruturas tubulares, esta tecnologia ainda não está consolidada, fato este que motivou esta pesquisa.

1.3. Escopo do Trabalho

Apresenta-se a seguir a organização do texto deste trabalho. O capítulo 2 apresenta os conceitos básicos para o entendimento deste trabalho. Inicialmente é mostrada a classificação dos tipos de amortecimento em estruturas, assim como a sua caracterização em sistemas amortecidos. A seguir, são apresentados os principais fundamentos sobre a utilização de materiais viscoelásticos no sistema amortecedor viga sanduíche. Finalmente, este capítulo mostra a técnica de análise utilizada para estimar as freqüências naturais e as taxas de amortecimento.

O capítulo 3 descreve os ensaios experimentais realizados neste trabalho, apresentando as características dos espécimes ensaiados, a metodologia utilizada

para a montagem e a confecção dos mesmos. Além disso, são destacados os equipamentos e os materiais envolvidos durante a execução dos ensaios.

O capítulo 4 apresenta a análise dos resultados obtidos nos ensaios experimentais. São mostradas as freqüências naturais e as taxas de amortecimento estimadas para cada espécime ensaiado. Uma modelagem simplificada em elementos finitos é realizada com a finalidade de melhor compreender o funcionamento do mecanismo amortecedor viga sanduíche. Por último, é mostrada a análise da fadiga estrutural devido ao fenômeno do VIV, avaliando-se a vida útil de projeto esperada para *risers* e dutos, caso fosse considerado a instalação do mecanismo amortecedor.

O capítulo 5 apresenta as considerações finais sobre este trabalho, destacando os pontos mais importantes sobre os resultados obtidos, e sugerindo a continuidade desta linha de pesquisa em trabalhos futuros.

CAPÍTULO

2

2. CONCEITOS BÁSICOS

Neste capítulo, inicialmente, são introduzidos os conceitos básicos sobre a caracterização dos tipos de perda de energia desenvolvidos em sistemas estruturais amortecidos, apresentando a classificação dos tipos de amortecimento em materiais e estruturas.

Em seguida, são apresentados os principais fundamentos da utilização dos materiais viscoelásticos como elementos amortecedores para a configuração de um mecanismo controlador de vibrações em estruturas. Para o entendimento desta aplicação amortecedora, são mostradas as análises amplamente referenciadas neste sentido, conhecidas na literatura técnica pelo nome de análises de RKU (*Ross-Kerwin-Ungar*), conforme apresentado por NASHIF *et al.* [5].

Por último, discute-se sucintamente a técnica de processamento de sinais utilizada no programa de análise nos domínios do tempo e da freqüência, visando o cálculo das freqüências naturais e das taxas de amortecimento, as quais são obtidas a partir dos ensaios dinâmicos descritos no capítulo 3 deste trabalho. Esta técnica foi implementada na tese de Doutorado de BUCHER [16].

2.1. Caracterização da Perda de Energia em Sistemas Amortecidos

Esta seção é baseada no capítulo 2 do livro *Vibration Damping* de NASHIF *et al.* [5] e no livro *Damping of Materials and Members in Structural Mechanics* de LAZAN [3], além das teses de Mestrado de FAÍSCA (1998) [10] e de Doutorado de BARBOSA (2000) [13].

O conceito de amortecimento de uma estrutura pode ser dado como sendo a energia dissipada durante o processo de movimentos oscilatórios. O amortecedor é o elemento responsável pela dissipação de energia do sistema, que acontece, por exemplo, através da transformação da energia de vibração em calor. A conseqüência desta perda de energia reflete-se no fato da amplitude de deslocamentos ir diminuindo gradualmente até que o movimento vibratório cesse completamente, quando a estrutura é deixada em vibração livre.

Em geral, o amortecimento pode ser classificado em duas categorias básicas: o amortecimento não-material e o amortecimento material ou estrutural.

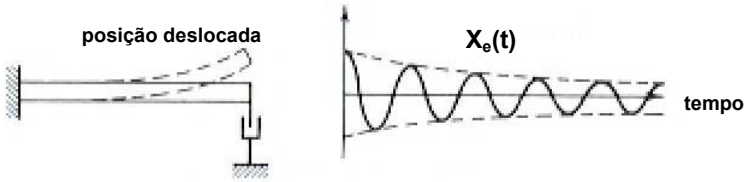
O amortecimento não-material de um sistema estrutural é introduzido através do meio em que as vibrações ocorrem. Um exemplo é o amortecimento do tipo viscoso, onde um sistema estrutural submetido à vibração oscilará durante um intervalo de tempo muito maior no ar do que na água. Sendo assim, este tipo de amortecimento ocorre quando o sistema mecânico sofre a influência de um meio fluido (ar, água, óleo e etc), isto é, as forças de amortecimento são introduzidas através da interação da vibração da estrutura com o meio fluido. A energia dissipada neste processo depende de alguns fatores, tais como: tamanho e forma do corpo vibrante, viscosidade do fluido, freqüência de vibração, velocidade do corpo vibrando, etc.

Outro tipo de amortecimento não-material é, por exemplo, o amortecimento por atrito seco ou de Coulomb, o qual é ocasionado pela fricção entre duas superfícies em contato, com lubrificação insuficiente ou seca. Portanto, este tipo de amortecimento ocorre devido às forças de contato (atrito) entre a estrutura em movimento e a superfície onde ela se apóia e se desloca. Estas forças de atrito têm intensidade constante e são opostas à direção do movimento.

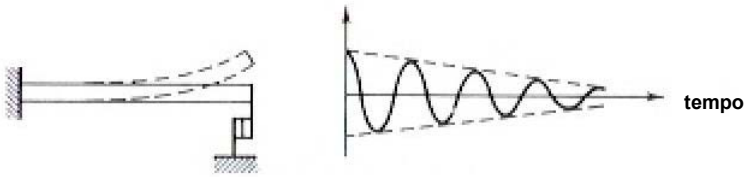
Já para o caso do amortecimento material ou histerético, este tipo refere-se quando a força de amortecimento é devido à fricção das moléculas internas do material, logo depende do tipo de material empregado, tais como: borrachas, plásticos, aço, alumínio, etc. Para materiais estruturais convencionais, tipo aço, alumínio e metais, a dissipação de energia por ciclo de deformação é muito pequena se comparada com compostos à base de polímeros e de borrachas (no caso, por exemplo, dos materiais viscoelásticos).

Portanto, este tipo de amortecimento é ocasionado pela energia dissipada internamente quando um material se deforma, sendo função dos deslocamentos e/ou deformações da estrutura, independentemente do meio onde se encontra oscilando.

Os tipos de amortecimento podem ser facilmente identificados e caracterizados quando é observada a resposta do sinal de vibração de um mecanismo, conforme mostra a Figura 2.1.



(a) Sistema estrutural com amortecimento viscoso



(b) Sistema estrutural com amortecimento por atrito

Figura 2.1 – Sinal de vibração: (a) com amortecimento viscoso e (b) com amortecimento por atrito, modificado de [4].

No caso deste mecanismo apresentar um amortecedor viscoso como ilustrado na Figura 2.1(a), por exemplo, um absorsor de choque, na qual a força aplicada é diretamente proporcional e oposta a velocidade instantânea, de forma que a amplitude de oscilação diminuirá exponencialmente com o tempo. O outro mecanismo, ilustrado na Figura 2.1(b), é o amortecimento por atrito seco, onde a força de amortecimento é

constante, de modo que as amplitudes diminuem linearmente com o tempo até a oscilação cessar.

2.1.1. *Amortecimento Viscoso*

Este tipo de amortecimento é definido pela função do quadrado da velocidade relativa entre a estrutura e o meio onde ocorre à vibração, decorrente da resistência do fluido em que o material está imerso durante a oscilação.

A sua descrição matemática completa não é muito simples para análises de vibrações, porém um modelo linearizado pode ser considerado, onde a força de amortecimento (F_d) é diretamente proporcional e com sentido oposto a velocidade de deslocamento da partícula relativa ao fluido. Daí, o amortecimento viscoso é dado pela expressão:

$$F_d = -c \cdot \frac{dx}{dt} \tag{2.1}$$

onde c é a constante de proporcionalidade chamada de coeficiente de viscosidade ou de amortecimento viscoso e dx/dt é a velocidade da partícula relativa ao fluido.

Em um sistema com amortecimento viscoso, a energia dissipada por ciclo de oscilação (W_d) é definida como sendo o trabalho realizado pela força de amortecimento por ciclo dado pela equação abaixo:

$$W_d = \oint F_d \cdot dx \tag{2.2}$$

em geral, W_d é função de vários fatores, tais como: freqüência, amplitude de vibração e temperatura do meio.

Tomando um sistema massa-mola com amortecimento viscoso, submetido a uma força senoidal de excitação $F = F_0 \cdot sen(\omega t)$, a resposta no estado permanente do movimento é dada da seguinte forma:

$$x = X \cdot sen(\omega t - \phi) \tag{2.3}$$

onde:

X = amplitude de resposta.

ω = freqüência de excitação.

ϕ = ângulo de fase entre a força de excitação e a resposta.

Desta forma, a energia dissipada por ciclo de vibração pode ser expressa quando se faz a substituição de (2.1) e (2.3) em (2.2), dada pela seguinte equação:

$$W_d = \oint F_d \cdot dx = \oint c \cdot \frac{dx}{dt} \cdot dx = \oint c \cdot \left(\frac{dx}{dt}\right)^2 \cdot dt$$

$$W_d = \oint c \cdot \left[X \cdot \omega \cdot \cos(\omega t - \phi)\right]^2 \cdot dt = c \cdot \omega^2 \cdot X^2 \cdot \int_0^{\mathrm{T}} \cos^2(\omega t - \phi) \cdot dt \tag{2.4}$$

onde $\mathrm{T} = \frac{2\pi}{\omega}$ é o período de oscilação. Finalmente, integrando-se a equação (2.4) chega-se a:

$$W_d = \pi \cdot c \cdot \omega \cdot X^2 \tag{2.5}$$

O resultado da equação (2.5) indica que a energia dissipada por ciclo de vibração de um sistema com amortecimento viscoso sob excitação periódica é proporcional à freqüência de excitação e ao quadrado da amplitude de resposta.

Desenvolvendo as equações (2.3) e (2.1), de modo que substituindo a derivada da primeira na segunda, chega-se à equação (2.6) abaixo:

$$x = X \cdot sen(\omega t - \phi) \therefore \frac{dx}{dt} = X \cdot \omega \cdot \cos(\omega t - \phi)$$

$$F_d = c \cdot \frac{dx}{dt} = c \cdot X \cdot \omega \cdot \cos(\omega t - \phi) \tag{2.6}$$

Através das relações trigonométricas triviais, pode-se escrever que:

$$\cos(\omega t - \phi) = \left(\frac{\sqrt{X^2 - x^2}}{X} \right) \tag{2.7}$$

Agora, fazendo a substituição de (2.7) em (2.6) pode-se escrever que:

$$F_d = c \cdot X \cdot \omega \cdot \left(\frac{\sqrt{X^2 - x^2}}{X} \right) = c \cdot \omega \cdot \sqrt{X^2 - x^2}$$

$$\left(\frac{F_d}{c \cdot \omega \cdot X} \right)^2 + \left(\frac{x}{X} \right)^2 = 1 \tag{2.8}$$

A relação gráfica da força de amortecimento (F_d) versus a amplitude de deslocamentos (x) resulta na representação das elipses de *Lissajoux*. Estas curvas elípticas são chamadas de ciclos de histerese, onde a área interna a este ciclo representa a energia de dissipação (W_d) por ciclo de oscilação de um sistema estrutural.

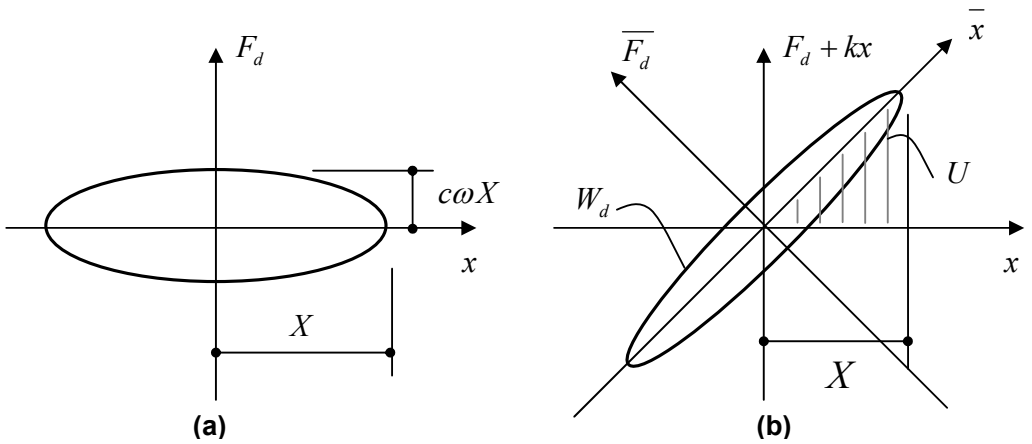


Figura 2.2 – Energia dissipada por ciclo no amortecimento viscoso, (a) sem a parcela elástica e (b) com a parcela elástica.

A fórmula da área de uma elipse é expressa pela seguinte forma:

$$Área_{elipse} = \pi \cdot (c \cdot \omega \cdot X) \cdot X = \pi \cdot c \cdot \omega \cdot X^2 \tag{2.9}$$

Nota-se que, a área da elipse representa exatamente a energia dissipada por ciclo de oscilação representada por (W_d) na equação (2.5). Na Figura 2.2(a), a área da elipse é representada para o caso de sistemas lineares sem considerar a parcela elástica. Se for considerada a força total, isto é, adicionando a perda de energia correspondente à contribuição elástica da rigidez representada, por exemplo, kx, junto a força de amortecimento viscoso F_d, o gráfico resultante ($F_d + kx$) versus x fornecerá o gráfico da elipse rotacionada conforme apresentado na Figura 2.2(b).

Pode ser verificado a seguir [1], que a área interna da elipse rotacionada é a mesma da anterior, ou seja, igual a $\pi c \omega X^2$. Assim, considerando κ o ângulo de rotação da elipse (vide Figura 2.2(b)) em relação ao eixo x, pode-se escrever que:

$$\kappa = \arctan(k) \tag{2.10}$$

A área da elipse rotacionada $\overline{A}$ é obtida multiplicando-se π pelos valores dos semi-eixos no referencial $\overline{x} \times \overline{F}_d$. O semi-eixo maior e_1 e o menor e_2 da elipse rotacionada podem ser escritos em função de κ e dos semi-eixos no referencial $x \times F_d$. Desta forma, escreve-se que:

$$e_1 = \frac{X}{\cos(\kappa)} = X \cdot \sqrt{1+\kappa^2} \quad \therefore \quad e_2 = (c \cdot \omega \cdot X) \cdot \cos(\kappa) = \frac{c \cdot \omega \cdot X}{\sqrt{1+\kappa^2}}$$

$$\overline{A} = \pi \cdot e_1 \cdot e_2 = \pi \cdot X \cdot \sqrt{1+\kappa^2} \cdot \frac{c \cdot \omega \cdot X}{\sqrt{1+\kappa^2}}$$

$$\overline{A} = \pi \cdot c \cdot \omega \cdot X^2 \tag{2.11}$$

Pela equação (2.11), constata-se que a energia dissipada $W_d = A = \overline{A}$. Então, pode-se concluir que a energia dissipada por um sistema com amortecimento viscoso não depende de sua parcela elástica.

Uma observação importante deve ser feita para sistemas em vibrações não-lineares ou possuindo amortecimento histerético, no que diz respeito o gráfico F_d versus x é uma figura geométrica fechada e não mais uma elipse.

O valor do amortecimento também pode ser definido em função da energia de dissipação (W_d) e a energia potencial (U), dado pela expressão:

$$\eta = \frac{W_d}{2 \cdot \pi \cdot U} \tag{2.12}$$

onde $U = \frac{k \cdot x^2}{2}$ é a energia potencial (energia estocada), W_d é a energia dissipada e η é o fator de perda. Fisicamente, η é definido como sendo a razão entre a energia dissipada por radiano e a energia potencial ou estocada, a qual pode ser representada através da área do triângulo (área hachurada) na Figura 2.2(b).

Uma outra forma de se caracterizar o amortecimento é através da taxa de amortecimento, a qual é dada pela seguinte fórmula:

$$\xi = \frac{W_d}{4 \cdot \pi \cdot U} = \frac{\eta}{2} \tag{2.13}$$

Os ciclos de histerese, que como visto podem ser usados para quantificar propriedades de amortecimento de materiais, também são muito úteis no entendimento do amortecimento de um sistema estrutural. No caso de materiais convencionais, como por exemplo, aço e alumínio, os ciclos de histerese são muito estreitos, o que dificulta a sua observação. Já no caso de materiais compostos, os ciclos de histerese são mais largos, facilitando assim a sua observação, conforme mostrado na tese de Mestrado de FAÍSCA (1998) [10].

Na prática existem várias técnicas para estimar a taxa de amortecimento, uma das mais conhecidas é baseada na relação entre as amplitudes de vibração do sistema estrutural em vibração livre, dada pela seguinte expressão:

$$\xi = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot N} \cdot \ln\left(\frac{X_n}{X_{(n+N)}} \right) \tag{2.14}$$

onde X_n é a amplitude do "$n-ésimo$" ciclo, X_{n+N} é a amplitude do "$(n+N)ésimo$" ciclo e isto pode ser assumido somente quando o decaimento da oscilação é uma curva exponencial na forma $X_e(t)e^{-\delta t}$, o que se aplica ao amortecimento do tipo viscoso e pelo menos como uma boa aproximação para o histerético [4]. Porém, esta expressão não é aplicável para o amortecimento por atrito, uma vez que a redução das amplitudes ocorre linearmente no tempo.

No caso das estruturas *offshore*, ocorre o predomínio de amortecimento viscoso (parcela hidrodinâmica), pois a estrutura está imersa na água. No entanto, também existe uma parcela de amortecimento histerético que é desenvolvida a partir da variação das deformações internas da estrutura.

2.1.2. *Amortecimento por Atrito Seco ou de Coulomb*

Conforme definido inicialmente, o outro tipo de amortecimento não-material é o amortecimento por atrito seco ou de Coulomb, o qual é produzido pela fricção entre duas superfícies de materiais. A força de amortecimento de Coulomb, F_c, é igual ao produto da força normal atuante entre duas superfícies, dada por N, e o coeficiente de atrito definido por μ_a. Assim, a expressão deste tipo de força de amortecimento fica:

$$F_c = \mu_a \cdot N \tag{2.15}$$

2.2. Principais Fundamentos da Utilização dos Materiais Viscoelásticos (MVE's) para a Redução das Vibrações Estruturais

Esta seção é baseada no livro *Vibration Damping* de NASHIF *et al.* [5], além das teses de Mestrado de FAÍSCA (1998) [10] e de Doutorado de BARBOSA (2000) [13].

2.2.1. *Caracterização da Perda de Energia em Materiais Viscoelásticos*

O amortecimento viscoelástico está fortemente presente nos diversos materiais poliméricos e emborrachados, e este mecanismo de amortecimento interno fornece muitas possibilidades para a aplicação industrial.

A reologia, que estuda problemas de fluência e de relaxação, serve de base para aproximações matemáticas na modelagem dos fenômenos de amortecimento. Inicialmente, a reologia tem sido desenvolvida na base da teoria microscópica, que se baseia em modelos discretos da física moderna e usa resultados advindos da estrutura interna, para descrever processos ocorridos em termos de interações atômicas e moleculares. O segundo passo neste sentido, o qual é considerado o mais importante para a utilidade no campo da engenharia, baseia-se em aproximações macroscópicas e adota teorias baseadas nos aspectos fenomenológicos da física [5].

Existem diversos modelos que descrevem o comportamento de materiais viscoelásticos, e alguns modelos básicos podem ser citados, tais como: o modelo de Maxwell, o modelo de Voigt e o modelo Linear Padrão. Estes modelos consideram o elemento elástico representado por uma mola linear e o elemento viscoso por um amortecedor. Assim, o fenômeno viscoelástico pode ser modelado por uma combinação de molas lineares e amortecedores. Estes três modelos básicos citados foram apresentados nos trabalhos de FAÍSCA [10] e de BARBOSA [13].

Estes modelos descrevem as relações constitutivas de materiais viscoelásticos expressas no domínio do tempo, utilizando para isso equações diferenciais ou

integrais de convolução. Segundo NASHIF *et al.* [5], estas relações expressas entre a tensão (σ) e a deformação (ε) pode ser escrita como:

$$\sigma + a\frac{d\sigma}{dt} = E \cdot \left(\varepsilon + b\frac{d\varepsilon}{dt} \right) \tag{2.16}$$

As constantes "a" e "b" podem estar relacionadas com as constantes da mola e do amortecedor. Esta equação em particular, representa uma relação mais complexa entre a tensão e a deformação do que na Lei de Hooke ($\sigma = E \cdot \varepsilon$).

Usando a representação em módulo complexo da equação (2.16), no entanto, aplicando-se uma tensão e uma deformação dependentes do tempo harmonicamente, na forma $\sigma = \sigma_0 \cdot e^{i\omega t}$ e $\varepsilon = \varepsilon_0 \cdot e^{i\omega t}$, onde as respectivas derivadas em relação ao tempo são $\frac{d\sigma}{dt} = i\omega \cdot \sigma_0 \cdot e^{i\omega t}$ e $\frac{d\varepsilon}{dt} = i\omega \cdot \varepsilon_0 \cdot e^{i\omega t}$, então, chega-se às relações constitutivas no domínio da freqüência, isto é:

$$\sigma_0 = E \cdot \varepsilon_0 \cdot \left(\frac{1 + i\omega b}{1 + i\omega a} \right) \tag{2.17}$$

E por sua vez, a partir das notações usadas normalmente, a equação (2.17) pode ser escrita como:

$$\sigma = E^*(\omega)\varepsilon = \left[E'(\omega) + iE''(\omega) \right]\varepsilon \tag{2.18}$$

A equação (2.18) é uma relação unidimensional da tensão-deformação usando a representação de módulo complexo. Onde:

$$E' = \frac{1 + \omega^2 ab}{1 + \omega^2 a^2} \cdot E \tag{2.19}$$

$$E'' = \frac{\omega \cdot (b - a)}{1 + \omega^2 a^2} \cdot E \tag{2.20}$$

$$E = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \tag{2.21}$$

Conforme mostrado nas equações (2.19) e (2.20), E' e E'' são denominados de módulo de armazenamento e módulo de perda, respectivamente, e são definidos diretamente no domínio da freqüência. A determinação de E' e E'' deve ser feita experimentalmente para cada material individualmente. A equação do movimento deve também ser definida no domínio da freqüência, usando-se a transformada inversa de Fourier para caminhar novamente para o domínio do tempo.

O fator de perda "η" definido anteriormente na equação (2.12), agora também pode ser obtido pela razão entre o módulo de perda e o módulo de armazenamento, e assim, fica:

$$\eta = \frac{E''}{E'} \tag{2.22}$$

Esta expressão (2.22) é demonstrada a seguir. Tomando a equação (2.18), a relação tensão-deformação de materiais viscoelásticos lineares sob um carregamento cíclico repetido é uma elipse, que pode ser escrita na seguinte forma:

$$\sigma = (E' + i \cdot E'') \cdot \varepsilon = E' \cdot \varepsilon + \frac{E'' \cdot d\varepsilon}{|\omega| \cdot dt} \tag{2.23}$$

Onde $\frac{d\varepsilon}{dt} = i \cdot |\omega| \cdot \varepsilon$ deve ser uma relação válida para movimentos harmônicos. O uso do módulo de ω, $|\omega|$, é necessário para que o sinal do segundo termo da equação (2.23) seja positivo. Substituindo $\varepsilon = \varepsilon_0 \cdot \sin(\omega t)$ na equação (2.23), fica:

$$\sigma = E' \cdot \varepsilon_0 \cdot \sin(\omega t) + \frac{E''}{|\omega|} \cdot \varepsilon_0 \cdot \omega \cdot \cos(\omega t) \tag{2.24}$$

Sabe-se que de $\sin(\omega t) = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}$ chega-se a: $\cos(\omega t) = \sqrt{1 - \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)^2}$; então, substituindo-se este termo na equação (2.24), obtém-se:

$$\sigma = E' \cdot \varepsilon \pm E'' \cdot \sqrt{\varepsilon_0{}^2 - \varepsilon^2} \tag{2.25}$$

A equação (2.25) representa uma elipse no plano σ - ε (tensão-deformação), que é semelhante à elipse mostrada no gráfico da Figura 2.2(b) que relaciona ($F_d + kx$) e "x". Desta forma, a Figura 2.3 apresenta o ciclo de histerese de materiais viscoelásticos, onde a área interna da elipse representa a energia dissipada durante o ciclo de oscilação.

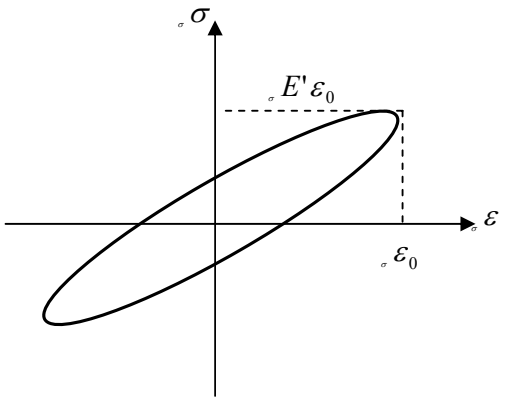


Figura 2.3 – Ciclo de histerese para materiais viscoelásticos.

Conforme mostrado pela equação (2.2), agora a energia dissipada por ciclo de vibração pode ser calculada através da expressão:

$$W_d = \oint \sigma \cdot d\varepsilon = \int_0^{2\pi/\omega} \sigma \cdot \left(\frac{d\varepsilon}{dt} \right) \cdot dt \tag{2.26}$$

Substituindo a equação (2.24) na equação (2.26), chega-se a:

$$W_d = \int_0^{2\pi/\omega} \left[E' \cdot \varepsilon_0 \cdot \sin(\omega t) + E'' \cdot \varepsilon_0 \cdot \cos(\omega t) \right] \cdot \omega \cdot \varepsilon_0 \cdot \cos(\omega t) \cdot dt$$

$$W_d = E'' \cdot \omega \cdot \varepsilon_0{}^2 \cdot \int_0^{2\pi/\omega} \cos^2(\omega t) \cdot dt = \pi \cdot E'' \cdot \varepsilon_0{}^2 \tag{2.27}$$

Ao contrário do obtido na equação (2.5) para um modelo com amortecimento viscoso, a energia dissipada por ciclo de oscilação para os materiais viscoelásticos é

proporcional ao quadrado da amplitude de deformação e não depende diretamente da freqüência de excitação ω.

Desse modo, a energia potencial "U" pode ser expressa em termos da amplitude de deformação ε_0 através da relação:

$$U = \frac{1}{2} \cdot E' \cdot \varepsilon_0^{\,2} \tag{2.28}$$

E finalmente, substituindo as equações (2.27) e (2.28) na expressão (2.12), chega-se a:

$$\eta = \frac{W_d}{2 \cdot \pi \cdot U} = \frac{E''}{E'} \tag{2.29}$$

Esta última equação mostra que as duas definições do fator de perda η, dadas nas equações (2.12) e (2.22), produzem resultados idênticos.

A fim de compreender as características dos materiais viscoelásticos, torna-se importante apresentar a relação entre os módulos da elasticidade clássica e o da viscoelasticidade, os quais devem ser levados para o domínio da freqüência, onde simplesmente o módulo real deve ser trocado pelo módulo complexo correspondente.

Em materiais elásticos e homogêneos, somente dois módulos são necessários para descrever todos os estados de tensões, os quais são o módulo de elasticidade longitudinal e o módulo cisalhante. Estes dois módulos ou seus equivalentes em outro modelo matemático (mecânico) representam, respectivamente, a deformação puramente extensional e a deformação por cisalhamento (sem alteração do volume), conforme ilustrado na Figura 2.4.

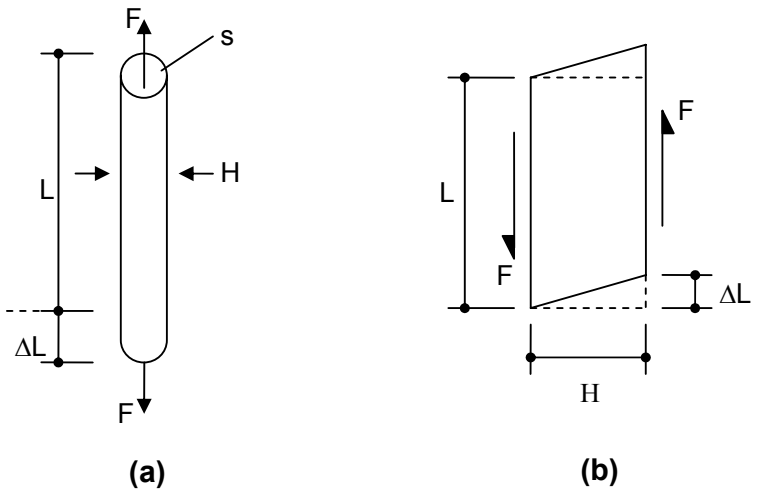


Figura 2.4 – Tipos de elementos de tensão e deformação. (a) Tração e compressão e (b) cisalhamento.

O módulo de elasticidade complexo pode ser definido por:

$$E^* = E' + i \cdot E'' = E' \cdot (1 + i \cdot \eta_e) \tag{2.30}$$

Sendo η_e o fator de perda extensional. Para um espécime de comprimento inicial L, com área da seção transversal S e submetido por carregamentos ao longo do seu comprimento, a tensão extensional σ_e é definida como sendo a carga dividida pela área, a deformação ε_e como sendo $\Delta L / L$, e:

$$\sigma_e = E^* \cdot (\omega) \cdot \varepsilon_e = E' \cdot (1 + i \cdot \eta_e) \cdot \varepsilon_e \tag{2.31}$$

A correspondente redução na largura do espécime, $\Delta H = \nu \cdot \varepsilon_e \cdot H$, é referente ao coeficiente de Poisson "ν", que pode ser complexo. E a correspondente modificação no volume é:

$$\Delta V = (1 - 2\nu) \cdot V \cdot \varepsilon_e \tag{2.32}$$

No caso de um espécime prismático (chapa), com área de carregamento "S" e espessura "H", a tensão cisalhante "σ_S" é definida como sendo a carga dividida pela área e a deformação por cisalhamento como sendo $\varepsilon_S = \Delta L / L$, assim:

$$\sigma_S = G^* \cdot \varepsilon_S = G' \cdot (1 + i \cdot \eta_S) \cdot \varepsilon_S \tag{2.33}$$

Sendo η_S o fator de perda cisalhante.

Então, a relação entre G' e E' pela teoria da elasticidade clássica é dada por:

$$E' = 2 \cdot (1 + \nu) \cdot G' \tag{2.34}$$

E $\eta_e \cong \eta_S$, assim a parte imaginária de ν é geralmente muito pequena. Ainda da equação (2.34) pode-se escrever:

$$\nu = \left(\frac{E'}{2G'} \right) - 1 \tag{2.35}$$

2.2.2. *Tipos de Amortecedores Viscoelásticos*

Os materiais viscoelásticos (MVE's) são aplicados sobre as superfícies das estruturas, sendo sua principal função de contribuir no aumento dos coeficientes de amortecimento da estrutura não tendo, portanto, função estrutural. Esta estratégia é usualmente utilizada para resolver uma variedade de problemas de vibrações, especialmente aqueles associados às vibrações de estruturas constituídas por lâminas ou chapas metálicas.

Basicamente, estas estratégias podem ser classificadas em duas categorias de acordo com a maneira pela qual o material amortecedor é submetido à deformação, sendo de forma extensional ou por cisalhamento.

O mecanismo amortecedor tipo extensional é uma das alternativas mais comumente utilizadas, onde uma simples camada de material viscoelástico é fixada sobre a superfície da estrutura, ou ainda, podem ser fixados em ambos os lados. A Figura 2.5 ilustra o esquema de camadas para a formação do amortecedor viscoelástico do tipo extensional.

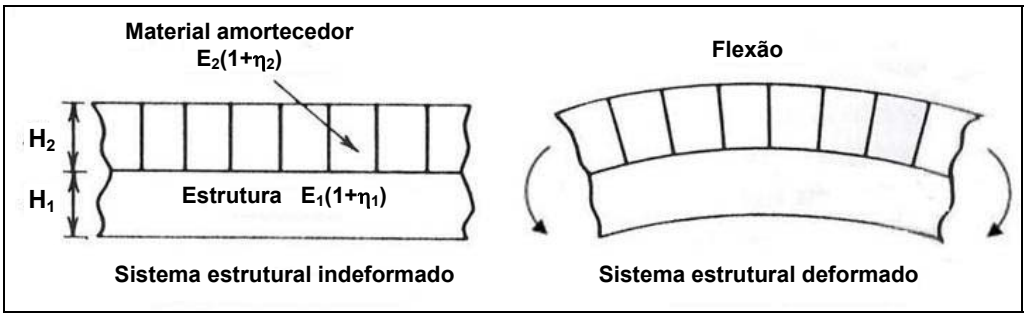


Figura 2.5 – Amortecedor viscoelástico do tipo extensional ou sem camada de restrição [5].

