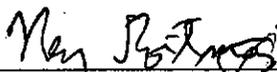


ESTUDO DE PROCEDIMENTOS PARA IDENTIFICAÇÃO DE DANOS
EM ESTRUTURAS OFFSHORE

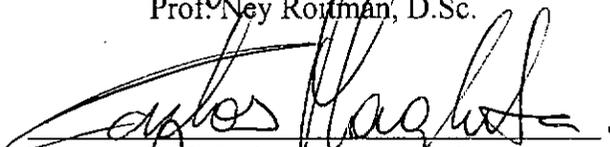
Paula Farencena Viero

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

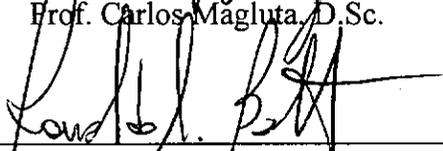
Aprovada por:



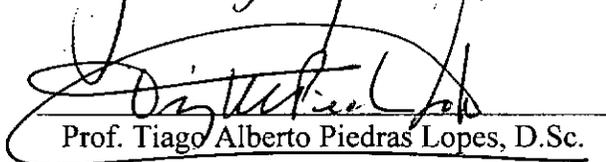
Prof. Ney Roitman, D.Sc.



Prof. Carlos Magluta, D.Sc.



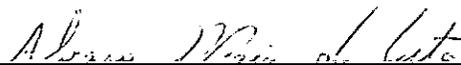
Prof. Ronaldo Carvalho Batista, Ph.D.



Prof. Tiago Alberto Piedras Lopes, D.Sc.



Prof. Eliane Maria Lopes Carvalho, D.Sc.



Eng^o. Alvaro Maia da Costa, D.Sc.

Rio de Janeiro, RJ - Brasil

Dezembro de 1996

VIERO, PAULA FARENCENA

Estudo de Procedimentos para Identificação de Danos em Estruturas Offshore [Rio de Janeiro] 1996

X, 150 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, D.SC., Engenharia Civil, 1996)

Tese - Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

1. Teoria da Semelhança

2. Estruturas Offshore

3. Identificação Estrutural

I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

Dedico a meus pais, André e Lucia,
e a Edson, com amor.

AGRADECIMENTOS

Ao Ney, pela valiosa orientação, pela amizade e incentivo durante a realização deste trabalho.

A toda minha família, em especial meus pais, Andreia, Giovana e Ricardo, pelo amor, carinho e apoio que sempre me dedicaram.

À minha família carioca, em especial ao Edson, pela acolhida calorosa ao longo destes anos.

Ao Ronaldo e ao Magluta, pela atenção dispensada.

Aos colegas Rosane, Luiz Fernando e Ricardo, não só pelo auxílio no decorrer da pesquisa, mas também pelo companheirismo e amizade.

À Vina, Joseane, Sagrilo, Elizabeth e Marcos, pela amizade em todos os momentos.

À Diane, Clarice e Lucas, pela beleza de existirem.

Aos funcionários Anísio, Flávio e Vicente, que foram imprescindíveis à realização desta pesquisa.

Ao CENPES, em especial à Eng^a Marina B. Fachetti, pela contribuição dada à elaboração deste trabalho.

À Capes, Petrobrás e FAPERJ pelo apoio financeiro.

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

ESTUDO DE PROCEDIMENTOS PARA IDENTIFICAÇÃO DE DANOS EM ESTRUTURAS OFFSHORE

Paula Farençena Viero

Dezembro/1996

Orientador: Ney Roitman

Programa: Engenharia Civil

O presente trabalho relata a avaliação do desempenho e da sensibilidade de algumas metodologias para diagnosticar a existência de falhas estruturais quando aplicadas a estruturas offshore fixas. Para isto foram projetados e construídos dois modelos reduzidos hidroelásticos de acordo com a Teoria da Semelhança, sendo que o Modelo 1 apresenta um grau de redundância bem maior que o Modelo 2.

Os modelos reduzidos foram ensaiados inicialmente perfeitos, e as características modais obtidas foram tomadas como referência para comparação posterior com os resultados obtidos para os mesmos modelos submetidos a danos em juntas previamente escolhidas. Para o Modelo 1 foram realizados estudos experimentais para verificar as diferenças de comportamento da estrutura mediante a presença de danos e variações operacionais.

A análise dos resultados conclui que os métodos MAC (Modal Assurance Criterion) e MSF (Modal Scale Factor) mostraram-se sensíveis aos danos. O COMAC (Coordinate Modal Assurance Criterion) mostrou sensibilidade aos danos impostos, sendo que para o Modelo 2 mostrou-se eficiente na localização dos danos, e para o Modelo 1, possibilitou a definição aproximada da sua região. A aplicação do método da Diferença Relativa entre Modos de Vibração foi eficaz para detectar a presença de danos somente para o Modelo 2. O método que avalia a mudança do auto-vetor medido no convés na direção perpendicular à predominante do modo mostrou ser um procedimento bastante sensível para detecção de danos em estruturas offshore fixas. Os ensaios realizados no Modelo 1 considerando-se somente variações operacionais, mostraram que existem diferenças entre as alterações no comportamento da estrutura provocadas por variações operacionais e por danos.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

PROCEDURES FOR IDENTIFICATION OF OFFSHORE PLATFORM STRUCTURAL DAMAGES

Paula Farencena Viero

December/1996

Supervisor: Ney Roitman

Department: Civil Engineering

The present work reports on the evaluation of the performance of some damage identification methods applied on two different small scale hydroelastic models of fixed offshore platforms designed and constructed according to the Similitude Theory, where the Model 1 shows greater redundancy than Model 2.

The modal characteristics of the perfect models were taken as a reference for comparison with the results obtained from the same models when some joint damages were imposed. Experimental tests were carried on Model 1 in order to verify changes in the behavior of the structure due to damage and to operational variation.

The analysis of the results led to the conclusion that the MAC (Modal Assurance Criterion) and MSF (Modal Scale Factor) methods are sensitivity to damage. The COMAC (Coordinate Modal Assurance Criterion) method showed sensitivity to damage and was able to locate the damage in Model 2 and the damage region in Model 1. The RD (Mode Shape Relative Difference Method) method showed sensitivity to damage, and was able to identify the damage location only in Model 2. Changes in Modal Vector Perpendicular to Predominant Modal Direction seems to be of great importance to identify damage in fixed offshore platforms. Tests carried on Model 1 considering only operational variation showed differences between the behavior modification of the structure due to damage and to operational variation.

ÍNDICE

I. INTRODUÇÃO	1
I.1. HISTÓRICO	3
I.2. OBJETIVO/PROPOSTA DA TESE	6
I.3. ESCOPO DO TRABALHO	7
II. PROTÓTIPO X MODELO REDUZIDO	9
II.1. MODELAGEM DO PROTÓTIPO.....	9
II.1.1. Descrição do Protótipo	9
II.1.2. Modelagens Física e Numérica do Protótipo.....	20
II.2. PROJETO E AJUSTE DO MODELO REDUZIDO 1.....	32
II.2.1. Resumo da Teoria da Semelhança.....	32
II.2.2. Projeto do Modelo Reduzido.....	36
II.2.3. Modelagem Física e Ajuste Teórico-Numérico do Modelo	49
III. MODELO REDUZIDO 1: CONSTRUÇÃO E ESTIMAÇÃO MODAL	53
III.1. CONSTRUÇÃO DO MODELO	53
III.1.1. Primeira Etapa - Construção da Parte Inferior da Jaqueta.....	53
III.1.2. Segunda Etapa - Construção da Parte Superior da Jaqueta	56
III.1.3. Terceira Etapa - Ligação entre as Partes Superior e Inferior da Jaqueta	59
III.1.4. Quarta Etapa - Posicionamento na Vertical e Detalhes Construtivos Finais	63
III.2. ENSAIOS PRELIMINARES	66
III.3. DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DOS PARÂMETROS MODAIS.....	72
III.3.1. Descrição dos Ensaios.....	72
III.3.2. Resultados Obtidos e Correlação Experimental-Numérica	74
IV. IDENTIFICAÇÃO DE DANOS	81
IV.1. PROCEDIMENTOS PARA POSSÍVEL DETECÇÃO E LOCALIZAÇÃO DE DANOS	81
IV.1.1. Comparação Direta entre os Modos de Vibração.....	81
IV.1.2. Comparação entre os Modos de Vibração através de Parâmetros Predefinidos	82
IV.1.3. Análise da Mudança do Auto-vetor Medido no Convés na Direção Perpendicular à Direção Predominante do Modo	86
IV.1.4. Comentários Gerais sobre os Procedimentos Apresentados	86
IV.2. ESTUDO NUMÉRICO DE SENSIBILIDADE A DANOS PARA O MODELO 1	87
IV.2.1. Objetivos	87
IV.2.2. Descrição dos Danos.....	88
IV.2.3. Resultados Obtidos	92
IV.3. APLICAÇÃO DOS PROCEDIMENTOS CITADOS PARA IDENTIFICAÇÃO DE DANOS.....	98
IV.3.1. Metodologia dos Ensaios	98
IV.3.2. Instrumentação e Equipamentos Utilizados	100
IV.3.3. Resultados Experimentais Obtidos para Danos	101

IV.3.4. Estudo de Sensibilidade a Variações Operacionais.....	116
IV.3.5. Análise Global do Modelo 1	122
IV.3.6. Resultados Obtidos para o Modelo 2	124
IV.3.7. Viabilidade de Aplicação dos Procedimentos Propostos	129
V. CONCLUSÕES.....	135
BIBLIOGRAFIA	139
APÊNDICE A - MODELO DA PLATAFORMA DE CARAPEBA (MODELO 2)144

NOMENCLATURA

LETRAS MAIÚSCULAS

- A_{ac} - amplitude da aceleração;
- A_{desl} - amplitude do deslocamento;
- D - diâmetro externo do tubo;
- E - módulo de elasticidade;
- F - força;
- I - momento de inércia;
- K_d - escala das espessuras de parede;
- K_E - escala do módulo de elasticidade;
- K_{EI} - escala da rigidez flexional;
- K_F - escala das forças;
- K_f - escala das frequências;
- K_g - escala da aceleração da gravidade;
- K_I - escala dos momentos de inercia;
- K_L - escala geométrica;
- K_m - escala das massas;
- K_T - escala dos períodos;
- K_p - escala das massas específicas;
- L - comprimento;
- L_{max} - número total de pares modais correlacionados;
- M^P - massa concentrada no topo de cada perna;
- T - período;

LETRAS MINÚSCULAS

- d - espessura da parede do tubo;
- f - frequência natural;
- $f_{T.Sem.}$ - frequência natural do modelo segundo a Teoria da Semelhança;
- g - aceleração da gravidade,

- m - massa;
- m_x, m_p - número de modos das matrizes $[\phi]$, $[\varphi]$;
- n - número de graus de liberdade considerados;
- j - grau de liberdade em análise;

LETRAS GREGAS

- ρ - massa específica;
- ξ - taxa de amortecimento;
- π - parâmetro adimensional;
- $[\phi]$, $[\varphi]$ - matrizes modais;
- $\{\phi_0\}_i$ - i-ésimo modo de vibração da estrutura íntegra;
- $\{\phi_D\}_i$ - i-ésimo modo de vibração da estrutura danificada;
- $(\phi_x)_j$ - j-ésima coordenada do vetor x da matriz modal $[\phi]$;
- $(\varphi_p)_j$ - j-ésima coordenada do vetor p da matriz modal $[\varphi]$;
- $j\phi_{x,L}$ - j-ésima componente do vetor x da matriz modal $[\phi]$ correspondente ao par modal L
- $j\varphi_{p,L}$ - j-ésima componente do vetor p da matriz modal $[\varphi]$ correspondente ao par modal L
- σ - desvio padrão.

Obs.: o sub-índice “p” refere-se ao protótipo e o sub-índice “m” refere-se ao modelo.

CAPÍTULO I

I. INTRODUÇÃO

Nos sistemas estruturais existentes, sejam eles civis (torres, pontes, estádios, edifícios, etc.), mecânicos (veículos automotores, guindastes, descarregadores, etc.), aeroespaciais (naves espaciais, aviões, helicópteros, etc.), ou navais (navios, plataformas offshore, etc.), danos podem ocorrer e se acumular durante a vida útil destas estruturas, podendo promover a sua degradação e comprometer o seu desempenho ou, até mesmo, resultar em falhas catastróficas. Estas falhas estruturais são provocadas por fatores relacionados a vibrações, excesso e/ou alternância de cargas, condições ambientais (por exemplo, mudanças cíclicas de temperatura), corrosão, falhas mecânicas, entre outros, e podem abreviar o tempo de vida útil dos sistemas dinâmicos. O envelhecimento destas estruturas é uma questão de grande preocupação, porque estes sistemas estruturais apresentam custo bastante elevado e principalmente, porque em geral vidas humanas estão envolvidas durante o funcionamento destas estruturas.

Em geral, o método mais utilizado na monitoração da integridade estrutural envolve inspeção visual complementada com outras técnicas locais de inspeção, tais como raio-x, ressonância magnética, testes de ultra-som e emissões acústicas [1]. Estes procedimentos, entretanto, avaliam somente partes isoladas da estrutura, podendo demandar um tempo elevado para a sua execução, uma vez que todos os pontos da estrutura devem ser examinados periodicamente. Além disso, para estruturas muito complexas, tornam-se impraticáveis, por serem onerosos, difíceis de executar em componentes estruturais inacessíveis e, muitas vezes, arriscados. Portanto, estes métodos podem ser bastante eficazes se empregados de forma conjugada com outros métodos, que a priori, indiquem regiões da estrutura onde há fortes indícios da presença de falhas.

Em função do grande tamanho e complexidade das estruturas em questão, e para garantir a integridade e funcionalidade destes sistemas, torna-se necessário desenvolver um sistema de monitoração para avaliar as condições globais da estrutura, detectando e localizando os danos estruturais assim que eles ocorram.

Em resposta às dificuldades dos métodos de inspeção normalmente utilizados, e em função do exposto acima, procedimentos de monitoração das condições estruturais baseados em técnicas de refinamento do modelo da estrutura existente e em ensaios de vibração têm sido propostos por vários pesquisadores [1-19]. Uma idéia do desenvolvimento da pesquisa nesta área pode ser obtida pela análise dos anais das últimas IMACs (International Modal Analysis Conference), onde pode-se observar um aumento do número de trabalhos na área de detecção de danos e diagnósticos de falhas usando análise modal teórica e experimental, sendo que a IMAC de 1997 tem como título “Novos Horizontes para Detecção de Danos”. Isto reflete o interesse de muitos pesquisadores neste tópico. Acredita-se que uma avaliação dos métodos e procedimentos existentes seja válida para que as limitações e vantagens destes métodos possam ser enfatizadas. Isto faria com que pesquisadores pudessem direcionar no futuro seus trabalhos a áreas de maior interesse.

Com esta finalidade, alguns procedimentos propostos para detectar e localizar danos em sistemas estruturais serão aplicados a duas plataformas offshore fixas e seus desempenhos e sensibilidade a danos serão avaliados neste trabalho.