Neste tipo de mecanismo amortecedor, Figura 2.5, quando a estrutura é submetida à flexão cíclica, o material amortecedor experimenta deformações por tração-compressão, alongando-se e deformando-se de forma extensional (longitudinal). Este processo de deformação produz a dissipação de energia de vibração do sistema e propicia a geração de uma parcela de amortecimento. Este mecanismo de amortecimento também é designado pelo nome de amortecedor sem camada de restrição, já que o material amortecedor não é restringido por outra camada, conforme será visto adiante no caso do comportamento do amortecedor viscoelástico por cisalhamento.

A estratégia que força um comportamento do MVE ao cisalhamento é bastante referenciada na literatura técnica pelo nome de vigas sanduíche, o qual consiste pela interação de um sistema de pelo menos três camadas, as quais são: a estrutura, o material amortecedor (camada viscoelástica) e a camada de restrição. A configuração deste sistema de camadas sobrepostas formando um sanduíche é mostrada na Figura 2.6, onde também se observa que esta concepção pode ser estendida para um sistema amortecedor com múltiplas camadas sanduíche, isto é, com mais de uma camada de material amortecedor e de restrição.

O funcionamento do amortecedor do tipo viga sanduíche é dado pela atuação da camada de restrição sobre o material amortecedor, deformando-o por cisalhamento quando a estrutura é submetida à flexão. Geralmente, utiliza-se para a camada de restrição o mesmo material da estrutura, sendo rígida suficiente para acompanhar os movimentos vibratórios da estrutura e promover a deformação do material amortecedor. Assim, esta deformação ocorrida na camada do material amortecedor implicará na dissipação de energia de vibração sob a forma de calor, e o conseqüente aumento do amortecimento do sistema estrutural.

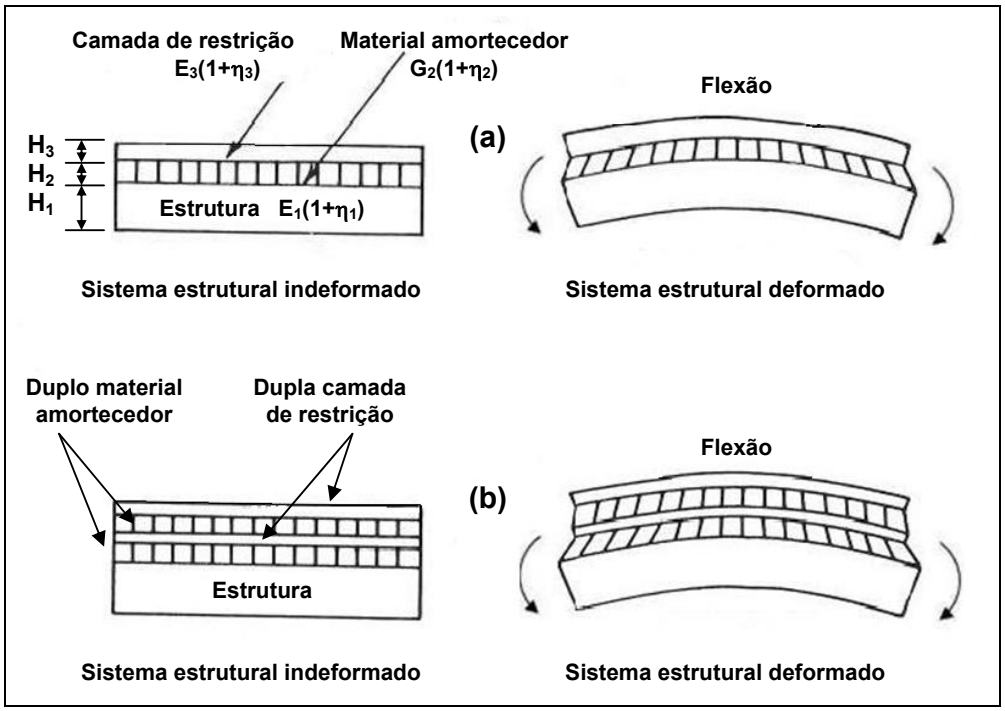


Figura 2.6 – Amortecedor viscoelástico por cisalhamento, (a) sistema de camadas sanduíche, (b) sistema de camadas múltiplo sanduíche [5].

Estes dois tipos de tratamentos amortecedores foram bastante estudados por ROSS *et al.* [1], através de análises em vigas e placas que foram denominadas de análises de RKU (*Ross-Kerwin-Ungar*). Estas análises tiveram como objetivo estudar o comportamento de diferentes tipos de tratamentos em sistemas amortecidos de uma viga sanduíche, permitindo desenvolver equações que descrevessem o comportamento destes mecanismos de amortecimento, além de estabelecer uma série de relações entre os seus parâmetros físicos e geométricos, tais como: a espessura

das camadas (estrutura, MVE e restrição), o fator de perda, o parâmetro de cisalhamento e a temperatura.

É importante comentar que o sistema amortecedor desenvolvido e testado nos ensaios experimentais deste trabalho, baseia-se na teoria dos amortecedores viscoelásticos do tipo viga sanduíche, cujo funcionamento é dado pela atuação da camada de restrição que solicita e deforma a camada amortecedora por cisalhamento (vide capítulo 3, item 3.4). Desse modo, torna-se ponto de grande importância deste trabalho, a apresentação das análises de RKU que foram desenvolvidas para o esquema estrutural da viga sanduíche. Porém, inicialmente, é necessário apresentar as equações diferenciais que regem o seu funcionamento, conforme descrito no item a seguir.

2.2.3. *Equações da Viga* Sanduíche

Conforme visto no item anterior, a viga sanduíche pode ser definida por um esquema estrutural composto de três camadas sobrepostas, sendo elas: camada da estrutura, camada viscoelástica (MVE) e camada de restrição. A fim de entender melhor o funcionamento do amortecedor do tipo viga sanduíche e identificar os parâmetros que mais influenciam o fator de perda do mecanismo, são apresentadas as equações diferenciais dos deslocamentos transversais deste mecanismo, as quais foram desenvolvidas por DITARANTO (1965) [2] e MEAD e MARKUS (1969) [4].

Para a obtenção das equações de deslocamentos transversais das vigas *sanduíche*, adota-se inicialmente uma viga sanduíche metálica de largura unitária, tendo espessura H_1 para a camada da estrutura, H_2 para a camada de material viscoelástico e H_3 para a camada de restrição, e ainda, adotando-se os eixos longitudinal e transversal sendo "x" e "z", respectivamente; e os deslocamentos longitudinal e transversal sendo "u" e "w", respectivamente, conforme mostrado na Figura 2.7.

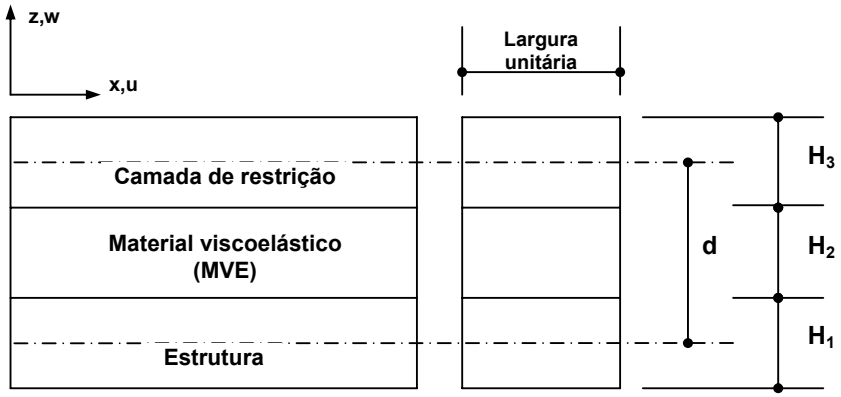


Figura 2.7 – Dimensões e eixos de cooredenadas para a análise de uma viga sanduíche [2].

Considera-se ainda que as camadas "H_1" e "H_3" são lâminas metálicas puramente elásticas e com módulos de elasticidade "E_1" e "E_3", respectivamente. Para a camada de material viscoelástico, a qual está sujeita a deformação por cisalhamento, considera-se o módulo cisalhante $G^* = G' \cdot (1 + i \cdot \eta)$. Os deslocamentos longitudinais no eixo das camadas da estrutura e de restrição são "u_1" e "u_3", respectivamente, e em qualquer ponto da camada do material viscoelástico o deslocamento longitudinal é u (sem sufixo). O deslocamento transversal do sistema de camadas é w.

Para a análise deste sistema estrutural assume-se que, as deformações cisalhantes nas camadas da estrutura e de restrição são desprezíveis, assim como as tensões longitudinais existentes na camada viscoelástica. Em todas as camadas considera-se que as deformações transversais diretas também são desprezíveis, e que neste caso os deslocamentos transversais "w" são iguais para todos os pontos da seção XX, conforme mostrado no desenho da Figura 2.8.

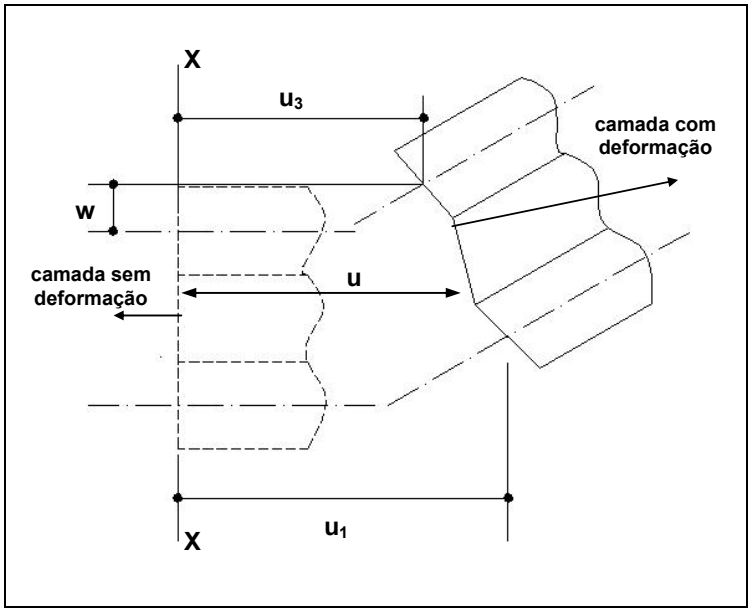


Figura 2.8 – Geometria dos deslocamentos considerados no sistema estrutural da viga sanduíche.

A partir daí, a deformação cisalhante na camada do material viscoelástico é dada por:

$$\gamma = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \tag{2.36}$$

Considerando os deslocamentos padronizados u_1, u_3 e $\frac{\partial w}{\partial x}$ indicados na Figura 2.8, diz-se que:

$$\frac{\partial u}{\partial z} = \frac{H_3 + H_1}{2 \cdot H_2} \cdot \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{u_3 - u_1}{H_2} \tag{2.37}$$

Fazendo a substituição da equação (2.37) em (2.36), obtém-se:

$$\gamma = \frac{d}{H_2} \cdot \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{u_3 - u_1}{H_2} \tag{2.38}$$

Onde se sabe que: $d = H_2 + \frac{(H_1 + H_3)}{2}$ (2.39)

A partir disto, assume-se que a deformação por cisalhamento é constante ao longo de toda a camada do material viscoelástico, isto é, considera-se que a tensão longitudinal nesta camada seja nula, implicando em tensões cisalhantes constantes em toda a espessura. Logo, a tensão de cisalhamento é expressa da seguinte forma:

$$\tau = G^* \cdot \gamma = G^* \cdot \left(\frac{d}{H_2} \cdot \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{u_3 - u_1}{H_2} \right) \tag{2.40}$$

Tomando novamente a seção XX mostrada na Figura 2.8, pode-se agora mostrar as forças e os momentos que atuam nesta seção, conforme ilustrado na Figura 2.9. Observa-se nesta figura que, a força cisalhante total na face da seção XX possui três componentes, são elas:

- A força cisalhante "S_1" que está associada à rigidez à flexão da camada da estrutura "D_1". Esta força cisalhante é dada por:

$$S_1 = D_1 \cdot \frac{\partial^3 w}{\partial x^3} \tag{2.41}$$

Sendo que: $D_1 = \frac{E_1 \cdot H_1^{\,3}}{12}$ (2.42)

- A força cisalhante "S_3" que está associada à rigidez à flexão da camada de restrição "D_3". Esta força cisalhante é dada por:

$$S_3 = D_3 \cdot \frac{\partial^3 w}{\partial x^3} \tag{2.43}$$

Sendo que: $D_3 = \frac{E_3 \cdot H_3^{\,3}}{12}$ (2.44)

- A força cisalhante "S_2" que está associada à tensão de cisalhamento (τ) atuante na camada viscoelástica, que é considerada atuando uniformemente entre os eixos das camadas da estrutura e de restrição e não somente na espessura da camada viscoelástica. Logo, esta tensão cisalhante uniforme entre os eixos pode ser dada por:

$$S_2 = -\tau \cdot d \tag{2.45}$$

O sinal desta tensão é negativo, pois ela atua na direção oposta da direção positiva.

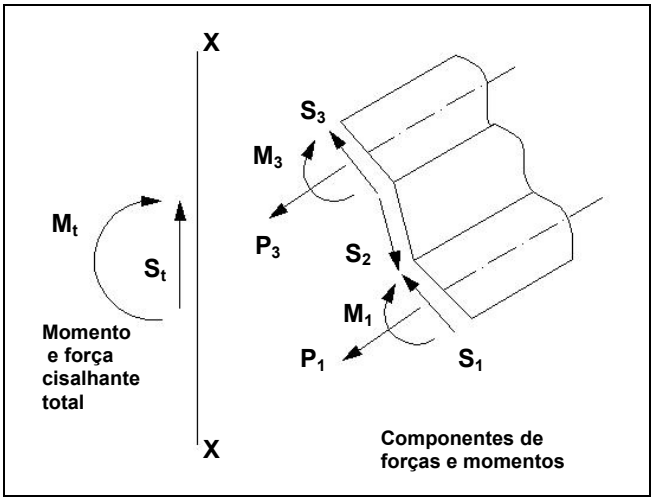


Figura 2.9 – Momentos e forças que atuam na seção XX da viga sanduíche.

Desta forma, a força cisalhante total "S_t" que age na seção XX pode ser calculada:

$$S_t = S_1 + S_2 + S_3 = \left(D_1 + D_3\right) \cdot \frac{\partial^3 w}{\partial x^3} - G^* \cdot d \cdot \left(\frac{d}{H_2} \cdot \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{u_3 - u_1}{H_2} \right) \tag{2.46}$$

Uma carga "p" que age transversalmente na viga sanduíche pode ser relacionada com a tensão cisalhante total "S_t", e pode ser dada por $p = \frac{\partial S_t}{\partial x}$. A partir disso, e considerando-se que $D_1 + D_3 = D_t$ e substituindo-se na equação diferencial dada em (2.46), chega-se a:

$$p = D_t \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} - \frac{G^* \cdot d^2}{H_2} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - \frac{G^* \cdot d}{H_2} \cdot \left(\frac{\partial u_3}{\partial x} - \frac{\partial u_1}{\partial x} \right) \tag{2.47}$$

As forças longitudinais atuantes nas camadas da estrutura e de restrição, denominadas aqui de "P_1" e "P_3", respectivamente, agem entre os eixos das camadas e possuem deslocamentos longitudinais similares, por isso escreve-se que:

$$P_1 = E_1 \cdot H_1 \cdot \frac{\partial u_1}{\partial x} \tag{2.48}$$

$$P_3 = E_3 \cdot H_3 \cdot \frac{\partial u_3}{\partial x} \tag{2.49}$$

Como se admite não existir força resultante longitudinal ao longo de toda a seção, então se faz $P_3 = -P_1$, conforme segue abaixo:

$$E_3 \cdot H_3 \cdot \frac{\partial u_3}{\partial x} = -\left(E_1 \cdot H_1 \cdot \frac{\partial u_1}{\partial x} \right) \tag{2.50}$$

Além disso, admitindo a natureza física do sistema estrutural e os seus deslocamentos, usa-se que:

$$E_3 \cdot H_3 \cdot u_3 = E_1 \cdot H_1 \cdot u_1 \tag{2.51}$$

Convém agora, substituir a equação (2.50) em (2.47), sendo apresentada da seguinte forma:

$$p = D_t \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} - \frac{G^* \cdot d^2}{H_2} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{G^* \cdot d}{H_2} \cdot \left(\frac{E_3 \cdot H_3 + E_1 \cdot H_1}{E_3 \cdot H_3} \right) \cdot \frac{\partial u_1}{\partial x} \tag{2.52}$$

Para reescrever a equação (2.52) é necessário utilizar:

$$n = \frac{G^*}{H_2} \cdot \left(\frac{1}{E_3 \cdot H_3} + \frac{1}{E_1 \cdot H_1} \right) \tag{2.53}$$

$$Y = \frac{d^2}{D_t} \cdot \left(\frac{E_3 \cdot H_3 \cdot E_1 \cdot H_1}{E_3 \cdot H_3 + E_1 \cdot H_1} \right) \tag{2.54}$$

Assim, usando as equações (2.53) e (2.54) e substituindo-se na equação (2.51), reescreve-se:

$$\frac{p}{D_t} = \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} - n \cdot Y \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + n \cdot \frac{E_1 \cdot H_1 \cdot d}{D_t} \cdot \frac{\partial u_1}{\partial x} \tag{2.55}$$

A Figura 2.10 mostra a o equilíbrio das forças longitudinais no elemento "δx" da camada da estrutura (inferior). Este equilíbrio indica que:

$$\left(P_1 + \delta P_1\right) - P_1 + \tau \delta x = 0 \quad \therefore \quad \delta P_1 = -\tau \delta x \tag{2.56}$$

Logo, substituindo a equação (2.48) na equação (2.56), obtém-se que:

$$\tau = -\frac{\partial P_1}{\partial x} = -\frac{\partial}{\partial x}\left(E_1 \cdot H_1 \cdot \frac{\partial u_1}{\partial x} \right) \tag{2.57}$$

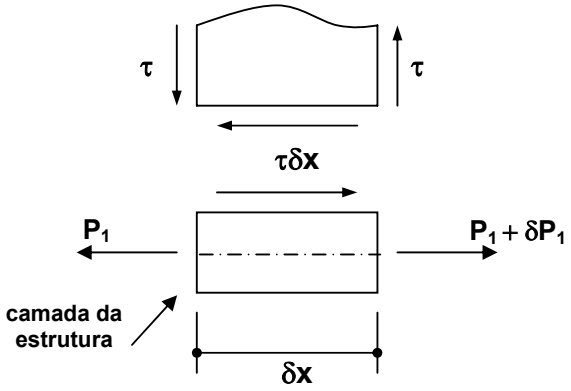


Figura 2.10 – Esquema das forças longitudinais atuantes na camada da estrutura.

Ainda na equação (2.57), troca-se τ pela equação (2.40) e utiliza-se a equação (2.51) para eliminar u_3, chegando assim a:

$$\frac{\partial^2 u_1}{\partial x^2} - n \cdot u_1 = -n \cdot Y \cdot \frac{D_t}{E_1 \cdot H_1 \cdot d} \cdot \frac{\partial w}{\partial x} \tag{2.58}$$

Dentre as equações diferenciais mostradas que relacionam os deslocamentos w e u_1 com a carga aplicada p de forma mais simples, são as equações (2.55) e (2.58). Porém, eliminando-se u_1 destas duas equações, pode-se enfim obter uma única equação diferencial e de sexta ordem em w, conforme segue:

$$\frac{\partial^6 w}{\partial x^6} - n \cdot (1+Y) \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} = \frac{1}{D_t} \cdot \left(\frac{\partial^2 p}{\partial x^2} - n \cdot p \right) \tag{2.59}$$

Supondo-se o sistema estrutural da viga sanduíche vibrado transversalmente devido à ação de uma carga dinâmica externa $q(x,t)$, a carga transversal total é adicionada pelo carregamento inercial e é dada por:

$$p = -m \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} + q(x,t) \tag{2.60}$$

Sendo que m é a massa por unidade de comprimento de todas as camadas do sistema viga sanduíche.

A equação diferencial para o movimento vibratório forçada da viga sanduíche, que despreza a existência os efeitos de inércia rotacional, pode ser obtida substituindo-se a equação (2.60) em (2.59):

$$\frac{\partial^6 w}{\partial x^6} - n \cdot (1+Y) \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \frac{m}{D_t} \cdot \left(\frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \cdot \partial t^2} - n \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \right) = \frac{1}{D_t} \cdot \left(\frac{\partial^2 q}{\partial x^2} - n \cdot q \right) \tag{2.61}$$

Conforme dito anteriormente, agora serão discutidas as análises de RKU desenvolvidas por ROSS *et al* [1], as quais fornecem uma solução mais apropriada para a equação diferencial apresentada em (2.61). É importante mencionar que esta solução é dada para a integração da equação diferencial (2.61) de "0" a "L", isto é, considera-se o comprimento total da estrutura preenchido com a viga sanduíche, o que de fato não foi considerado neste trabalho, sendo somente aplicado 10,80m de viga sanduíche ao longo do comprimento total do *riser* (18,0m), vide capítulo 3.

2.2.4. *Análises de RKU (Ross-Kerwin-Ungar)*

As análises de RKU são consideradas ponto de destaque para o estudo e a compreensão do comportamento dos diferentes tipos de tratamentos amortecedores aplicados na superfície de estruturas, por oferecerem condições de contorno

apropriadas para a solução da equação diferencial (2.61). Por este motivo, estas análises têm sido largamente utilizadas e são apresentadas a seguir, as quais foram desenvolvidas para um sistema de três camadas visando descrever os tipos de tratamentos amortecedores, por deformação extensional e por cisalhamento.

Nestas análises, o mesmo esquema de três camadas (viga sanduíche) adotado na Figura 2.7 é novamente considerado e ilustrado pela Figura 2.11.

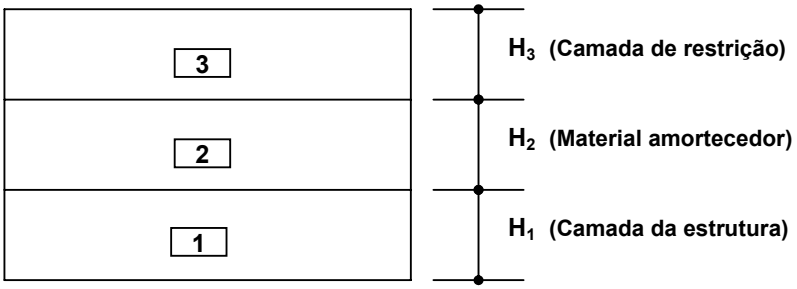


Figura 2.11 – Tratamento amortecedor com camada de restrição ou viga sanduíche.

De acordo com NASHIF *et al.* [5], a rigidez à flexão (EI) do sistema de três camadas apresentado na Figura 2.11 é dada pela fórmula:

$$\begin{aligned} EI = {} & E_1 \cdot \frac{H_1^{\,3}}{12} + E_2 \cdot \frac{H_2^{\,3}}{12} E_3 \cdot \frac{H_3^{\,3}}{12} - E_2 \cdot \frac{H_2^{\,2}}{12} \cdot \left(\frac{H_{31} - D}{1+g} \right) + \\ & + E_1 \cdot H_1 \cdot D^2 + E_2 \cdot H_2 \cdot \left(H_{21} - D \right)^2 + E_3 \cdot H_3 \cdot \left(H_{31} - D \right)^2 - \\ & - \left[\frac{E_2 \cdot H_2}{2} \cdot \left(H_{21} - D \right) + E_3 \cdot H_3 \cdot \left(H_{31} - D \right) \right] \cdot \left(\frac{H_{31} - D}{1+g} \right) \end{aligned} \qquad (2.62)$$

Onde:

$$D = \frac{E_2 \cdot H_2 \cdot (H_{21} - H_{31}/2) + g \cdot (E_2 \cdot H_2 \cdot H_{21} + E_3 \cdot H_3 \cdot H_{31})}{E_1 \cdot H_1 + E_2 \cdot H_2 / 2 + g \cdot (E_1 \cdot H_1 + E_2 \cdot H_2 + E_3 \cdot H_3)} \qquad (2.63)$$

$$H_{31} = \frac{(H_1 + H_3)}{2} + H_2 \qquad (2.64)$$

$$H_{21} = \frac{(H_1 + H_2)}{2} \qquad (2.65)$$

$$g = \frac{G_2}{E_3 \cdot H_3 \cdot H_2 \cdot a_n} \tag{2.66}$$

Sendo que:

$E \rightarrow$ Módulo de elasticidade longitudinal.

$G \rightarrow$ Módulo de elasticidade transversal ou cisalhante.

$I \rightarrow$ Momento de inércia.

$H \rightarrow$ Espessura da camada.

$D \rightarrow$ Distância do eixo neutro do sistema de três camadas ao da viga original, H_1.

$g \rightarrow$ Parâmetro de cisalhamento.

$a_n \rightarrow$ Função da condição de contorno para cada modo de uma viga de seção uniforme e com carga uniformemente distribuída.

Os sub-índices 1, 2 e 3 referem-se as camadas da estrutura, do material amortecedor e da camada de restrição do sistema estrutural, respectivamente.

Devem-se considerar os termos de amortecimento na equação (2.62), substituindo os termos com módulo real pelo módulo complexo, sendo assim:

$$g \rightarrow g \cdot (1 + i \cdot \eta_2) \tag{2.67}$$

$$E_2 \rightarrow E_2 \cdot (1 + i \cdot \eta_2) \tag{2.68}$$

$$E_3 \rightarrow E_3 \cdot (1 + i \cdot \eta_2) \tag{2.69}$$

$$E_1 \rightarrow E_1 \cdot (1 + i \cdot \eta_2) \tag{2.70}$$

$$E \rightarrow E \cdot (1 + i \cdot \eta_2) \tag{2.71}$$

A fim de calcular "η" e "EI" deve-se substituir as equações anteriores, (2.67) a (2.71), na equação (2.62), igualando as partes reais e imaginárias dos dois lados da equação. Assim, obtendo-se a rigidez do sistema viga sanduíche e sabendo-se o valor da sua massa, podem-se calcular as freqüências naturais.

Considera-se "η" o fator de perda para o material viscoelástico, sendo o mesmo quando submetido a deformações cisalhantes, quanto extensionais.

Segundo NASHIF *et al* [5], quando o material da camada de restrição for metálico, pode-se considerar o fator de perda "η_3" igual a zero, isto porque o amortecimento deste tipo de material é pequeno, da ordem de 0,1%. Em caso de estruturas metálicas soldadas, o amortecimento estrutural também é pequeno e, portanto, "η_1" pode ser assumido como sendo zero. Entretanto, em estruturas onde o amortecimento é elevado, como por exemplo, estruturas rebitadas, o amortecimento estrutural (η_1) pode ser um fator importante, e que deve ser levado em consideração na análise.

As equações apresentadas em (2.62) até (2.66) foram resolvidas usando expansões senoidais para os modos de vibração, sendo aplicadas em vigas e placas simplesmente apoiadas. No caso de outros tipos de condições de contorno, aproximações deveriam ser usadas dependendo da forma do modo da estrutura em questão [5].

Estas análises indicaram que o tratamento amortecedor por cisalhamento é mais eficiente do que o tratamento extensional, sem restrição das camadas. Entretanto, esta eficiência é balanceada pela maior complicação durante a análise e aplicação. Como visto no item anterior, o tratamento por cisalhamento é similar ao sem camada de restrição (extensional), exceto o material viscoelástico que é restringido por uma camada metálica. Conseqüentemente, quando a estrutura é solicitada à flexão cíclica, a camada metálica restringirá o material viscoelástico, forçando-o a se deformar por cisalhamento. Por fim, a deformação por cisalhamento é o mecanismo pelo qual a energia é dissipada. Este conceito pôde ser observado na Figura 2.6, o qual foi descrito pelas equações (2.62) a (2.71).

Conforme comentado inicialmente, as equações desenvolvidas por ROSS *et al* [1] podem ser usadas para descrever o desempenho de estruturas que utilizam o tratamento extensional ou por cisalhamento, isto é, o material amortecedor sem ou com camada de restrição. No caso sem camada de restrição, as equações apresentadas devem assumir que a espessura da camada de restrição "H_3" seja zero. Tal consideração reduziria a análise do sistema de três camadas para duas camadas, sendo que o parâmetro cisalhante tenderia para o infinito. Esta análise do sistema com o tratamento amortecedor extensional é mostrada na tese de Mestrado de FAÍSCA [10], deixando apenas como objetivo deste trabalho a análise para o

sistema de três camadas (viga sanduíche). Esta decisão foi tomada baseado nos resultados de FAÍSCA [10], os quais indicaram que este sistema é mais eficiente do que o sem camada de restrição (extensional).

Analisando o sistema de três camadas, para se obter a máxima deformação por cisalhamento do material amortecedor, seria necessário considerar que "H_3" fosse igual a "H_1". Desta maneira, adotando-se esta hipótese na equação (2.64) chega-se a:

$$H_{31} = H_1 + H_2 \tag{2.72}$$

Então, fazendo-se a substituição das equações (2.72) e (2.65) em (2.63), e considerando-se $E_3 = E_1$, obtém-se que:

$$D = (H_1 + H_2) \cdot \frac{g}{1 + 2 \cdot g} \tag{2.73}$$

Observa-se que a relação obtida para D na equação (2.73) é diferente da definição dada em que $D = H_1 + H_2 / 2$, que corresponde à distância entre o eixo neutro do sistema de três camadas ao eixo neutro da viga original. Apesar disso, a relação mostrada em (2.73) é válida segundo a análise pelas seguintes razões:

- Quando se assume valores altos para g, considera-se o acoplamento rígido entre as camadas da estrutura e de restrição, levando D para valores próximos de $(H_1 + H_2)/2$.

- No caso de valores pequenos assumidos para g, ocorre pequeno acoplamento entre estas duas camadas (estrutura e restrição), o que representa quase nenhuma mudança na localização do eixo neutro, levando a concluir que $g \to 0$ e $D \to 0$.

Portanto, o valor de D não é apenas complexo, mas também variável e dependente da geometria, além das propriedades do material. Considerando que na

maioria dos materiais viscoelástico (amortecedor) $E_2 << E_1$, então a equação (2.62) dada para a rigidez "EI" pode ser escrita:

$$EI \cdot (1 + i \cdot \eta) = \frac{E_1 \cdot I_1}{6} + E_1 \cdot H_1 \cdot (H_1 + H_2)^2 \cdot \frac{g \cdot (1 + i \cdot \eta_2)}{1 + 2 \cdot g \cdot (1 + i \cdot \eta_2)} \tag{2.74}$$

Desenvolvendo a equação (2.74) e equacionando as partes real e imaginária da equação (2.74), pode-se explicitar a rigidez "EI" e o fator de perda "η" do sistema amortecedor do tipo viga sanduíche, conforme segue abaixo:

$$EI = \frac{E_1 \cdot I_1}{6} + E_1 \cdot H_1 \cdot (H_1 + H_2)^2 \cdot \left[\frac{g \cdot (2 \cdot g + 2 \cdot g \cdot \eta_2^{\,2})}{1 + 4 \cdot g \cdot (1 + g + g \cdot \eta_2^{\,2})} \right] \tag{2.75}$$

$$\eta = \frac{E_1 \cdot H_1 \cdot (H_1 + H_2)^2 \cdot g \cdot \eta_2}{1 + 4 \cdot g \cdot (1 + g + g \cdot \eta_2^{\,2})} \cdot \left(\frac{1}{EI} \right) \tag{2.76}$$

As equações (2.75) e (2.76) demonstram que as expressões explicitadas para a rigidez e para a perda de energia do sistema amortecedor, são dependentes de diversos parâmetros físicos e geométricos das camadas deste mecanismo, tais como: o módulo de elasticidade longitudinal da estrutura e da camada de restrição (E_1 e E_3), a inércia da estrutura (I_1), as espessuras das camadas (H_1, H_2 e H_3), o parâmetro de cisalhamento "g" apresentado na equação (2.66) e o fator de perda do material viscoelástico (η_2).

A partir destas duas equações, (2.75) e (2.76), fica difícil destacar quais são os parâmetros físicos e geométricos que exercem maior influência sobre o comportamento e o funcionamento do sistema viga sanduíche, de modo que se obtenha a maior perda de energia através do sistema amortecedor. Porém, algumas análises paramétricas desenvolvidas por ROSS *et al* e ilustradas em NASHIF *et al* [5], podem indicar algumas grandezas que devem ser assumidas para um melhor projeto das camadas do sistema amortecedor.