A motivação em direcionar a pesquisa na área de estruturas offshore foi a recente instalação de plataformas de extração de petróleo na costa brasileira à profundidade cada vez maiores. Em função disso, cresce a possibilidade de acidentes nos seus diversos componentes estruturais e, em consequência, surge a necessidade de inspeções cada vez mais frequentes. Estas inspeções, que vem sendo realizadas normalmente por equipes de mergulho, tornam-se bastante arriscadas e onerosas devido, tanto às condições de trabalho desfavoráveis, quanto à imensa quantidade de cordões de solda a serem inspecionados.

Além disso, houve a possibilidade de um trabalho em conjunto com o Centro de Pesquisa da Petrobrás - CENPES, que forneceria dados semelhantes aos de uma plataforma offshore fixa em fase de projeto [20] para construção de um modelo reduzido e a utilização de um outro modelo de estrutura offshore, já construído no Laboratório de Estruturas em trabalho

anteriormente realizado [21]. As duas estruturas adotadas para esta pesquisa possuem características diferentes com relação à lâmina d'água e ao grau de redundância. Para facilitar a identificação das estruturas, a plataforma para atuar em lâmina d'água de 300 m e com maior grau de redundância será denominada de Modelo 1, e a plataforma para lâmina d'água de 90 m com menor redundância, de Modelo 2.

Esta linha de pesquisa no Brasil ainda está em fase inicial, mas existem inúmeras publicações a nível mundial com procedimentos propostos para detectar e localizar danos em diversos sistemas estruturais. Estes procedimentos são baseados em testes de vibração e obtenção das características dinâmicas da estrutura íntegra, que servirão como referência para comparações posteriores, a serem realizadas periodicamente.

I.1. HISTÓRICO

As técnicas para detecção/localização de danos podem ser classificadas de diferentes maneiras: locais ou globais e destrutivas ou não-destrutivas. Técnicas como inspeção visual, raio-x , ressonância magnética, testes de ultra-som e emissões acústicas são classificadas como locais não-destrutivas. As técnicas locais de inspeção avaliam somente uma parte da estrutura, tornando a sua aplicação impraticável em estruturas complexas, tanto pela demora, quanto pela dificuldade em ter acesso a todos os membros da estrutura. Um teste de vibração de toda a estrutura é classificado como método de avaliação global não-destrutivo (GNDE - Global Non-Destructive Evaluation), e pode ser usado para identificar a presença de danos.

Desde a década de setenta, inúmeros procedimentos de avaliação global não-destrutiva (GNDE) têm sido propostos para detectar danos em diversos sistemas estruturais.

Inicialmente os procedimentos GNDE foram aplicados em plataformas offshore. Considerando-se uma estrutura offshore, o método de testes de vibração proporciona uma maneira segura e eficiente de avaliar a integridade da estrutura em membros submersos [2-7].

Os métodos GNDE também tem sido aplicados a estruturas bidimensionais, tais como vigas, placas e pórticos planos [8-12].

Recentemente, técnicas de monitoração de vibração têm sido desenvolvidas para avaliar danos em grandes estruturas aeroespaciais [1, 13, 14]. Com a finalidade de manter a estrutura em órbita, uma técnica de monitoração deveria ser usada para examinar a estrutura periodicamente determinando se algum dano ocorreu e, caso tenha ocorrido, qual a sua localização e extensão.

A maioria dos procedimentos adotados para detecção/localização de danos faz uso de medições de vibrações, uma vez que qualquer dano estrutural pode alterar as características dinâmicas da estrutura, provocando redução da rigidez, associada com decréscimo nas frequências naturais e mudanças nos modos de vibração. Comparações entre as características dinâmicas de um sistema de vibração podem, portanto, revelar informações a respeito de um dano. Uma ou mais das características acima mencionadas têm sido usadas para detectar e localizar a falha estrutural.

Os primeiros métodos aplicados na detecção de danos faziam uso somente das mudanças nas frequências naturais [2, 3, 9, 16] uma vez que, medições de frequência naturais são, em geral, obtidas rapidamente, mesmo que, somente um ou poucos pontos da estrutura sejam acessíveis para medição. Entretanto, somente mudanças nas frequências naturais podem não ter sensibilidade suficiente para detectar a presença de danos e, quando sensíveis para tanto, podem não localizar a posição do dano, uma vez que defeitos similares em diferentes posições podem acusar a mesma intensidade de mudança na frequência natural [15].

Alguns procedimentos para detecção/localização de falhas estruturais analisam as mudanças nos modos de vibração (auto-vetores) da estrutura. A análise dos modos de vibração apresenta-se vantajosa em relação à análise das frequências naturais, uma vez que aqueles podem ser fortemente influenciados por um dano local, podendo assim ser mais eficientes para localizar danos. Existem procedimentos que propõem a análise da variação da forma modal da estrutura comparada ponto a ponto de medição, baseando-se na hipótese de que as maiores variações nos modos de vibração ocorrem nas proximidades do dano [8, 17]. Outros métodos adotam a análise da variação da curvatura dos modos de vibração para detectar/localizar e quantificar o dano [8, 18]. O bom desempenho destes dois últimos métodos (variação da curvatura dos modos de vibração e diferença relativa entre os modos de vibração) depende da quantidade de pontos medidos. Para grandes estruturas são necessárias

medições num número de pontos suficientes para possibilitar uma razoável identificação do sistema.

Outros três procedimentos que também fazem uso dos modos de vibração são os parâmetros MAC (Modal Assurance Criterion) ou MSCC (Mode Shape Correlation Coefficient), COMAC (Coordinate Modal Assurance Criterion) e MSF (Modal Scale Factor). Estes métodos fazem a comparação entre os modos de vibração do ponto de vista qualitativo e são aplicados para determinar a correlação entre conjuntos de modos de naturezas diversas, tais como: numérico x numérico, experimental x numérico e experimental x experimental.

O MAC [11, 17, 22] é um parâmetro usado para correlacionar formas modais e, no caso de diagnóstico de falha estrutural, pode ser usado para correlacionar as formas modais da estrutura íntegra e danificada. Este parâmetro pode indicar a existência de dano pela disparidade na correlação entre dois modos de vibração, mas não é eficiente para indicar onde a estrutura apresenta a falha. Obviamente, é de grande importância conhecer a posição do dano, ou pelo menos, a região onde este está contido. Não se tem conhecimento que este parâmetro tenha sido aplicado na tentativa de detectar danos em estruturas offshore.

O parâmetro COMAC [19] é concebido a partir do MAC original e tem como ideia principal mostrar onde está localizada a falha estrutural identificada pelo MAC.

O MSF (Modal Scale Factor) [2, 23] representa a inclinação da melhor reta que passa entre os pontos quando se traça um gráfico de um conjunto de auto-vetores versus outro. Este método não traduz a qualidade do ajuste dos pontos à linha reta, ele simplesmente calcula a inclinação desta reta, que quando os conjuntos são iguais, deve ser de 45 graus.

Ainda tratando-se dos parâmetros COMAC e MSF, nas bibliografias pesquisadas [11, 17, 19, 22, 23] não foi encontrada nenhuma referência da aplicação destes parâmetros para detecção e localização de danos à estruturas offshore. Estes procedimentos são apresentados com detalhes na seção IV.1.2 deste trabalho.

Segundo alguns autores [6, 7], a presença de danos pode ser detectada, especificamente no caso de estruturas offshore fixas, pela análise das mudanças nos auto-vetores medidos no convés, considerando-se a medição na direção perpendicular à direção

predominante do modo. Sendo assim, somente seria necessário instrumentar o convés e medir a coordenada modal na direção mencionada para diagnosticar a presença de falhas. Para localização da falha seriam necessários estudos complementares.

Vários outros métodos propostos para detecção/localização de falhas baseiam-se em identificação estrutural [24, 25]. A identificação estrutural parte do princípio que seja calibrado um modelo matemático a partir de resultados experimentais. A partir deste modelo calibrado, pode-se considerar a aplicação de vários procedimentos [12, 14] que fazem uso de diferentes algoritmos para localizar e determinar a extensão dos danos através do uso dos parâmetros modais experimentais da estrutura. Os métodos baseados em sistemas de identificação não serão aplicados nesta pesquisa, uma vez que necessitam da aplicação de técnicas de ajuste, e tais procedimentos ainda estão em fase inicial de estudo, demandando muito tempo para sua aplicação e realização de testes.

Neste trabalho, a aplicação e o desempenho de alguns destes procedimentos serão avaliados usando-se dois modelos reduzidos de acordo com a Teoria da Semelhança [26] de plataformas offshore fixas para lâminas d'água de 90 m e 300 m.

I.2. OBJETIVO/PROPOSTA DA TESE

Na pesquisa em desenvolvimento pretende-se verificar a possibilidade de obtenção de procedimentos alternativos para inspeção de plataformas offshore fixas para, se não suprimir, pelo menos auxiliar as operações de mergulho atualmente realizadas, visando reduzir o custo e o perigo de tais operações, especialmente em águas profundas com correntes marinhas elevadas. Para tanto, serão avaliados os desempenhos e sensibilidade de algumas metodologias propostas quando aplicadas a plataformas offshore fixas.

Para realização da pesquisa, foi projetado e construído de acordo com a Teoria da Semelhança, um modelo (Modelo 1) reduzido hidroelástico na escala geométrica 1/85 de uma plataforma offshore fixa. Esta plataforma tem características físicas e geométricas semelhantes ao projeto da plataforma do campo de Albacora da Petrobrás. Trata-se de uma jaqueta para atuar em lâmina d'água de 300 m. Nesta pesquisa também será utilizado um

modelo já existente no Laboratório de Estruturas de uma plataforma para lâmina d'água de 90 m (Modelo 2). Este modelo está apresentado em detalhes na referência [21].

Optou-se pela utilização de modelos reduzidos, já que, além de ser bem menos dispendiosa que a observação experimental do protótipo, apresenta a vantagem de se poder isolar os diversos fatores que influenciam o comportamento dinâmico de uma estrutura em serviço, tais como as variações: da altura da onda, da corrente marinha, do vento, da massa do convés, etc...

Os modelos reduzidos serão ensaiados inicialmente perfeitos e, as características modais obtidas serão tomadas como referência para comparação posterior com os resultados obtidos para os mesmos modelos quando forem impostos danos em juntas previamente escolhidas. Não serão realizados testes com os modelos imersos em fluido, apenas vibrando no ar. Acredita-se que as variações que venham a ocorrer em função da presença de danos e/ou variações operacionais não sejam influenciadas por este fato.

Em função da complexidade de um dos modelos reduzidos e a fim de facilitar o estudo experimental a ser desenvolvido, será realizado um estudo numérico preliminar para identificar quais os elementos que, quando danificados provocariam maiores alterações no comportamento da estrutura.

Estes ensaios serão realizados com o objetivo de avaliar o desempenho da aplicação de alguns procedimentos propostos em bibliografias pesquisadas para detectar e localizar danos. As metodologias que serão utilizadas para avaliação destes procedimentos, estão descritas no Capítulo IV - Identificação de Danos.

I.3. ESCOPO DO TRABALHO

O presente trabalho apresenta os resultados experimentais obtidos de dois modelos reduzidos de plataformas offshore fixas de acordo com a Teoria da Semelhança e a análise destes resultados é apresentada com enfoque principal no diagnóstico de falhas estruturais.

Inicia-se com o Capítulo II - Protótipo x Modelo Reduzido, onde é apresentada a descrição do protótipo referente ao Modelo 1, que é do tipo jaqueta de quatro pernas projetado para lâmina d'água de 300 m. Esta jaqueta tem características físicas e geométricas semelhantes às de uma plataforma projetada para o campo de Albacora da Petrobrás. Ainda com relação a este protótipo, são descritas as hipóteses físicas e numéricas adotadas na modelagem da estrutura. Neste capítulo também são apresentados o projeto e ajuste teórico-numérico do modelo reduzido (Modelo 1). Mostra-se, primeiramente, um resumo da Teoria da Semelhança, onde são apresentados os Parâmetros adimensionais (números π) para estruturas vibrando no ar, bem como os fatores de escala, que é uma forma alternativa e mais conveniente de expressar as condições de semelhança. Através da investigação das condições de semelhança que devem ser obedecidas para satisfazer aos diversos parâmetros adimensionais é que se procede o projeto e ajuste do modelo.

A construção do Modelo 1, em suas diversas etapas, está descrita em detalhes no Capítulo III - Modelo Reduzido 1: Construção e Estimação Modal. Ainda neste capítulo, são apresentados os ensaios preliminares para realização do ajuste numérico do modelo construído e a estimação dos parâmetros modais da estrutura íntegra.

No Capítulo IV - Identificação de Danos, são descritos os procedimentos propostos para identificação de danos estruturais que serão utilizados neste trabalho. É apresentado também um estudo numérico de sensibilidade para identificar quais os elementos estruturais que provocariam maiores alterações no comportamento do Modelo 1 quando danificado. Os resultados experimentais obtidos quando foram impostos danos aos dois modelos, bem como a aplicação dos procedimentos para identificação de danos a estes resultados experimentais e sua análise também são apresentados neste capítulo. Ainda neste capítulo, são apresentados estudos experimentais realizados para verificar a sensibilidade do Modelo 1 a variações operacionais e a diferença de comportamento desta estrutura mediante a presença de danos.

As conclusões finais desta pesquisa e algumas sugestões para dar continuidade a esta linha de pesquisa são apresentadas no Capítulo V - Conclusões.

No Apêndice A é apresentada uma descrição sucinta do modelo reduzido 2 e o esquema de ensaio utilizado para este modelo.

CAPÍTULO II

II. PROTÓTIPO x MODELO REDUZIDO

II.1. MODELAGEM DO PROTÓTIPO

Os dados e os resultados apresentados neste capítulo são referentes ao Modelo 1, que é a estrutura para atuar em lâmina d'água de 300m e apresenta maior redundância. Todas as informações relacionadas ao Modelo 2 estão na referência [21].

II.1.1. Descrição do Protótipo

O protótipo escolhido é similar a uma das plataformas do grupo de plataformas fixas do campo de Albacora, projetada pela Petrobrás para atuar em lâmina d'água de 300 m. Trata-se de uma estrutura metálica tubular travejada com módulos em forma de "X", e contendo nove travejamentos horizontais (andares) ao longo da altura da torre, com a distância entre si variando de 23.85 m a 52.00 m. A viga de lançamento, que em geral tem função estrutural até o lançamento da jaqueta no local definitivo, neste caso terá função estrutural significativa após a instalação da jaqueta.

A figura II.1 mostra uma vista geral do protótipo e as figuras II.2 e II.3 mostram, respectivamente, uma vista frontal e uma vista lateral desta plataforma. Nas figuras II.2 e II.3 pode-se observar a dimensão da viga de lançamento (em negrito), que se estende desde a elevação -67.50 m até a base da jaqueta (elevação -283.50 m).

As figuras II.4 a II.9 mostram algumas seções transversais (andares) típicas da plataforma, onde pode-se observar a ligação entre os 36 condutores existentes e o restante da jaqueta. Estes condutores são inseridos dentro de guias, que por sua vez são ligadas à jaqueta.

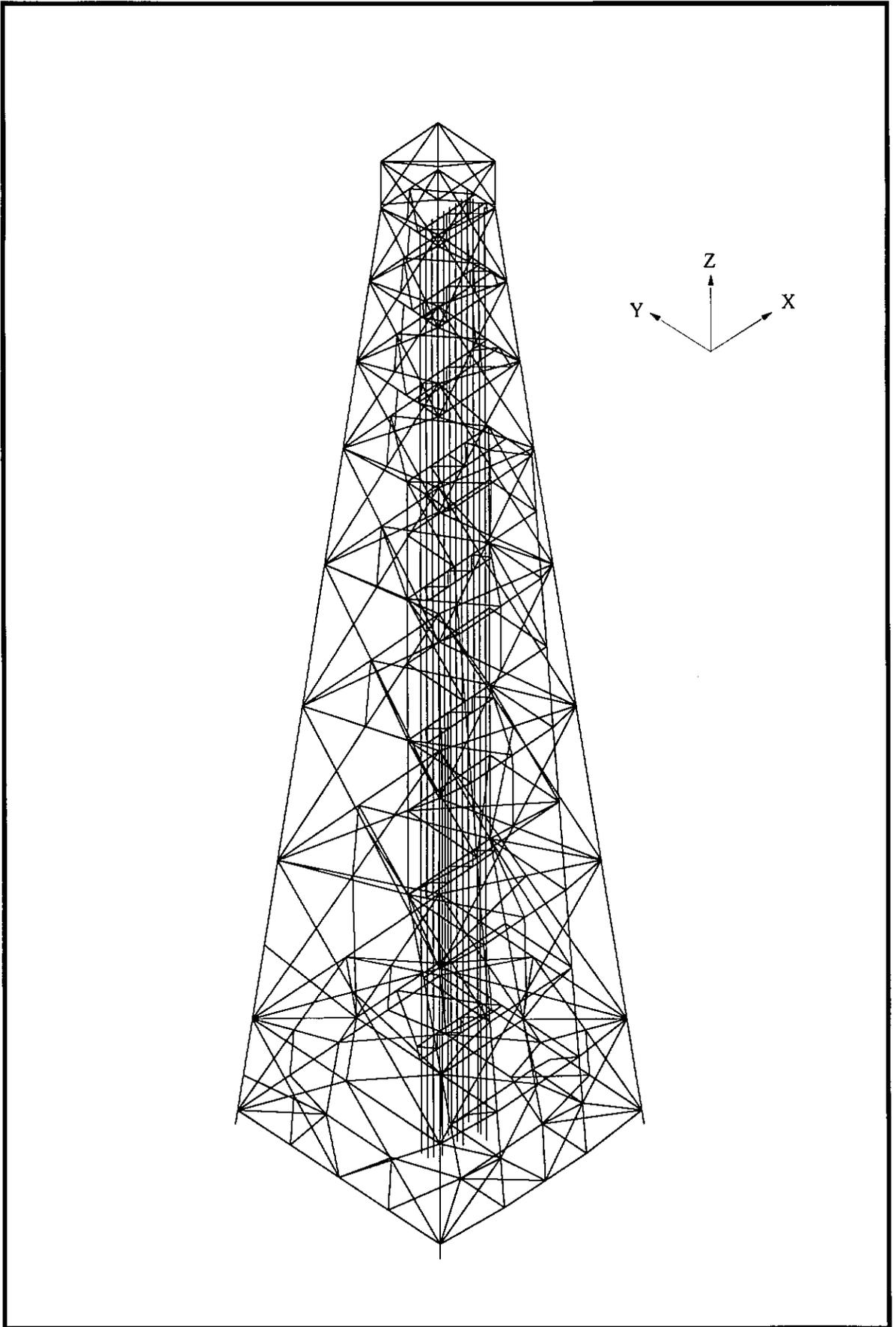


Figura II.1 - Vista Geral do Protótipo

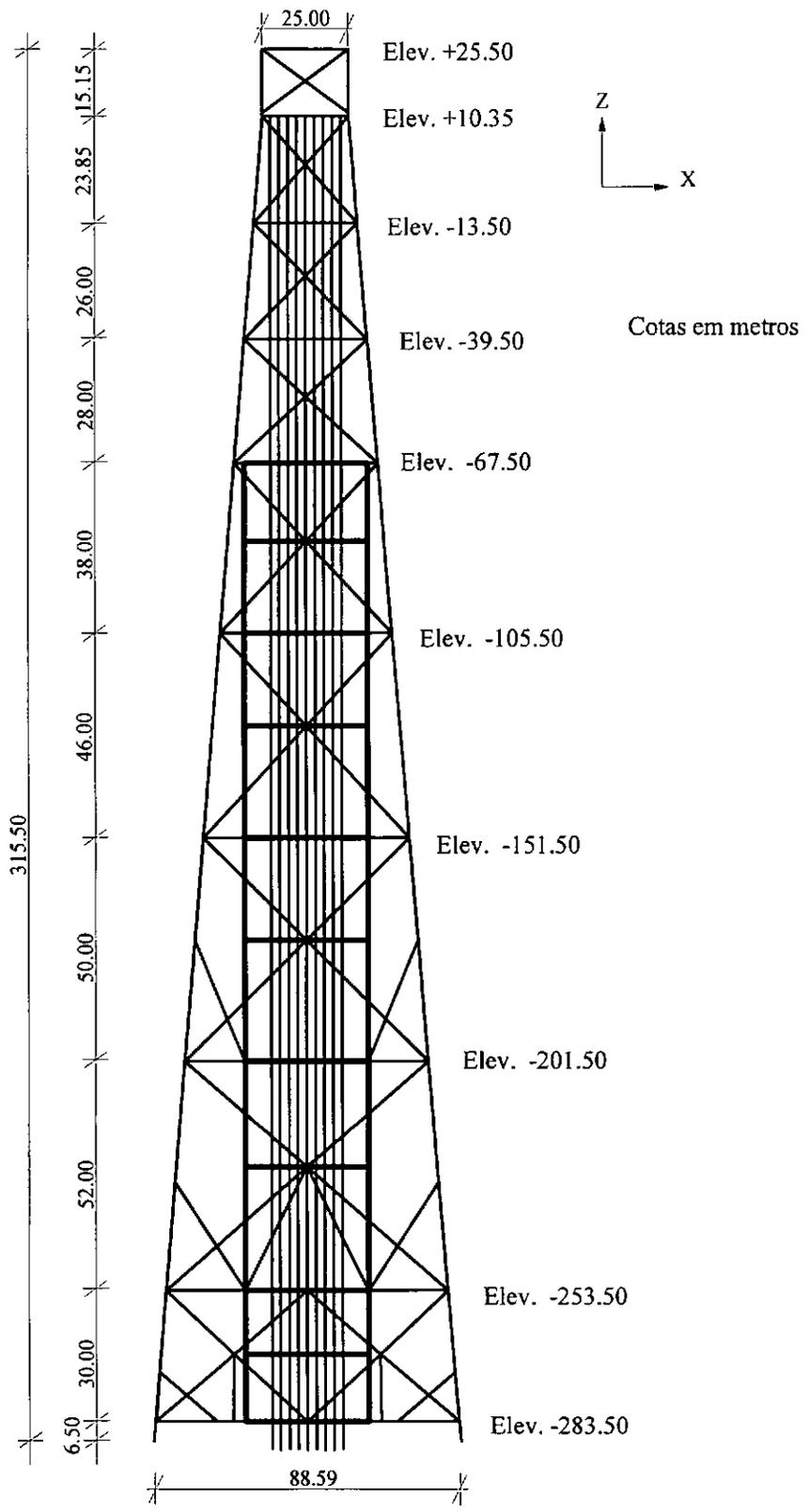


Figura II.2 - Vista Frontal do Protótipo

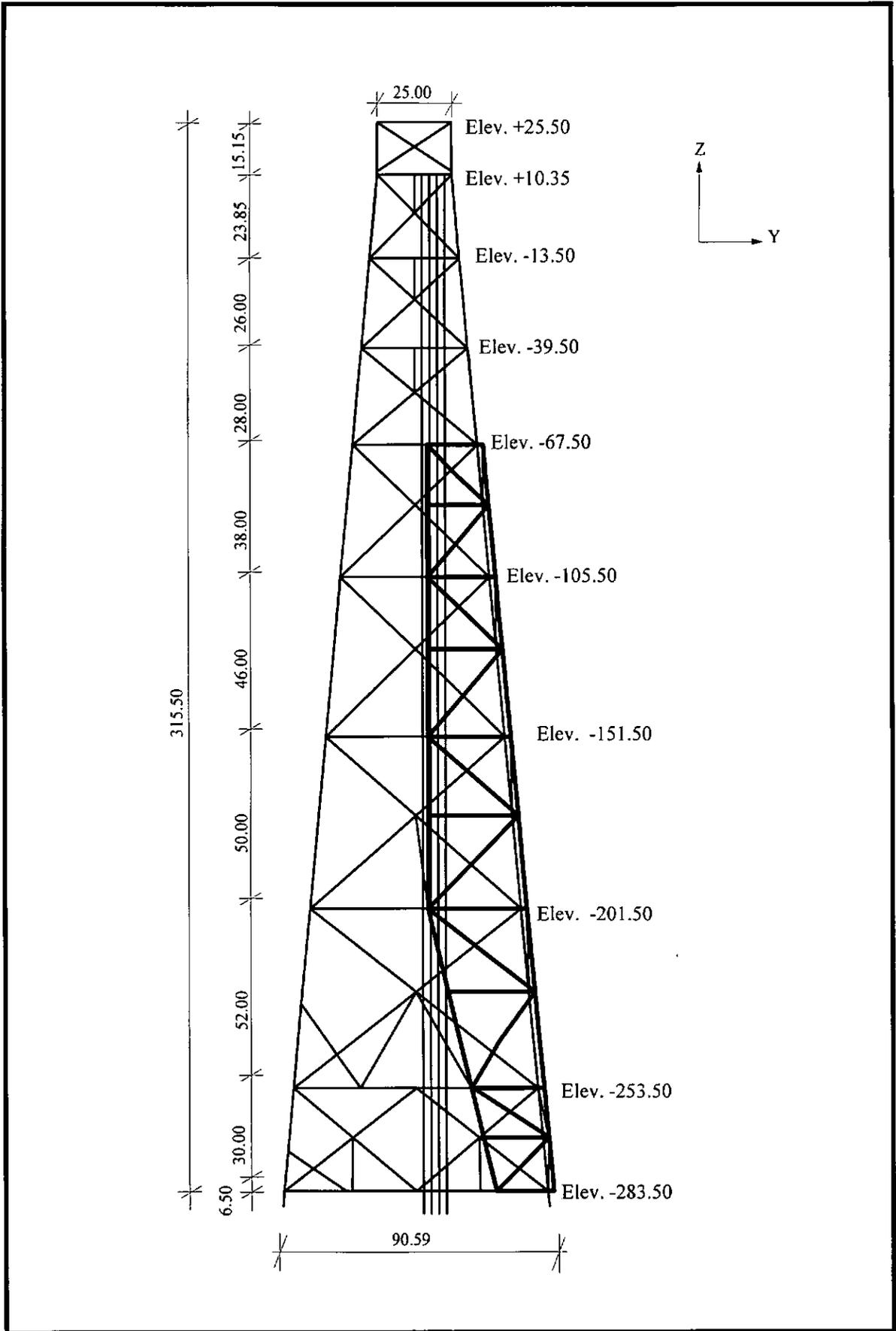


Figura II.3 - Vista Lateral do Protótipo

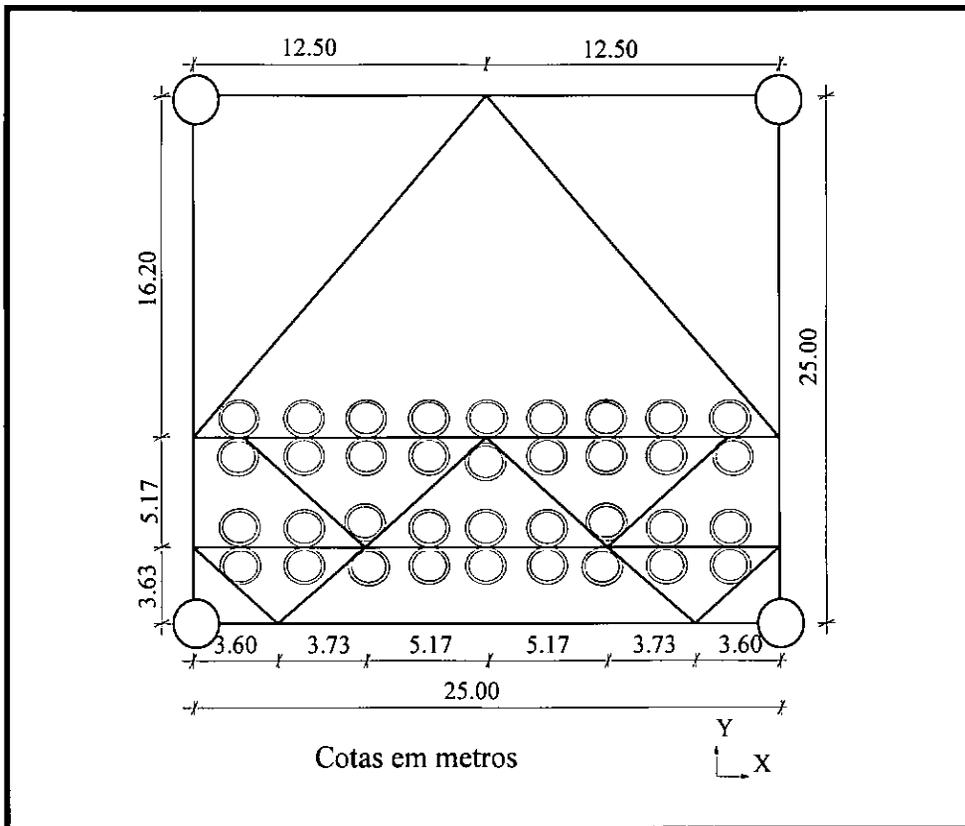


FIGURA II.4 - Seção Transversal do Protótipo - Elevação (+) 10.35 m

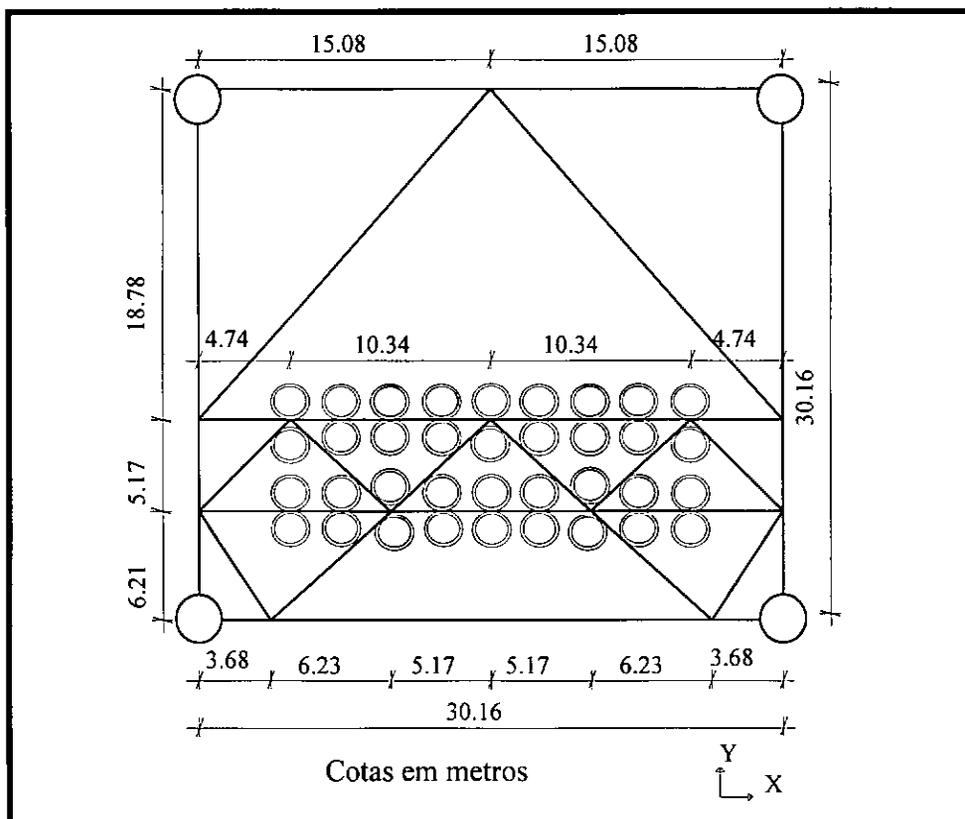


FIGURA II.5 - Seção Transversal do Protótipo - Elevação (-) 13.50 m

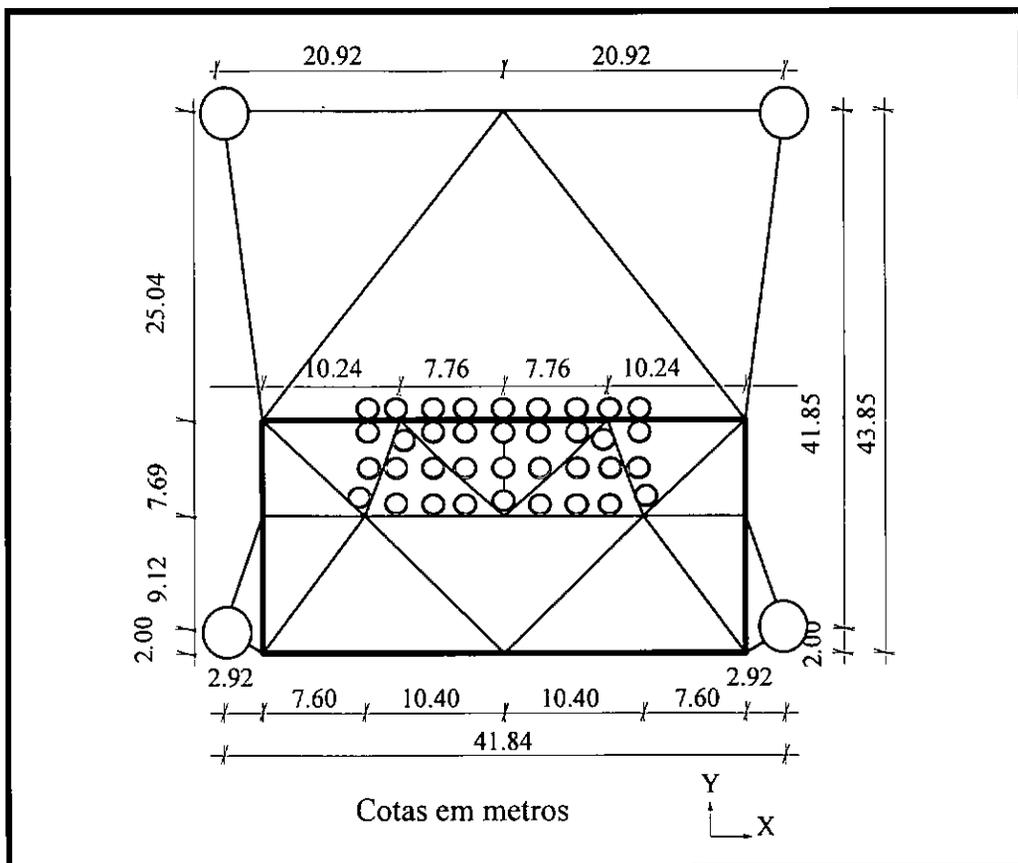


FIGURA II.6 - Seção Transversal do Protótipo - Elevação (-) 67.50 m

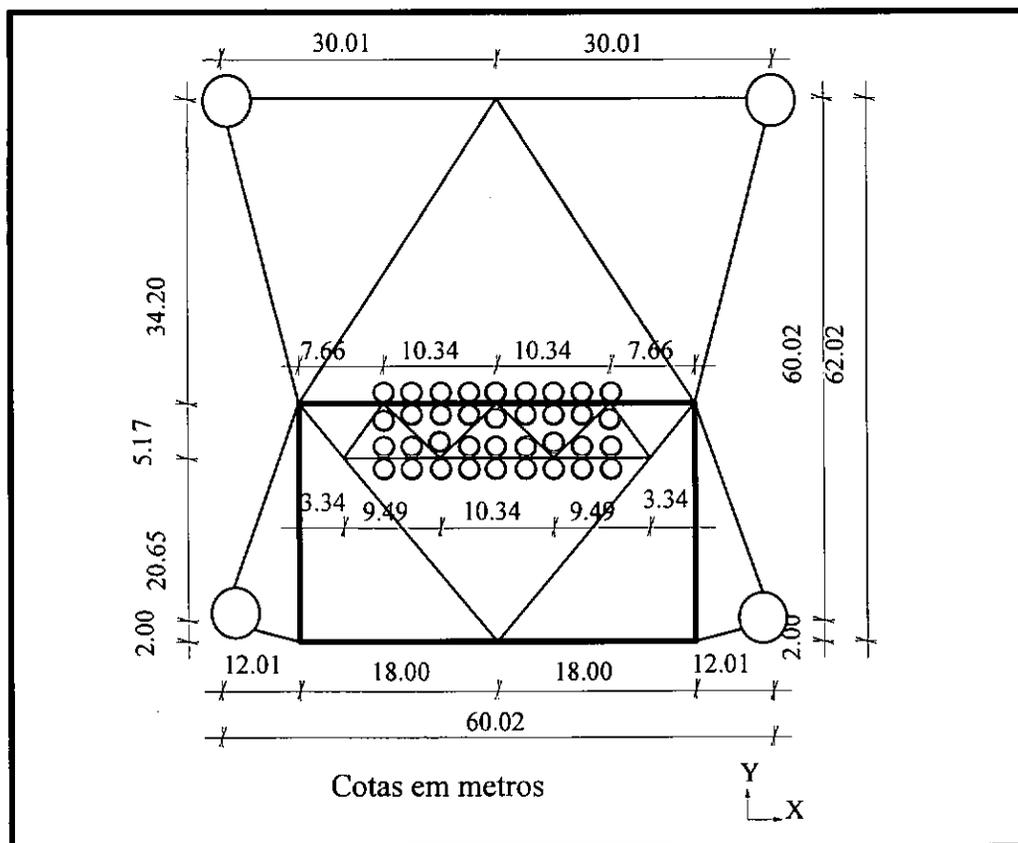


FIGURA II.7 - Seção Transversal do Protótipo - Elevação (-) 151.50 m

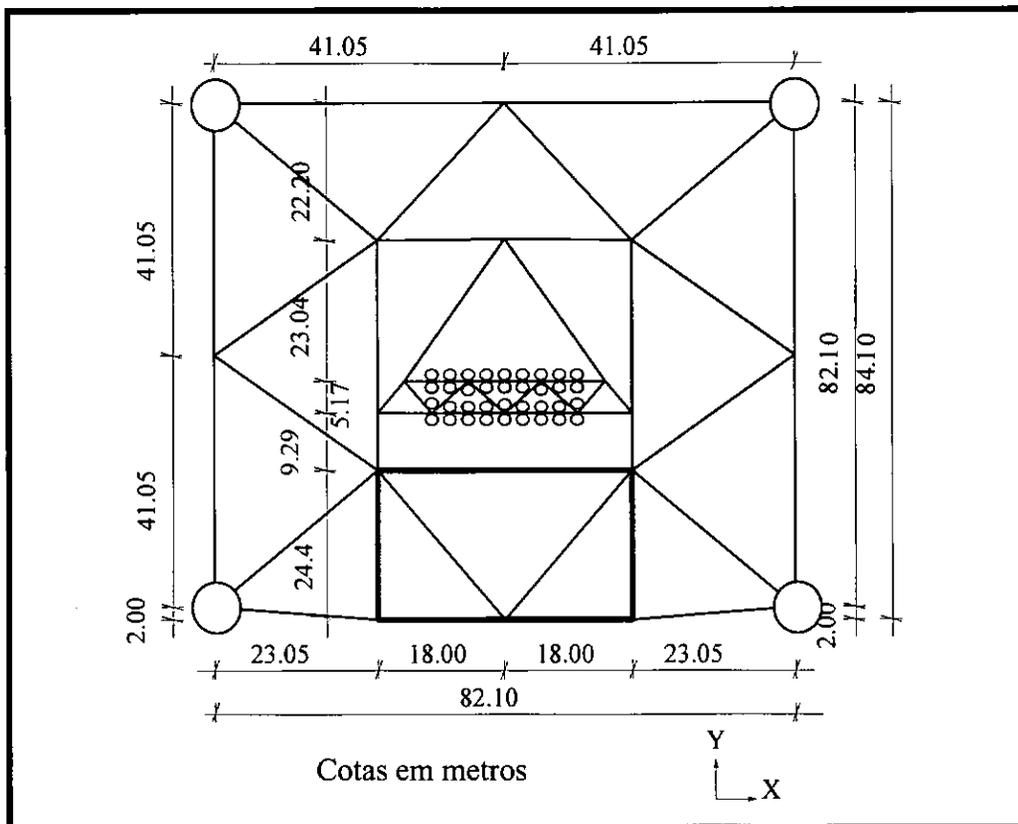


FIGURA II.8 - Seção Transversal do Protótipo - Elevação (-) 253.50 m

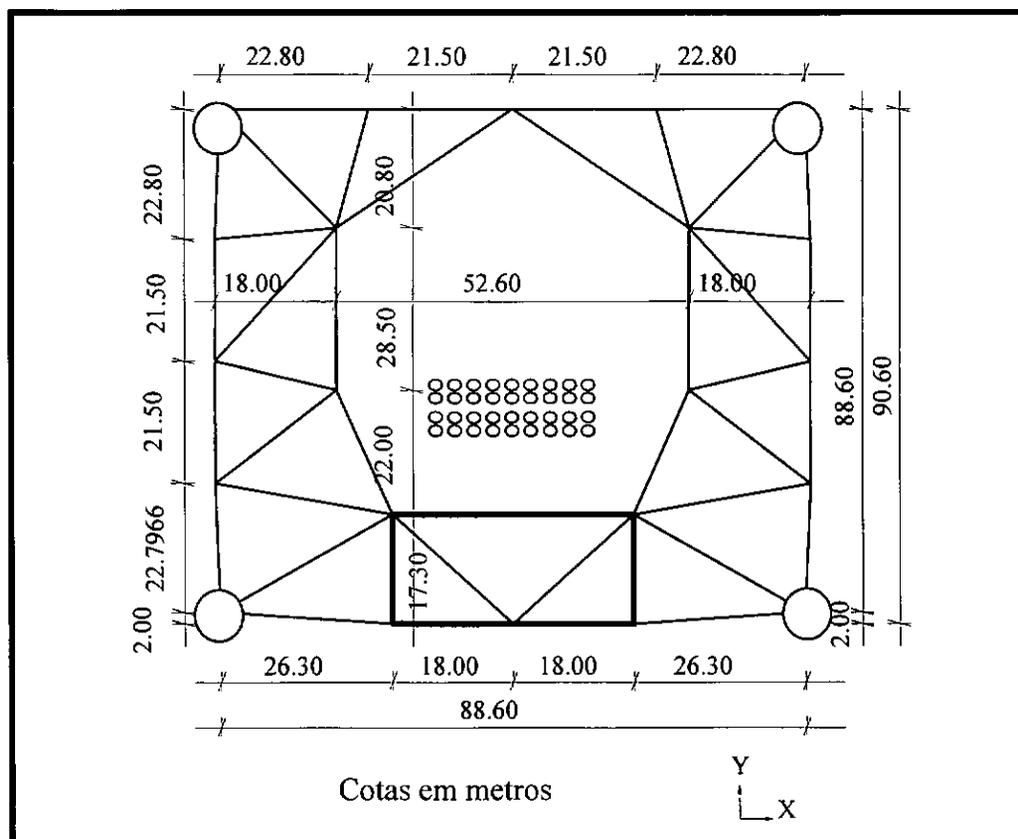


FIGURA II.9 - Seção Transversal do Protótipo - Elevação (-) 283.50 m

Nas figuras II.6 a II.9 pode-se observar a viga de lançamento (em negrito), bem como a sua ligação com a jaqueta, sendo que, em alguns andares (elev. -67.50 a elev. -201.50) as guias por onde passam os condutores estão ligadas na própria viga de lançamento. Pode-se observar ainda que, alguns travejamentos horizontais, além de enrijecer o andar em seu próprio plano, servem de ligação entre a viga de lançamento e o restante da jaqueta. Na figura II.9 os condutores não estão ligados à jaqueta (neste andar), uma vez que a fixação destes ao solo ocorre muito próximo desta mesa (ver figura II.2).

A partir de dados do protótipo escolhido fornecidos pelo CENPES - Petrobrás [20], fez-se o levantamento das características físicas e geométricas do protótipo, identificando-se todos os tubos existentes (diâmetro e espessura da parede).

As figuras II.10 a II.14 permitem a identificação dos elementos do protótipo. Eles estão numerados conforme a sua seção transversal, sendo que, os diâmetros externos (D) e as espessuras das paredes (d) são apresentados na segunda coluna da tabela II.5 (ver seção II.2.2). Na figura II.10 (Vista Frontal do Protótipo), os condutores e a viga de lançamento foram omitidos a fim de facilitar a identificação dos elementos.