Estas análises paramétricas foram estabelecidas através de relações gráficas, as quais relacionam os seguintes parâmetros do amortecedor viga sanduíche: o parâmetro de cisalhamento "g", o fator de perda de energia do sistema "η", a razão

"$h_3 = H_3 / H_1$" entre as espessuras das camadas de restrição e da estrutura, a razão "$h_2 = H_2 / H_1$" entre as espessuras das camadas do material amortecedor (MVE) e da estrutura e o fator de perda de energia na camada do material amortecedor "η_2".

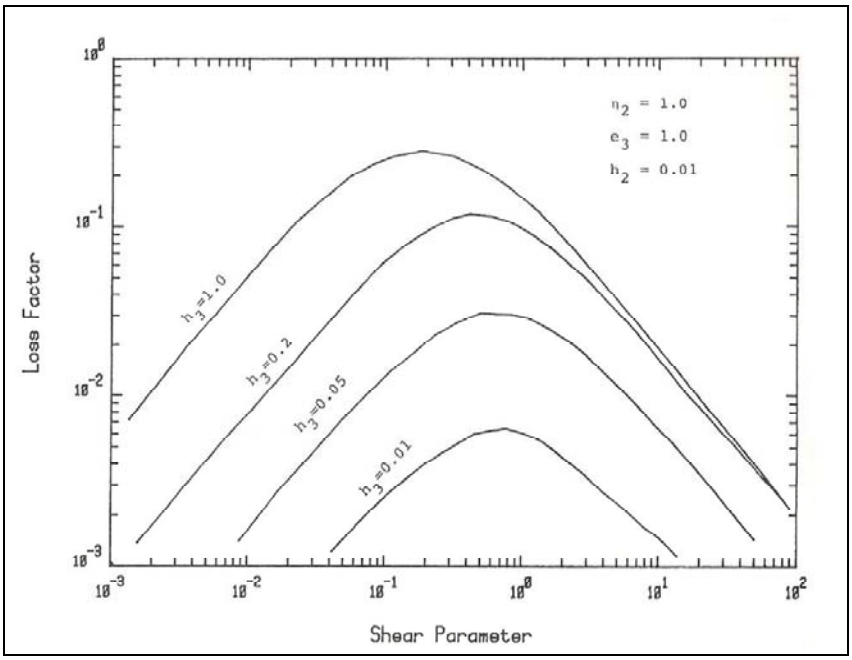


Figura 2.12 – Fator de perda "η" versus parâmetro de cisalhamento "g" de acordo com a variação da razão "h_3".

O gráfico ilustrado na Figura 2.12 indica que para cada curva representada pela razão "h_3", pode-se selecionar um parâmetro de cisalhamento "g" ótimo, vide equação (2.66), que propicie o máximo fator de perda de energia deste mecanismo. Afastando-se deste valor terá uma perda considerável da eficiência. Além disso, este gráfico indica uma tendência em que se aumentando a razão "h_3", isto é, aumentando-se a espessura da camada de restrição (H_3), pode-se obter maiores perdas de energia do sistema amortecedor. No entanto, este aumento de H_3 leva a eficiência do sistema a um máximo, a partir do qual o aumento deste parâmetro não implica mais em aumentos de "η". Este comportamento pode ser visto na Figura 2.13.

O gráfico da Figura 2.13 relaciona o fator de perda "η" com a razão "h_3" para três razões de "h_2". Observa-se nesta figura que o fator de perda do sistema amortecedor tende a patamares, eficiência.

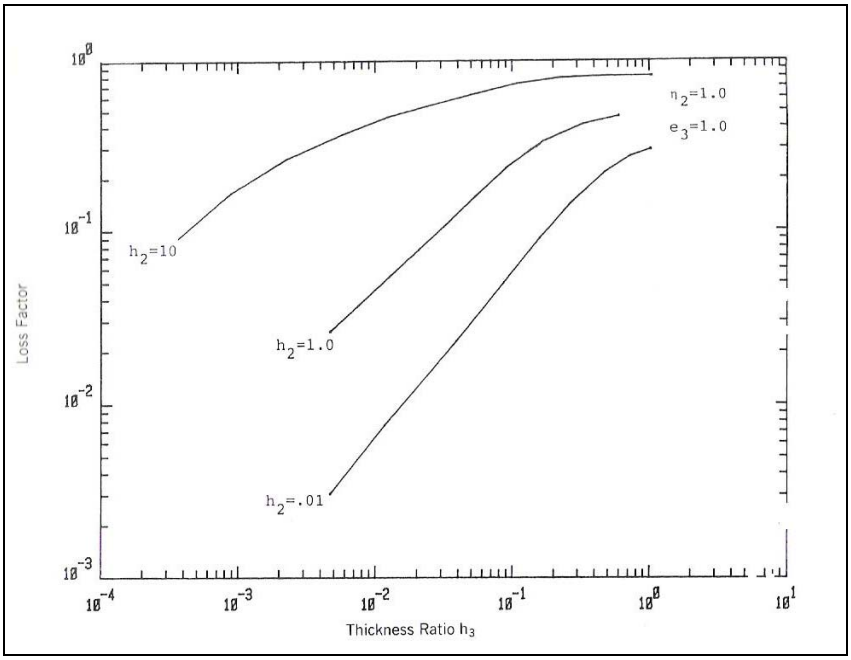


Figura 2.13 – Fator de perda "η" versus a razão "h_3" de acordo com a variação da razão "h_2".

Um comportamento semelhante também pode ser visto no gráfico da Figura 2.13 é observada no gráfico da Figura 2.14, o qual apresenta a variação de "η" em relação a "h_2" para três razões distintas de "h_3". Nesta figura observa-se que o fator de perda "η" tende a um patamar com o aumento de "h_2" (ou "H_2" que corresponde a espessura da camada do material amortecedor).

A partir destes resultados pode-se concluir que, o sistema amortecedor deve ser projetado buscando relações ótimas entre as espessuras das camadas, visando à obtenção de um maior amortecimento do sistema estrutural, isto é, uma maior eficiência do sistema viga sanduíche.

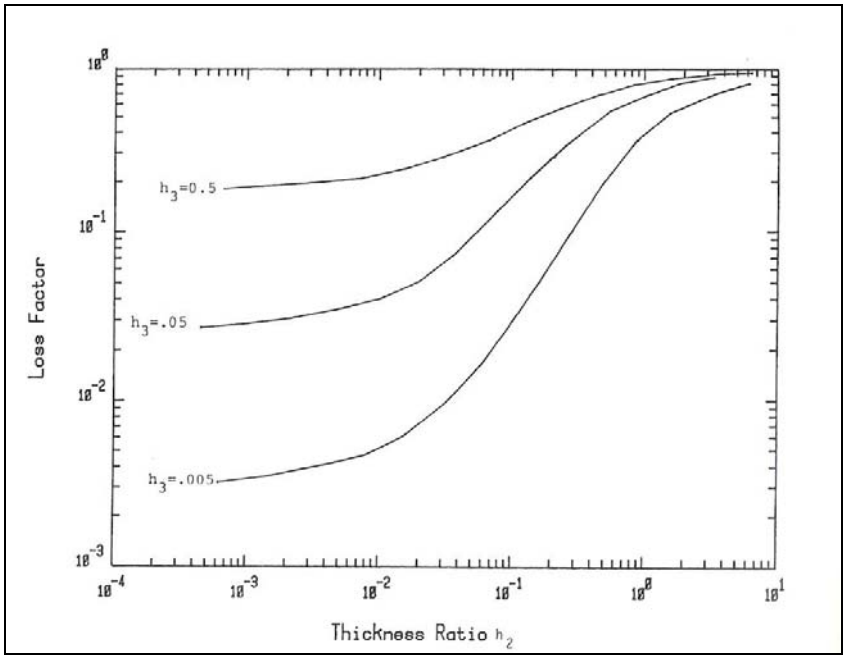


Figura 2.14 – Fator de perda "η" versus a razão "h_2" de acordo com a variação da razão "h_3".

Além destes fatores apresentados, existem outros fatores que podem influenciar o comportamento do sistema viga sanduíche ou mesmo dos materiais viscoelásticos. A compreensão da influência de cada um destes fatores é de fundamental importância para o desenvolvimento de um projeto que consiga extrair a máxima eficiência do sistema. No entanto, estas análises não fazem parte do escopo desta tese, sendo este item apresentado com o intuito de melhor esclarecer sobre os detalhes desta solução amortecedora.

2.3. Técnica para Análise nos Domínios do Tempo e da Freqüência

Esta seção é baseada na tese de Doutorado de BUCHER (2001) [16] que apresentou uma técnica de processamento de sinais para estimar a taxa de amortecimento de estruturas, ou qualquer sistema harmônico em geral, utilizando-se as distribuições tempo-freqüência também conhecida como STFT (*Short Time Fourier Transform*) [16].

O amortecimento de um sistema harmônico pode ser facilmente caracterizado quando apenas uma freqüência está presente no sinal (um modo de vibração), através do decréscimo da amplitude dos picos e/ou do decaimento logarítmico. Esta análise torna-se mais complexa quando existem várias freqüências ou modos presentes no sinal, pois diferentes freqüências se confundem quando representadas no domínio do tempo, impossibilitando a caracterização da perda de energia através do decréscimo da amplitude dos picos.

Portanto, a fim de se analisar casos mais complexos, isto é, com vários modos muito próximos, torna-se necessário à utilização de técnicas mais sofisticadas tanto no domínio do tempo quanto no domínio da freqüência.

As denominações “domínio do tempo” e “domínio da freqüência” são dadas para enfatizar que ambos os domínios são apenas representações distintas de um mesmo fenômeno, ou seja, em bases distintas do espaço euclidiano. Sendo assim, as bases do espaço de funções (tempo e freqüência) podem ser ilustradas na Figura 2.15(a), onde a transformada de Fourier representa o operador que leva uma série de um espaço para o outro de forma reversível.

No entanto, uma desvantagem da representação no domínio da freqüência é que esta não contém nenhuma informação temporal, pois a base das funções de Fourier é ortogonal a base do tempo, o que significa que apesar de poder-se identificar todas as freqüências que ocorrem no sinal, torna-se impossível identificar quando elas ocorrem. Com isso, torna-se necessário utilizar uma transformada que leve os vetores do domínio do tempo para um domínio não-ortogonal, onde ambas informações estivessem presentes, sendo isto feito através das transformadas tempo-freqüência (TFDs), conforme mostrado no esquema da Figura 2.15(b).

Observa-se na Figura 2.15(b) que, o domínio misto tempo-freqüência não é ortogonal a nenhum dos domínios, tempo ou freqüência, sendo que os vetores neste domínio misto apresentam informação de ambos os domínios. Portanto, conforme dito inicialmente, a solução do problema fica restrita em se obter uma transformada adequada que relacione os vetores no domínio do tempo a vetores no domínio misto tempo-freqüência. Uma maneira de se fazer isto é através das distribuições tempo-freqüência.

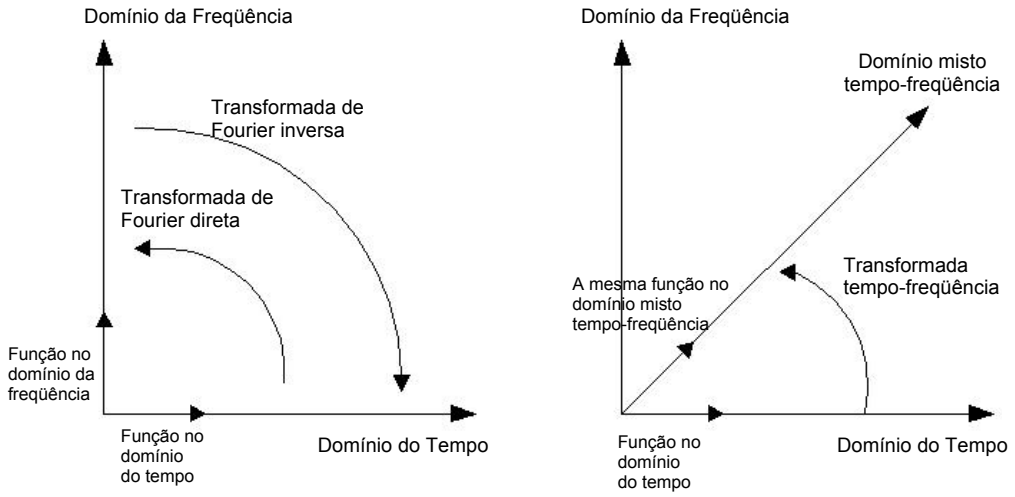
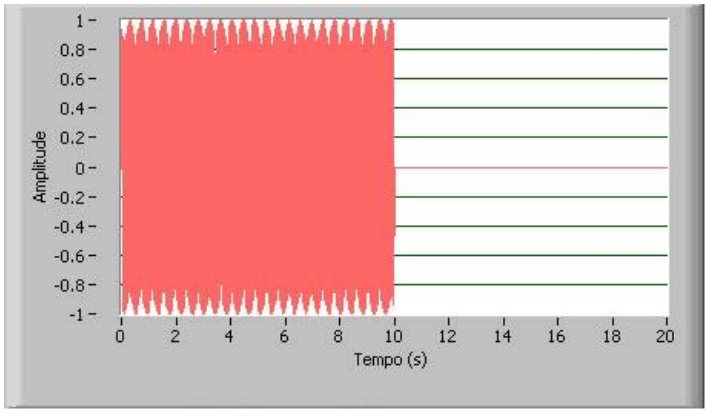


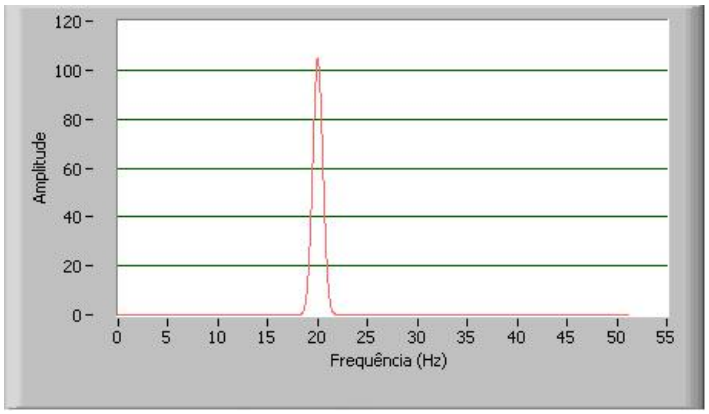
Figura 2.15 – (a) Transformação de vetores entre os espaços tempo e freqüência e (b) introdução da transformada tempo-freqüência.

A fim de ilustrar estes domínios é apresentado na Figura 2.16(a) e (b), um sinal harmônico e sua respectiva transformada para o domínio da freqüência. Somente a análise conjunta destas duas figuras permite identificar todas as características do sinal, isto é, a amplitude do sinal e a sua variação ao longo do tempo, a freqüência fundamental do sinal e sua duração (de 0 a 10 segundos). A Figura 2.16(c) apresenta a transformada tempo-freqüência deste sinal harmônico, a partir da qual é possível verificar todas as informações contidas nas figuras 2.16(a) e (b).

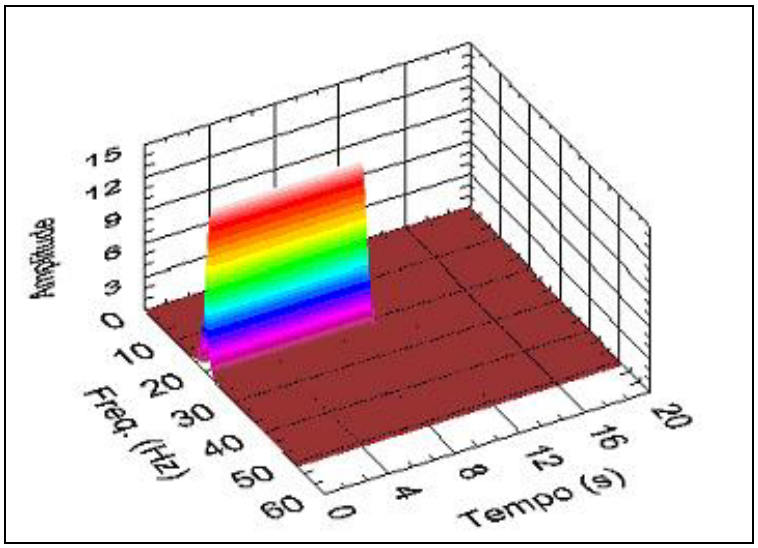
Esta transformada (tempo-freqüência) pode ser obtida retirando-se trechos do sinal no tempo, denominados de janelas, e estimando as suas transformadas para o domínio da freqüência, sendo cada um desses espectros uma linha do eixo do tempo.



(a) Sinal no domínio do tempo



(b) Sinal no domínio da freqüência



(c) Sinal no domínio tempo-freqüência

Figura 2.16 – Exemplo de sinal harmônico nos domínios do tempo, freqüência e tempo-freqüência.

A transformada tempo-freqüência pode ser utilizada no caso de sinais que possuam vários harmônicos como um filtro, separando cada uma das componentes que constitui o sinal, conforme é ilustrado na Figura 2.17. Nesta figura é apresentado um exemplo que simula a resposta em vibração livre de uma estrutura que possui três modos de vibração e o amortecimento do tipo viscoso. Através da inspeção desta figura fica nítida a presença dos três harmônicos, o que permite a fácil identificação das três freqüências que constituem o sinal.

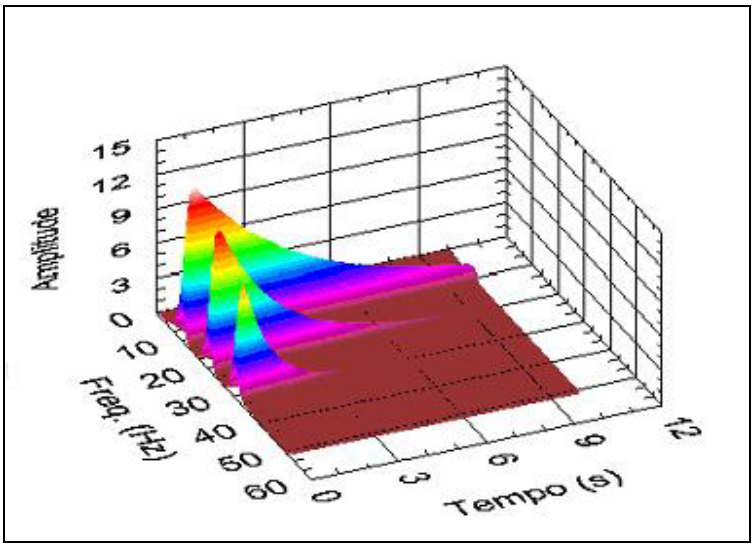


Figura 2.17 – Transformada tempo-freqüência de um sinal constituído por sinais harmônicos com amplitudes decrescentes logaritmicamente.

A técnica para estimação da taxa de amortecimento baseia-se em separar da transformada tempo-freqüência (vide Figura 2.17) as amplitudes ao longo do tempo, associadas a cada um dos picos de ressonância. Esta função também é chamada de linha de crista por alguns autores. Neste caso, estas amplitudes possuíram a forma de uma função logarítmica, a partir da qual é possível extrair a taxa de amortecimento associada ao modo em análise.

Baseado neste conceito foi desenvolvido e implementado por BUCHER (2001) [16], um sistema em linguagem LabView. Este sistema foi utilizado para a análise de todos os sinais experimentais medidos neste trabalho e é apresentado a seguir.

Na Figura 2.18 mostra-se a tela do programa contendo o gráfico do sinal no tempo (gráfico superior) e a transformada de Fourier (gráfico inferior). Pode-se

observar nesta figura, dois cursores posicionados sobre o sinal no tempo, que servem para limitar a região sobre a qual será calculada a TFD. Existe outro cursor sobre o gráfico da transformada de Fourier que permite a identificação da freqüência natural para a qual o amortecimento será calculado. Neste caso ilustrado pela Figura 2.18, selecionou-se a freqüência natural relativa ao primeiro modo de vibração da estrutura.

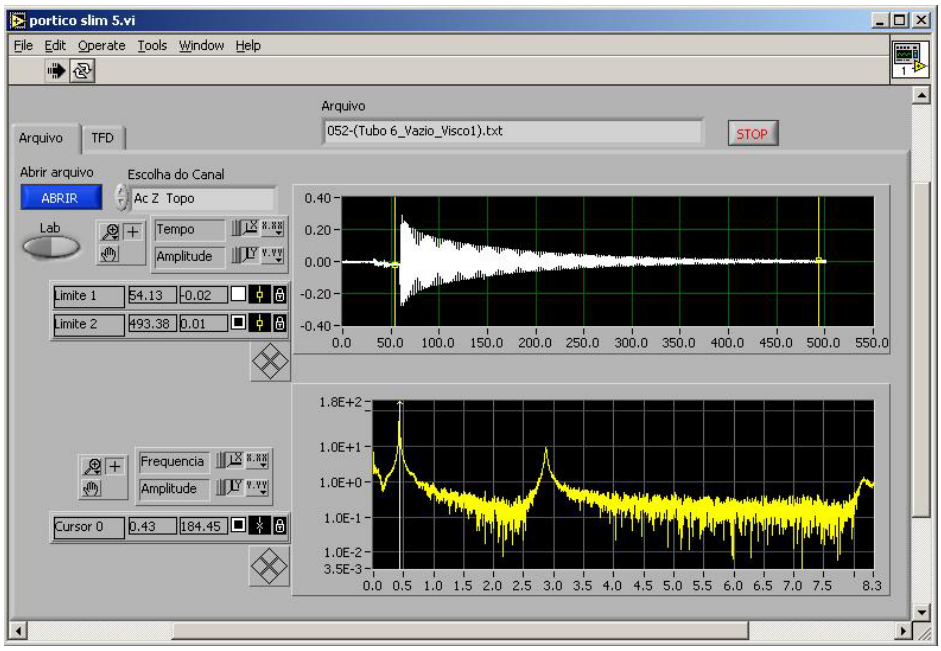


Figura 2.18 – Tela do programa usado para o cálculo da freqüência natural e da taxa de amortecimento.

É importante selecionar o trecho de cálculo sobre o sinal no tempo com certo cuidado, pois quanto menor o trecho delimitado, menor será o tempo de cálculo. Tal fato também é relevante quando no sinal existem modos com amortecimento muito alto ao lado de modos com amortecimento baixo. No caso de sinais com baixo amortecimento, deve-se estender os cursores até o extremo do sinal. Já para os modos com amortecimento alto, deve-se delimitar estes cursores próximos do instante de impacto, pois estes modos têm curta duração [16].

A Figura 2.19 ilustra a segunda tela do programa. Nesta figura, observa-se o espectro do sinal (gráfico superior) e a linha de crista da STDF associada a freqüência selecionada, vide gráfico inferior mostrado na Figura 2.18. A inclinação da reta corresponde exatamente ao valor da taxa de amortecimento médio do trecho selecionado, que é mostrado num indicador à esquerda na Figura 2.19.

Deve-se observar que neste caso a linha de crista é apresentada em escala logarítmica, sendo transformada em uma reta ao longo do tempo. A estimativa do amortecimento é realizada através do ajuste dos mínimos quadrados do trecho selecionado pelo usuário.

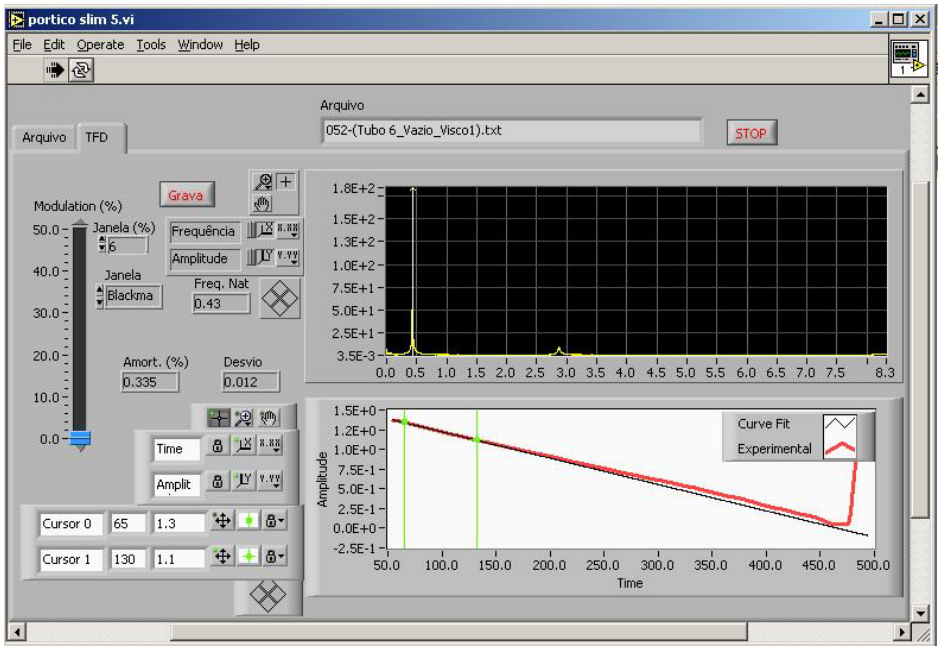


Figura 2.19 – Tela do programa: cálculo da TFD e do amortecimento.

Com o intuito de facilitar um pós-processamento, o programa disponibiliza a gravação em um arquivo texto, os resultados das diversas análises realizadas, armazenando para cada uma delas os seguintes dados:

- ✓ Canal de aquisição analisado.
- ✓ Tempo inicial do trecho do sinal analisado.
- ✓ Tempo final do trecho do sinal analisado.
- ✓ Freqüência natural calculada.
- ✓ Taxa de amortecimento calculada.
- ✓ Desvio do resultado da taxa de amortecimento.

Para cada um dos sinais utilizados foi realizada uma série de análises, alterando-se os parâmetros a fim de verificar possíveis sensibilidades do processo de cálculo das freqüências naturais e das taxas de amortecimento. Todos os resultados adquiridos nas análises foram posteriormente organizados através da construção de

um banco de dados em planilhas do programa *Microsoft Excel*, onde foram separados e organizados por cada tipo de modelo ensaiado. Inicialmente foram calculadas as médias e os desvios padrões dos valores obtidos da taxa de amortecimento e da freqüência natural.

CAPÍTULO

3

3. ENSAIOS EXPERIMENTAIS

3.1. Introdução

Os ensaios experimentais deste trabalho surgiram como uma continuação de um projeto realizado pela Fundação COPPETEC em parceria com a empresa *2H Offshore Projetos Ltda*. Estes ensaios foram realizados na placa de reação do LABEST – Laboratório de Estruturas da COPPE/UFRJ.

O objetivo deste projeto foi a realização de ensaios dinâmicos de vibração livre em um modelo representativo de *riser* rígido *pipe-in-pipe*, para estimar a taxa de amortecimento estrutural para algumas configurações de um sistema de amortecimento gerado pelo atrito entre diversos componentes internos do *riser pipe-in-pipe*.

A partir do término do projeto, a empresa *2H Offshore* gentilmente cedeu para o LABEST (COPPE/UFRJ) todos os materiais utilizados nos ensaios. Isto permitiu a realização de novos ensaios, a fim de verificar a eficiência da concepção de vigas sanduíches para este tipo de estrutura. Desta forma, a verificação desta concepção se tornou a grande motivação da pesquisa apresentada nesta tese.

Os ensaios experimentais realizados neste trabalho contribuem para o estudo do amortecimento de *risers* rígidos, bem como de dutos em geral, conduzindo a análise e ao estudo de uma alternativa viável para o incremento da taxa de amortecimento estrutural. Tal alternativa baseia-se na utilização de materiais viscoelásticos (MVE) como elemento amortecedor de um sistema composto por três camadas: a camada da estrutura (tubo do *riser*), a camada de material viscoelástico e

a camada de restrição (neste caso chapa de aço). Este tipo de sistema é conhecido na literatura técnica como viga sanduíche e foi descrito sucintamente no capítulo 2.

Uma extensiva instrumentação foi utilizada para a aquisição dos dados durante os ensaios experimentais, de forma que garantisse a captação de todas as informações necessárias para a análise dos resultados. Isto ocorreu devido ao curto prazo de tempo em que estes ensaios tiveram de ser realizado, pois o aluguel dos equipamentos de apoio, tal como a grua de içamento era de aproximadamente um mês. Este fato impediu que fosse realizada uma investigação e análise detalhada dos resultados durante os ensaios.

A seguir são mostrados todos os detalhes dos ensaios experimentais do modelo de *riser* rígido, tais como as características da estrutura testada, a descrição dos ensaios, a instrumentação e a monitoração do modelo de teste e o processo construtivo adotado para aplicação do material viscoelástico e da camada de restrição.

3.2. Estrutura Real versus Modelo Experimental de Teste

O modelo experimental de teste é baseado em um condutor (*riser* rígido) de produção de gás, desenvolvido pela BP – *British Petroleum*, instalado aproximadamente a 100 metros de profundidade numa plataforma tipo jaqueta, TPG 500, localizada no campo de gás de *Shah Deniz*, no Mar Cáspio. Mais de quinze sistemas de condutores de produção de gás estão previstos de serem instalados na plataforma, com vida de serviço esperada de pelo menos 30 anos [27].

Os *risers*, ou condutores, utilizados no campo de *Shah Deniz* têm múltipla configuração de tubos, sendo designados por *risers* do tipo *pipe-in-pipe*, que consistem de quatro tubos concêntricos com diâmetros externos de 20,5 polegadas para o tubo externo, e 13-5/8, 10-3/4 e 7,0 polegadas para os tubos internos. Nesta configuração múltipla de tubos, são utilizados centralizadores posicionados entre os tubos internos e o respectivo tubo externo.

O modelo experimental representativo do *riser* rígido tipo *pipe-in-pipe* mencionado anteriormente e utilizado na primeira fase da pesquisa COPPE e *2H Offshore*, consiste de uma configuração estrutural formada por três tubos concêntricos com diâmetros externos de 6,625, 3,50 e 1,31 polegadas. Para os ensaios experimentais deste trabalho foram utilizados como modelo de *pipe-in-pipe* os tubos concêntricos, com diâmetros externos de 6,625 e 3,50 polegadas, e como modelo *single pipe* o tubo de diâmetro externo de 6,625 polegadas. Em ambos os modelos, os tubos utilizados são de aço e têm comprimento de 18,0 metros.

O modelo experimental não teve a pretensão de ser um modelo reduzido em escala de acordo com a Teoria da Semelhança [6], mas de acordo com o artigo publicado pela empresa *2H Offshore* em [27], tentou respeitar de forma aproximada uma escala geométrica na razão de 1:3 das suas dimensões.

Uma explicação razoável sobre como foi definido o comprimento total adotado para o modelo experimental é ilustrada na Figura 3.1. Admitindo que o esquema estrutural do *riser* seja equivalente ao de uma viga bi-rotulada, pode-se considerar como uma aproximação das deformadas, uma viga com engaste (no meio do vão) e livre, com a metade do comprimento. Aplicando-se o fator de escala geométrica sobre este novo comprimento (59,81m), considerado na razão 1:3 conforme indicado em [20], chega-se ao comprimento total estimado para o espécime, igual a 19,94 metros. Como este comprimento não seria adequado para as dimensões do laboratório, foi realizado um ajuste, passando-se a adotar um comprimento total de 18,0 metros. Desta forma, a escala geométrica é $k_L = \frac{18,00}{59,81} \cong \frac{1}{3,3}$.

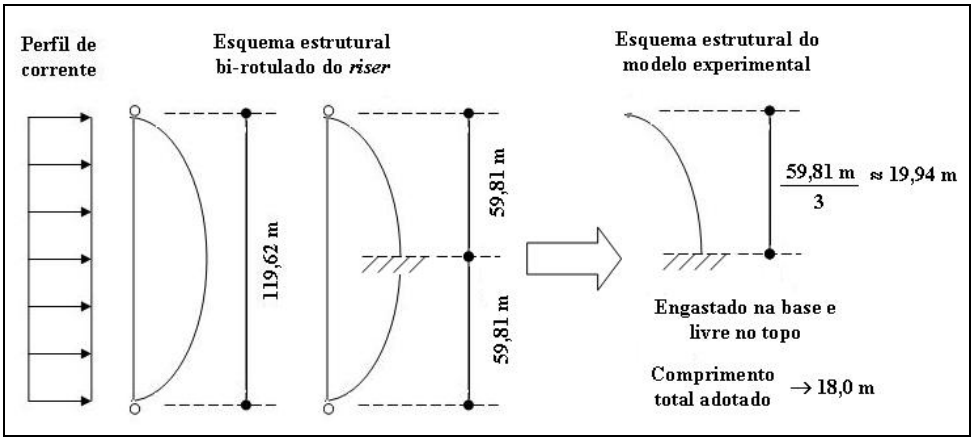


Figura 3.1 – Esquema explicativo da definição do comprimento total do espécime.

Na Tabela 3.1, são mostradas as principais dimensões da estrutura real e do modelo experimental, bem como a escala geométrica resultante. Pode-se observar nesta tabela que as dimensões do tubo externo e do 1º tubo interno respeitam de forma aproximada a escala geométrica adotada, enquanto para os demais tubos isto não é observado. Este fato pode ser explicado, já que o tubo externo e 1º tubo interno têm uma influência maior sobre o comportamento global da estrutura do que os demais tubos.