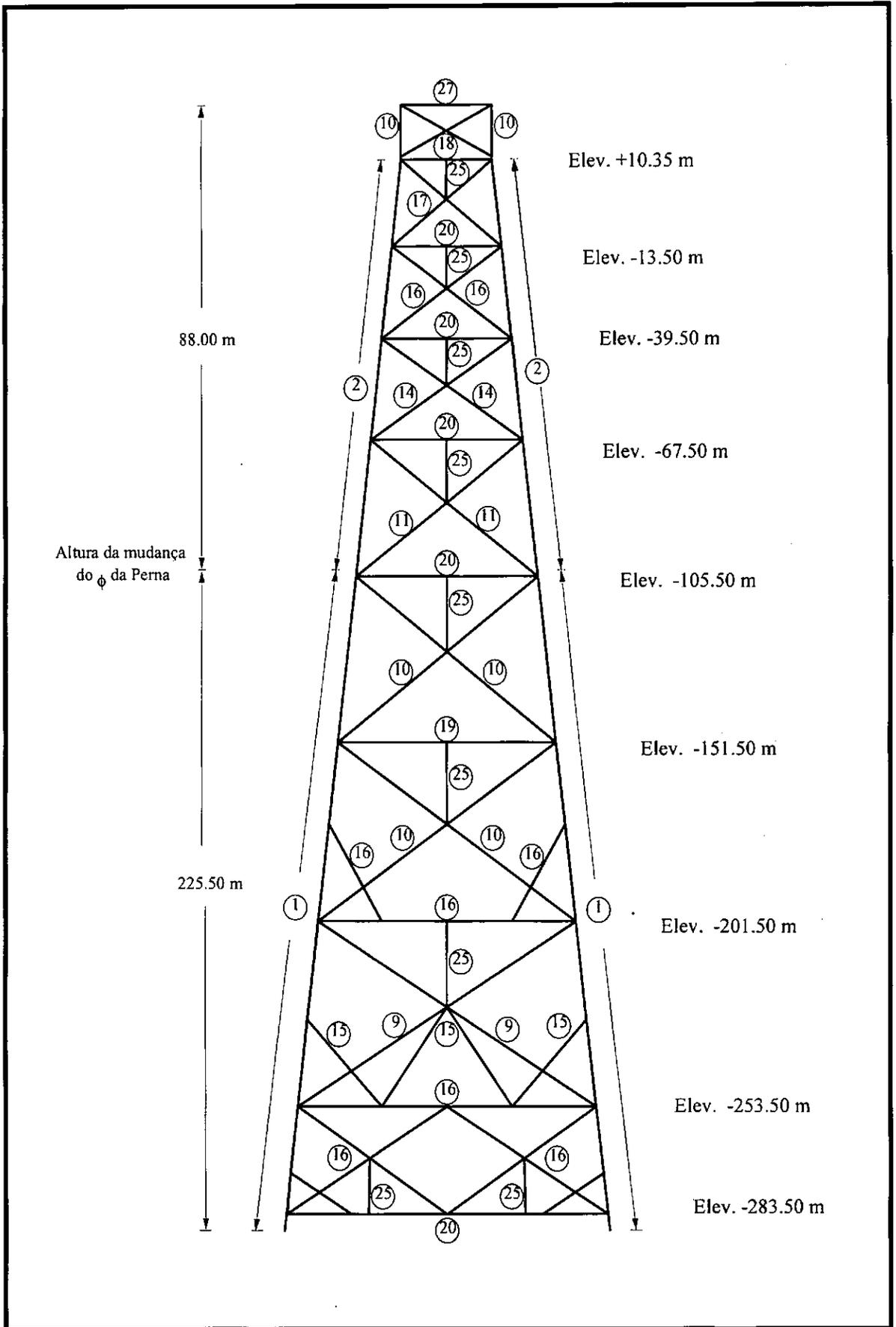


Figura II.10 - Vista Frontal do Protótipo com Identificação dos Elementos

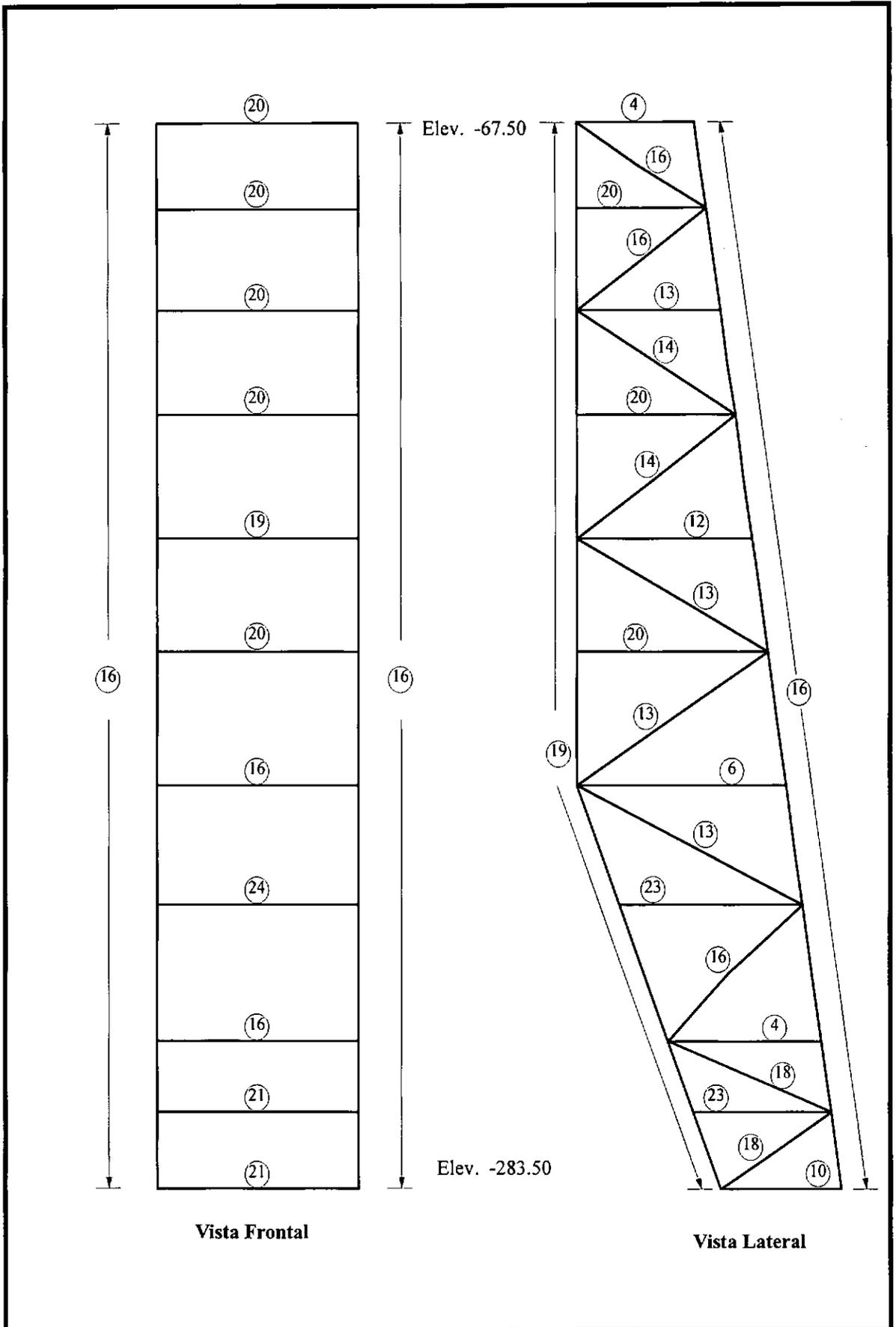
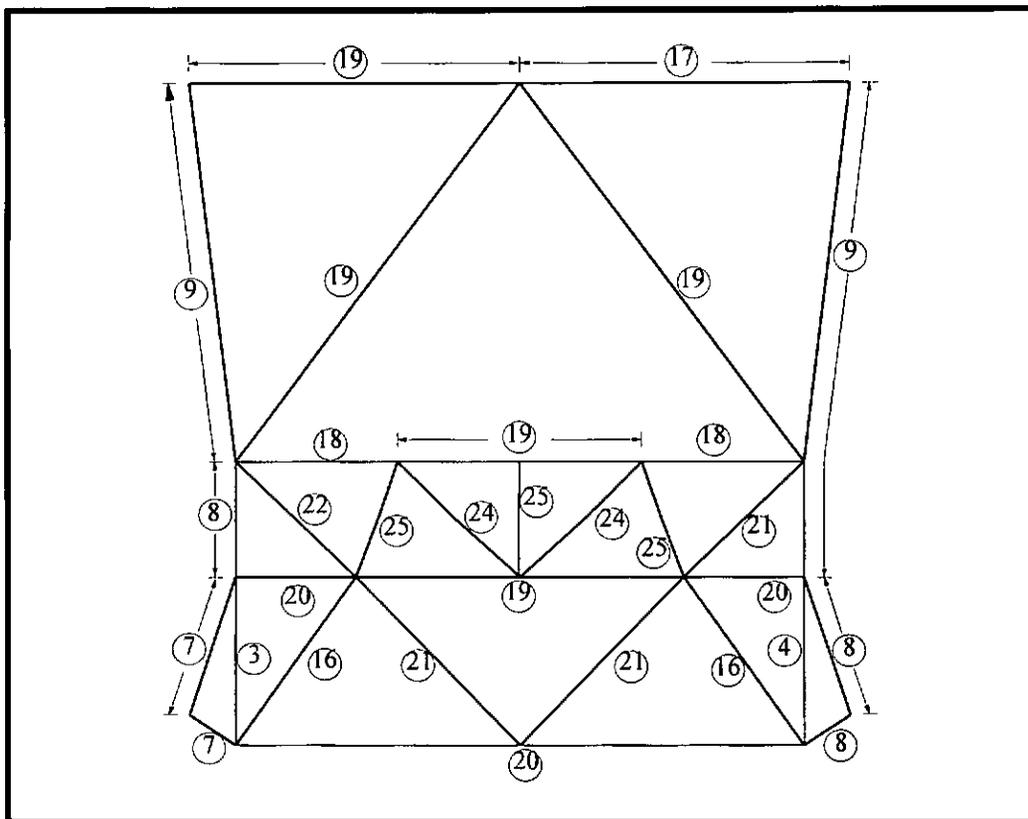
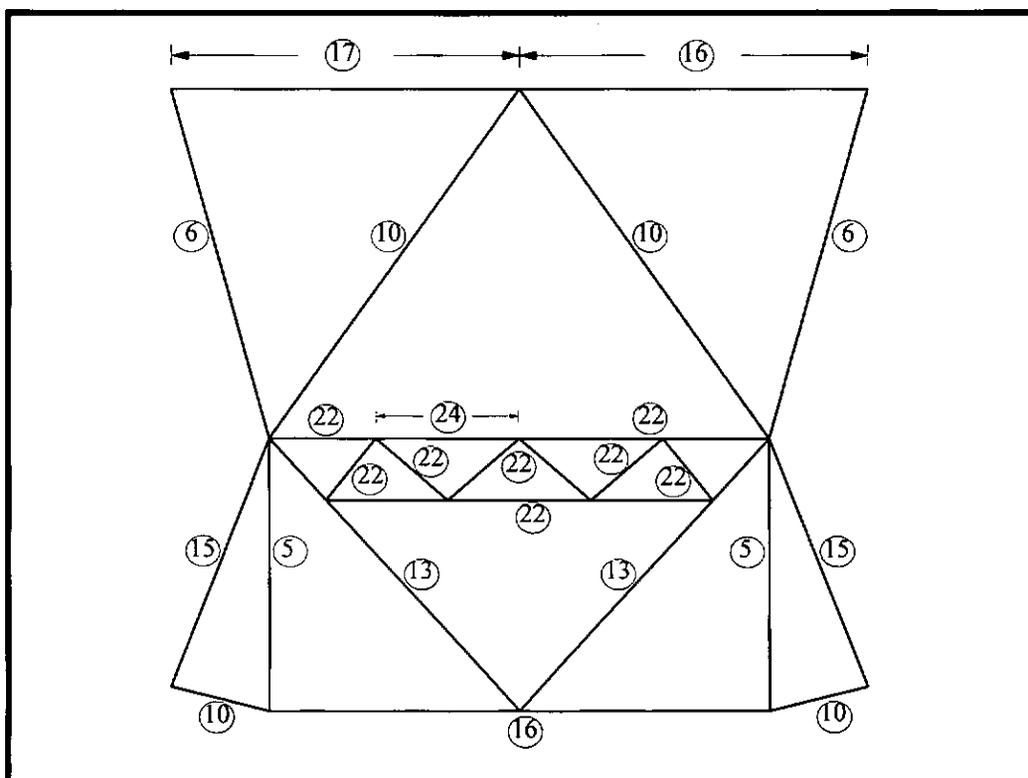


Figura II.11 - Viga de Lançamento com Identificação dos Elementos



**FIGURA II.12 - Seção Transversal do Protótipo com Identificação dos Elementos
Elevação (-) 67.50 m**



**FIGURA II.13 - Seção Transversal do Protótipo com Identificação dos Elementos
Elevação (-) 151.50 m**

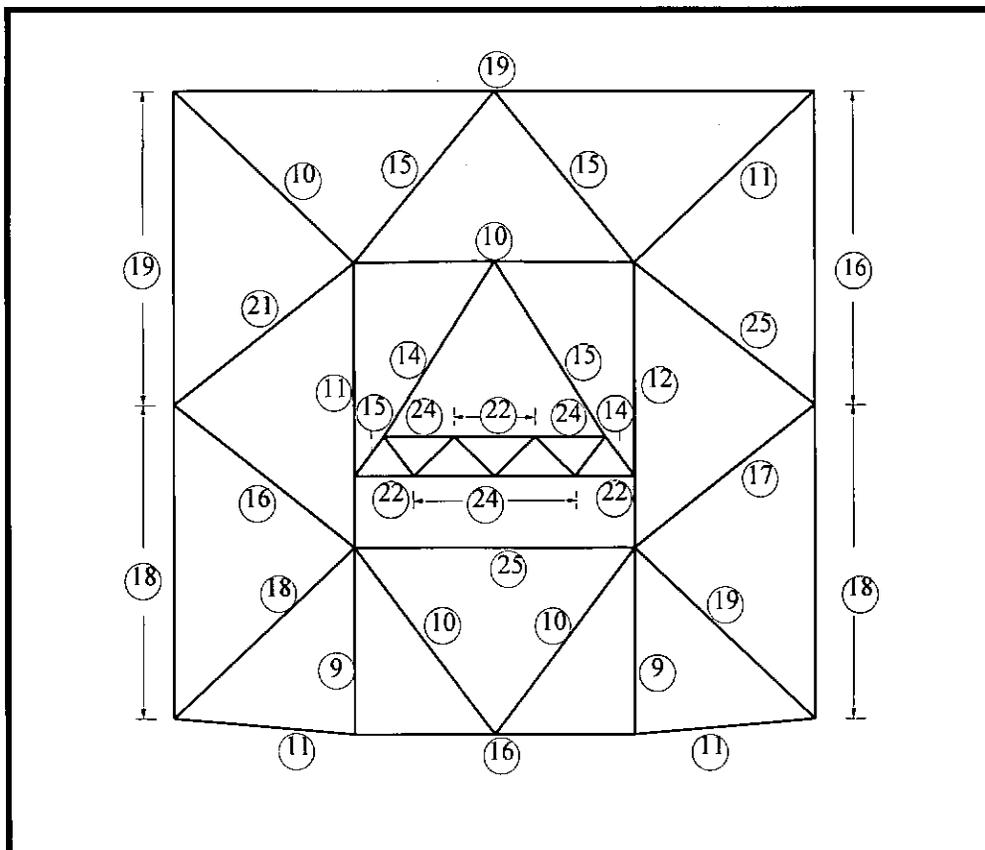


Figura II.14 - Seção Transversal do Protótipo com Identificação dos Elementos Elevação (-) 253.50 m