Tabela 3.1 – Dimensões do *riser*, do modelo experimental e a escala geométrica entre as dimensões.

Diâmetro Externo (pol.)	***Riser* "real"**	**Modelo Experimental**	**Escala Geométrica**
Tubo Externo	20,5	6,625	1 / 3,1
1º Tubo Interno	13,625	3,50	1 / 3,9
2º Tubo Interno	10,75	1,31	1 / 8,2
3º Tubo Interno	7,0	-	-
Diâmetro Interno (m)	***Riser* "real"**	**Modelo Experimental**	**Escala Geométrica**
Tubo Externo	18,98	6,06	1 / 3,1
1º Tubo Interno	12,36	3,07	1 / 4,0
2º Tubo Interno	9,41	0,94	1 / 10
3º Tubo Interno	5,87	-	-
Comprimento Total (m)	119,62	18,0	1 / 3,3

A Tabela 3.2 apresenta as principais características físicas e geométricas da estrutura real e do modelo, bem como a escala geométrica obtida aplicando-se a Teoria da Semelhança [6], isto é:

- Escala geométrica $\rightarrow k_L$
- Escala massa por unidade de comprimento $\rightarrow {k_L}^2$
- Escala das áreas $\rightarrow {k_L}^2$
- Escala rigidez à flexão $\rightarrow {k_L}^5$
- Escala do tempo $\rightarrow \sqrt{k_L}$

Tabela 3.2 – Parâmetros adicionais do *riser* e do modelo experimental [27], acompanhados da escala geométrica.

Parâmetros	*Riser* "real"	Modelo Experimental	Unidades	Escala Geométrica
Massa total por comprimento (1)	583,9	42.73	kg/m	1 / 3,7
Massa total por comprimento (2)	801,5	59.52	kg/m	1 / 3,7
Área de aço do tubo externo	3,07E-02	3.60E-03	m^2	1 / 2,9
Área de aço do 1º tubo interno	1,68E-02	1,44E-03	m^2	1 / 3,4
Área de aço do 2º tubo interno	1.37E-02	4.07E-04	m^2	1 / 5,8
Rigidez à flexão (EI)	2.72E+08	2.69E+06	Nm^2	1 / 2,5
1º Período natural (2)	5.47	2.86	segundos	1 / 3,6

(1) Vazio
(2) Cheio de água (modelo experimental) versus *riser* em modo de produção

Analisando-se a Tabela 3.2 observa-se que, com exceção do 2º tubo interno que conforme explicado anteriormente contribui pouco tanto para a rigidez quanto para a massa total da estrutura composta, os valores encontrados para a escala geométrica geral variam de $1/2,5$ a $1/3,7$. Desta forma, apesar de o modelo não ser reproduzido em escala fielmente, este representou de forma aproximada a Teoria da Semelhança.

Os ensaios realizados neste trabalho não levaram em consideração previsões para testes onde os tubos seriam preenchidos com quaisquer tipos de fluidos, sendo assim somente realizados ensaios com os tubos vazios. Apesar disso, na Tabela 3.2

foi apresentada a massa total por unidade de comprimento para o modelo (tubo) cheio de água, tendo como único intuito mostrar que mais uma vez a escala geométrica foi respeitada.

No modelo experimental, também são usados centralizadores que podem ser descritos como sendo "anéis" metálicos distribuídos ao longo do comprimento do tubo interno, estabelecendo contato superficial com a parede do tubo externo. São fixados no tubo interno de 3,50 polegadas através de parafusos auto-atarrachantes (tipo mosca).

Vale comentar que, em todos os ensaios realizados com o modelo *pipe-in-pipe* foi sempre utilizada a mesma configuração de centralizadores para o tubo interno. Conforme comentado no parágrafo anterior, os centralizadores eram de aço, os quais foram fabricados com diâmetro de 3,0 polegadas de forma a obter uma folga nominal radial de 4,0 milímetros em relação à parede do tubo externo. A configuração adotada nos ensaios consistiu de treze (13) centralizadores ao todo, que foram posicionados ao longo do tubo interno e espaçados de aproximadamente 1,50 metros. A Foto 3.1 mostra o detalhe de um centralizador usado nos testes do modelo experimental *pipe-in-pipe*.

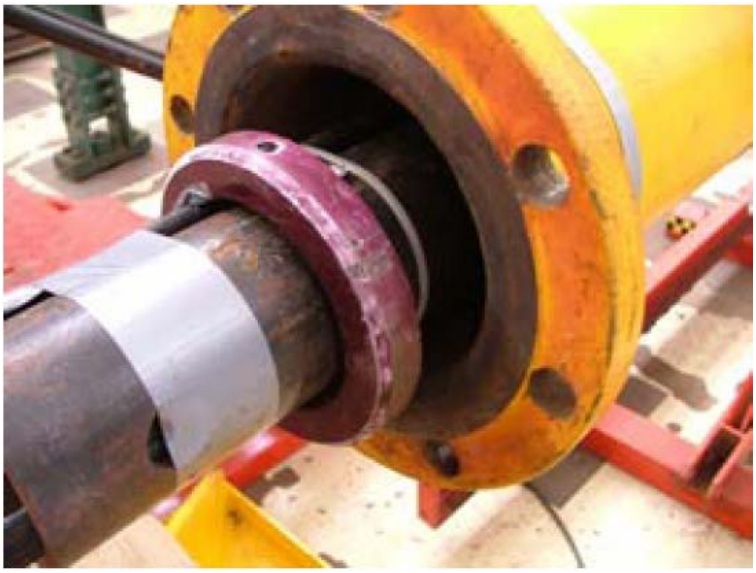


Foto 3.1 – Esquema do centralizador posicionado entre os tubos, externo (em amarelo) e interno (em preto) do modelo *pipe-in-pipe*.

Durante o desenvolvimento deste trabalho, fica entendido que quando os tubos, externo e interno, forem citados, estará se fazendo menção aos tubos de 6,625 e 3,50 polegadas, respectivamente.

3.3. Descrição dos Ensaios Experimentais

Uma visão geral do esquema dos ensaios realizados no Laboratório de Estruturas - LABEST é apresentada na Foto 3.2, onde se pode observar o tubo ensaiado (em amarelo) e uma grua (em vermelho) utilizada para dar suporte aos testes. Esta grua, com aproximadamente 22,0m de altura, foi instalada junto ao tubo na placa de reação do laboratório. Ela é composta de um elevador externo com capacidade para duas pessoas que permite o acesso a todos os pontos elevados do tubo, além de um guincho responsável pelo içamento do tubo no processo de fixação e remoção da vertical.

Foto 3.2 – Arranjo geral do Laboratório de Estruturas – LABEST para os ensaios experimentais do modelo de *riser* rígido.

O espécime ensaiado é um tubo com 18,0 metros de comprimento. Seu esquema estrutural é semelhante ao de uma viga engastada e livre, isto é, o modelo é engastado na base e livre no topo.

Os ensaios do modelo *pipe-in-pipe* apresentam uma particularidade referente à aplicação de cargas axiais de tração e compressão no tubo interno, o que não ocorre no modelo *single pipe*. Desta forma, os modelos testados nos ensaios experimentais são classificados em seis tipos:

- Modelo *single pipe*.
- Modelo *pipe-in-pipe* sem aplicação de carga.
- Modelo *pipe-in-pipe* com carga de 20 kN de compressão.
- Modelo *pipe-in-pipe* com carga de 50 kN de compressão.
- Modelo *pipe-in-pipe* com carga de 20 kN de tração.
- Modelo *pipe-in-pipe* com carga de 50 kN de tração.

As cargas de tração e de compressão no tubo interno têm como objetivo avaliar o efeito causado na taxa de amortecimento da estrutura quando esta é submetida a esforços axiais. Vale a pena comentar que na prática, os *risers* rígidos quando instalados em uma plataforma, estão submetidos a cargas de tração, e que uma carga de tração no tubo externo poderia implicar em carga de compressão nos tubos internos.

Os seis tipos de modelos experimentais descritos acima foram submetidos a ensaios estáticos e dinâmicos. Os ensaios estáticos são testes de carregamento e descarregamento lento, onde um deslocamento transversal é imposto no topo da estrutura de forma gradual sendo depois retirado até o retorno a sua configuração inicial, conforme ilustrado esquematicamente na Figura 3.2. Nestes ensaios foram medidos, o deslocamento e a carga aplicada no topo do tubo, com o objetivo de avaliar a rigidez à flexão da estrutura. Isto permitiu verificar se a rigidez da estrutura do modelo foi alterada devido à aplicação do sistema de camadas amortecedoras (vigas sanduíches), as quais serão explicadas mais adiante neste capítulo.

Os testes dinâmicos consistem em se impor um deslocamento no topo do tubo, e em seguida liberá-lo, deixando a estrutura vibrar livremente até amortecer completamente (ver Figura 3.2). Nestes ensaios foram principalmente medidas as

acelerações, a fim de permitir a estimativa das taxas de amortecimento e das freqüências naturais associadas aos modos de vibração da estrutura.

Tanto nos ensaios estáticos quanto nos dinâmicos, os deslocamentos impostos no topo da estrutura eram da mesma ordem de grandeza, ou seja, de 1,5 a 2,0 vezes o diâmetro do tubo.

Os ensaios experimentais, estáticos e dinâmicos, destes modelos de *riser* rígido foram realizados em diversas etapas após a aplicação de cada um dos trechos do sistema amortecedor.

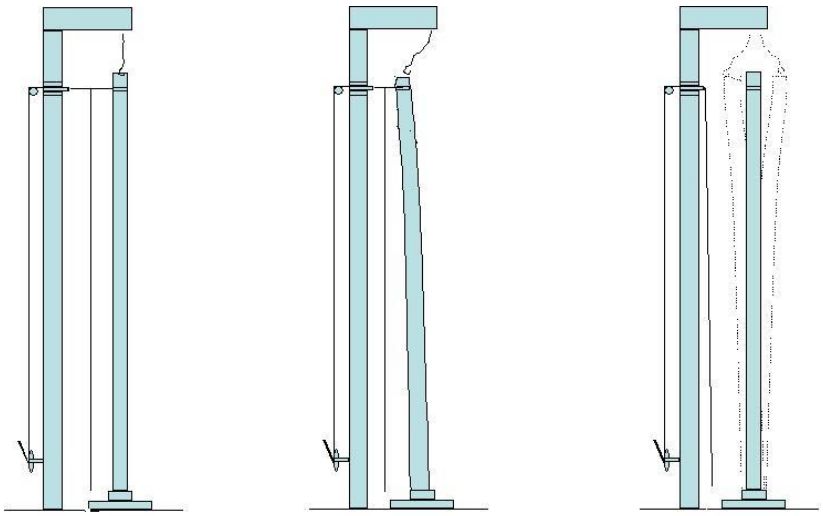


Figura 3.2 – (a) Modelo experimental fixado na base e na posição vertical, (b) deslocamento imposto no tubo durante os ensaios dinâmicos e estáticos, (c) ensaio dinâmico de vibração.

O sistema amortecedor foi aplicado a partir de 40 cm da base engastada em direção ao topo, sendo gradualmente fixado ao longo da superfície do tubo externo, fazendo com que os ensaios experimentais fossem divididos em seis etapas conforme se dava a fixação destas camadas amortecedoras. As etapas dos ensaios experimentais foram procedidas da seguinte forma:

- ✓ Etapa 1: não houve o emprego do amortecedor viscoelástico, ensaios com a estrutura original.

- ✓ Etapa 2: aplicação do primeiro trecho de camadas do amortecedor viscoelástico.

- ✓ Etapa 3: aplicação do segundo trecho de camadas do amortecedor viscoelástico, não sendo realizada a ligação entre os dois trechos.

- ✓ Etapa 4: introdução de uma ligação entre os trechos de camadas das etapas 2 e 3, mantendo os mesmos trechos de amortecedor da etapa anterior.

- ✓ Etapa 5: aplicação do terceiro trecho de camadas do amortecedor viscoelástico, realizando a ligação com o trecho anterior.

- ✓ Etapa 6: aplicação do quarto trecho de camadas do amortecedor viscoelástico, realizando a ligação com o trecho anterior.

As etapas 3 e 4, sem e com ligação entre os trechos de amortecedores, tiveram como finalidade comparar e avaliar o funcionamento do mecanismo amortecedor na redução das vibrações. A necessidade desta ligação ou não, é um dado importante para definir os métodos construtivos e de execução que poderão ser adotados na prática. Uma pré-análise dos resultados destas duas situações permitiu constatar um considerável incremento da taxa de amortecimento quando as camadas eram ligadas, fazendo com que as etapas seguintes fossem sempre realizadas com a ligação entre os trechos de amortecedor. Tal fato poderá ser claramente verificado mais adiante na apresentação dos resultados, mostrado no capítulo 4 deste trabalho.

Estas duas situações (etapas 3 e 4) somente foram conduzidas para o caso do modelo *single pipe*, enquanto que nos ensaios dos demais modelos sempre foram utilizadas à ligação entre os trechos do amortecedor. Vale a pena frisar que tal decisão foi tomada baseada nos melhores resultados obtidos para a taxa de amortecimento quando os trechos de camadas foram ligados.

O próximo item deste capítulo apresentará a metodologia utilizada para a confecção do espécime com o emprego do material viscoelástco (MVE) e mostrará

detalhadamente como foi realizado o processo de fixação e ligação das camadas do amortecedor viscoelástico.

3.4. Descrição da Aplicação do Material Viscoelástico (MVE) no Espécime

O mecanismo amortecedor do tipo vigas sanduíches tratado neste trabalho constitui-se de uma camada de material viscoelástico (MVE) aplicado sobre a superfície da estrutura e uma camada de restrição, cujo material deve possuir um módulo de elasticidade elevado, da mesma ordem de grandeza da estrutura. A função da camada de restrição é forçar o material viscoelástico a se deformar por cisalhamento, isto quando este conjunto de camadas é submetido à flexão.

Conforme mostrado no capítulo 2, para que o sistema de amortecimento alcance uma boa eficiência é necessário que uma série de relações entre as três camadas seja respeitada, mas principalmente, que o material viscoelástico possua características adequadas. De modo a atender a esta especificação foi utilizado como MVE uma fita adesiva dupla face de espuma acrílica fabricada pela 3M, cuja especificação é VHB 4955, a qual possui 2,0mm de espessura e aproximadamente 2,0cm de largura. Deve-se destacar que esta fita de MVE foi utilizada nos ensaios realizados por FAÍSCA (1998) [10], os quais apresentaram excelentes resultados.

Outro ponto importante no projeto do sistema amortecedor é que as camadas do material viscoelástico, bem como as de restrição fiquem solidárias durante todo o processo, de modo que toda a deformação sofrida pela camada de restrição seja somente transmitida pelo MVE.

De maneira a atender estas necessidades, foi desenvolvido um sistema em meias canas, cobrindo parcialmente a superfície do espécime (tubo externo) conforme ilustrado na Figura 3.3. Esta figura mostra um esquema da seção transversal do tubo com as camadas de MVE e de restrição aplicadas.

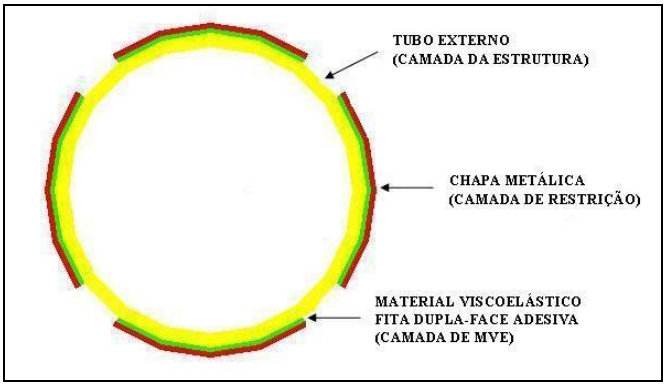


Figura 3.3 – Seção transversal do tubo com o mecanismo amortecedor.

A Foto 3.3 ilustra o procedimento de fixação do material viscoelástico sobre a camada da estrutura e a posterior camada de chapa de aço para constituir a camada de restrição, formando o mecanismo da viga sanduíche.

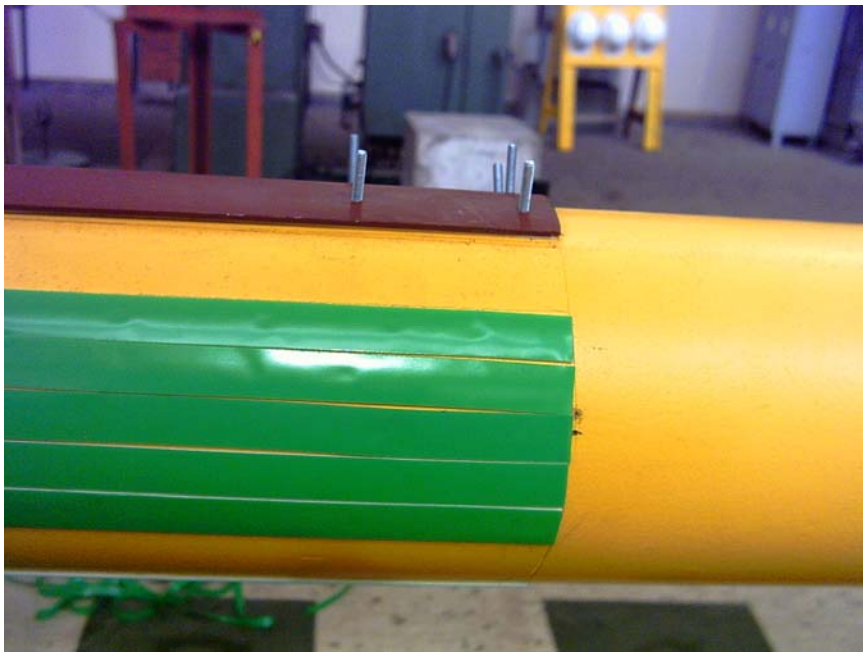


Foto 3.3 – Detalhe da aplicação do MVE e da chapa de aço.

O MVE é aplicado em quatro faixas longitudinais ao longo da parede do tubo, cobrindo uma área superficial de 10,0cm de largura por 2,60m de comprimento, sobre o qual é sobreposta uma camada de restrição, formada por chapa de aço, com a mesma curvatura do tubo e espessura de 3,0mm. Cada trecho de 2,60m de MVE mais chapas de aço aplicado sobre a estrutura caracteriza uma das etapas de ensaios.

Como a fita de MVE tem 2,0cm de largura, foi necessário à aplicação de cinco linhas de fitas encostadas e justapostas para completar a largura de 10,0cm correspondente a uma faixa longitudinal de chapa de aço, conforme mostrado no detalhe da Foto 3.3.

A conclusão do primeiro trecho de aplicação das camadas é mostrada na Foto 3.4. Observa-se que são colocadas sete abraçadeiras de aço na região das camadas sanduíche, de modo a propiciar uma melhor fixação e reforçar o contato entre a camada de restrição e a de MVE. O uso das abraçadeiras foi também realizado em todos os outros trechos.

Foto 3.4 – Modelo preparado com a primeira etapa de aplicação do mecanismo amortecedor (Etapa 2).

Para cada novo trecho do sistema amortecedor, o MVE e as chapas de aço foram fixados, encostados e alinhados com o final do trecho anterior, dando continuidade às quatro faixas longitudinais existentes (ver Foto 3.5). Este processo foi repetido sucessivamente até que o último trecho fosse instalado, correspondendo à etapa 6 dos ensaios (vide Foto 3.8 e Foto 3.9).

Foto 3.5 – Colocação do segundo trecho de camadas do amortecedor, correspondente a etapa 3.

Para garantir a continuidade dos trechos do sistema amortecedor foram instaladas chapas de ligação aparafusadas às de restrição, conforme ilustrado na Foto 3.6. Esta chapa de ligação teve como função garantir a continuidade entre os dois trechos do sistema amortecedor.

Porém, antes da instalação destas chapas de ligação, os trechos do sistema amortecedor estavam somente alinhados e quase encostados uns aos outros, não existindo um elemento de conexão entre eles, conforme ilustrado na Foto 3.7. Esta situação ilustrada corresponde à etapa 3 dos ensaios, a qual foi somente testada com o modelo *single pipe*.

Estas duas situações, com e sem chapas de ligação, foram realizadas para avaliar qual o método construtivo que deveria ser empregado na prática, para que o sistema amortecedor obtivesse melhor desempenho no controle das vibrações da estrutura.

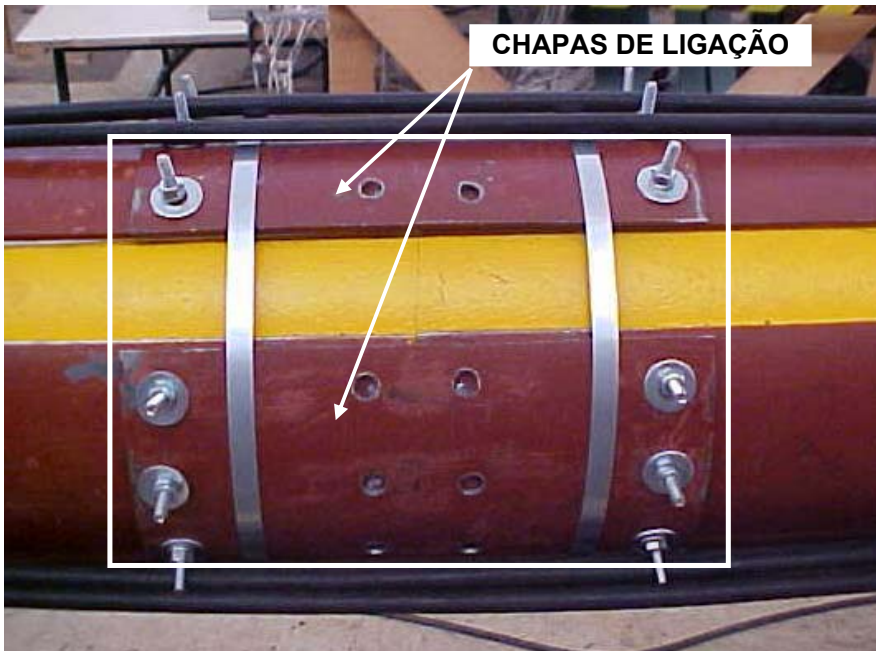


Foto 3.6 – Chapa de ligação instalada entre os trechos do mecanismo amortecedor.

Foto 3.7 – Trechos do mecanismo amortecedor sem instalação das chapas de ligação; tal situação apenas ocorreu na etapa 3 dos ensaios.

Sendo assim, foi realizada uma pré-análise dos resultados obtidos nestes dois ensaios, onde foi constatado que o sistema amortecedor com os trechos ligados forneceu um significativo aumento da taxa de amortecimento em relação à situação dos trechos sem ligação (vide fotos 3.6 e 3.7). Tal fato poderá ser verificado durante a apresentação dos resultados experimentais mostrada no capítulo 4, no item 4.2.

A Foto 3.8 ilustra o modelo experimental preparado para a última etapa dos ensaios (etapa 6), estando configurado com os quatro trechos ligados das camadas do amortecedor viscoelástico do tipo viga sanduíche.

Foto 3.8 – Tubo posicionado sobre cavaletes na horizontal e preparado para a última etapa de ensaio realizada com o mecanismo amortecedor (Etapa 6).

A Foto 3.9 mostra o modelo experimental instalado na vertical, o qual estava pronto para ser submetido aos ensaios estáticos e dinâmicos, utilizando o mecanismo amortecedor ao longo de 10,40m da sua altura, o que caracteriza a última etapa de ensaio realizada (etapa 6).

Foto 3.9 – Execução dos testes estáticos e dinâmicos com o emprego do último trecho do mecanismo amortecedor (Etapa 6).

O próximo item deste capítulo mostra em detalhes os pontos de instalação dos sensores utilizados na instrumentação e na monitoração dos tubos externo e interno do modelo experimental durante os ensaios estáticos e dinâmicos.

3.5. Instrumentação e Monitoração

A instrumentação e a monitoração do modelo experimental constituem uma etapa de grande importância para o sucesso na obtenção de dados nos ensaios experimentais.

Diversos ensaios experimentais foram realizados, totalizando aproximadamente 112 ensaios dos modelos de *riser* rígido. Os dados dos ensaios foram adquiridos por um conjunto de sensores instalados nos tubos, externo e interno, utilizado nos modelos *single pipe* e *pipe-in-pipe*.

Os sensores utilizados para a instrumentação destas estruturas ensaiadas são os seguintes:

- Acelerômetros do tipo resistivo.
- Acelerômetros do tipo piezelétrico.
- Sensores de velocidade angular.
- Inclinômetros.
- *Strain gauges*.
- Células de carga (*load-cell*).
- Flexímetro elétrico.

Conforme mencionado anteriormente, devido ao curto espaço de tempo disponível para os testes, foi realizada uma instrumentação mais abrangente do que a necessária. Após a análise dos resultados, verificou-se que não era necessário a utilização dos sensores de velocidade angular e dos inclinômetros, já que estes não apresentaram respostas adequadas durante os ensaios.

A figura 3.4 apresenta a instrumentação realizada para os testes estáticos e dinâmicos, tendo sido adotada uma nomenclatura que designa o tipo, a posição e a direção dos sensores, os quais são descritos a seguir:

- Tipo do sensor:
  AP - acelerômetro piezelétrico.
  AR - acelerômetro resistivo.
  E - extensômetro elétrico de resistência (*strain gauges*).
  F - flexímetro.
  C - célula de carga.

- Posição do sensor:
  T - topo do tubo.
  M - meio do vão.
  B - base do tubo.
  S - superior (próximo ao topo).
  I - inferior (próximo à base).

- Direção do sensor:

  Z e Y, sendo estas direções ortogonais no plano da seção reta

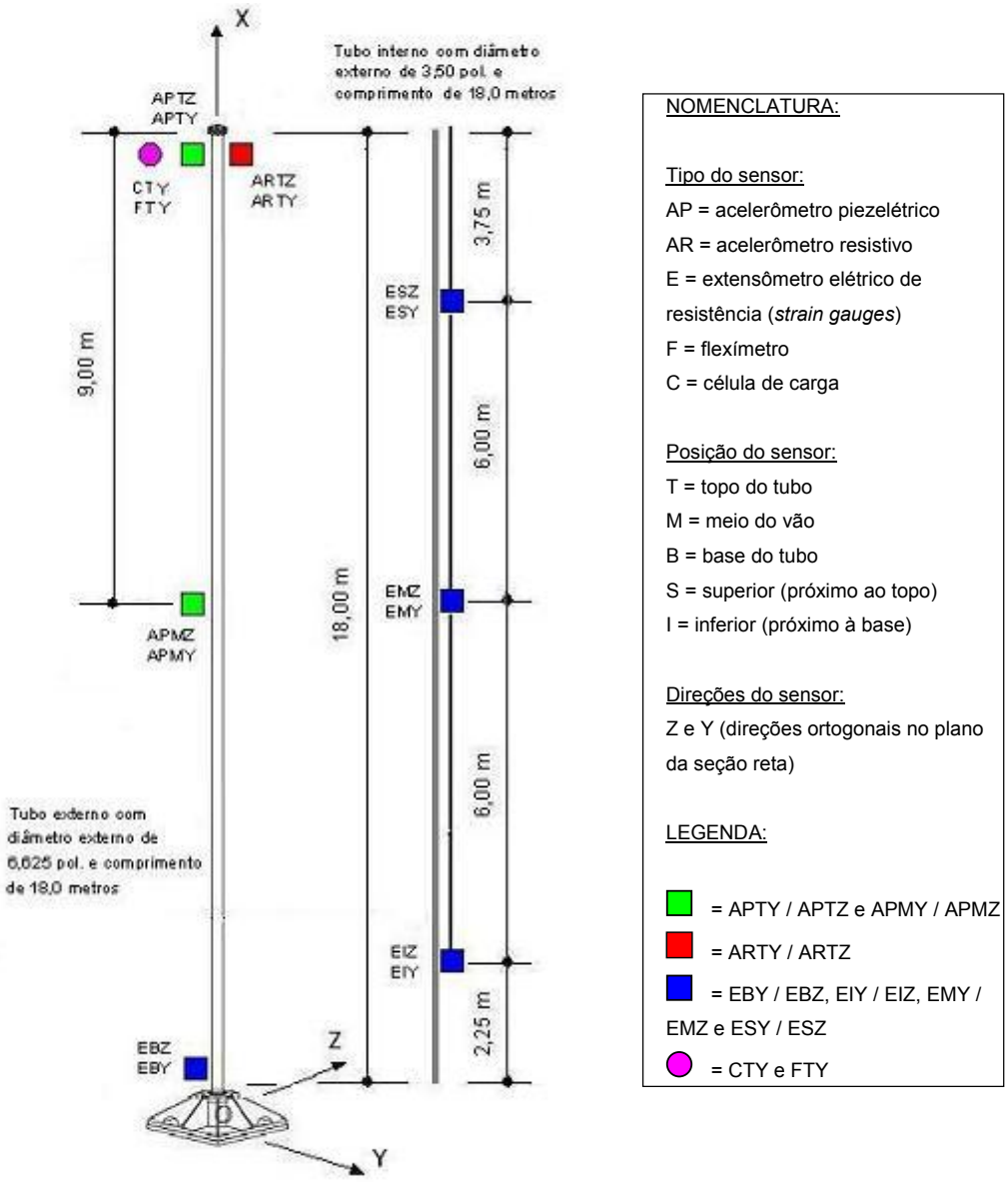


Figura 3.4 – Esquema dos sensores instalados no tubo externo e interno.

Conforme pode ser visto na Figura 3.4, no tubo externo foram instalados seis acelerômetros, sendo quatro unidades do tipo piezelétrico e duas do tipo resistivo, além disso, também foi usado um conjunto de extensômetros (*strain gauges*). Os quatro acelerômetros do tipo piezelétrico foram posicionados, um no topo e o outro na

metade do comprimento do tubo, enquanto os acelerômetros do tipo resistivo foram instalados apenas no topo.

Os acelerômetros mediram as amplitudes de vibração (acelerações) nas direções Y e Z (vide Figura 3.4) da estrutura dos modelos. A Foto 3.10 mostra um módulo que contém os acelerômetros do tipo piezelétrico instalados no topo do tubo externo, isto é, APTY e APTZ.

Foto 3.10 – Acelerômetros do tipo piezelétrico (APTY / APTZ) posicionados no topo do tubo externo.

Os *strain gauges* mediram as deformações impostas à estrutura, e por esta razão foram instalados nas regiões de maior concentração de tensões do modelo do *riser*. Conforme pode ser observado na Figura 3.4, um conjunto de *strain gauges* foi instalado na base do tubo externo, enquanto no tubo interno foram instalados três conjuntos de *strain gauges*, os quais foram posicionados um na metade do comprimento do tubo (vão) e os outros dois próximos às extremidades, inferior e superior. Tanto no tubo externo quanto no interno, os *strain gauges* foram instalados

em duas direções transversais do tubo (Y e Z), de acordo com o esquema apresentado na Figura 3.5.

Os *strain gauges* diametralmente opostos foram ligados em meia ponte de *Wheatstone* em braços adjacentes, de forma a ler deformações devido à flexão. Este esquema da instalação e ligação dos *strain gauges* é mostrado na Figura 3.5.

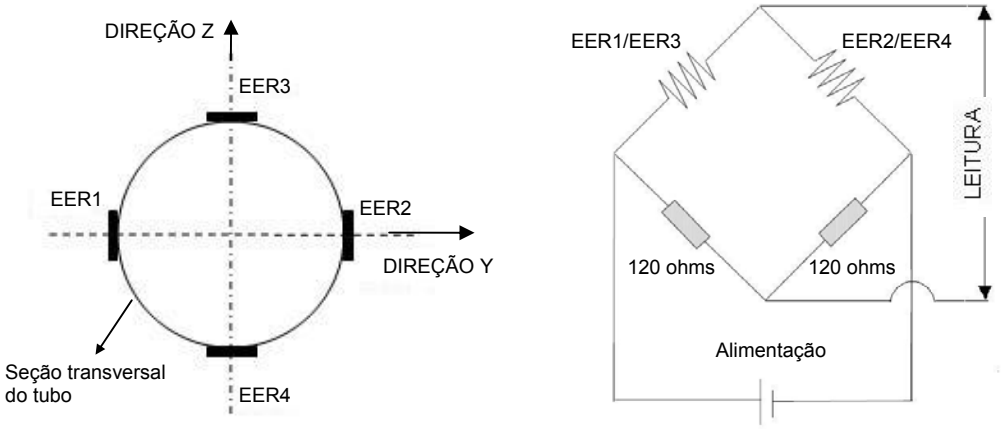


Figura 3.5 – (a) Layout da instalação dos *strain gauges* nos tubos, externo e interno, conforme as direções, (b) ligação dos *strain gauges* em meia ponte de *Wheatstone*.