II.1.2. Modelagens Física e Numérica do Protótipo

As principais hipóteses adotadas nas modelagens física e numérica do protótipo são:

- a) a estrutura foi discretizada com elementos de pórtico espacial, fazendo-se coincidir os nós físicos da estrutura com os nós da malha de elementos finitos. Para discretização foram necessários 638 nós e 1028 elementos, conforme pode-se ter uma noção pelas figuras II.15 a II.18, que indicam os nós e elementos adotados nesta modelagem;
- b) a ligação entre os condutores e a jaqueta foi realizada considerando-se os deslocamentos relativos no plano horizontal (X e Y), restringidos aos deslocamentos dos nós aos quais os condutores estão ligados, e sendo liberados os demais movimentos relativos (deslocamento vertical, rotação e flexão nos dois planos de simetria da torre). A condição de restrição dos deslocamentos entre os condutores e a jaqueta é simulada numericamente pelo comando CONSTRAINTS do software utilizado (SAP90) [27]. Este comando simula vínculos internos rígidos entre dois pontos da estrutura para quaisquer graus de liberdade, e neste

caso, ele compatibiliza os deslocamentos de dois nós da estrutura para dois graus de liberdade;

- c) na modelagem numérica adotada, os trinta e seis condutores são representados do topo da jaqueta até a altura da terceira mesa (elev. -39.50). A partir daí, consideram-se somente alguns condutores (dezoito condutores até a quarta mesa - elev. -105.50 e dez condutores a partir desta mesa até a base da jaqueta -elev. -283.50), de forma que a soma das áreas das seções retas e dos momentos de inércia destes condutores sejam equivalentes à soma destes parâmetros nos condutores inicialmente considerados. Esta consideração é feita visando diminuir o número de nós e elementos, simplificando um pouco o modelo numérico. Nos primeiros níveis esta simplificação não é realizada, já que influenciaria as Forças de Inércia e Arrasto, que são proporcionais à área externa e diâmetros dos elementos, respectivamente;
- d) a interação solo-estrutura não foi considerada, adotando-se a base das pernas e dos condutores engastada, uma vez que para o modelo seria muito difícil modelar o solo em escala reduzida. De qualquer maneira, acredita-se que as variações que venham a ocorrer em função da presença de danos e/ou variações operacionais não sejam influenciadas por esta consideração;
- e) a rigidez do convés foi simulada por quatro barras consideradas sem massa, com área da seção transversal e momento de inércia muito maiores que as demais barras. Para enrijecer o convés no plano horizontal foi adotado um travejamento em forma de “X” interligando as barras que simulam o convés;
- f) a altura de posicionamento do convés simulado foi definida em função da altura média do convés da plataforma. Para garantir a rigidez das barras que suportam o convés simulado, foi realizado um travejamento em forma de “X”, conforme pode ser observado na figura II.15;
- g) a massa do convés foi simulada por massas concentradas no topo de cada uma das pernas (elevação + 25.50 m), sendo que cada uma das pernas recebe uma massa de 2293.58 t .

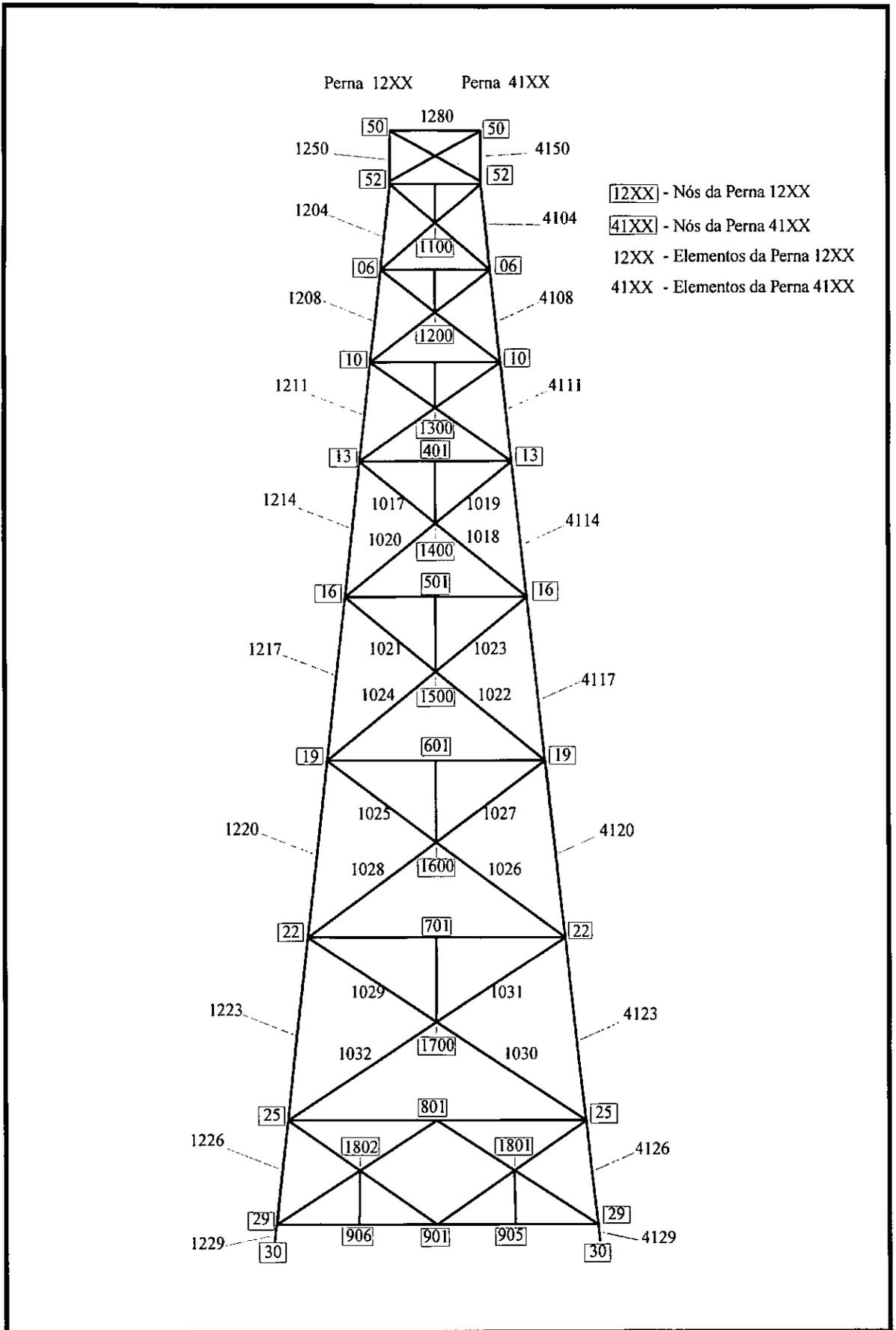
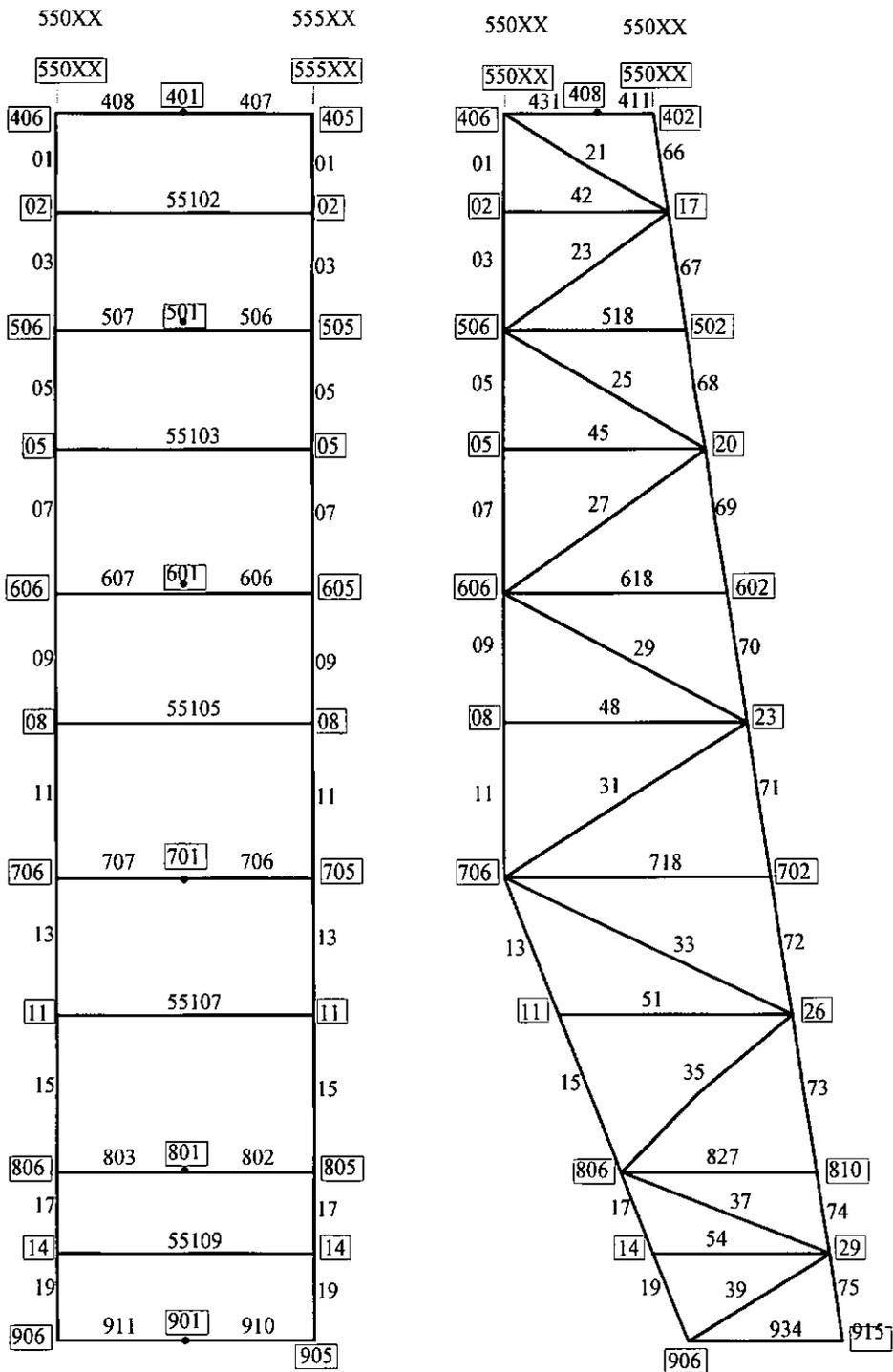


Figura II.15 - Vista Frontal do Protótipo - Malha de Elementos Finitos



Vista Frontal

550XX - Nós de coordenadas (- X)
 555XX - Nós de coordenadas (+ X)
 550XX - Barras da face (-X)
 555XX - Barras da face (+ X)

Vista Lateral

Figura II.16 - Viga de Lançamento - Malha de Elementos Finitos

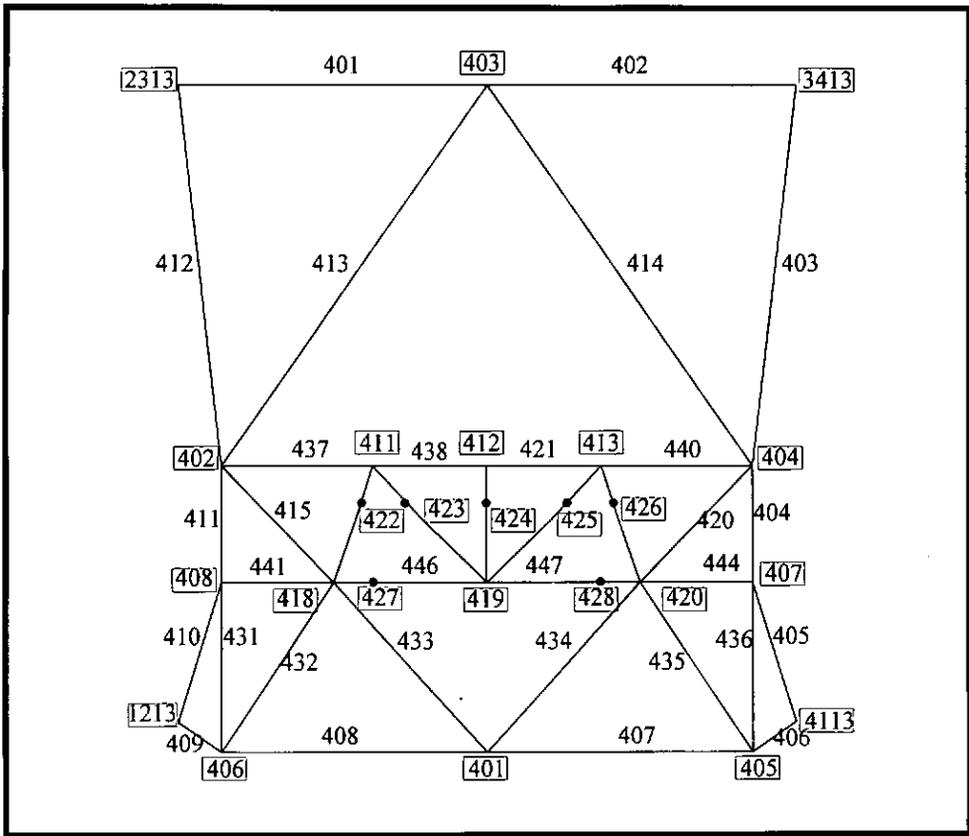


FIGURA II.17 - Seção Transversal do Protótipo - Malha de Elementos Finitos Elevação (-) 67.50 m

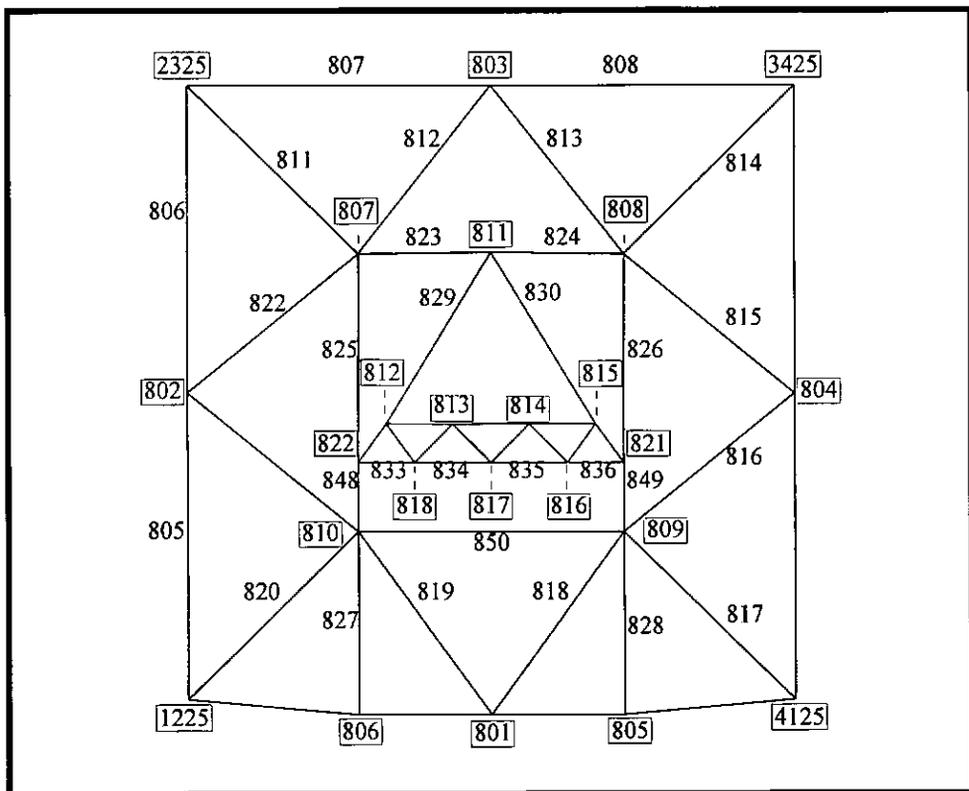


FIGURA II.18 - Seção Transversal do Protótipo - Malha de Elementos Finitos Elevação (-) 253.50 m

Realizaram-se vários estudos numéricos a fim de que fossem simulados algumas adaptações construtivas que seriam realizadas no modelo. Estas simulações tinham como objetivo dar uma noção da influência destas adaptações no comportamento global do protótipo.

Uma destas simulações está relacionada com as características geométricas das pernas da jaqueta. No protótipo, as seções retas das pernas variam ao longo da altura da torre, e na prática, seria bastante difícil construir um modelo com tal característica. Vários testes numéricos foram realizados variando-se a geometria das pernas da jaqueta. Estes testes numéricos foram realizados no CENPES, através do software ADEP [28]. A idéia inicial foi adotar-se um valor médio para estas dimensões, utilizando-se uma mesma seção reta para as pernas ao longo da altura da torre. Apresentam-se a seguir, na tabela II.1, os valores obtidos para os dois primeiros períodos naturais (T_1 e T_2) associados ao 1º modo de flexão nas direções X e Y, considerando-se a estrutura com as características iniciais (1ª linha da tabela II.1) e depois, com diferentes valores médios para o diâmetro (D) e espessura da parede (d) das pernas, buscando o melhor ajuste possível. Nesta tabela também é apresentado o peso total da jaqueta, incluindo o peso do convés e dos condutores, para efeito de comparação.

Tabela II.1 - Estudo Numérico para ajuste dos Períodos Naturais

ESTRUTURA	DIÂMETRO D (mm)	ESPESSURA d (mm)	1º PERÍODO T1 (s)	2º PERÍODO T2 (s)	PESO TOTAL (kN)
Protótipo	variado	variado	4.46	4.39	228020
Simulação 1	2250	30	5.21	5.11	223120
Simulação 2	2400	44	4.83	4.75	231770
Simulação 3	2500	44	4.77	4.69	236450
Simulação 4	2700	44	4.68	4.60	246300

Analisando-se a tabela II.1, pode-se observar que adotando-se um único tubo para a perna é difícil se obter, simultaneamente, períodos naturais e peso total da estrutura próximos aos do protótipo. Optou-se então, pela adoção de dois diferentes diâmetros (D_1 e D_2)/espessuras (d_1 e d_2) ao longo da altura da jaqueta. A altura da jaqueta onde seria realizada a mudança das características geométricas das pernas foi definida em função de estudos realizados no CENPES, considerando-se a influência destas características no momento de inércia global da estrutura. A altura da jaqueta onde ocorre a mudança da seção reta está

mostrada na figura II.10. Foram simuladas duas situações, conforme pode-se observar na tabela II.2.

Tabela II.2 - Estudo Numérico para ajuste dos Períodos Naturais

ESTRUTURA	DIAM. 1 D1 (mm)	ESPESS. 1 d1 (mm)	DIAM. 2 D2 (mm)	ESPESS. 2 d2 (mm)	1º PER. T1 (s)	2º PER. T2 (s)	PESO TOTAL (kN)
Protótipo	variado	variado	variado	variado	4.46	4.39	228020
Simulação 5	1100	44	2700	50	4.36	4.30	233660
Simulação 6	1100	44	2700	44	4.56	4.50	231940

Adotou-se a situação da Simulação 6, pois conforme pode ser observado na tabela II.2, foi esta a simulação que mais aproximou-se dos períodos naturais associados ao 1º modo de flexão nas direções X e Y e do peso total da estrutura original.

Com as hipóteses descritas nesta seção e com as simulações relacionadas às adaptações construtivas do modelo, adotou-se o software SAP90 [27] para determinação das primeiras freqüências naturais do protótipo e dos modos de vibração associados. As principais características físicas e geométricas do protótipo adaptado são apresentadas na tabela II.3 e a tabela II.4 apresenta as primeiras freqüências naturais e os modos de vibração associados para este protótipo.

Tabela II.3 - Principais Características Físicas e Geométricas do Protótipo

CARACTERÍSTICAS DO PROTÓTIPO
Peso do Convés = 90000 kN
Peso da Jaqueta = 85645.38 kN
Peso dos Condutores = 37751.35 kN
Altura da Jaqueta = 313.50 m
Dimensões da base = 88.59 m x 90.59 m
Dimensões do topo = 25.00 m x 25.00 m

Tabela II.4 - Freqüências Naturais e Modos de Vibração Associados do Protótipo

MODOS DE VIBRAÇÃO	FREQ. NAT. (Hz)
1º Modo de Flexão X	0.260
1º Modo de Flexão Y	0.264
1º Modo de Torção	0.712
2º Modo de Flexão Y	0.980
2º Modo de Flexão X	0.993

As figuras II.19 a II.23 mostram os modos de vibração associados às freqüências naturais identificadas numericamente para o protótipo.

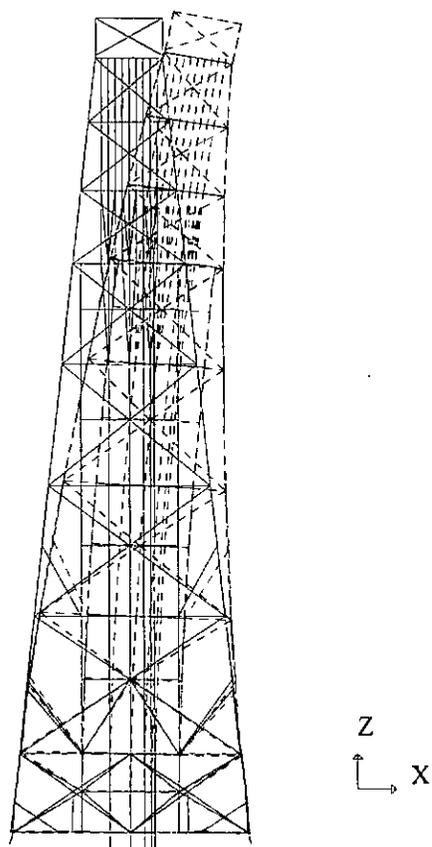
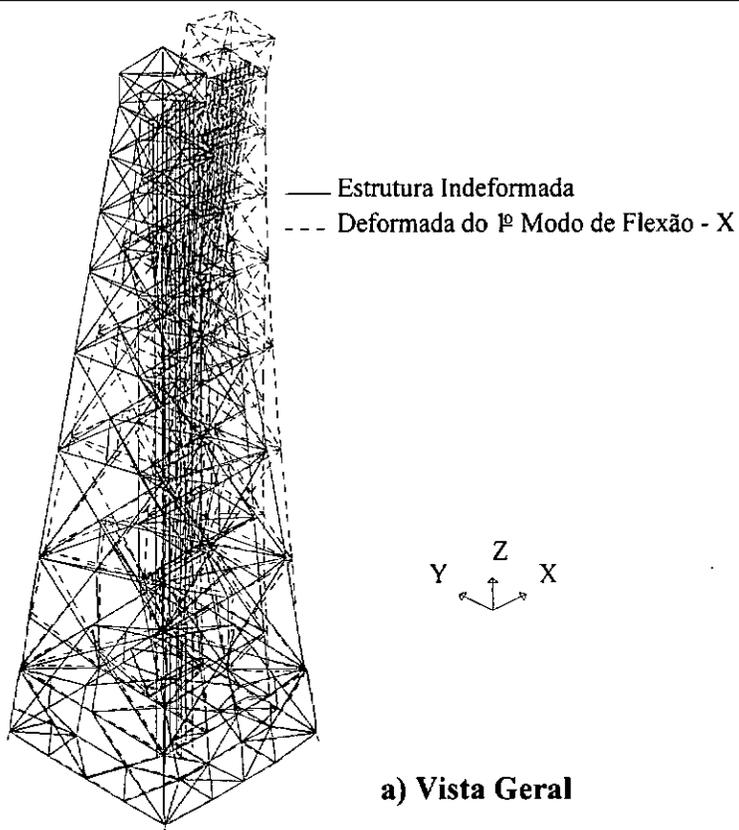


FIGURA II.19 - Primeiro Modo de Flexão - Direção X

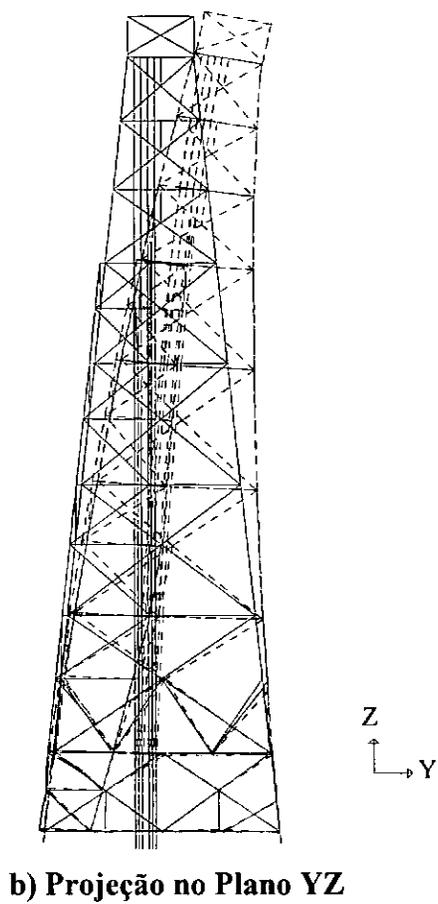
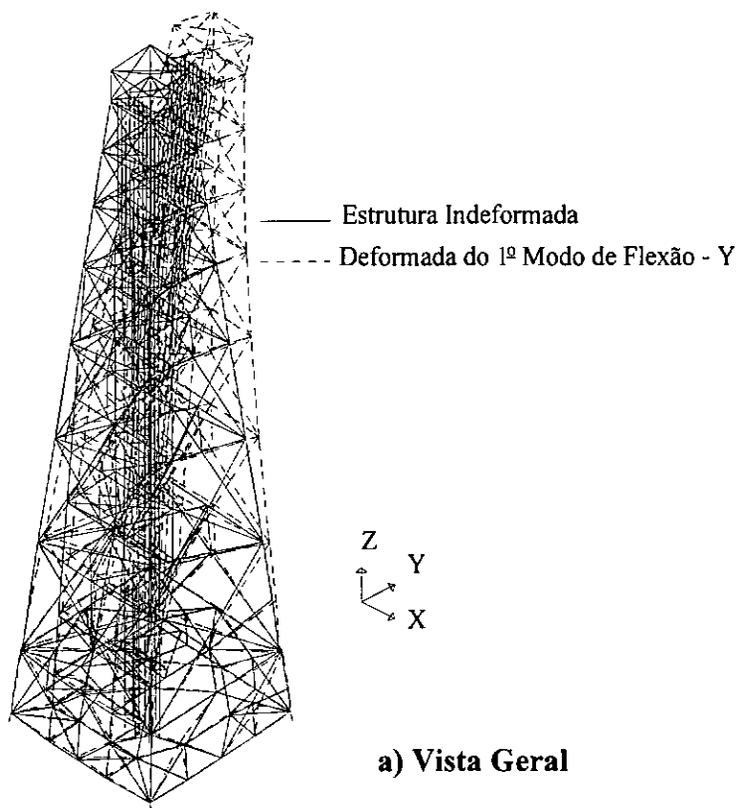


FIGURA II.20 - Primeiro Modo de Flexão - Direção X

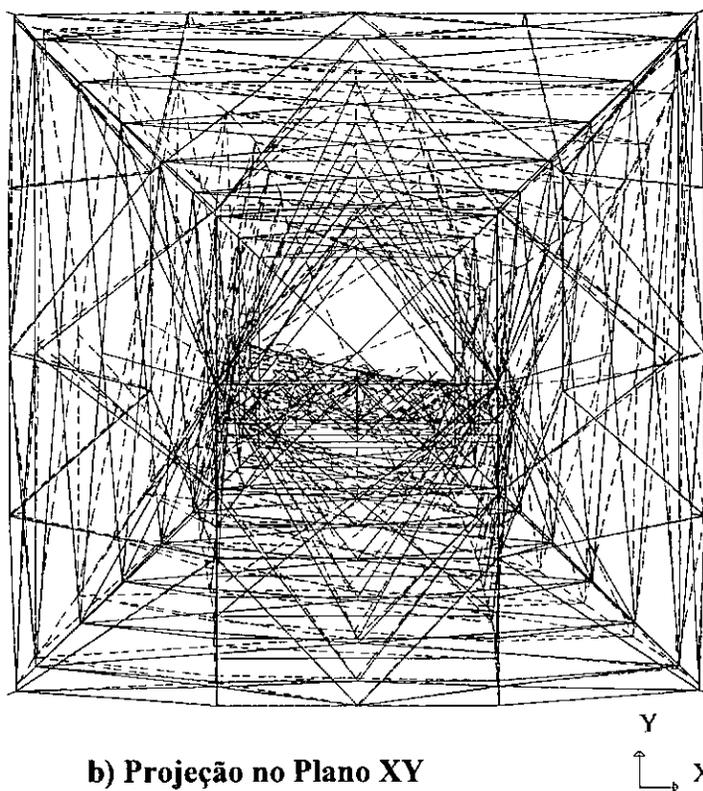
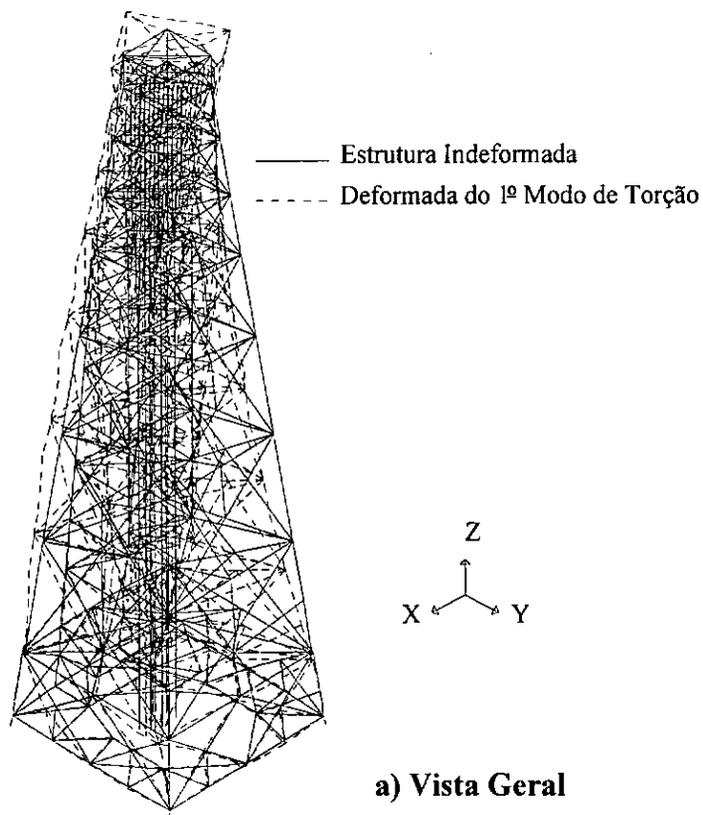