A seguir, a Foto 3.11 mostra o *strain gauge* instalado no tubo interno do modelo *pipe-in-pipe*, sobre o qual foi utilizada uma camada de resina para a proteção dos seus sensores e ligações, além de um protetor metálico semelhante aos centralizadores, porém com menor diâmetro, de forma que evitasse possíveis choques sobre a camada de resina durante os ensaios de vibração.

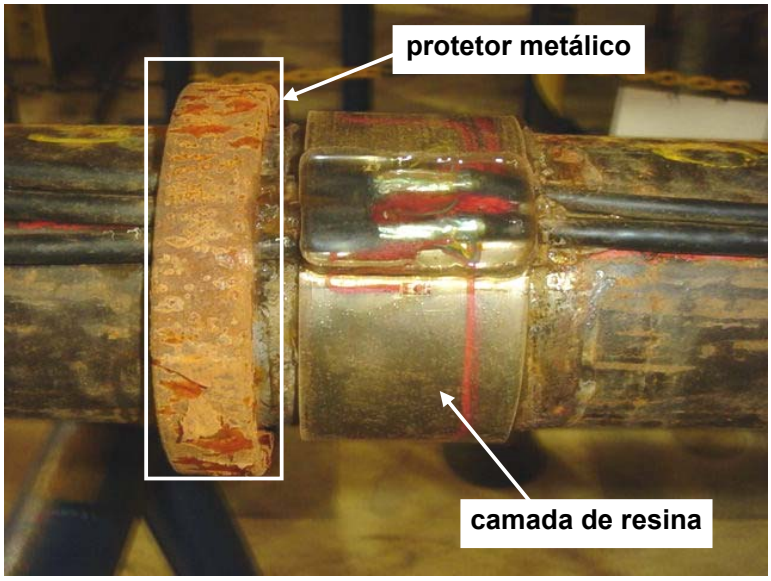


Foto 3.11 – *Strain gauge* instalado no tubo interno.

Uma célula de carga (*load-cell*) e um flexímetro elétrico foram instalados no topo do tubo externo, mais precisamente no local onde era imposto o deslocamento ao modelo. Estes dois sensores foram usados durante os ensaios estáticos com a finalidade de medir a carga aplicada e o deslocamento imposto sobre a estrutura. A Foto 3.12 ilustra um detalhe da célula de carga utilizada.

Foto 3.12 – Célula de carga usada nos testes estáticos (CTY).

Além destes sensores para aquisição dos dados, também foi instalada uma câmera de vídeo no alto da grua de suporte acima do topo do tubo, conforme a apresentação da Foto 3.13. Esta câmera foi ligada a uma televisão em conjunto com um aparelho de videocassete localizada na placa de reação do laboratório, o que possibilitou a monitoração e a gravação dos ensaios experimentais. Além disso, este conjunto de câmera e televisão auxiliou no içamento do tubo durante a sua instalação e remoção da vertical.

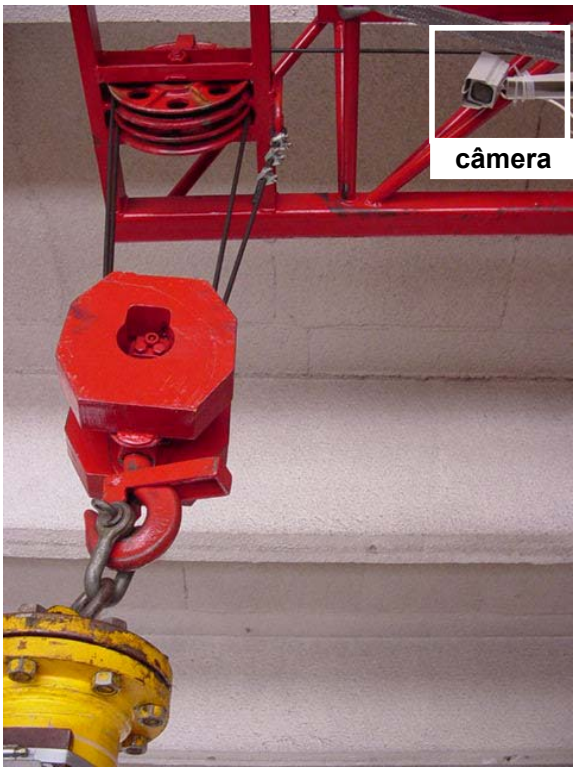


Foto 3.13 – Câmera instalada no topo da grua.

A gravação dos dados dos ensaios foi feita através de dois programas de aquisição de dados, um o programa AQDADOS desenvolvido pelo *Lynx Tecnologia* e o outro através do *software* AD24 pertencente à empresa *2H Offshore*. A aquisição de dados foi feita simultaneamente pelos dois sistemas com auxílio de dois computadores, que permitiram o acompanhamento da aquisição dos dados em tempo real através de interface gráfica dos sinais de resposta da estrutura.

A Tabela 3.3 mostra um resumo dos sensores utilizados na leitura dos dados de acordo com cada programa de aquisição, onde são dadas as grandezas medidas,

as direções e a posição de cada sensor. No Apêndice 1 (pág. 129) são apresentados dados adicionais sobre a instrumentação utilizada, como a resolução e a precisão dos sensores.

Tabela 3.3 – Especificação dos sensores utilizados na aquisição de dados.

PROGRAMA DE AQUISIÇÃO AQDADOS				
Sensores	**Grandezas Medidas**	**Direção**	**Pontos de Instalação**	**Nomenclatura**
Célula de carga	Força	Y	Topo do tubo externo	CTY
Flexímetro elétrico	Deslocamento	Y	Topo do tubo externo	FTY
Strain gauge	Deformação	Y Z	Base do tubo externo	EBY EBZ
Acelerômetro do tipo resistivo	Aceleração	Y Z	Topo do tubo externo	ARTY ARTZ
Strain gauges	Deformação	Y Z	Tubo interno: superior, meio e inferior	ESY / ESZ EMY / EMZ EIY / EIZ
PROGRAMA DE AQUISIÇÃO AD24				
Sensores	**Grandezas Medidas**	**Direção**	**Pontos de Instalação**	**Nomenclatura**
Acelerômetros do tipo piezelétrico	Aceleração Rotação Inclinação	Y / Z Y / Z X-Y / X-Z	Tubo externo: topo e meio	APTY / APTZ APMY / APMZ
*Strain gauge*s	Deformação	Y Z	Base do tubo externo	EBY EBZ
Strain gauges	Deformação	Y Z	Tubo interno: superior, meio e inferior	ESY / ESZ EMY / EMZ EIY / EIZ

3.6. Metodologia para Execução dos Ensaios Experimentais

Inúmeros ensaios do modelo experimental foram realizados no LABEST (Laboratório de Estruturas) – COPPE/UFRJ. Por se tratar de uma estrutura com

grandes dimensões, muitos equipamentos foram usados durante a execução dos ensaios. Este item apresentará as principais etapas, os equipamentos e os materiais envolvidos na metodologia e execução dos ensaios experimentais.

A preparação dos modelos experimentais para os ensaios foi baseada na montagem das configurações estruturais *single pipe* e *pipe-in-pipe*. A mudança estrutural do espécime seja de *single pipe* para *pipe-in-pipe* e/ou vice-versa, implica na introdução e/ou remoção do tubo interno no externo. Esta atividade foi executada manualmente, empurrando ou puxando o tubo interno com o auxílio de um macaco hidráulico. Isto ocorria quando o espécime estava apoiado horizontalmente sobre cavaletes na placa de reação. Desta forma, cada uma destas mudanças estruturais demandava em trazer o modelo para a posição horizontal e depois levá-lo para a posição de ensaio.

A Foto 3.14 ilustra a preparação do modelo de teste, onde o tubo interno era suportado e suspenso por um pórtico metálico (em amarelo) durante a sua remoção e/ou introdução no interior do tubo externo.

Foto 3.14 – Preparação da configuração estrutural do espécime, remoção ou introdução do tubo interno, modelo *single pipe* ou *pipe-in-pipe*.

A partir do término da montagem do espécime, o próximo passo consistia na sua elevação e posterior instalação na vertical dado pela fixação do tubo na base de engaste. Este procedimento era muito cauteloso, norteado de normas de segurança e realizado sempre para a mudança da configuração estrutural do modelo de teste, *single pipe* ou *pipe-in-pipe*.

A subida e descida do tubo eram efetuadas com o auxílio de um guincho instalado na grua de acesso, o qual executava a elevação do tubo, conforme mostrado Foto 3.15.

Foto 3.15 – Arranjo esquemático da grua, do guincho de içamento, do elevador e da base de engaste do tubo.

Uma melhor compreensão deste procedimento de subida e instalação do tubo é apresentada na Figura 3.6, destacando resumidamente os principais passos durante o seu içamento e a sua fixação na base engastada.

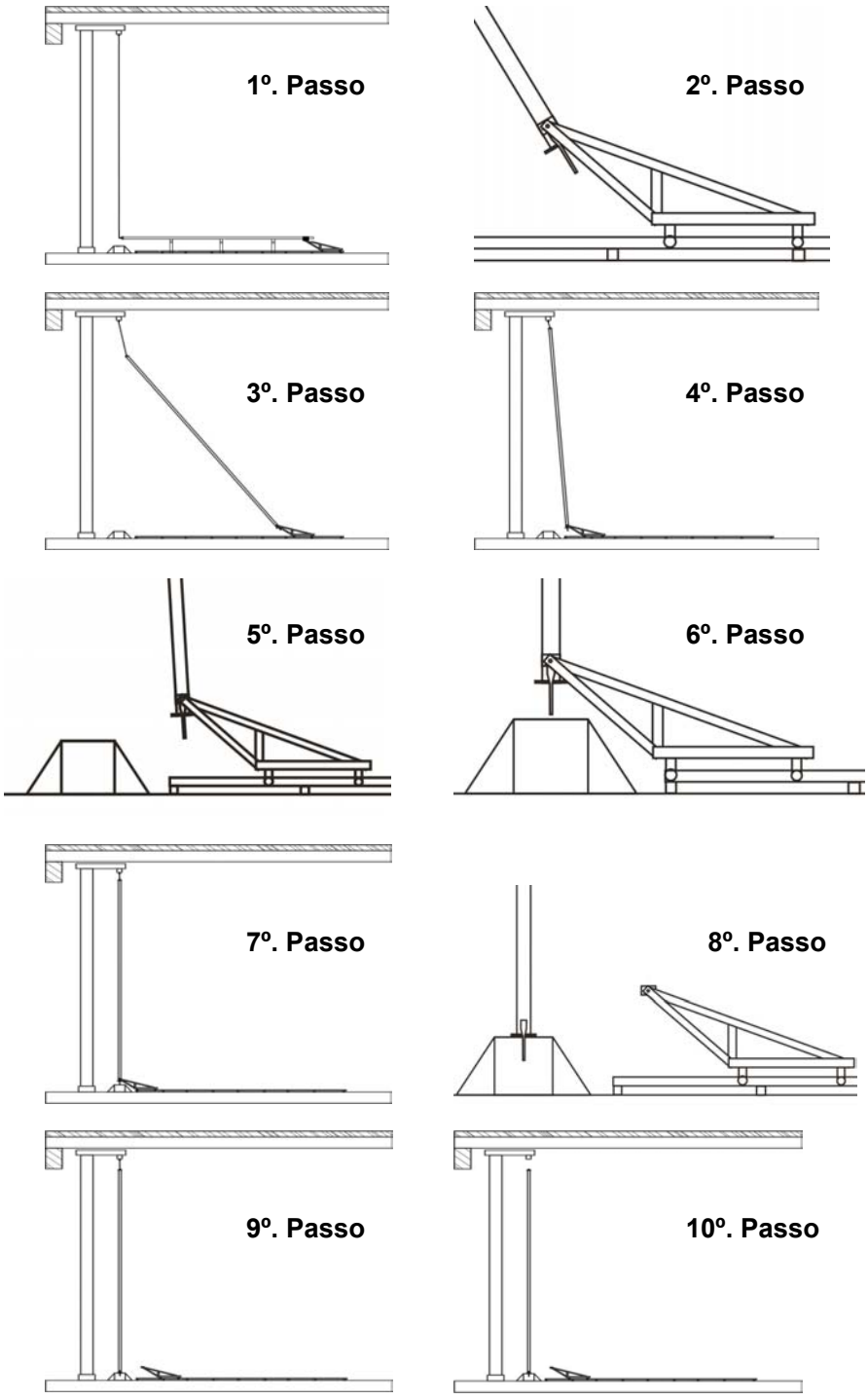


Figura 3.6 – Procedimento de elevação e instalação do riser.

No primeiro passo, o modelo está apoiado na horizontal sobre cavaletes alinhados na placa de reação. Uma manilha é fixada no topo do tubo externo para a

fixação no guincho da grua, enquanto um anel metálico faz a fixação da base do tubo externo em um carro móvel que se desloca sobre trilhos, conforme mostrado no detalhe do segundo passo nas fotos 3.16 e 3.17.

A elevação do modelo é feita através do içamento na vertical pelo guincho e acompanhado de sucessivos deslocamentos na horizontal do carro móvel sobre os trilhos. Este processo é repetido até a estabilização completa do tubo na vertical, como indicado no terceiro, quarto e quinto passos ilustrados nas fotos 3.16 e 3.17.

Do quinto para o sexto passo, faz-se o posicionamento do tubo sobre a base engastada na placa de reação do LABEST. Os próximos passos, sétimo e oitavo, consistem de um momento delicado da operação, no qual o anel metálico é removido da base do tubo, deixando-o totalmente suspenso e suportado somente pelo guincho da grua, conforme ilustrado na Foto 3.17.

A partir do nono passo, o tubo é aparafusado e fixado na base. No último passo, o modelo experimental já se encontra devidamente instalado, assim pode ser retirada à manilha colocada no topo do tubo e no guincho. E finalmente no décimo passo, o modelo está pronto para ser submetido aos ensaios experimentais (ver Foto 3.18).

Foto 3.16 – Foto representativa do segundo, terceiro e quarto passos.

Foto 3.17 – Foto representativa do quinto, sexto e sétimo passos.

Foto 3.18 – Foto representativa do oitavo, nono e décimo passos.

Logo após a completa instalação do tubo na vertical é iniciada a fase de preparação dos cabos dos sensores e do sistema de aquisição conforme descrito nos pontos abaixo:

- Os cabos da instrumentação são conectados ao sistema de aquisição.

- Sobe-se de elevador para a retirada da manilha fixada no guincho da grua (ver fotos 3.19 e 3.20). Uma cinta é fixada no topo do tubo e amarrada na grua com folga suficiente para não influenciar o comportamento do *riser* durante os testes de vibração. Esta cinta é adotada como medida de segurança durante os ensaios de vibração do tubo.

Foto 3.19 – Manilhas de fixação do tubo no guincho.

- Faz-se a montagem do mecanismo de imposição de deslocamento no topo do tubo. Este mecanismo está instalado na grua e representado na Foto 3.21, no qual é composto de uma trave metálica com régua

métrica, um gatilho com pino de travamento, cordas, cabos de aço, polias, roldanas e carretel.

Foto 3.20 – Preparação do espécime através do acesso externo do elevador.

Foto 3.21 – Esquema do dispositivo de liberação do tubo (gatilho e trave metálica).

- A trave metálica faz parte da estrutura da grua que possui uma régua para medir o deslocamento imposto ao tubo. O gatilho com trava é amarrado por uma corda na extremidade da trave que será preso a extremidade de uma outra corda ligada ao tubo (vide Foto 3.21).

- Um cabo de aço preso na trave metálica é guiado por um conjunto de polias e roldanas até a um carretel com catraca instalado perto da base da grua. Quando o carretel é recolhido, o cabo de aço é tracionado, puxando a trave e conseqüentemente deslocando o tubo até o deslocamento medido na régua.

- Logo depois de executado todos os procedimentos no topo do tubo, desce-se o elevador para ativar o sistema de aquisição para a gravação dos ensaios e então, pode-se recolher o carretel e impor o deslocamento do tubo, conforme mostrado na Foto 3.22.

Foto 3.22 – Carretel com catraca instalado na grua para o deslocamento do tubo.

- O acionamento dos testes de vibração é dado através da liberação do pino de travamento do gatilho. Uma corda está ligada diretamente da base do tubo até o pino do gatilho e quando puxada manualmente, remove a trava do gatilho e conseqüentemente libera o tubo para vibrar (ver Foto 3.23).

Foto 3.23 – Liberação do gatilho e acionamento do ensaio de vibração.

Após o término dos ensaios, o procedimento de descida e desinstalação do *riser* são realizados de forma similar aos passos de elevação apresentados na Figura 3.6. Tal procedimento é ilustrado na Figura 3.7, apresentando resumidamente os passos realizados na remoção do tubo da base de engaste bem como a sua descida até a horizontal.

Conforme a numeração dos passos representados na Figura 3.7, observa-se que no primeiro passo o tubo ainda está fixado na base, porém já é preso junto ao guincho de içamento. No segundo passo, o tubo é removido da base de engaste e é

levemente suspenso pelo guincho, sendo posteriormente fixado no carro móvel conforme representado no terceiro passo.

Do terceiro passo em diante, o procedimento de descida é semelhante ao de subida, porém acontecendo de forma inversa através de sucessivos deslocamentos horizontais do carro móvel sobre os trilhos, acompanhados da descida do guincho. No quinto e último passo ilustrado na Figura 3.7, o tubo já se encontra completamente posicionado na horizontal sobre cavaletes locados e distribuídos na placa de reação.

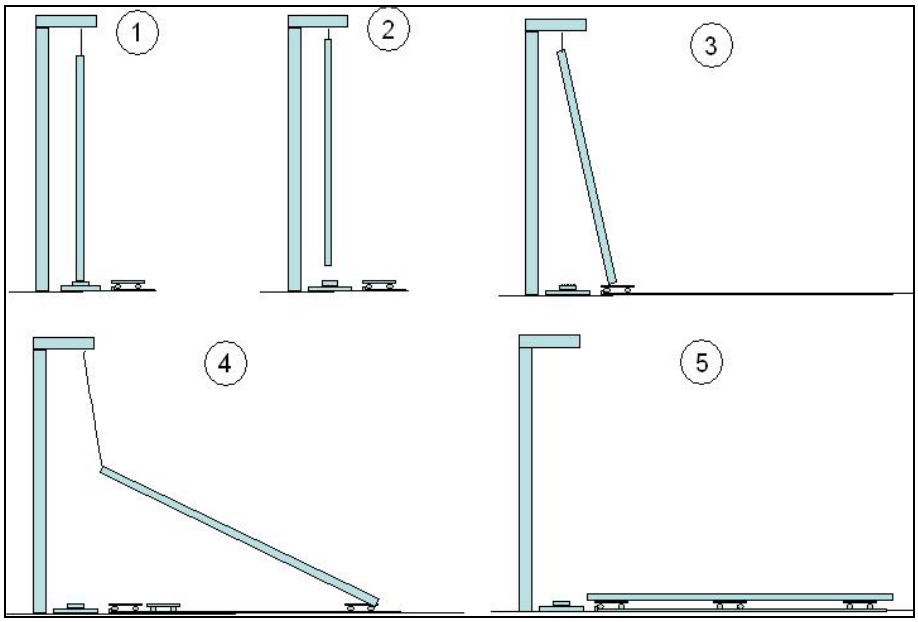


Figura 3.7 – Procedimento para remoção e descida do modelo experimental.

A descida do tubo foi geralmente realizada quando havia a necessidade de se fazer qualquer mudança da configuração estrutural do modelo experimental ou colocação de um novo trecho de material amortecedor, ou ainda com finalidade de corrigir quaisquer problemas relacionados com a instrumentação (instalação de cabos, sensores e etc.).

No caso específico dos ensaios experimentais com o modelo *pipe-in-pipe* submetido às cargas de tração e compressão, foi utilizado um equipamento para a aplicação destes carregamentos. Este equipamento era composto de um cilindro e uma bomba hidráulica, modelos HHS302 e HP227, respectivamente, fabricados pela *Hi-Force* [33] conforme ilustrado na Foto 3.24. Este dispositivo mecânico era instalado

na base do tubo interno a partir de uma janela de visita localizada na base de engaste, quando o modelo *pipe-in-pipe* já estava fixado na vertical. Como dito anteriormente, foram aplicados carregamentos de 20 e 50 kN, tanto de tração quanto de compressão.

Foto 3.24 – Cilindro e bomba usados na tração e compressão do tubo interno.

Finalmente, toda a metodologia empregada na montagem dos ensaios experimentais atendia a execução dos testes estáticos e dinâmicos. Na verdade, os testes estáticos eram realizados antes dos dinâmicos, pois tinham uma execução simples e deixavam o tubo deslocado e pronto para o início dos ensaios de vibração.

No próximo capítulo, serão mostrados os resultados dos ensaios experimentais obtidos nos testes estáticos e dinâmicos, apresentando os dois parâmetros de grande interesse destes ensaios, isto é, as taxas de amortecimento e as freqüências naturais estimadas para cada modelo ensaiado.

Ao mesmo tempo, serão discutidos os aspectos relevantes sobre o comportamento e o funcionamento estrutural do sistema amortecedor do tipo viga sanduíche, que foi acoplado junto ao espécime com o objetivo de reduzir as vibrações experimentadas ao longo dos ensaios dinâmicos.

Por último será apresentada uma aplicação ao caso da fadiga estrutural em decorrência do fenômeno do VIV, validando a importância da taxa de amortecimento sobre a vida útil dos *risers*.

CAPÍTULO

4

4. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Neste capítulo, são apresentados os resultados experimentais encontrados e as análises realizadas referentes aos ensaios estáticos e dinâmicos, avaliando os pontos relevantes que norteiam o comportamento dinâmico estrutural dos modelos de *riser* rígido estudados.

Ainda neste capítulo, é mostrada uma modelagem simplificada em elementos finitos do modelo *single pipe* testado com o mecanismo amortecedor do tipo viga sanduíche. Esta modelagem tem como finalidade permitir a compreensão do comportamento do sistema amortecedor, que visa o incremento das taxas de amortecimento da estrutura. Para isso, será investigado o comportamento da tensão de cisalhamento atuante na camada do material viscoelástico, uma vez que ela é responsável pela dissipação de energia da estrutura, conforme mostrado no capítulo 2.

Por último, são elaborados dois exemplos para o cálculo e a análise da fadiga estrutural de *risers* devido ao fenômeno do *VIV*. Estas análises são realizadas a fim de se avaliar a redução das amplitudes de vibração e principalmente o aumento da vida útil esperada para estas estruturas quando são adotados maiores coeficientes de amortecimento, os quais podem ser obtidos utilizando um mecanismo amortecedor do tipo viga sanduíche.

4.1. Apresentação e Análise dos Resultados dos Ensaios Estáticos

Os ensaios estáticos foram realizados com o objetivo de avaliar a influência da introdução das camadas de MVE e de restrição, para a configuração do sistema amortecedor do tipo viga sanduíche, na rigidez à flexão dos modelos de *riser* rígido ensaiados. Estas camadas poderiam vir a modificar a rigidez do sistema estrutural original, isto é, ainda sem o emprego do amortecedor, e com isso alterar a distribuição dos esforços ao longo do *riser*, o que significaria uma desvantagem do ponto de vista de projeto, já que os esforços atuantes sobre a estrutura teriam que ser recalculados.

A rigidez de uma estrutura pode ser definida pela relação entre a força aplicada sobre um determinado ponto e o respectivo deslocamento medido no mesmo. Desse modo, a análise de rigidez dos modelos experimentais levou em consideração os dados da força e do deslocamento transversal, imposto no topo do tubo. Estes dados foram obtidos através da utilização de dois sensores, uma célula de carga e um flexímetro, conforme apresentado no item 3.5 do capítulo 3 (vide Foto 3.12 e esquema da Figura 3.4).

As figuras 4.1 e 4.2 mostram, respectivamente, os sinais típicos de resposta obtidos para a força e o deslocamento ao longo do tempo. Ambos os gráficos referem-se à mesma situação de ensaio, o modelo *pipe-in-pipe* com tração de 50 kN durante a etapa 6 dos ensaios, a qual servirá como exemplo ilustrativo para a análise de rigidez realizada.

Analisando-se o sinal da força, vide Figura 4.1, observa-se um certo nível de ruído nos sensores medidos pela célula de carga. Como este mesmo comportamento se repetiu em todos os testes realizados, acredita-se que isto pode ser devido ao sensor ou ao próprio mecanismo de aplicação da carga. Este mecanismo, mostrado no capítulo 3 da seção 3.6, era constituído de um carretel tipo catraca, a qual poderia também provocar pequenas trepidações no carregamento. Este mecanismo pode ser visto em detalhe na Foto 3.22.

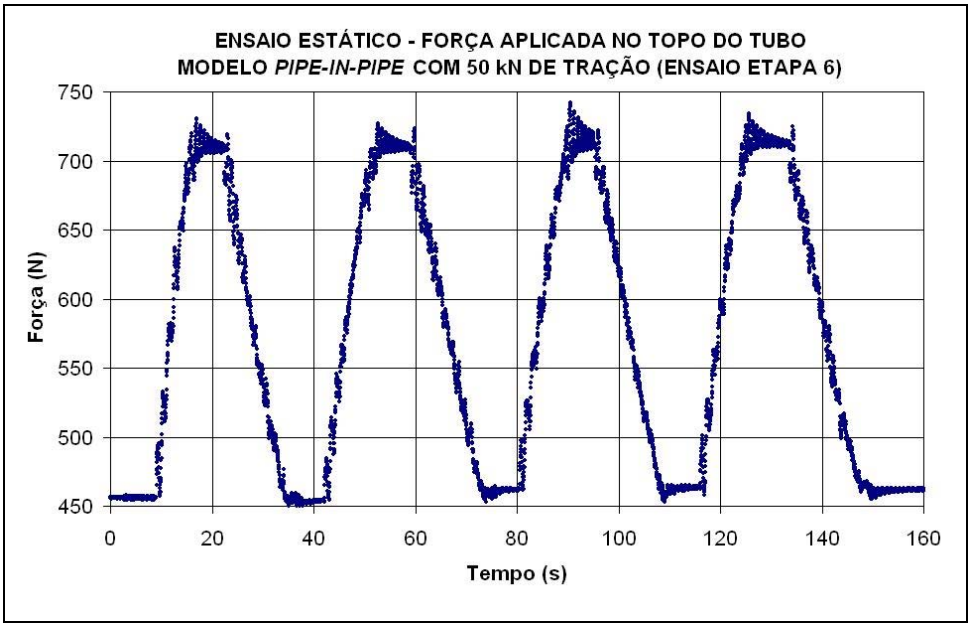


Figura 4.1 – Força aplicada no topo do tubo versus tempo de ensaio.

Ao contrário do sinal de força, os deslocamentos medidos não apresentaram quaisquer problemas durante a realização dos ensaios estáticos, conforme mostra o gráfico da Figura 4.2.

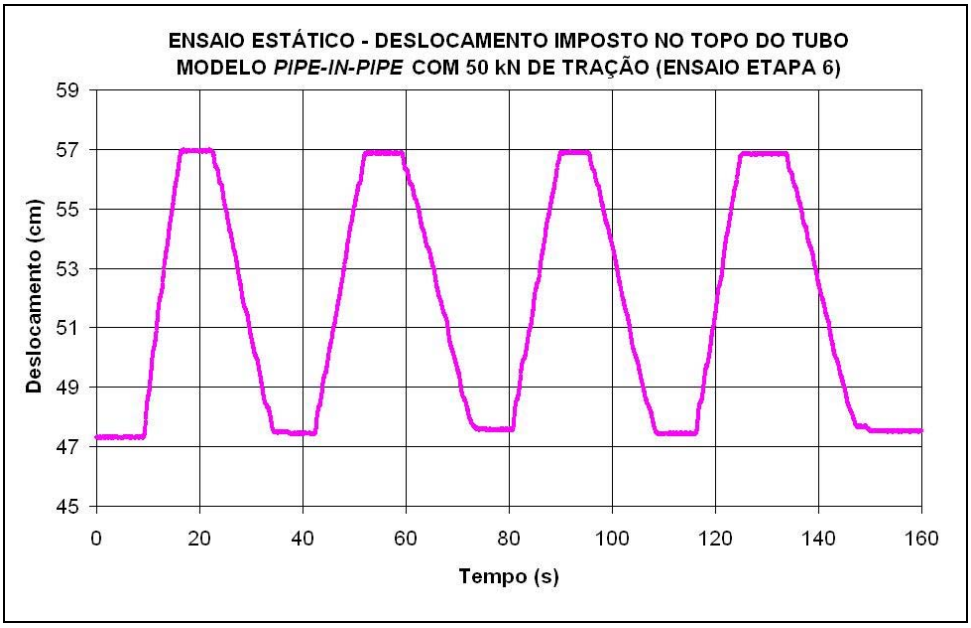


Figura 4.2 – Deslocamento imposto no topo do tubo versus tempo de ensaio.

A fim de tentar amenizar os erros associados as medidas de carga e para evitar histerese, foram realizadas somente análises com o trecho de carregamento. Com isso, a relação força versus deslocamento apenas foi estabelecida para os trechos de subida dos sinais, apresentados nas Figuras 4.1 e 4.2, pois esta parte do sinal de força aparentava estar menos contaminada pela imprecisão das medidas.

Tomando como base o exemplo ilustrado nos gráficos das Figuras 4.1 e 4.2, foram selecionados quatro intervalos para análise. Para cada um destes intervalos foi feita uma análise de rigidez, mostrada na Figura 4.3, a qual consistiu dos seguintes passos:

- Representação gráfica da relação força versus deslocamento.
- Ajuste de uma reta aos pontos experimentais através do método dos mínimos quadrados.
- Obtenção da rigidez através da extração do coeficiente angular dado pela equação da reta.

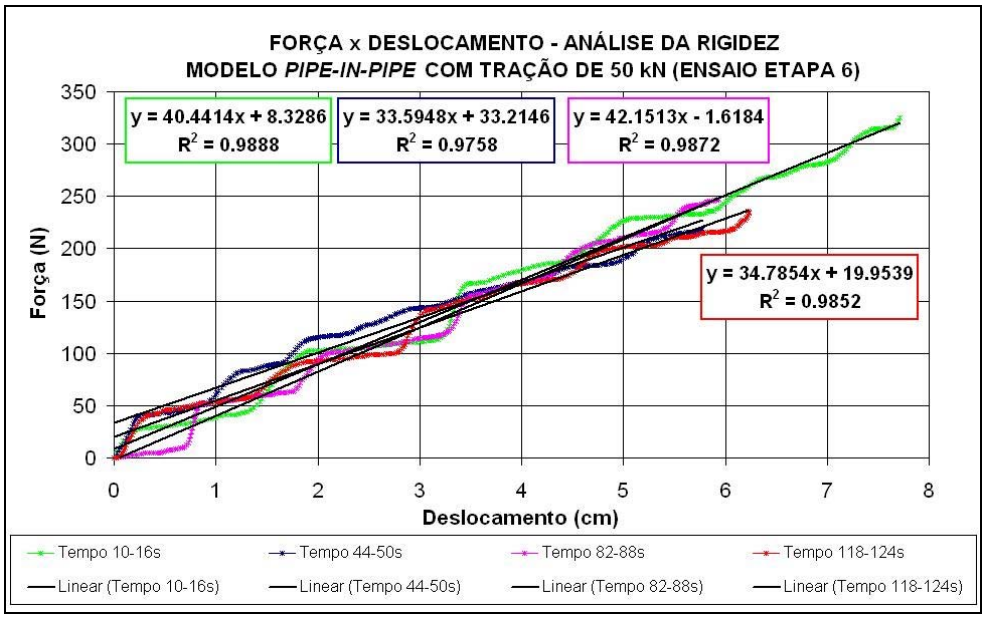


Figura 4.3 – Relação força versus deslocamento no topo do tubo, análise do comportamento da rigidez estrutural à flexão.

Observa-se na Figura 4.3 que os coeficientes angulares possuem valores distintos. Vale comentar que esta diferença entre os coeficientes angulares pode ter sido causada devido à imprecisão dos dados da força envolvidos nesta análise.

Portanto, em busca de se obter uma resposta mais confiável do comportamento da estrutura, a análise foi repetida para cada trecho adotando-se como resultado a média e o desvio padrão dos coeficientes angulares. A Tabela 4.1 apresenta os resultados obtidos para as médias e os desvios dos coeficientes angulares associados aos tipos dos modelos ensaiados ao longo das etapas de ensaio.

Tabela 4.1 – Médias e desvios dos coeficientes angulares (N/cm) calculados na análise de rigidez dos modelos experimentais.

Etapas dos Ensaios	MODELOS ENSAIADOS					
	SINGLE PIPE	***PIPE-IN-PIPE***				
		Sem carga	**Compressão**		**Tração**	
			20 kN	**50 kN**	**20 kN**	**50 kN**
1	24,9 - (1)	26,7 - (1)	36,4 ± 7,7	32,6 ± 6,0	35,7 ± 3,2	28,4 ± 5,9
2	47,1 ± 16,5	33,3 ± 2,5	45,0 ± 17,3	43,0 ± 10,9	31,6 ± 3,9	39,8 ± 3,2
3 e 4 (2)	42,9 ± 5,1	- (1) - (1)	40,0 ± 8,2	29,8 ± 1,5	51,8 ± 18,9	38,2 ± 9,2
5	31,9 ± 3,9	46,0 ± 10,6	39,3 ± 7,4	48,1 ± 4,0	32,3 ± 2,6	29,9 ± 2,9
6	63,8 ± 42,7	54,3 ± 28,7	56,8 ± 19,8	45,7 ± 8,0	35,9 ± 3,3	37,7(3) ± 4,2

(1) Ensaios com resultados prejudicados.
(2) Estas etapas possuem a mesma quantidade de vigas sanduíches aplicadas.
(3) Média e desvio-padrão calculado para o exemplo apresentado na Figura 4.3.

Observa-se na Tabela 4.1, que os coeficientes angulares possuem grandes variações entre si e que em determinados casos os desvios dos seus valores foram da mesma ordem de grandeza. De fato, pode-se dizer que o mecanismo de aplicação da força prejudicou qualitativamente a análise da rigidez, implicando, de uma maneira geral, em desvios dos resultados maiores do que as diferenças entre as médias dos coeficientes angulares.

Seria bastante lógico imaginar que a rigidez dos modelos *pipe-in-pipe* é maior do que a do *single pipe*, visto que este modelo consiste de um esquema estrutural com dois tubos concêntricos, ao invés de um único tubo externo, sobre o qual é necessário aplicar uma força maior para se obter um mesmo deslocamento. No entanto, avaliando os coeficientes angulares obtidos na Tabela 4.1 fica difícil extrapolar esta comparação da rigidez entre estes dois tipos de modelos. Desta forma, as comparações entre as rijezas serão realizadas apenas entre as etapas 1 a 6 dos ensaios, até porque o que importa é avaliar o comportamento da rigidez na medida em que as camadas do amortecedor foram acopladas sobre os modelos.

Analisando os resultados obtidos para os modelos *pipe-in-pipe* com tração de 20 e 50 kN, individualmente, verificou-se que estas foram às situações que apresentaram resultados mais adequados, já que foram obtidos os menores desvios padrão. De uma forma geral, percebeu-se que, se for considerada a variação de um desvio em torno do valor médio, estas duas situações mostraram pequenas variações ao longo das etapas de ensaio, indicando que a rigidez da estrutura original (etapa 1) não sofreu substanciais modificações com o emprego das camadas do mecanismo amortecedor. Estas mesmas considerações podem ser feitas para os resultados dos modelos *pipe-in-pipe* com compressão, excetuando-se a etapa 6 para a carga de 20 kN.

Desta forma, mesmo com o prejuízo causado pelos dados imprecisos da força, poder-se-á considerar que não houve substanciais mudanças da rigidez à flexão, uma vez que os resultados das freqüências naturais corroboram esta hipótese e, conforme mostrado no próximo item (4.2).

4.2. Apresentação e Análise dos Resultados dos Ensaios Dinâmicos

O principal objetivo dos ensaios dinâmicos de vibração é estimar as freqüências naturais e as taxas de amortecimento associadas aos modos de vibração dos modelos ensaiados. Estes ensaios propiciaram a análise do comportamento estrutural dinâmico dos modelos de *riser* rígido do tipo *single pipe* e *pipe-in-pipe*, sendo que este último foi também testado quando submetido a cargas de compressão e de tração aplicadas no tubo interno. Desse modo, no decorrer deste item serão apresentados os resultados de grande interesse destas análises, discutindo-se os principais aspectos sobre o funcionamento estrutural de cada modelo testado.

Inicialmente, faz-se necessário o entendimento dinâmico de cada modelo, uma vez que eles possuem diferentes configurações estruturais. O modelo *single pipe* possui uma configuração estrutural simples, sendo constituído de um tubo engastado na base e livre no topo, conforme explicado no item 3.2 do capítulo 3. Uma simples modelagem desta estrutura com elementos de barra foi realizada em um programa de elementos finitos, respeitando as suas propriedades físicas e geométricas, onde a freqüência natural encontrada para o primeiro e o segundo modos de vibração foram de 0,47 e 2,97 Hz [34], respectivamente. No caso do modelo *pipe-in-pipe*, seria necessária uma modelagem estrutural mais sofisticada, uma vez que este tipo de *riser* apresenta um esquema estrutural bem complexo, pois ele é formado por dois tubos concêntricos e mantido desta forma através de centralizadores, o que dificulta muito a sua modelagem.

A partir dos sinais temporais dos acelerômetros do tipo resisitivo e piezelétrico, dos extensômetros elétricos de resistência e utilizando a técnica implementada por BUCHER (2001) [16] descrita no item 2.3 do capítulo 2, foram obtidas as freqüências naturais e as taxas de amortecimento para todos os modelos ensaiados.

A Tabela 4.2 apresenta as freqüências naturais obtidas para cada modelo, de acordo com os ensaios realizados na etapa 1 que consideram as estruturas originais, isto é, ainda sem a aplicação do mecanismo amortecedor.

Tabela 4.2 – Freqüências naturais estimadas durante os ensaios da etapa 1.

Modelos Ensaiados	Freqüência Natural - ω (Hz)	
	1º. Modo	2º. Modo
Single pipe	0,43 ± 0,01	2,86 ± 0,01
Pipe-in-pipe com compressão de 50 kN	0,36 ± 0,01	2,40 ± 0,01
Pipe-in-pipe com compressão de 20 kN	0,36 ± 0,01	2,40 ± 0,01
Pipe-in-pipe (sem carga)	0,35 ± 0,01	2,41 ± 0,01
Pipe-in-pipe com tração de 20 kN	0,35 ± 0,01	2,41 ± 0,01
Pipe-in-pipe com tração de 50 kN	0,35 ± 0,01	2,42 ± 0,01

Observa-se na Tabela 4.2 que o valor experimental obtido para as freqüências naturais do modelo *single pipe* corresponde de forma aproximada com o valor teórico calculado. Outro ponto observado foi que a freqüência natural do modelo *pipe-in-pipe* é menor do que a do *single pipe*, tanto para o primeiro quanto para o segundo modo de vibração. Isto de certa forma já seria esperado, já que o *pipe-in-pipe* apresenta uma maior massa do que o *single pipe* sem um aumento significativo de sua rigidez, conforme verificado nos testes de rigidez (vide item 4.1).

Ainda sobre a Tabela 4.2, verifica-se que as freqüências naturais obtidas para os cinco modelos *pipe-in-pipe* ensaiados (sem carga, com compressão e com tração) permaneceram praticamente constantes. Isto indica que a introdução de cargas de tração e de compressão no tubo interno não provoca alterações na rigidez dos espécimes, corroborando a análise de rigidez realizada no item 4.1.

Tabela 4.3 – Taxas de amortecimento estimadas durante os ensaios da etapa 1.

Modelos Ensaiados	Taxa de amortecimento - ξ (%)	
	1º. Modo	2º. Modo
Single pipe	0,11 ± 0,01	0,20 ± 0,01
Pipe-in-pipe com compressão de 50 kN	0,17 ± 0,01	0,67 ± 0,01
Pipe-in-pipe com compressão de 20 kN	0,22 ± 0,02	0,83 ± 0,06
Pipe-in-pipe (sem carga)	0,23 ± 0,02	0,58 ± 0,06
Pipe-in-pipe com tração de 20 kN	0,26 ± 0,03	0,48 ± 0,12
Pipe-in-pipe com tração de 50 kN	0,39 ± 0,06	0,78 ± 0,04

A Tabela 4.3 apresenta as taxas de amortecimento estimadas para os modelos durante a primeira etapa de teste. Os resultados apresentados nesta tabela mostram que os modelos *pipe-in-pipe* obtiveram maiores taxas de amortecimento do que o *single pipe*, pois estes modelos apresentam a contribuição de uma parcela de amortecimento por atrito gerado devido à presença dos centralizadores. Os centralizadores são instalados no modelo *pipe-in-pipe* entre os tubos, externo e interno, de modo a mantê-los concêntricos e desta forma exercem um contato superficial com a parede interna do tubo externo (vide item 3.2 do capítulo 3). Assim, quando este sistema estrutural é submetido à vibração, os centralizadores agem sobre o tubo externo despertando forças de atrito que geram uma contribuição para a perda de energia da estrutura, incrementando a taxa de amortecimento.

Uma maneira de verificar a existência desta parcela de amortecimento por atrito atuando nos modelos *pipe-in-pipe* é analisando a forma característica dos sinais de vibração obtidos nos ensaios dinâmicos. Para isso, a Figura 4.4 apresenta as respostas de quatro dos modelos ensaiados no domínio do tempo, o que permitiu identificar o tipo de amortecimento predominante nos mesmos.

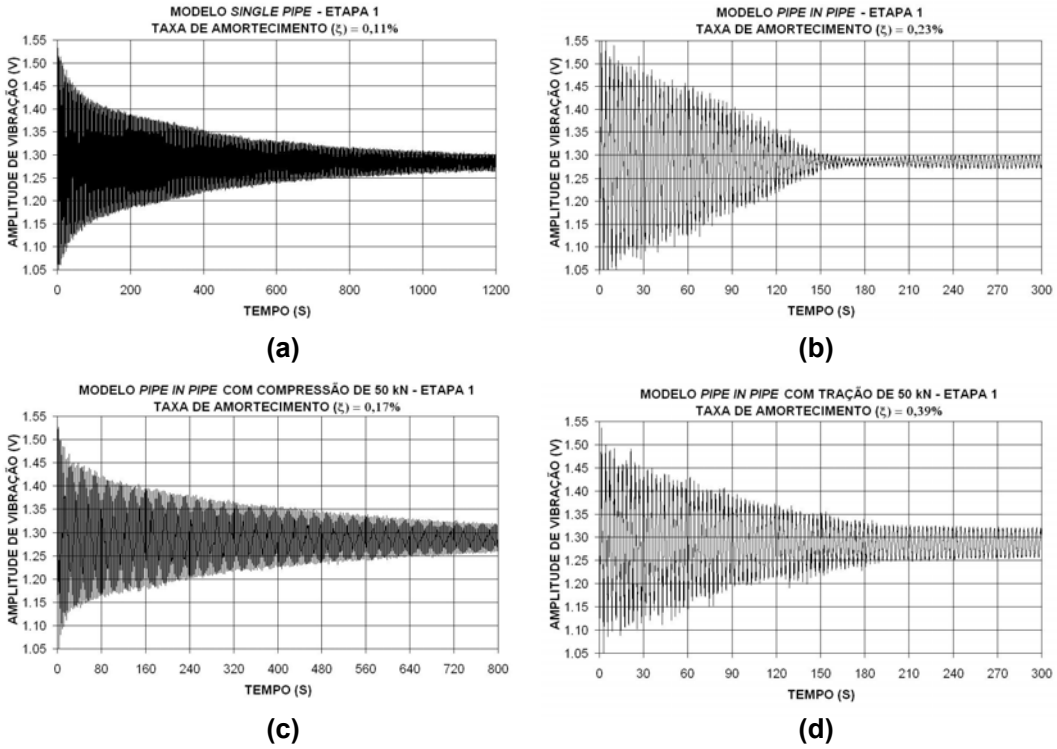


Figura 4.4 – Sinais de vibração dos modelos: (a) *single pipe*, (b) *pipe-in-pipe* sem carga, (c) *pipe-in-pipe* com compressão de 50 kN e (d) com tração de 50 kN.

Na Figura 4.4, fica evidente a presença do amortecimento por atrito no ensaio do modelo *pipe-in-pipe* sem carga, isto baseado na forma característica do sinal, onde a amplitude de vibração apresenta uma forma linear de redução (vide item 2.1 do capítulo 2). Isto também fica válido para os sinais de vibração do *pipe-in-pipe* com carga de compressão e de tração, embora nestes sinais este efeito não se apresente de forma tão característica quanto no caso do ensaio sem carga aplicada. Ao contrário dos modelos *pipe-in-pipe*, o *single pipe* demonstra apenas características comuns de um sistema estrutural com amortecimento do tipo viscoso, isto é, com a amplitude decaindo de forma logarítmica (vide item 2.1 do capítulo 2).

Ainda baseado nos resultados apresentados na Tabela 4.3, especificamente para o primeiro modo de vibração dos modelos *pipe-in-pipe*, observou-se uma possível influência das cargas de compressão e de tração aplicadas no tubo interno sobre o comportamento dos coeficientes de amortecimento.

Vale dizer que, quando se aplica uma carga de compressão no tubo interno, tem-se uma reação por tração no tubo externo e vice-versa. Assim, pode-se dizer que à medida que o tubo externo foi mais tracionado obtiveram-se menores taxas de amortecimento e com o aumento da sua compressão obteve-se maior amortecimento. Isto também foi verificado para as taxas de amortecimento referentes ao segundo modo de vibração, embora alguns resultados para este modo pareçam estar um pouco influenciados pelo acoplamento da vibração no plano perpendicular ao de ensaio do modelo (direção Z mostrada na Figura 3.4), fato ocorrido e observado durante a realização dos ensaios dinâmicos (Tabela 4.3).

Este comportamento verificado para as taxas de amortecimento do modelo *pipe-in-pipe* segundo a aplicação das cargas de compressão e de tração, será novamente analisado mais adiante, quando forem apresentados os resultados estimados para as demais etapas (2, 4, 5 e 6) dos ensaios dinâmicos.

Após esta apresentação inicial dos resultados e o entendimento dinâmico estrutural dos modelos de *riser* rígido ensaiados, pode-se agora apresentar e analisar os resultados estimados para as freqüências naturais e as taxas de amortecimento referentes às etapas de ensaio que utilizaram a aplicação do mecanismo amortecedor do tipo viga sanduíche acoplado ao sistema estrutural original.

A seguir na Tabela 4.4 são apresentadas as freqüências naturais obtidas para o modelo *single pipe* ao longo de todas as etapas dos ensaios dinâmicos, de acordo com os modos de vibração identificados.

Tabela 4.4 – Freqüências naturais estimadas para o modelo *single pipe* para todas as etapas dos ensaios.

MODELO *SINGLE PIPE*		
Etapas dos Ensaios	**FREQUÊNCIA NATURAL – ω (Hz)**	
	1º. Modo	**2º. Modo**
1	0,43 ± 0,01	2,86 ± 0,01
2	0,43 ± 0,01	2,87 ± 0,01
3	0,43 ± 0,01	2,83 ± 0,01
4	0,44 ± 0,01	2,84 ± 0,01
5	0,45 ± 0,01	2,74 ± 0,01
6	0,45 ± 0,01	2,69 ± 0,01

Pode-se observar na Tabela 4.4 que as freqüências naturais do modelo *single pipe* não foram modificadas ao longo dos ensaios com o mecanismo amortecedor, principalmente no que diz respeito aos valores encontrados para o primeiro modo de vibração da estrutura. Estes resultados corroboram a idéia indicada na análise do comportamento da rigidez realizada no item 4.1, a qual indicou que as camadas do amortecedor do tipo sanduíche quando acopladas à estrutura original dos modelos não acarretaram na alteração da rigidez à flexão, e nem de massa. Por outro lado os resultados associados ao segundo modo indicam uma pequena variação (-6%) provavelmente associada ao aumento de massa do sistema de amortecimento próximo ao ventre do modo.

A Figura 4.5 tenta ilustrar, esquematicamente, como o 2º modo de vibração do modelo pode ser mais afetado do que o 1º modo devido ao acoplamento das camadas do amortecedor nas etapas 5 e 6 dos ensaios, as quais evidenciaram menores freqüências naturais em relação as obtidas nas etapas anteriores (1, 2 e 4).

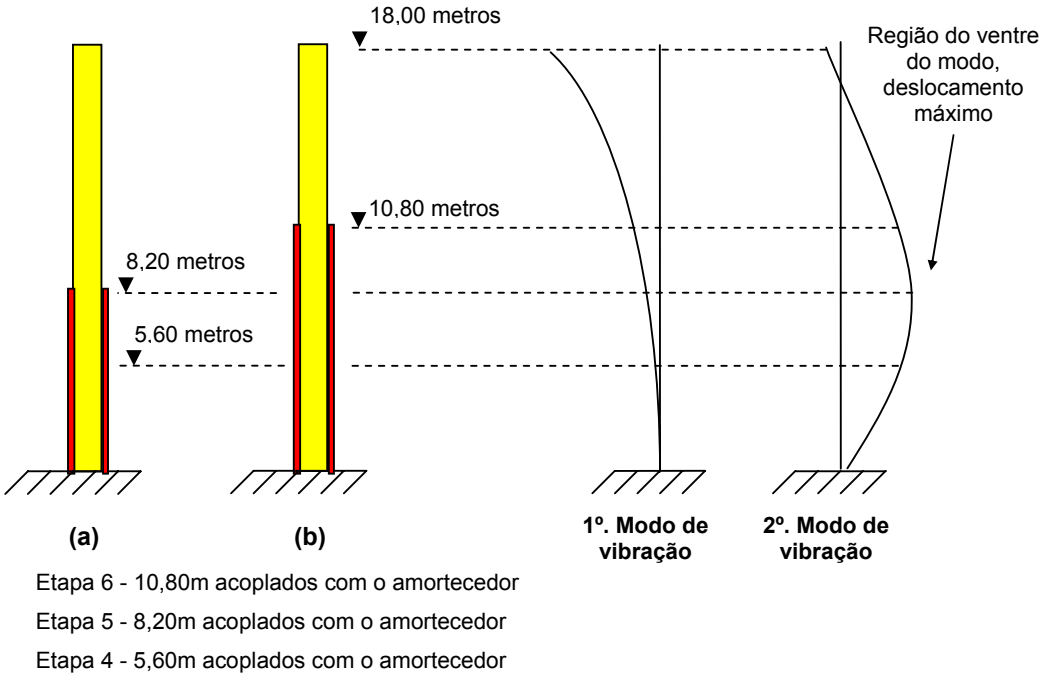


Figura 4.5 – Influência da massa do amortecedor viga sanduíche sobre o 1º e o 2º modos de vibração nos ensaios (a) da etapa 5 e (b) da etapa 6.

O ponto mais importante sobre estes resultados (Tabela 4.4) é o benefício trazido no âmbito de projeto, isto é, pode-se garantir que a adoção do mecanismo amortecedor fazendo parte do sistema estrutural do *riser* não implicaria na alteração das rijezas e das freqüências naturais, e conseqüentemente, isto não levaria a redistribuição dos esforços atuantes na estrutura original. Este benefício também poderá ser verificado para os demais modelos ensaiados.

A seguir na Tabela 4.5 são apresentadas as taxas de amortecimento acompanhadas dos ganhos percentuais de amortecimento relativos à etapa inicial (etapa 1), ambos obtidos para o modelo *single pipe* ao longo de todas as etapas dos ensaios dinâmicos e de acordo com os modos de vibração identificados.

Tabela 4.5 – Taxa e ganho de amortecimentos estimados para o modelo *single pipe* para todas as etapas dos ensaios.

MODELO *SINGLE PIPE*				
Etapas dos Ensaios	TAXA DE AMORTECIMENTO ξ (%)		GANHO DE AMORTECIMENTO (%)	
	1º. Modo	2º. Modo	1º. Modo	2º. Modo
1	0,11 ± 0,01	0,20 ± 0,01	-	-
2	0,35 ± 0,01	0,50 ± 0,02	223	150
3 (A)	0,50 ± 0,02	0,43 ± 0,02	361	115
4 (B)	1,08 ± 0,02	0,67 ± 0,02	901	235
5	1,52 ± 0,03	0,53 ± 0,01	1310	165
6	1,84 ± 0,05	1,08 ± 0,02	1606	440

(A) Ensaio com o segundo trecho do amortecedor sem a chapa de ligação.
(B) Ensaio com o segundo trecho do amortecedor com a chapa de ligação entre os trechos.

O modelo *single pipe* foi ensaiado com a aplicação do mecanismo amortecedor em cinco oportunidades (etapas 2 a 6), diferentemente do que aconteceu para os demais modelos, do tipo *pipe-in-pipe*, que foram ensaiados por quatro vezes. Isso se deveu ao fato da realização de uma etapa de ensaio exclusiva para o *single pipe* que corresponde à etapa 3 dos ensaios. Esta etapa não levou em consideração a instalação de uma chapa de ligação entre os trechos do mecanismo amortecedor, conforme apresentado mo item 3.4.

A comparação dos resultados obtidos entre esta etapa (3) e a etapa 4, tem como objetivo avaliar qual o método construtivo que teria melhor desempenho no projeto do mecanismo amortecedor do tipo viga sanduíche, isto é, se deveria ou não garantir a continuidade entre os trechos do amortecedor. Estas duas situações para a definição de projeto foram ilustradas no item 3.4 do capítulo 3.

Desta forma, analisando as taxas de amortecimento obtidas para o primeiro modo de vibração nestas duas etapas, 3 e 4 (ver Tabela 4.5), ficou evidente que o projeto do amortecedor deveria ser executado garantindo-se a continuidade, pois a presença de um elemento de ligação foi capaz de elevar a eficiência no controle das amplitudes de vibração, aumentando substancialmente o amortecimento estrutural que passou de 0,50% para 1,08%, praticamente o dobro da situação sem a conexão.

Conforme pode ser visto na Tabela 4.5, a vantagem obtida pelo uso das chapas de ligação entre os trechos do mecanismo amortecedor, foi também verificada nos resultados obtidos para as taxas de amortecimento associadas ao segundo modo de vibração. Porém isto ocorreu em menores proporções, isto é, tratando-se de ganhos percentuais de amortecimento em relação à etapa 1, já que o primeiro modo de vibração da estrutura apresenta maiores ganhos de amortecimento do que o segundo modo.

Deve-se ressaltar que, a elevação do amortecimento estrutural deste modelo (*single pipe*) foi tão grande que na medida em que foram acoplados os trechos do mecanismo amortecedor obtiveram-se graduais aumentos dos coeficientes de amortecimento, que culminaram em um ganho final na etapa 6 de aproximadamente 16 vezes maior do que o valor da taxa de amortecimento da estrutura original (etapa 1).

Este dado leva a concluir que o amortecedor viscoelástico do tipo sanduíche foi muito eficiente no controle da vibração do modelo *single pipe*, sendo capaz de produzir uma rápida atenuação e diminuição das amplitudes de vibração desta estrutura ao longo do ensaio.

Fica fácil perceber a eficiência do amortecedor utilizado quando se faz uma comparação gráfica entre os sinais de vibração amortecidos do modelo *single pipe* em cada etapa de ensaio realizada, conforme ilustrado na Figura 4.6. Para efeito de comparação, estes gráficos foram adotados com a mesma escala de tempo em todas as etapas dos ensaios (1 a 6).

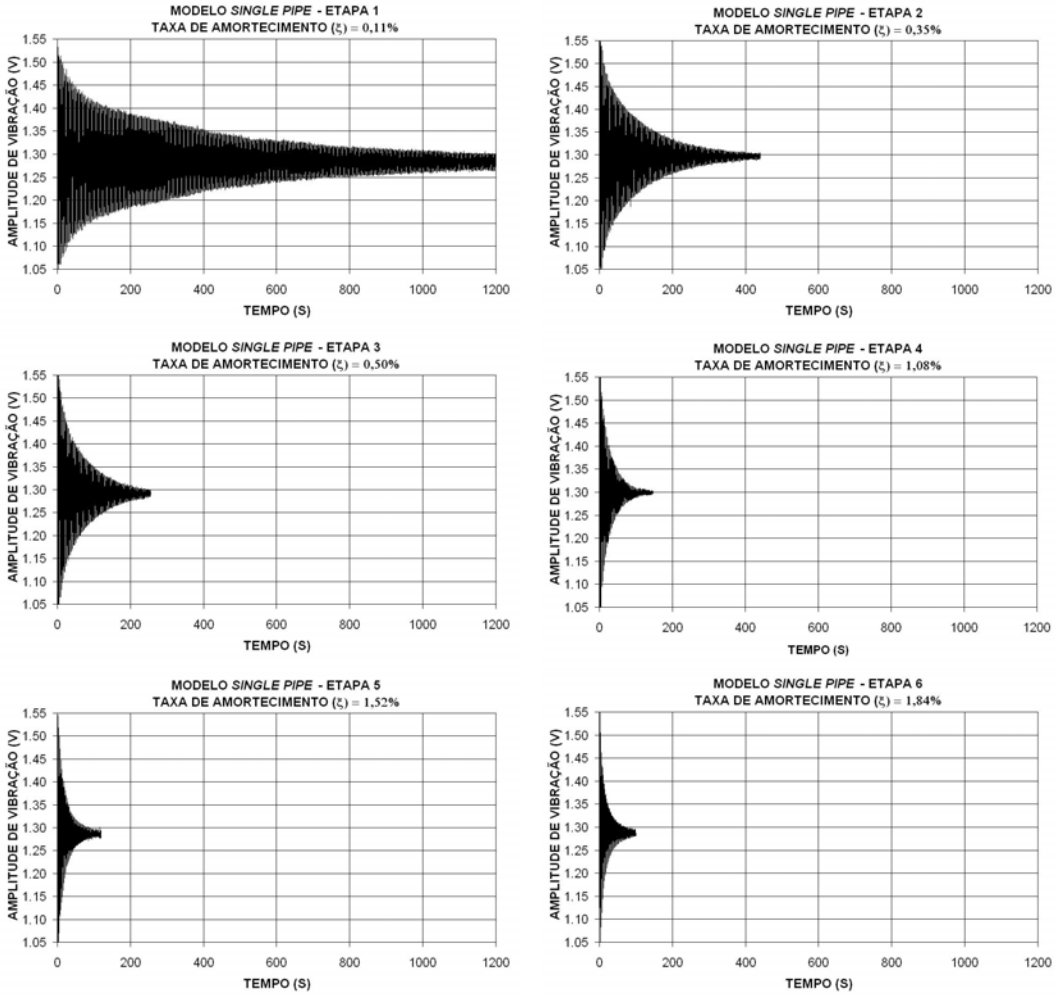


Figura 4.6 – Atenuação das amplitudes de vibração do modelo *single pipe* a partir do momento da utilização do amortecedor do tipo sanduíche.

Esta ilustração da Figura 4.6 comprova a excelente atuação do amortecedor do tipo sanduíche no controle das vibrações do modelo *single pipe*, onde fica evidenciado que os picos da amplitude de vibração da estrutura sofrem considerável diminuição, acentuando o decremento logaritmo nos sinais de vibração, proporcionando mais perda de energia durante o processo vibratório, e conseqüentemente, elevando as taxas de amortecimento desta estrutura à medida que se aplicam mais trechos de viga sanduíche.

Cabe ainda destacar que na situação 6 dos ensaios somente 60% do modelo estava coberto com material viscoelástico e este sistema não foi otimizado. Desta forma, poder-se-ia esperar resultados ainda mais eficientes deste tipo de solução.

Após a apresentação e a discussão dos resultados obtidos para o modelo *single pipe*, faz-se agora necessário apresentar e analisar as freqüências naturais e as taxas de amortecimento calculadas para os modelos do tipo *pipe-in-pipe*. Como explicado anteriormente, este modelo foi ensaiado em cinco situações distintas que estão relacionadas com a aplicação de cargas de compressão e de tração no seu tubo interno. Estas situações de ensaio foram as seguintes: *pipe-in-pipe* sem carga, com carga de compressão de 20 e 50 kN e com carga de tração de 20 e 50 kN aplicadas no tubo interno.

Desta forma, a seguir na Tabela 4.6 são apresentadas às freqüências naturais estimadas para os ensaios que envolveram os modelos *pipe-in-pipe* sem e com cargas aplicadas no tubo interno.

Tabela 4.6 – Freqüências naturais obtidas para os modelos *pipe-in-pipe*.

MODELOS *PIPE-IN-PIPE*					
Etapas dos Ensaios	**Freqüência Natural (Hz) – 1º. Modo de Vibração**				
	Compressão		**Sem Carga**	**Tração**	
	50 kN	**20 kN**		**20 kN**	**50 kN**
1	0,36 ± 0,01	0,36 ± 0,01	0,35 ± 0,01	0,35 ± 0,01	0,36 ± 0,01
2	0,36 ± 0,01	0,36 ± 0,01	0,35 ± 0,01	0,36 ± 0,01	0,36 ± 0,01
4	0,37 ± 0,01	0,37 ± 0,01	0,37 ± 0,01	0,37 ± 0,01	0,37 ± 0,01
5	0,38 ± 0,01	0,38 ± 0,01	0,37 ± 0,01	0,37 ± 0,01	0,38 ± 0,01
6	0,38 ± 0,01	0,38 ± 0,01	0,37 ± 0,01	0,37 ± 0,01	0,38 ± 0,01
Etapas dos Ensaios	**Freqüência Natural (Hz) – 2º. Modo de Vibração**				
	Compressão		**Sem Carga**	**Tração**	
	50 kN	**20 kN**		**20 kN**	**50 kN**
1	2,40 ± 0,01	2,40 ± 0,01	2,41 ± 0,01	2,41 ± 0,01	2,42 ± 0,01
2	-	2,42 ± 0,01	2,41 ± 0,01	2,41 ± 0,01	2,42 ± 0,01
4	-	2,40 ± 0,01	2,40 ± 0,01	2,40 ± 0,01	2,41 ± 0,01
5	2,33 ± 0,01	2,34 ± 0,01	2,35 ± 0,01	2,35 ± 0,01	2,35 ± 0,01
6	-	-	2,34 ± 0,01	2,34 ± 0,01	2,34 ± 0,01

Igualmente ao observado para o modelo *single pipe*, pode-se notar que as freqüências naturais iniciais (etapa 1) obtidas para o 1º modo de vibração dos modelos *pipe-in-pipe* não foram alteradas, quando foram acoplados os trechos do amortecedor

sanduíche (etapas 2 a 6). Para o 2º modo de vibração, houve um pequeno decréscimo das freqüências naturais, principalmente nas etapas 5 e 6, as quais devem ter sido influenciadas pela massa adicionada do sistema amortecedor nestas etapas, já que estas massas estão posicionadas próximas ao ventre do modo (vide esquema ilustrado na Figura 4.5).

Apesar desta pequena variação da freqüência pode-se considerar mais uma vez que o sistema de amortecimento não afetou a rigidez da estrutura e por conseqüente as suas tensões. Desta forma, a introdução deste tipo de sistema não levaria a necessidade de uma revisão nas metodologias utilizadas para o projeto do *riser*.

Conforme comentado inicialmente e comparando-se as tabelas 4.4 e 4.6, comprova-se que os modelos *pipe-in-pipe* possuem menores freqüências naturais do que o *single pipe*, pois estes modelos têm maior massa estrutural devido à presença do tubo interno e dos espaçadores no seu esquema estrutural. Esta análise da freqüência natural pode ser estendida tanto para os valores encontrados para o primeiro quanto para o segundo modos de vibração.

A Figura 4.7 apresenta um gráfico que mostra as taxas de amortecimento estimadas para o primeiro modo de vibração dos modelos *pipe-in-pipe* sem carga e com cargas de compressão e de tração (20 e 50 kN) aplicadas no tubo interno. Este gráfico relaciona as taxas de amortecimento obtidas ao longo dos ensaios de acordo com a hipótese de carga aplicada no tubo interno.

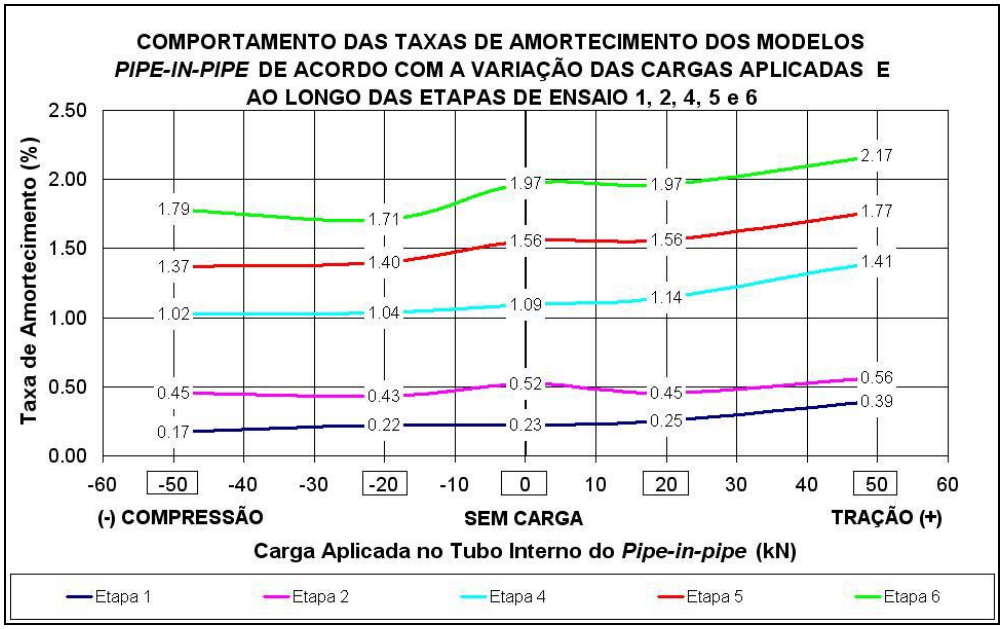


Figura 4.7 – Resumo das taxas de amortecimento estimadas para o primeiro modo de vibração dos modelos *pipe-in-pipe* ao longo dos ensaios.

O gráfico da Figura 4.7 permite a comparação e a análise dos resultados do amortecimento de duas maneiras distintas, são elas:

- Analisando os resultados na vertical, pode-se observar o crescimento dos coeficientes de amortecimento individualmente para cada modelo *pipe-in-pipe* ensaiado, uma vez que este aumento foi conseguido via utilização do mecanismo amortecedor durante as etapas dos ensaios, conforme indica a legenda do gráfico.

- Analisando os resultados na horizontal, pode-se estabelecer uma relação de como a carga aplicada no tubo interno deste modelo pôde influenciar no comportamento das taxas de amortecimento. Tal comportamento indica que os coeficientes de amortecimento tendem a aumentar com a tração do tubo interno e a diminuir com a sua compressão. Isto pode ser observado no gráfico para todas as seis etapas de ensaio.

Vale a pena comentar que o modelo *pipe-in-pipe* com carga de tração de 50 kN foi à situação de ensaio que obteve a maior taxa de amortecimento, equivalente a

2,17%. De fato, no geral este modelo registrou as maiores taxas de amortecimento em todas as etapas de ensaio, até mesmo quando comparado com os resultados obtidos para o *single pipe* mostrados na Tabela 4.5.

A Figura 4.8 apresenta as respostas medidas para as etapas de ensaio da situação que obteve a maior eficiência e as maiores taxas de amortecimento, isto é, para o modelo *pipe-in-pipe* com carga de tração de 50 kN aplicada no tubo interno. Para facilitar a comparação entre as etapas foi adotada a mesma escala de tempo para todos os gráficos a seguir.

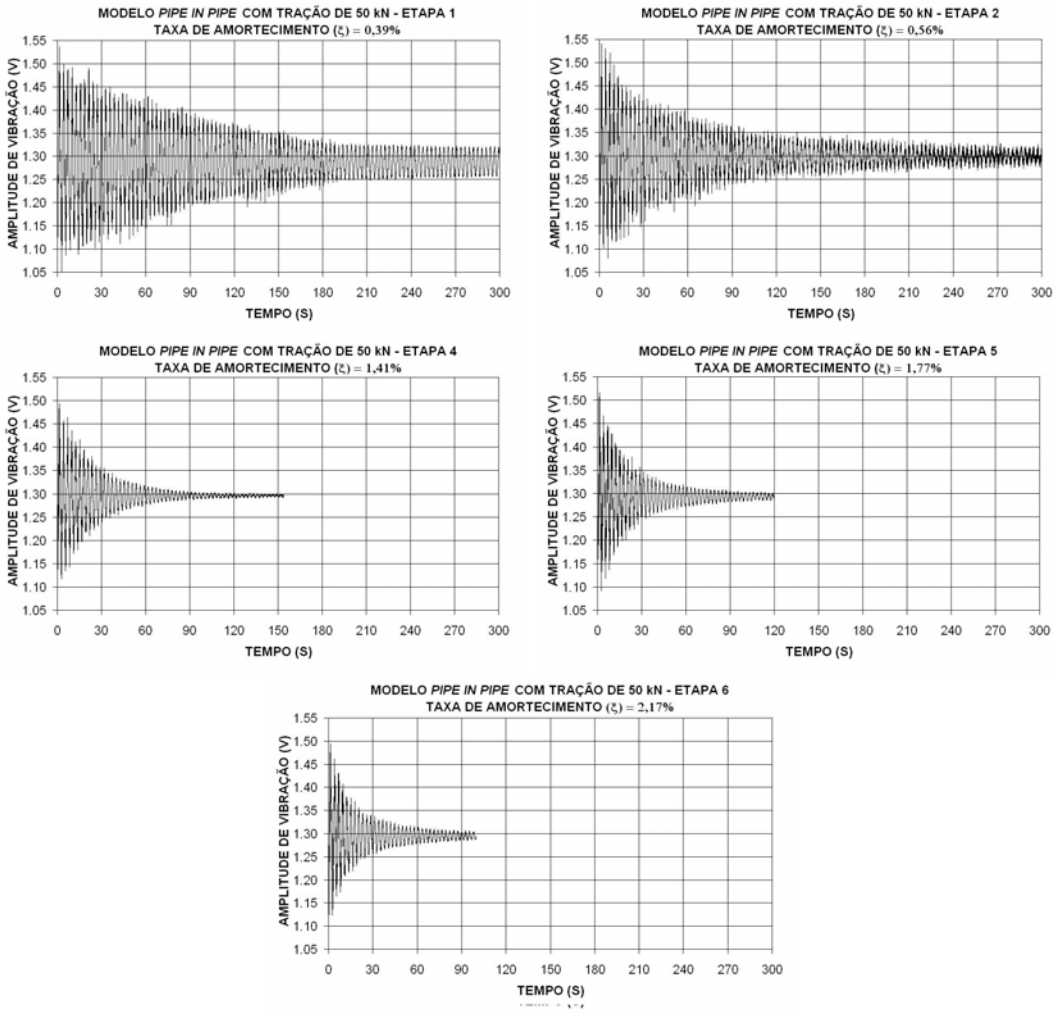


Figura 4.8 - Atenuação das amplitudes de vibração do modelo *pipe-in-pipe* com tração de 50 kN a partir do momento da utilização do amortecedor do tipo sanduíche.

Observando a Figura 4.8, fica clara a influência e a atuação do amortecedor viscoelástico do tipo sanduíche sobre a atenuação das amplitudes de vibração deste modelo. Durante a etapa 1, os sinais de vibração possuem a forma característica de um sistema estrutural amortecido por atrito, sendo gradualmente modificada no decorrer das demais etapas devido à predominância do amortecimento viscoso gerado pela utilização do mecanismo amortecedor. Isto mostra como este tipo de amortecedor pode ser eficiente no controle de vibrações, levando ao incremento das taxas de amortecimento da estrutura. Vale lembrar que, este mesmo comportamento foi observado para os demais modelos do tipo *pipe-in-pipe*.

A Tabela 4.7 apresenta os resultados obtidos para as taxas de amortecimento referentes ao segundo modo de vibração dos modelos *pipe-in-pipe*.

Tabela 4.7 – Taxas de amortecimento obtidas para o 2º modo de vibração dos modelos *pipe-in-pipe*.

Etapas dos Ensaios	Taxa de Amortecimento – ξ (%) – 2º. Modo de Vibração				
	MODELOS *PIPE-IN-PIPE*				
	Compressão		Sem Carga	Tração	
	50 kN	20 kN		20 kN	50 kN
1	0,17 ± 0,01	0,83 ± 0,06	0,58 ± 0,06	0,48 ± 0,12	0,78 ± 0,04
2	-	1,28 ± 0,13	1,08 ± 0,06	0,80 ± 0,07	0,48 ± 0,16
4	-	0,80 ± 0,11	1,19 ± 0,08	0,85 ± 0,19	0,62 ± 0,05
5	0,93 ± 0,14	1,00 ± 0,06	1,05 ± 0,05	0,70 ± 0,13	0,53 ± 0,03
6	-	-	1,72 ± 0,10	1,06 ± 0,11	1,16 ± 0,16

Analisando-se os resultados da Tabela 4.7, observa-se que os acréscimos de amortecimento relativos ao 2º modo de vibração também são elevados, porém são inferiores aos obtidos para o 1º modo. Isto provavelmente se deve ao fato de que o amortecimento do 2º modo é mais influenciado pelo atrito, enquanto que o amortecimento do 1º modo é mais influenciado pelo sistema amortecedor introduzido. Isto pode ser entendido melhor através da Tabela 4.8, a qual apresenta uma comparação entre as taxas de amortecimento obtidas para os modelos *single pipe* e *pipe-in-pipe* sem carga para os dois primeiros modos de vibração.

Tabela 4.8 – Comparação entre o amortecimento do modelo *single pipe* e do *pipe-in-pipe* sem carga (1º e 2º modos de vibração).

Etapas dos Ensaios	Taxa de Amortecimento – ξ (%)			
	1º Modo de Vibração		2º Modo de Vibração	
	Single Pipe	*Pipe-in-pipe* sem carga	*Single Pipe*	*Pipe-in-pipe* sem carga
1	0,11 ± 0,01	0,23 ± 0,02	0,20 ± 0,01	0,58 ± 0,06
2	0,35 ± 0,01	0,52 ± 0,02	0,50 ± 0,02	1,08 ± 0,06
4	1,08 ± 0,02	1,09 ± 0,04	0,67 ± 0,02	1,19 ± 0,08
5	1,52 ± 0,03	1,56 ± 0,05	0,53 ± 0,01	1,05 ± 0,05
6	1,84 ± 0,05	1,97 ± 0,04	1,08 ± 0,02	1,72 ± 0,10

Inicialmente, observa-se na Tabela 4.8 que independente do modelo ou do modo analisado, a utilização do sistema viga sanduíche foi bastante eficiente.

Comparando-se os resultados obtidos nos dois modelos para o primeiro modo, verifica-se que a parcela associada ao atrito (*pipe-in-pipe*) é pequena, uma vez que as diferenças entre as taxas de amortecimento dos dois modelos são pequenas. Desta forma, pode-se afirmar que neste modo o amortecimento gerado pela influência do mecanismo amortecedor durante os ensaios dos dois modelos é preponderante. No entanto, comparando-se as taxas de amortecimento obtidas para o 2º modo destes dois modelos, percebe-se que em todas as etapas de ensaio existe um acréscimo de aproximadamente 0,5% dos coeficientes de amortecimento do modelo *pipe-in-pipe*, isto provavelmente provocado pela parcela do atrito, apesar de também ser influenciado pelo sistema amortecedor, uma vez que as variações da taxa de amortecimento são da mesma ordem de grandeza do modelo *single pipe*.

Na verdade, os principais resultados para avaliar a eficiência do amortecedor são as taxas de amortecimento relativas ao primeiro modo de vibração, pois este modo é predominante no comportamento da estrutura. Desta forma, ao final desta apresentação e discussão dos resultados, torna-se importante indicar dentre os modelos de *riser* rígido ensaiados, qual foi à configuração estrutural que apresentou a maior eficiência com o emprego do mecanismo amortecedor visando o incremento das taxas de amortecimento do 1º modo.

Esta indicação é feita a partir da análise do gráfico da Figura 4.9, que apresenta o ganho percentual de amortecimento calculado em relação a estrutura original, isto é, o modelo *single pipe* na etapa 1 (ξ = 0,11%). Este gráfico compara os ganhos de amortecimento obtidos para cada modelo e conseguido nas etapas 1, 2, 3, 4, 5 e 6 dos ensaios. Vale lembrar que a etapa 3, representada em amarelo, é uma situação de ensaio exclusiva do modelo *single pipe*.

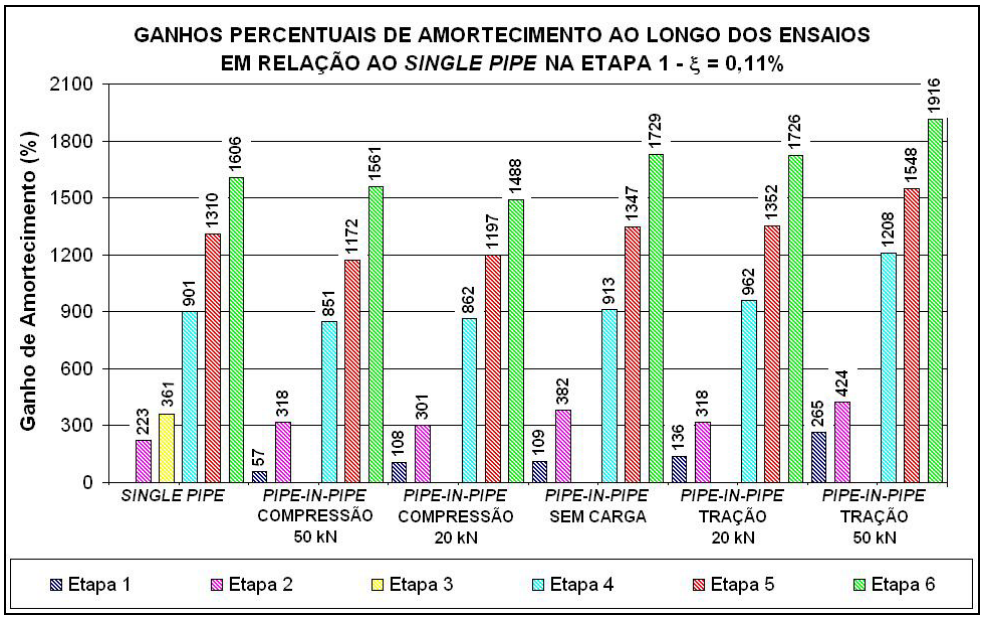


Figura 4.9 – Ganho de amortecimento calculado nas etapas de emprego do amortecedor em relação à etapa 1.

Analisando o gráfico da Figura 4.9, fica evidente que o modelo *pipe-in-pipe* tracionado por uma carga de 50 kN obtém o maior ganho de amortecimento dentre todos os modelos ensaiados. Isso se deve ao fato deste modelo possuir contribuições de dispositivos adicionais para o incremento do amortecimento, como o amortecimento por atrito gerado pelos centralizadores e a pré-carga estática de tração aplicada no tubo interno que mostrou alguma influência para o aumento do amortecimento. Deve-se destacar, no entanto, que a maior contribuição ocorreu com a introdução do sistema amortecedor do tipo viga sanduíche. Isto pode ser comprovado comparando-se os ganhos de amortecimento obtidos entre este modelo e o *single pipe* para todas as etapas.

Desta forma, em caso de projeto para o uso do sistema amortecedor proposto, indica-se o modelo *single pipe* como sendo a configuração estrutural ideal e mais eficiente dentre todos os modelos testados, pois o seu desempenho obteve os maiores ganhos de amortecimento. Além disso, a configuração estrutural do *single pipe* é mais simples e representa melhor custo-benefício, já que dispensa a utilização de tubos internos e centralizadores.

A fim de entender estes ganhos de amortecimento, torna-se necessário conhecer melhor o funcionamento do esquema estrutural de camadas formado para a composição do amortecedor viscoelástico tipo sanduíche. Com esta finalidade, o próximo item deste capítulo discutirá a atuação por cisalhamento da camada de restrição sobre a camada de material viscoelástico, correlacionando o diagrama da tensão de cisalhamento atuante com a elevação das taxas de amortecimento da estrutura.

4.3. Atuação do Amortecedor Viscoelástico Tipo Sanduíche

O entendimento da atuação e do funcionamento das camadas do amortecedor tipo sanduíche acopladas na superfície dos modelos de *riser* rígido é imprescindível para a explicação da expressiva elevação dos coeficientes de amortecimento.

O mecanismo amortecedor viscoelástico utilizado nos ensaios experimentais deste trabalho é baseado nos estudos e pesquisas realizadas por ROSS *et al* [1]. Estes estudos indicam que o MVE aplicado sobre a superfície de uma estrutura e restringido por uma camada rígida denominada de camada de restrição, configura um sistema amortecedor de três camadas tipo sanduíche, conforme visto no capítulo 2.

Em busca de tornar claro o entendimento do sistema estrutural formado pela adoção deste tipo de tratamento amortecedor, foi elaborada uma modelagem simplificada e representativa em elementos finitos do modelo *single pipe* acoplado com o amortecedor viscoelástico do tipo viga sanduíche ao longo das diversas etapas de ensaios realizadas. Esta modelagem teve como objetivo investigar os diagramas das tensões de cisalhamento atuantes na camada do MVE.

É sabido, de acordo com [5], que o amortecimento gerado pelo amortecedor viscoelástico do tipo viga sanduíche é dado por uma pequena parcela de deformação extensional e principalmente, pelo cisalhamento experimentado na camada do MVE. Este cisalhamento do MVE ocorre devido à ação da camada de restrição quando o sistema estrutural é submetido à flexão. Desse modo, esta deformação provoca à perda de energia da estrutura que é dissipada sob a forma de calor e conseqüentemente, faz com que o amortecimento estrutural aumente.

4.3.1. *Modelagem em Elementos Finitos*

Através do programa de elementos finitos SAP2000 [34] foi elaborada uma simulação de uma estrutura simples na tentativa de compreender o comportamento estrutural das camadas do amortecedor viscoelástico tipo sanduíche, quando estas estão fixadas sobre a superfície do modelo *single pipe* e são submetidas aos ensaios dinâmicos de vibração.

O modelo estrutural considerado admitiu o estado plano de tensão da estrutura. Isto quer dizer que considerando a espessura da estrutura muito pequena, tem-se como boa aproximação que as componentes de tensão ao longo da espessura se anulam em todo o seu domínio e as demais tensões não variam com esta direção [15].

A modelagem representativa do sistema tipo sanduíche considerou uma malha com três tipos de elementos, representados pela camada da estrutura (tubo externo de aço), a camada do MVE e a camada de restrição (chapas de aço). Foram tomadas as dimensões reais do diâmetro e do comprimento do tubo externo do modelo experimental, como sendo, respectivamente, a largura e a altura do modelo plano em elementos finitos. Da mesma forma aconteceu para a camada do material viscoelástico e da chapa de aço, onde a sua espessura e o seu comprimento foram assumidos para representar a largura e o comprimento na modelagem computacional. Foi usado o módulo de elasticidade do aço para os elementos representativos do tubo e da camada de restrição, enquanto que para os elementos da camada do MVE foi tomado o módulo de elasticidade do material viscoelástico estimado experimentalmente no trabalho de FAÍSCA (1998) [10].

Portanto, a estrutura foi modelada respeitando o esquema estrutural do modelo experimental *single pipe*, com o tubo engastado na base e livre no topo, e com 18,0m de altura. Uma força transversal foi aplicada no topo deste modelo, de modo a impor uma deformada na estrutura semelhante ao 1º modo de vibração na flexão do sistema estrutural. Isto permitiu aplicar sobre o sistema amortecedor tipo sanduíche, os mesmos diagramas de deformação que a camada de MVE experimenta durante a vibração da estrutura.

Embora esta modelagem estrutural tenha sido somente realizada para o modelo *single pipe*, isto não significa que a idéia sobre a atuação e o comportamento estrutural do amortecedor viscoelástico utilizado não possa ser assumida e aplicável para os demais modelos de *riser* rígido.

A análise estrutural considerou exatamente todas as etapas realizadas nos ensaios experimentais que envolveram a aplicação dos trechos do sistema amortecedor, de maneira que foram simuladas as etapas 2, 3, 4, 5 e 6.

A seguir na Figura 4.10 e na Figura 4.11 são ilustrados os detalhes da modelagem plana realizada do espécime ensaiado (*single pipe*), destacando em amarelo os elementos que representam o tubo, em verde a camada do MVE e em vermelho as chapas de aço relativas à camada de restrição.

Um detalhe importante pode ser observado na Figura 4.10, onde foi deixado um espaço livre entre a base engastada e o início da aplicação das camadas de MVE e de restrição, o que corresponde exatamente ao executado na aplicação experimental, isto é, os trechos do mecanismo amortecedor somente foram aplicados a partir de 40 cm da base engastada do tubo externo.

Para representar qualitativamente a estrutura do tubo, foi utilizada uma malha de 10 elementos na direção "X" que corresponde ao seu diâmetro e 180 elementos na direção "Z" que corresponde ao seu comprimento. Quanto à camada do MVE e da chapa de aço (Figura 4.11), as suas larguras foram divididas em uma malha com 4 e 6 elementos na direção "X", respectivamente, enquanto que na direção "Z" seguiu-se o tamanho da malha adotada para o tubo.

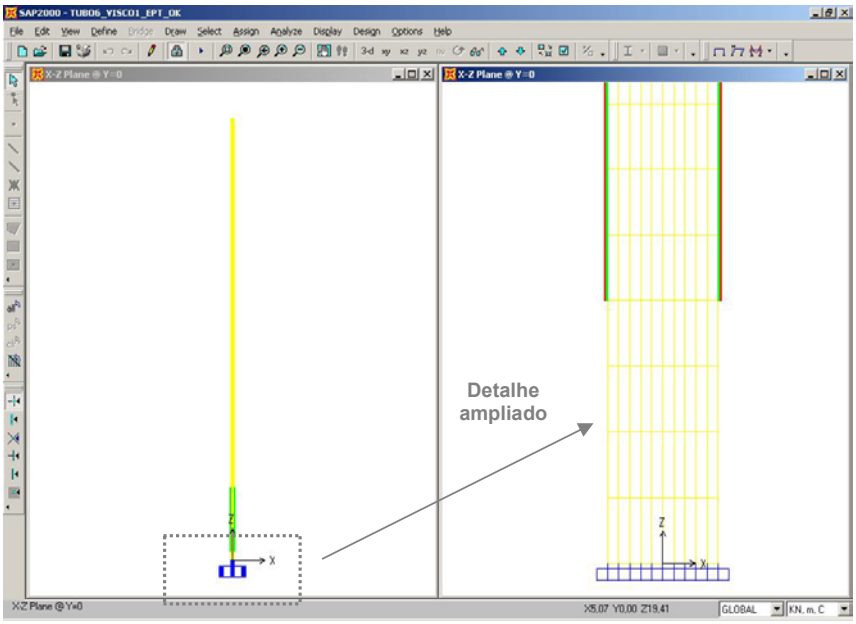


Figura 4.10 – Detalhe da modelagem estrutural da base engastada do modelo *single pipe* acoplado com o trecho da etapa 1 do mecanismo amortecedor.

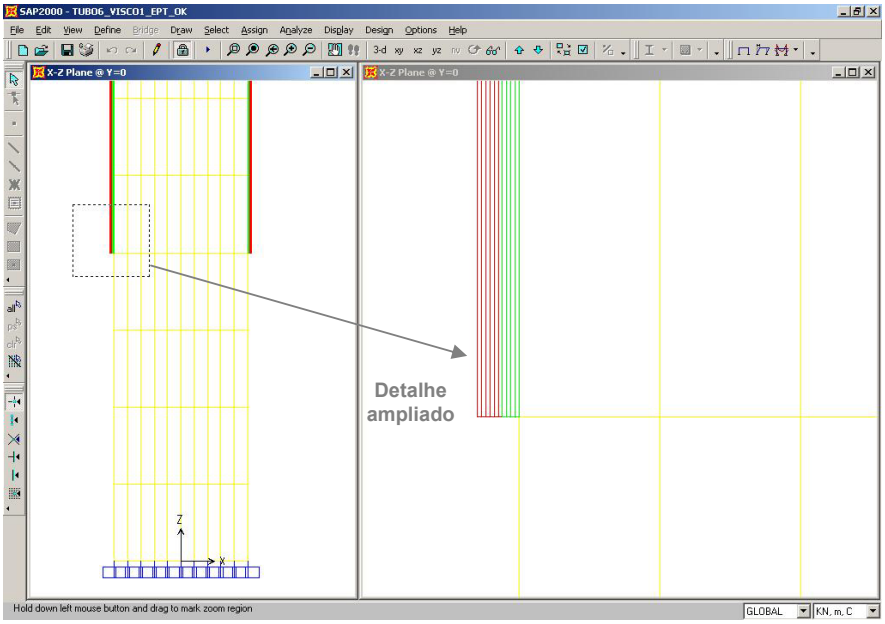


Figura 4.11 – Detalhe da modelagem das camadas do amortecedor viscoelástico do tipo viga sanduíche.

Um ponto relevante desta modelagem estrutural diz respeito à representação da etapa 3 dos ensaios que considera os trechos do amortecedor sem a chapa de ligação. Para representar adequadamente esta situação, foram considerados os elementos das camadas de MVE e de restrição espaçados e independentes um dos outros, conforme mostrado na Figura 4.12. Este espaço livre considerado entre os trechos do amortecedor, garante que não sejam transmitidos esforços de um trecho para o outro.

Ainda sobre a Figura 4.12, pode-se observar os diagramas das tensões de cisalhamento de acordo com a representação em cores ao longo da superfície da estrutura. Esta visualização dos resultados dada pela interface gráfica serviu apenas para a análise geral da distribuição de tensões cisalhantes ao longo de toda a estrutura, não permitindo uma análise local das tensões cisalhantes ocorridas no MVE.

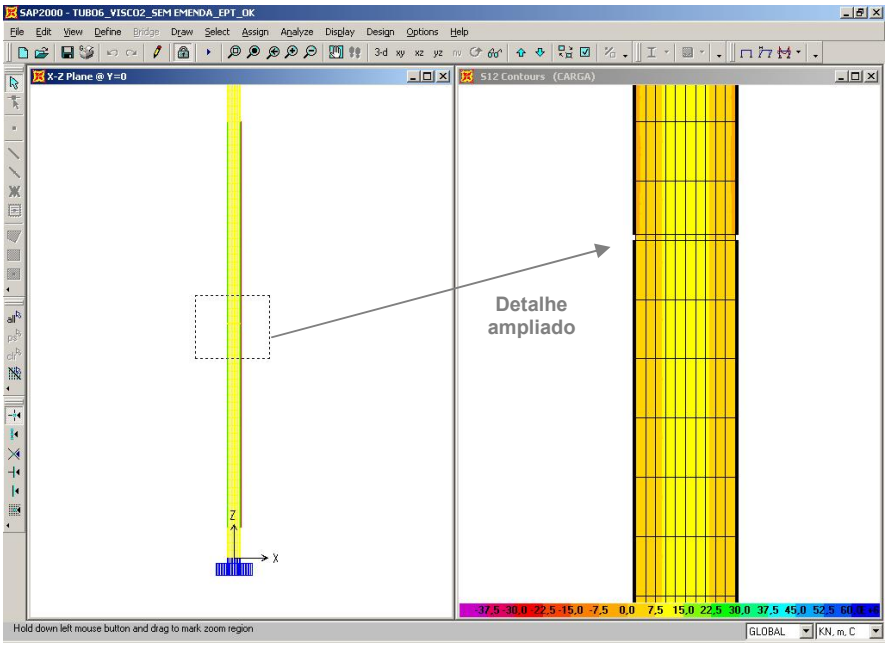


Figura 4.12 – Detalhe da modelagem do amortecedor sem a chapa de ligação entre os trechos, representando a etapa 3 dos ensaios.

Por esta razão, os resultados das tensões de cisalhamento atuantes nas camadas do MVE foram extraídos em arquivos textos gerados pela saída de dados do programa, sendo organizados em planilhas eletrônicas da ferramenta computacional *Microsoft Excel*. Isto permitiu a análise e a construção de gráficos que representassem o comportamento dos diagramas de cisalhamento.

4.3.2. *Diagramas das Tensões de Cisalhamento*

A seguir na Figura 4.13 são apresentados cinco gráficos que ilustram os diagramas das tensões de cisalhamento atuantes no MVE, onde cada gráfico refere-se a uma etapa de ensaio que utilizou o amortecedor tipo sanduíche. Estes diagramas relacionam a tensão de cisalhamento com o comprimento total do *single pipe*, ambos mostrados na mesma escala de valores para evidenciar a comparação dos resultados obtidos.

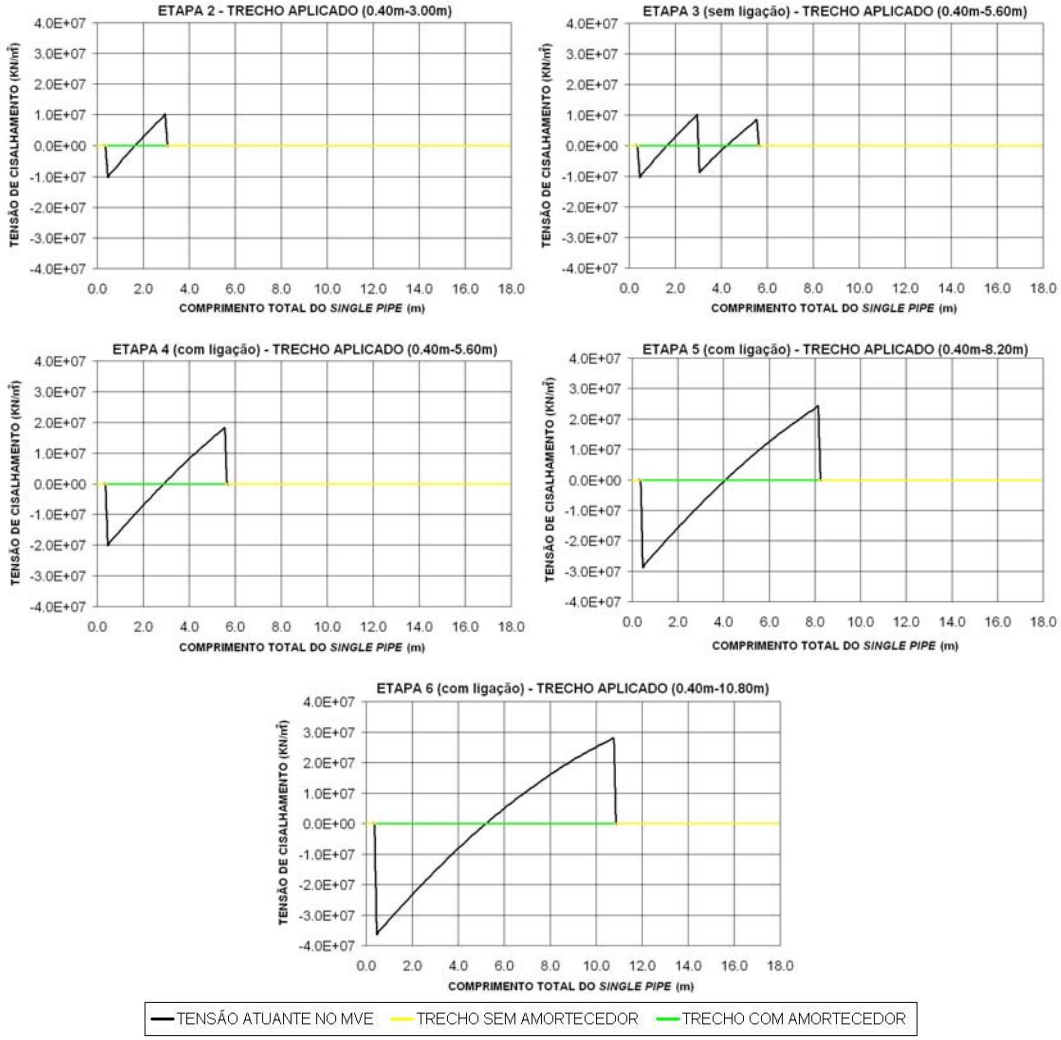


Figura 4.13 – Representação dos diagramas da tensão de cisalhamento atuantes na camada do MVE do mecanismo amortecedor do tipo sanduíche.

Nesta figura foi usada uma legenda para diferenciar os trechos do tubo onde foram acoplados os amortecedores (em verde) dos trechos livres sem a sua aplicação (em amarelo).

De fato, na medida em que foram instalados novos trechos do amortecedor sobre a superfície do modelo *single pipe*, obteve-se o aumento da área dos diagramas de cisalhamento, o que também aconteceu com as taxas de amortecimento apresentadas no item anterior (4.2). Tal fato indica que o nível de cisalhamento produzido no MVE pode ser correlacionado com o ganho de amortecimento, pois isto implicaria em uma maior deformação do MVE que levaria a uma maior dissipação de energia da estrutura e, aumentaria o amortecimento estrutural.

A análise destes diagramas apresentados na Figura 4.13 permite mais uma vez a constatação de que devem ser adotadas chapas de ligação entre os trechos dos amortecedores, pois este método construtivo elevou a tensão máxima de cisalhamento atuante no MVE, conforme constatado pela comparação dos diagramas das etapas 3 e 4. Nestas duas etapas foram utilizados trechos equivalentes de amortecedores, aplicados de 0,40 m até 5,60 m ao longo do comprimento total do tubo, porém com a instalação das chapas de ligação entre os trechos de amortecedores (etapa 4) dobra-se, aproximadamente, o valor máximo do cisalhamento obtido sem a chapa da etapa 3. Os resultados experimentais apresentados na Tabela 4.5 para o 1º modo de vibração também indicam um acréscimo da taxa de amortecimento de aproximadamente 100% entre as etapas 3 e 4.

Observa-se ainda na Figura 4.13 que, de forma geral, a área do diagrama de cisalhamento no gráfico segue a tendência de aumentar de acordo com as etapas de instalação do sistema amortecedor, conforme também foi observado para as taxas de amortecimento estimadas para todos os modelos ensaiados, as quais foram apresentadas no item 4.2 do capítulo 4.

Conforme dito inicialmente no item 4.3, o entendimento do funcionamento do amortecedor viscoelástico projetado e utilizado nos ensaios experimentais deste trabalho, torna-se importante para a compreensão de como foram elevadas as taxas de amortecimento dos modelos *single pipe* e *pipe-in-pipe*. Este entendimento permite a comprovação de que se podem alcançar elevados amortecimentos para estruturas empregadas com este tipo de mecanismo amortecedor.

O próximo item deste capítulo discutirá o impacto da adoção dos novos coeficientes de amortecimento sobre a vida útil devido à fadiga estrutural devido ao fenômeno do VIV – Vibração Induzida por Vórtices.

Esta aplicação ao caso da fadiga servirá de parâmetro indicativo de como a vida útil de um determinado *riser* poderia ser influenciada quando fossem admitidas taxas de amortecimento muito superiores às consideradas originalmente no projeto e na análise dinâmica destas estruturas.

4.4. Aplicação ao Cálculo de Fadiga Estrutural devido ao Fenômeno do VIV

Este item tem como objetivo apresentar o cálculo da fadiga estrutural devido ao fenômeno do VIV – Vibração Induzida por Vórtices, a fim de corroborar o projeto do mecanismo amortecedor do tipo sanduíche, elaborado e testado neste trabalho. A consideração do emprego deste amortecedor nas estruturas *offshore* em geral, neste caso específico em *risers*, poderia ser elemento fundamental para o controle e a redução de vibrações decorrentes do fenômeno do VIV [12] e [29].

É claro que o dispositivo amortecedor utilizado nos ensaios experimentais deste trabalho, serve apenas como um estudo preliminar de uma alternativa capaz de elevar o amortecimento dos modelos de *riser* rígido, o qual deve ser futuramente mais bem desenvolvido para a sua adoção em definitivo como ferramenta amortecedora de *risers* instalados em plataformas.

Os *risers* são estruturas instaladas no mar e estão submetidos ao longo da sua vida útil a diversos carregamentos dinâmicos, tais como ondas e o desprendimento de vórtices devido à ação de correntes marinhas. Por isso, o controle e a redução das amplitudes de vibração provocadas sobre estas estruturas poderiam amenizar o nível das tensões despertadas ao longo de seu comprimento, principalmente na região de ligações e/ou conexões, e assim propiciar um aumento considerável da sua vida útil à fadiga.

O fenômeno do VIV é responsável por submeter principalmente os *risers* rígidos, bem como as demais estruturas *offshore*, a elevados níveis de vibração durante certo período de tempo, levando a concentração de tensões na estrutura e podendo até ocasionar o dano (ou ruptura da seção transversal). Por este motivo, a taxa de amortecimento estrutural adotada no cálculo da fadiga estrutural em conseqüência do VIV, passa a ter enorme importância para avaliar adequadamente a vida útil esperada de *risers*.

Quando se comenta sobre qual o valor do amortecimento a ser adotado, especificamente no âmbito da análise e do projeto de sistemas de *risers*, um valor típico é de 0,3%. Este parâmetro é provavelmente baseado em experiências na indústria de aeronaves, porém esta aplicabilidade para sistemas de *risers* rígidos é freqüentemente questionada [27].

Desta forma, este item apresentará os resultados obtidos para a vida útil a partir de uma análise simplificada da fadiga estrutural devido ao VIV, que levou em consideração as taxas de amortecimento estimadas para os modelos experimentais acoplados com o sistema amortecedor viga sanduíche.

Entretanto, inicialmente fez-se necessário um breve estudo para o entendimento físico do fenômeno do VIV, o qual foi realizado e baseado nas teses de Doutorado de FRANCISS (1999) [12] e de SANTOS (2005) [29].

O VIV é o fenômeno de vibração induzida por desprendimento de vórtices, o qual está relacionado com estruturas esbeltas que têm grande importância na prospecção de petróleo e gás em grandes profundidades do mar.

Este fenômeno ocorre pela exposição e interação hidro-elástica da estrutura (*risers*) com os carregamentos dinâmicos das ondas e, principalmente, das correntes do mar, provocando vibrações transversais e paralelas ao fluxo do fluido que passa pela estrutura. Logo, quando um fluido, no caso a corrente marítima, passa no entorno da circunferência de um duto, pode ocasionar a formação e o desprendimento de vórtices que atuam sobre a parede deste duto, resultando na ação de uma força oscilatória que solicita a estrutura por vibrações cíclicas. Deve-se destacar que para que este fenômeno venha ocorrer é necessário que certas relações entre a velocidade do fluido e características geométricas e dinâmicas da estrutura sejam atendidas.

Logo, o fenômeno do desprendimento de vórtices resulta em uma força oscilatória transversal ao fluxo, aplicada sobre o duto. Se uma das freqüências naturais do duto estiver próxima da freqüência de desprendimento dos vórtices, então esta força fará com que ele entre em ressonância, começando a vibrar com amplitudes maiores.

É amplamente reconhecido que ainda não se tem o domínio tecnológico completo sobre o fenômeno de vibrações induzidas por desprendimento de vórtices. As vibrações induzidas por desprendimento de vórtices apresentam uma forte não linearidade na relação entre a força devido ao desprendimento de vórtices e a resposta do tubo.

Desta forma, torna-se necessário conhecer bem como o fenômeno de desprendimento de vórtices ocorre, para que se possa verificar a integridade estrutural durante a sua vida útil. Para se determinar a integridade estrutural devido ao desprendimento de vórtices, são necessárias análises de fadiga com ferramentas computacionais que possam prever as respectivas freqüências e amplitudes de vibrações.

Vale a pena comentar que este item não tem como pretensão estudar as características e/ou se aprofundar no estudo sobre o fenômeno do VIV, tendo como único interesse indicar o quanto a vida útil de projeto de um determinado *riser* poderia ser influenciada pela adoção dos coeficientes de amortecimento obtidos nos ensaios experimentais dos modelos de *riser* rígido, *single pipe* e *pipe-in-pipe*. Nestes ensaios, estes modelos obtiveram altíssimos coeficientes de amortecimento garantidos pela utilização de um mecanismo amortecedor, o qual foi mostrado ao longo deste trabalho.

O cálculo da fadiga estrutural devido ao fenômeno VIV foi realizado através de planilhas computacionais elaboradas no programa *Mathcad* e desenvolvidas durante o curso das disciplinas *"Introdução à Análise de Estruturas Offshore" e "Análise e Projeto de Estruturas Offshore I"* ministradas no curso do Mestrado [21]. Estas planilhas foram gentilmente cedidas pelo professor *Gilberto Bruno Ellwanger*.

Estas planilhas usadas para o cálculo e a análise da fadiga estrutural em *risers*, em decorrência do VIV, são divididas em dois casos distintos de acordo com a consideração do perfil de corrente atuante sobre o *riser*. São eles:

- ✓ Perfil de corrente uniforme ou constante.
- ✓ Perfil de corrente não uniforme, triangular.

A Figura 4.14 apresenta uma ilustração esquemática dos perfis de correntes atuantes sobre o *riser*, bem como o desprendimento de vórtices responsáveis por excitar a estrutura por vibrações.

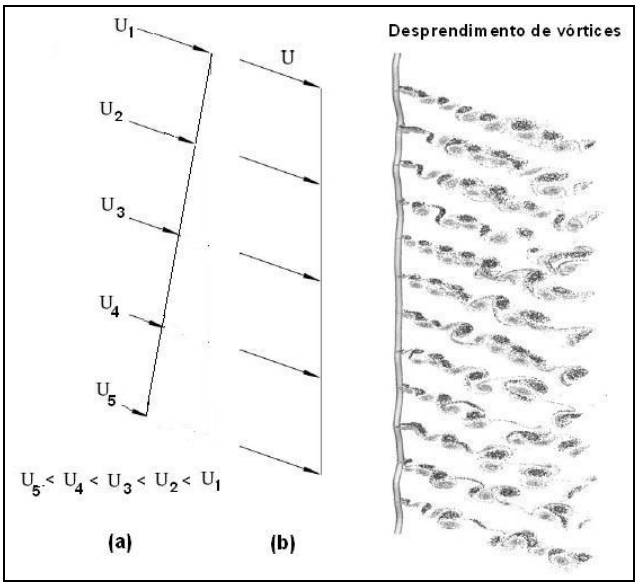
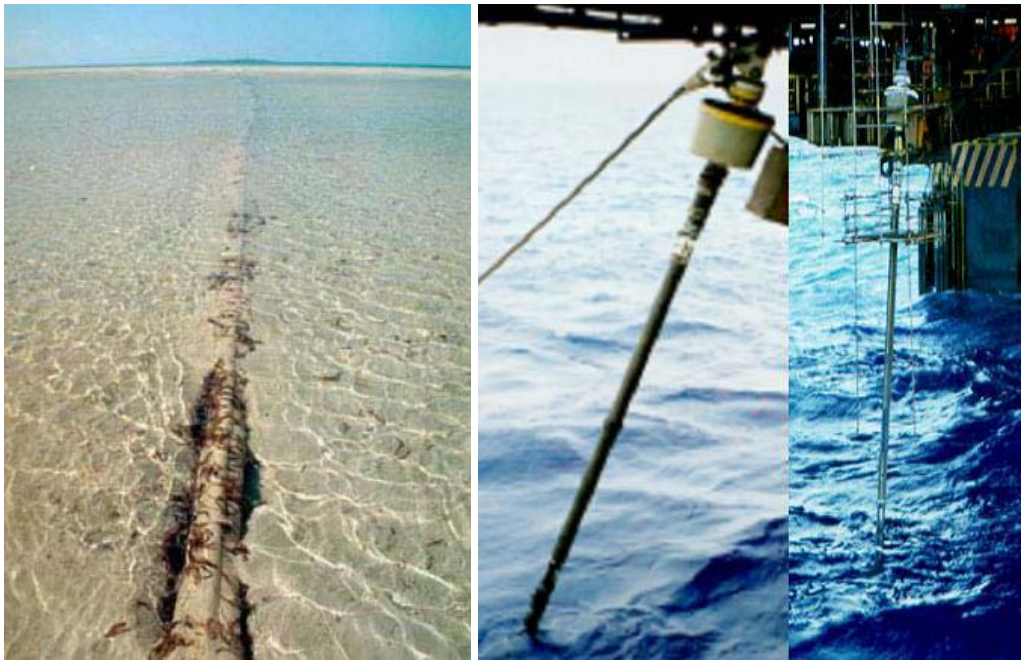


Figura 4.14 – Desprendimento de vórtices na parede de um tubo em conseqüência da ação de perfis de correntes: (a) não uniforme ou triangular e (b) uniforme.

O fenômeno do VIV para perfis de corrente uniforme é bastante conhecido. No entanto, para perfis de corrente não-uniforme não se pode dizer o mesmo e, na maioria dos casos reais, é esta situação com a qual os projetistas se defrontam. No caso de perfis de corrente não-uniforme, a estrutura pode ser excitada em vários modos simultaneamente, pois para cada modo existe um intervalo de velocidade reduzida responsável pela excitação.

O perfil uniforme, obviamente, possui o fluxo com a mesma intensidade, direção e sentido ao longo de todo o perfil da corrente, implicando na análise de cada modo de vibração para apenas um valor de velocidade reduzida o que permite verificar se haverá VIV e qual modo da estrutura entrará em vibração.

É importante observar que estas duas situações de cálculo, isto é, perfis de corrente uniforme e não-uniforme, ocorrem em diferentes casos de dutos, ou seja, os dutos submarinos que representam o trecho assentado e em contato com o leito marinho, estão sujeitos as correntes uniformes, e no caso do trecho do duto que fica suspenso (na vertical), denominado de *riser*, as correntes marinhas atuantes são variáveis. A Foto 4.1 apresenta uma vista de um duto submarino e de um *riser* rígido em catenária (SCR).



(**a**) (**b**)

Foto 4.1 – (a) Duto submarino e (b) *riser* rígido em catenária (SCR).

Portanto, o problema da fadiga considerado neste trabalho levou em consideração a análise de VIV para os dois casos de perfil de corrente, uniforme e triangular. Para a análise de fadiga utilizando-se distribuição uniforme, considerou-se como exemplo de cálculo, um duto submarino que estivesse assentado sob um vão no leito marinho, conforme mostrado no capítulo VIII da tese de SANTOS (2005) [29].

Este exemplo foi modelado de forma simplificada, principalmente em relação às condições de contorno com o objetivo de diminuir a complexidade da planilha. A velocidade constante adotada para o perfil de corrente foi de 1,50 m/s. O duto analisado possui as seguintes propriedades físicas e geométricas:

- Comprimento do duto: 40 m.
- Diâmetro externo: 0,324 m.
- Diâmetro interno: 0,286 m.
- Aço X70.
- Rigidez à flexão: $4{,}414 \times 10^7$ Nm^2.
- Taxa de amortecimento estrutural: 0,3%, 0,5%, 1,0%, 1,5% e 2,0%.

A seguir na Tabela 4.9 são apresentados os resultados obtidos na análise da fadiga devido ao VIV realizada para o duto submarino sujeito a ação de uma corrente uniforme, considerando-se somente as vibrações transversais. Não foram consideradas neste caso, as vibrações *in-line* que são importantes para o caso de dutos submarinos. Nesta tabela é mostrada a influência das taxas de amortecimento sobre o fator de amortecimento reduzido, o parâmetro adimensional dado pela relação entre a amplitude de vibração dividida pelo diâmetro do *riser* (Ay / D_r) e o acréscimo da vida útil. Estas análises utilizaram as curvas S-N X e X' e o modo excitado e analisado para este caso de perfil de corrente foi o 1º modo de vibração.

Tabela 4.9 – Resultados da análise da fadiga devido ao VIV, considerando um perfil de corrente uniforme.

Amortecimento Estrutural (%)	Fator de Amortecimento Reduzido (%)	Amplitude Adimensional (Ay/D_r)	Acréscimo da Vida Útil (%)
0,30	0,112	1,412	-
0,50	0,187	1,376	10
1,00	0,374	1,292	40
1,50	0,561	1,212	79
2,00	0,748	1,139	127

Elevando-se a taxa de amortecimento de 0,3% até 2,0% durante o cálculo da fadiga, observa-se que a relação "Ay / D_r" diminui, mostrando que o duto fica menos susceptível aos deslocamentos causados durante a vibração. O acréscimo da vida útil é da ordem de 127%, o que significa um aumento de mais do que o dobro da vida útil inicial da estrutura.

Já a análise da fadiga utilizando-se um perfil de corrente variável, considerou um *riser* com as seguintes propriedades físicas e geométricas:

- Comprimento do *riser*: 1000 m.
- Diâmetro externo: 0,967 m.
- Área da seção transversal: 0,101 m^2.
- Rigidez à flexão: 2,277x10^9 Nm^2.
- Taxa de amortecimento estrutural: 0,3%, 0,5%, 1,0%, 1,5% e 2,0%.
- O perfil de corrente foi calculado pela seguinte função: $V(x_{prof}) = \frac{x_{prof}}{800}$.

Onde: "x_{prof}" é a profundidade em metros e "$V(x_{prof})$" é a velocidade da corrente em m/seg.

A Tabela 4.10 apresenta os resultados obtidos para o *riser* descrito acima, o qual foi analisado para o caso de corrente não-uniforme, sendo esta análise uni-modal em que o 3º modo de vibração foi excitado e analisado. Esta tabela mostra o a taxa de amortecimento estrutural considerada na análise, bem como a parcela de amortecimento hidrodinâmico, o amortecimento equivalente, a relação amplitude-diâmetro e o acréscimo da vida útil do *riser*.

Tabela 4.10 – Resultados da análise da fadiga devido ao VIV, considerando um perfil de corrente triangular.

Amortecimento Estrutural (%)	Amortecimento Hidrodinâmico (%)	Amortecimento Equivalente (%)	Amplitude Adimensional (Ay/D_r)	Acréscimo da Vida Útil (%)
0,30	8,90	9,20	0,632	-
0,50	8,90	9,40	0,629	2,0
1,00	8,70	9,70	0,620	6,0
1,50	8,50	10,0	0,611	10,4
2,00	8,30	10,30	0,601	15,2

Os resultados apresentados na Tabela 4.10 mostram que a vida útil para o caso do perfil de corrente não uniforme também foi aumentada, porém em menor quantidade do que no caso de corrente uniforme. Observa-se também que neste caso a parcela de amortecimento hidrodinâmico tem grande influência na resposta da

estrutura, sendo a parcela de amortecimento estrutural menos preponderante, ao contrário do percebido para o caso da análise de corrente uniforme.

Apesar de o acréscimo da vida útil ser de apenas aproximadamente 15%, o que já traria um aumento da vida de projeto esperada, deve-se levar em conta que o sistema amortecedor tipo viga sanduíche não foi totalmente utilizado ao longo do modelo testado, além do que é difícil avaliar se este sistema de amortecimento foi utilizado para a sua máxima eficiência.

Na verdade, estes resultados da análise da fadiga devido ao VIV, indicam que as taxas de amortecimento podem influenciar significativamente na vida útil dos dutos e dos *risers*. Talvez a otimização do amortecedor do tipo viga sanduíche, atendendo as relações ótimas para as espessuras das camadas do amortecedor e para o parâmetro de cisalhamento, poderia significar efeitos necessários para que a taxa de amortecimento estrutural fosse ainda mais elevada.

Deve-se acrescentar que, a possibilidade de se utilizar um amortecedor deste tipo em *risers*, ou nas demais estruturas *offshore* submetidas ao processo da fadiga em conseqüência do VIV, representaria uma medida economicamente importante a ser adotada, pois o aumento da vida útil destas estruturas poderia garantir a exploração e a produção de petróleo e de gás durante um maior período de tempo.

CAPÍTULO

5

5. CONCLUSÃO

Apresentam-se a seguir algumas considerações sobre os resultados obtidos neste trabalho, os quais já foram apresentados e discutidos ao longo desta dissertação. E por último, são apresentadas sugestões para trabalhos e pesquisas futuras.

Os ensaios estáticos indicaram que as camadas do mecanismo amortecedor do tipo viga sanduíche não produzem significativas alterações na rigidez à flexão dos *risers single pipe* e *pipe-in-pipe* testados. Tal fato foi corroborado através das freqüências naturais associadas ao 1º modo de vibração, obtidas nos ensaios dinâmicos e as quais se mostraram praticamente inalteradas. A importância deste resultado está associada ao fato de que se quase não há variação de rigidez, seria de se esperar que a distribuição de tensões também não se altere. Portanto, isto significa que não seriam necessárias alterações substanciais na forma que o projeto da estrutura é realizado, sendo possível, utilizando esta alternativa de sistema de amortecimento, adotar um valor para a taxa de amortecimento de maneira que atenda as premissas de projeto desejadas.

Inicialmente, sobre a taxa de amortecimento é importante comentar que em todos os modelos ensaiados utilizando o mecanismo amortecedor viga sanduíche, obteve-se um substancial incremento do amortecimento estrutural, validando o projeto deste tipo de amortecedor para o controle e a redução de vibrações nas estruturas em geral.

Os ensaios dinâmicos realizados com o modelo *single pipe* durante as etapas 3 e 4, definiram que o método construtivo a ser adotado para o mecanismo amortecedor,

deve considerar a continuidade entre os trechos de camadas de restrição da viga sanduíche. Conforme pôde ser visto a garantia da ligação entre as chapas de restrição (etapa 4) resultou em um considerável incremento das taxas de amortecimento, dobrando o coeficiente de amortecimento obtido nos ensaios da (etapa 3), que consideravam os trechos sem continuidade.

No caso específico dos modelos *pipe-in-pipe*, observou-se que as pré-cargas estáticas de compressão e de tração exerceram influência sobre os resultados obtidos para as taxas de amortecimento. O amortecimento teve a tendência de aumentar quando o tubo interno do modelo *pipe-in-pipe* era tracionado, sofrendo diminuição quando o mesmo fosse comprimido. Esta tendência deve ser investigada com mais atenção, uma vez que os *risers* estão submetidos a carregamento axial.

As taxas de amortecimento obtidas para o 1º e 2º modos de vibração dos modelos ensaiados foram sempre aumentadas e isto ocorreu na medida em que foram instalados mais trechos do amortecedor viga sanduíche (etapas 2 a 6). Entretanto, deve-se destacar que o amortecimento relativo ao 1º modo de vibração foi mais influenciado pela ação do sistema amortecedor, ao contrário do que se percebeu para o 2º modo, onde o amortecimento foi também acrescido pela parcela de atrito, além do amortecedor. Isto foi verificado pela comparação feita entre as taxas de amortecimento dos modelos *single pipe* e *pipe-in-pipe* para os dois primeiros modos de vibração, mostrada na Tabela 4.8. Observou-se nesta tabela que para o 1º modo de vibração, estes dois modelos possuem taxas de amortecimento semelhantes, enquanto que para o 2º modo, fica clara a diferença entre as taxas de amortecimento destes dois modelos, sendo aproximadamente 0,5% maior para o modelo *pipe-in-pipe*, isto devido à contribuição de amortecimento gerada pela parcela de atrito.

Fazendo-se uma avaliação geral dos resultados obtidos para o amortecimento gerado pela atuação do mecanismo amortecedor, pode-se indicar o modelo *single pipe* como a situação mais adequada para a instalação no campo, já que obteve uma eficiência excelente na atenuação de vibrações, elevando a taxa de amortecimento aproximadamente 16 vezes em relação a situação inicial, além de apresentar uma facilidade em sua aplicação.

Deve-se destacar que o sistema amortecedor utilizado nos testes não foi otimizado, podendo ainda esta solução apresentar resultados mais eficientes. Outra

estratégia que poderia ser adotada é a utilização de múltiplas camadas para o sistema viga sanduíche.

Quanto ao funcionamento do mecanismo amortecedor viga sanduíche, observou-se através de uma modelagem numérica que a perda de energia da estrutura depende da deformação por cisalhamento introduzida na camada do material viscoelástico, conforme evidenciado por ROSS *et al* através das análises da viga sanduíche [1]. Esta modelagem mostrou que, conforme se aumenta a área do diagrama de cisalhamento atuante na camada do MVE, obtém-se um correspondente e gradual aumento das taxas de amortecimento.

A análise realizada para o cálculo da fadiga estrutural de *risers* em decorrência do VIV, indicou que o aumento da taxa de amortecimento propiciada pela utilização do mecanismo amortecedor do tipo viga sanduíche, poderia representar um grande benefício para elevar a vida útil dos *risers* quanto à fadiga, ajudando, assim, a minorar o problema do VIV sobre estas estruturas.

O mecanismo amortecedor concebido e testado nos ensaios experimentais deste trabalho revelou uma alternativa mecânica de fácil aplicabilidade na superfície de estruturas, sendo eficaz para a redução de vibrações através da elevação do amortecimento estrutural. A sua aplicação experimental em modelos representativos de *risers* rígidos dos tipos, *single pipe* e *pipe-in-pipe*, mostrou grande capacidade de incrementar as taxas de amortecimento destas estruturas. Vale dizer novamente que, isto foi conseguido sem alterar a rigidez da estrutura, o que implica que a distribuição de esforços ao longo do seu comprimento não foi modificada, e desta forma, não seriam necessárias mudanças substanciais no projeto original.

Apesar dos excelentes resultados obtidos, o uso desta concepção em *risers* deve ser mais estudado, pois a sua instalação em definitivo deve levar em consideração certos fatores, tais como: a temperatura, a exposição ao ambiente marinho, as dimensões do amortecedor (espessuras, larguras e comprimentos das camadas), a fixação das camadas, a sua durabilidade e etc.

Na verdade, um estudo mais aprofundado deste mecanismo deve ser realizado para o desenvolvimento de uma ferramenta computacional que permita a modelagem numérica de vigas sanduíche, e que possa ser capaz de projetar este sistema

amortecedor de acordo com as características da estrutura e com a taxa de amortecimento desejada. Além disso, devem ser desenvolvidas pesquisas no sentido de buscar materiais com características viscoelásticas adequadas para a utilização em sistemas de *risers*, atendendo a todos os fatores ambientais, físicos, químicos, geométricos, que possam influenciar na instalação e no projeto do amortecedor.

Devem ser estudadas ainda novas concepções quanto à aplicação e à configuração das camadas do sistema amortecedor, como por exemplo, realizar ensaios com a superfície do tubo totalmente configurada com as três camadas do sistema viga sanduíche, ou ainda considerar a aplicação de várias camadas de viga sanduíche, conforme já proposto na literatura técnica. Outra concepção viável é a utilização do conceito *pipe-in-pipe* de maneira que a camada entre os tubos tivesse características amortecedoras. Esta concepção também poderia atender a necessidade de gerar um isolamento térmico para o duto.

Tendo em vista, que os ensaios realizados neste trabalho, apenas prescrevem a eficiência de amortecedores viscoelásticos para o primeiro e segundo modos de vibração dos modelos (modos baixos), e aliado ao fato de que as estruturas *offshore* como, por exemplo, os *risers* são solicitados em inúmeros modos de acordo com a ação dos perfis de corrente, novos ensaios devem ser realizados a fim de avaliar a resposta destes amortecedores para modos de vibração mais elevados.

Finalmente, não pode ser descartada a hipótese de se realizar ensaios no tanque de provas, com o intuito de investigar o comportamento de modelos reduzidos de *riser* acoplados com o amortecedor do tipo viga sanduíche, sendo analisados devido à ação de correntes.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

[1] ROSS, D., UNGAR, E., KERWIN, E. “Damping of Plate Flexural Vibrations by Means of Viscoelastic Laminate”, *Structural Damping*, ASME, New York, USA, pp. 49-88, 1959.

[2] DITARANTO, R. A. “Theory of Vibratory Bending for Elastic and Viscoelastic Layered Finite Length Beams”, Transactions of the ASME, *Journal of Applied Mechanics*, v.87, pp. 881-886, 1965.

[3] LAZAN, B. J.;
Damping of Materials and Members in Structural Mechanics, 1ed. New York, Pergamon Press, 1968.

[4] MEAD, D. J., MARKUS, S. “The Forced Vibration of Three-layer Damped Sandwich Beam with Arbitrary Boundary Conditions”, *Journal of Sound and Vibration*, v.10, n^{o} 2, pp. 163-175, 1969.

[5] NASHIF, A. D., JONES, D. I. G., HENDERSON, J. P.;
Vibration Damping, A Wiley-Interscience publication, New York, 1985.

[6] ROITMAN, N., BATISTA, R. C., CARNEIRO, F. L. L. B. “Reduced Scale Model for Fixed Offshore Structures”, *Journal of the Society of Experimental Mechanics*, vol. 29, n. 4, pp. 372-377, Estados Unidos, 1989.

[7] RAMESH, T. C., GANESAN, N. "Finite element analysis of cylindrical shells with a constrained viscoelastic layer", *Journal of Sound and Vibration*, v. 172, n. 3, pp. 359-370, 1994.

[8] MARSH, E. R., SLOCUM, A. H. "An integrated approach to structural damping", *Precision Engineering*, v. 18, pp. 103-109, 1996.

[9] DAVIS, L. P. “Passive Damping and Isolation”. In: *Proceedings of SPIE (The International Society for Optical Engineering), Smart Structures and Materials*, San Diego, California, 2-3 Março, 1998.

[10] FAÍSCA, R. G., Caracterização de Materiais Viscoelásticos como Amortecedores Estruturais. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 1998.

[11] CHEN, L.-H., HUANG, S.-C. "Vibrations of a cylindrical shell partially constrained layer damping (CLD) treatment", *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 41, pp. 1485-1498, 1999.

[12] FRANCISS, R., Vibrações Induzidas por Vórtices em Membros Esbeltos de Estruturas Offshore Flutuantes. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 1999.

[13] BARBOSA, F. S., Modelagem Computacional de Estruturas com Camadas Viscoelásticas Amortecedoras. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2000.

[14] SARAVANAN, C., GANESAN, N., RAMAMURTI, V. "Vibration and damping analysis of multilayered fluid filled cylindrical shells with constrained viscoelastic damping using modal strain energy method", *Computers & Structures*, v. 75, pp. 395-417, 2000.

[15] VILLAÇA, S. F., GARCIA, L. F. T.;
Introdução à teoria da elasticidade, 4ª Edição, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 2000.

[16] BUCHER, H. F., Metodologias para a Aplicação de Técnicas Tempo-Freqüência em Dinâmica Estrutural e ao Método dos Elementos de Contorno. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2001.

[17] BAMBERG, E., SLOCUM, A. "Concrete-based constrained layer damping", Precision Engineering, *Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology*, v.26, pp. 430-441, 2002.

[18] CHEN, L.-H., HUANG, S.-C. "Vibration attenuation of a cylindrical shell with constrained layer damping strips treatment", *Computers & Structures*, v. 79, pp. 1355-1362, 2001.

[19] VASCONCELOS, R. P., Controle Dinâmico Estrutural via Mecanismos Viscoelásticos. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2003.

[20] NAYFEH, S. A., VARANASI, K. K. "A model for the damping of torsional vibration in thin-walled tubes with constrained viscoelastic layers", *Journal of Sound and Vibration*, v. 278, pp. 825-846, 2004.

[21] Notas de aula – Introdução a Estruturas *Offshore* e Análise e Projeto de Estruturas *Offshore* I, 2004.

[22] WANG, H.-J., CHEN, L.-W. "Finite element dynamic analysis of orthotropic cylindrical shells with a constrained damping layer", *Finite Elements in Analysis and Design*, v. 40, pp. 737-755, 2004.

[23] ZHENG, H., CAI, C., TAN, X. M. "Optimization of partial constrained layer damping treatment for vibrational energy minimization of vibrating beams", *Computers & Structures*, v. 82, pp. 2493-2507, 2004.

[24] ILLAIRE, H., KROPP, W., MACE, B. "A phenomenological model of active constrained layers", *Journal of Sound and Vibration*, v. 285, pp. 281-302, 2005.

[25] ILLAIRE, H., KROPP, W. "Quantification of damping mechanisms of active constrained layer treatments", *Journal of Sound and Vibration*, v. 281, pp. 189-217, 2005.

[26] KRUIJER, M. P., WARNET, L. L., AKKERMAN, R. "Modelling of the viscoelastic behaviour of steel reinforced thermoplastic pipes", *Composites – Part A: applied science and manufacturing*, pp. 1-12, 2005. Blevins, R. D., *Flow Induced Vibration*, Van Nostrand Reinhold, 1990.

[27] LIM, F., BRIDGE, C., HATTEN, S., ROBINSON, L., BEYNET, P. "Structural Damping Test for the BP Shah Deniz Risers". *Offshore Technology Conference*, 17198, Houston, TX, USA, 2-5 May 2005.

[28] MASTI, RAVISH S., SAINSBURY, M. G. "Vibration damping of cylindrical shells partially coated with a constrained viscoelastic treatment having a standoff layer", *Thin-Walled Structures*, v. 43, pp. 1355-1379, 2005.

[29] SANTOS, C. M. P. M., Análise de Estruturas Esbeltas Offshore sujeitas a Vibrações Induzidas por Vórtices (VIV). Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2005.

[30] YANG, W.-P., CHEN, L.-W., WANG, C.-C. “Vibration and dynamic stability of a traveling sandwich beam”, *Journal of Sound and Vibration*, v. 285, pp.597-614, 2005.

[31] ZHENG, H., CAI, C., PAU, G.S.H., LIU, G.R. "Minimizing vibration of cylindrical shells through layout optimization of passive constrained layer damping treatments", *Journal of Sound and Vibration*, v. 279, pp. 739-756, 2005.

[32] PITELLA, B. D. A., MAGLUTA, C., ROITMAN, N., Avaliação da Eficiência de Vigas Sanduíche para Redução dos Níveis de Vibração em Dutos, In: anais da XXXII Jornadas Sulamericanas de Engenharia Estrutural, Campinas, São Paulo, Maio, 2006.

[33] Hi-Force Lifting Equipment (www.tidyco.co.uk/store/hiforce/default.asp).

[34] SAP2000 – Integrated Finite Element Analysis and Design Structures, Versão 9.0.

APÊNDICE 1

A.1. ESPECIFICAÇÃO DOS SENSORES UTILIZADOS NOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS

A seguir é apresentada a especificação dos sensores utilizados nos ensaios experimentais deste trabalho, os quais foram mostrados e explicados no item 3.5 (pág. 65) do capítulo 3.

- Acelerômetro do tipo piezelétrico (unidade acompanhada de sensores de velocidade angular e inclinômetros):
  Fabricante: empresa *2H Offshore*
  Capacidade: +/- 1.1g (+/- 10,8 m/s^2)
  Capacidade da taxa de rotação do sensor: +/- 60 graus/segundo
  Resolução da taxa de rotação do sensor: 0,1 graus/segundo
  Capacidade do inclinômetro: +/- 25 graus
  Resolução do inclinômetro: 0,01 graus

- Acelerômetro do tipo resistivo:
  Fabricante: KYOWA
  Modelo: ASW-1A
  Capacidade: 1g
  Resposta em Freqüência: 0 a 60 Hz

- *Strain gauges*:
  Fabricante: KYOWA
  Modelo: KFWC5L11-120

- Célula de carga (*load-cell*):
  Fabricante: KYOWA
  Modelo: LT-5TB
  Capacidade: 5000 kgf

- Flexímetro elétrico:
  Fabricante: KYOWA
  Modelo: DT-100A
  Capacidade: 100 mm