FIGURA II.21 - Primeiro Modo de Torção

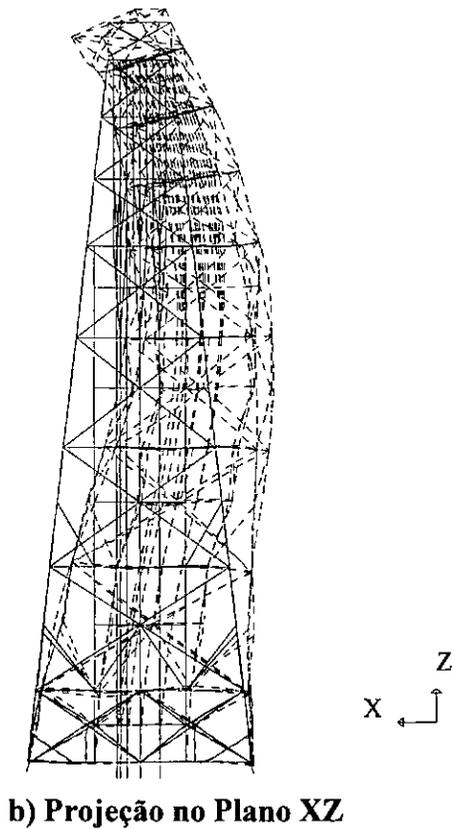
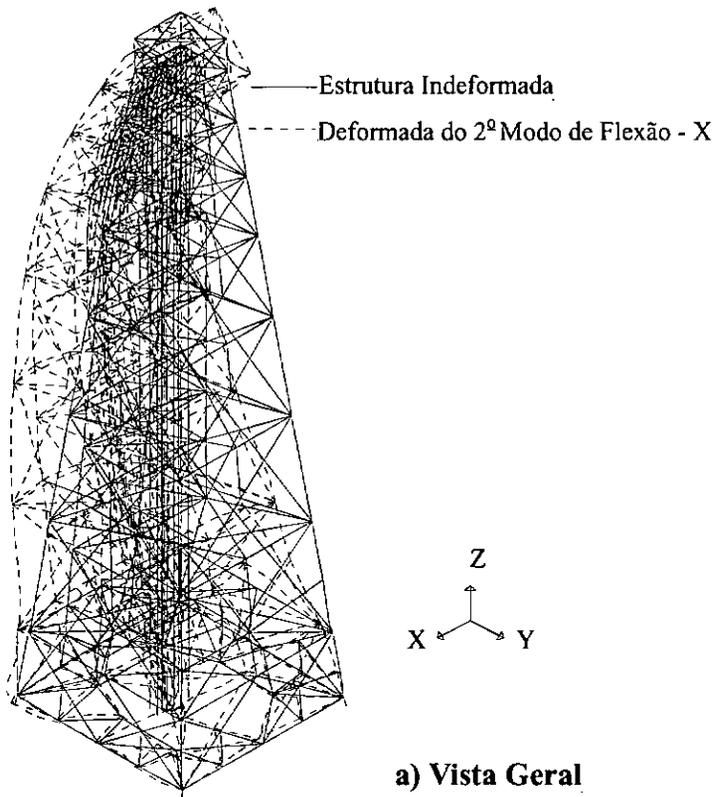


FIGURA II.22 - Segundo Modo de Flexão - Direção X

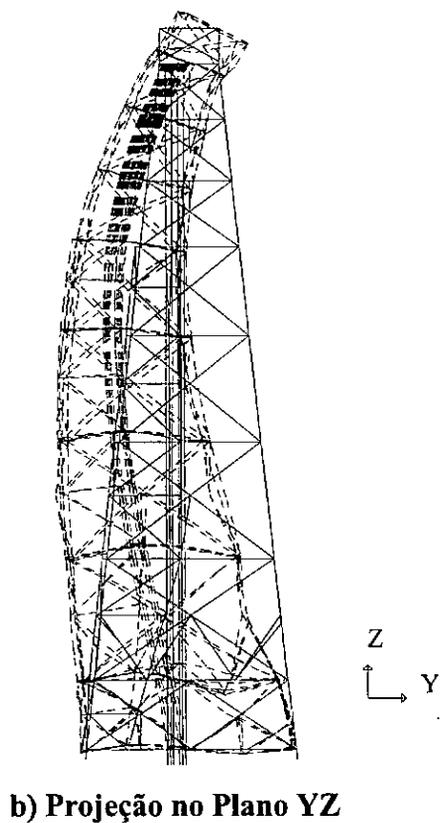
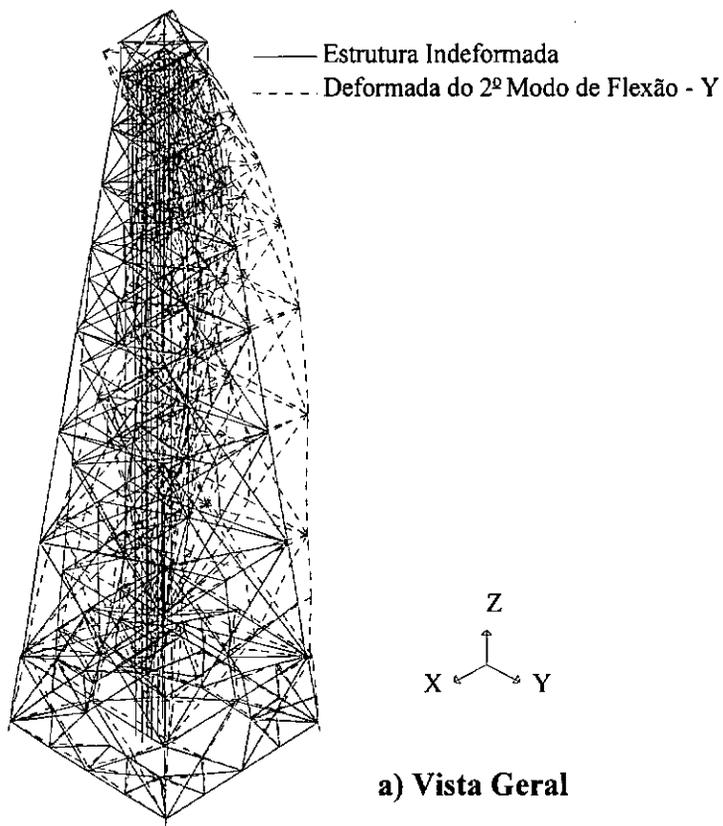


FIGURA II.23- Segundo Modo de Flexão - Direção Y

II.2. PROJETO E AJUSTE DO MODELO REDUZIDO 1

O projeto e ajuste teórico-numérico apresentados nesta seção são referentes ao Modelo 1. Estudo semelhante foi realizado para o Modelo 2 e está apresentado na referência [21].

II.2.1. Resumo da Teoria da Semelhança

Apresenta-se a seguir, um resumo das condições de semelhança física desenvolvidos para estruturas vibrando no ar baseadas na análise dimensional [26].

Em função de fenômenos físicos que regem o comportamento de estruturas vibrando no ar, e montando as matrizes dimensionais, foram deduzidos quatro parâmetros adimensionais [29], independentes entre si, os quais exprimem as condições de semelhança. Estes parâmetros conhecidos por números π , são:

$$\pi_1 = \frac{T}{L} \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (\text{Eq. II.1})$$

$$\pi_2 = T \sqrt{\frac{g}{L}} \quad (\text{Eq. II.2})$$

$$\pi_3 = \frac{F}{L^3 \rho g} \quad (\text{Eq. II.3})$$

$$\pi_4 = \xi \quad (\text{Eq. II.4})$$

onde a notação usada é:

- L é uma dimensão geométrica representativa da estrutura;
- E é o módulo de elasticidade do material da estrutura;
- ρ é a massa específica do material da estrutura;
- T é um período representativo;
- g é a aceleração da gravidade;
- F é uma força representativa;
- ξ é a taxa de amortecimento.

Deve-se observar que esses quatro parâmetros adimensionais (relativos à estruturas vibrando no ar) dados pelas equações II.1 a II.4, encontram-se entre os sete parâmetros obtidos em trabalhos anteriores [30-33], para estruturas offshore, onde foi considerada adicionalmente a estrutura imersa em fluido e sob a ação de ondas.

Para garantir as condições teóricas da semelhança estrutural, torna-se necessário obedecer simultaneamente a todos os números π , isto é:

$$\pi \text{ protótipo} = \pi \text{ modelo} \quad (\text{Eq. II.5})$$

As condições de semelhança podem ser expressas de forma bem mais conveniente do que os números π , se forem expressas em função de fatores de escala. Um fator de escala genérico de uma grandeza “f”, K_f , é definido pela razão entre o valor desta grandeza no modelo e no protótipo. Esta definição facilita em muito a introdução de condições que possibilitem a modelagem, isto é, a obediência simultânea aos parâmetros adimensionais.

O primeiro passo para a construção de um modelo reduzido semelhante ao protótipo, é estabelecer a escala geométrica geral:

$$K_L = \frac{L_{\text{modelo}}}{L_{\text{protótipo}}} \quad (\text{Eq. II.6})$$

Esta escala é definida inicialmente em função do tamanho do modelo que se pretende construir e do tamanho do protótipo que se pretende modelar.

Introduzindo-se o conceito de fator de escala nas equações II.1 a II.3, chega-se a:

$$\sqrt{\frac{K_E}{K_\rho}} = \frac{K_L}{K_T} \quad (\text{Eq. II.7})$$

$$K_T = \sqrt{\frac{K_L}{K_g}} \quad (\text{Eq. II.8})$$

$$K_F = K_L^3 \times K_\rho \times K_g \quad (\text{Eq. II.9})$$

onde:

- K_F é a escala das forças;
- K_ρ é a escala das massas específicas;
- K_g é a escala da aceleração da gravidade;
- K_E é a escala do Módulo de Elasticidade;
- K_T é a escala dos períodos.

A partir das equações II.8 e II.9, e considerando-se que o modelo e o protótipo estão submetidos à mesma aceleração da gravidade ($K_g = 1$), tem-se:

$$K_T = \sqrt{K_L} \quad (\text{Eq. II.10})$$

$$K_F = K_\rho K_L^3 \quad (\text{Eq. II.11})$$

E, substituindo-se a equação II.10 em II.7, tem-se:

$$K_\rho = \frac{K_E}{K_L} \quad (\text{Eq. II.12})$$

as quais resultam nas escalas das seguintes grandezas físicas:

- frequência

$$K_f = \frac{1}{\sqrt{K_L}} \quad (\text{Eq. II.13})$$

- massa

$$K_m = K_\rho K_L^3 \quad (\text{Eq. II.14})$$

Para rigidez à flexão da estrutura (EI), onde I é o momento de inércia da seção transversal, tem-se:

$$K_I = K_L^4 \quad (\text{Eq. II.15})$$

e com a equação II.12, chega-se a:

$$K_{EI} = K_\rho \times K_L^5 \quad (\text{Eq. II.16})$$

Conforme estudos anteriores [29, 34], para que se verifique a obediência da equação II.16, o modelo ideal deveria ser composto de barras com um material de módulo de elasticidade muito menor que o do protótipo e com massa específica de mesma ordem de grandeza.

Mesmo considerando-se o modelo reduzido construído com um material plástico ($E \cong 3138.20 \text{ N/mm}^2$ para tubos do tipo ABS), a equação II.16 conduziria a valores do momento de inércia do modelo muito pequenos, não sendo encontrados comercialmente tubos com essas características. A solução é adotar um modelo distorcido na escala das espessuras das paredes dos tubos, já que uma distorção na escala dos diâmetros externos impossibilitaria a utilização posterior do modelo imerso em fluido. De acordo com a referência [29], para tubos de parede fina a escala das espessuras de parede é expressa pela equação:

$$K_d = \frac{K_L^2}{K_E} \quad (\text{Eq. II.17})$$

sendo que:

- K_d é a escala das espessuras de parede

No entanto, ainda existe a dificuldade de se encontrarem tubos comerciais com espessuras de parede tão finas de forma que atendam a equação II.17.

O “excesso de rigidez” provocado pelo acréscimo de espessura das paredes (tubos comerciais) pode ser compensado com um incremento na massa m do elemento. Isto é feito através da escala da massa específica (K_ρ), obtida substituindo a equação II.14 em II.16. Assim, chega-se a:

$$\frac{K_{EI}}{m} = K_L^2 \quad (\text{Eq. II.18})$$

Para finalizar, a taxa de amortecimento ξ deve ser a mesma no modelo e no protótipo, para que a modelagem física possa ser considerada adequada. Esta condição está expressa pelo número π_4 . Quando os modelos são projetados respeitando-se os fatores de escala da rigidez e da massa, tem-se considerado que este parâmetro é satisfeito de forma aproximada [31, 34, 35].

II.2.2. Projeto do Modelo Reduzido

O projeto do modelo reduzido tem como primeira etapa idealizar um modelo, o qual apresente características físicas semelhantes ao protótipo, segundo a teoria da Semelhança. Este modelo é denominado Modelo Ideal.

Conforme citado na seção II.2.1, para que se obedeam as equações II.16 ou II.18, o modelo ideal deveria ser composto de barras de um material de módulo de elasticidade muito menor que o protótipo e com massa específica de mesma ordem de grandeza. Neste caso, o material ideal seria o plástico.

Os valores dos módulos de elasticidade dos tubos do tipo ABS ($E = 3138.20 \text{ N/mm}^2$), e polipropileno ($E = 1150.00 \text{ N/mm}^2$), foram obtidos em ensaios realizados em teses de Doutorado em que se utilizaram estes materiais [29, 32], respectivamente. Os diâmetros das barras das pernas do modelo (determinados por K_L) não são diâmetros encontrados comercialmente, logo, foi necessária a confecção de tubos especiais. Como citado anteriormente, o módulo de elasticidade do modelo deveria ser bem menor que o do protótipo. Assim sendo, adotou-se o poliestireno para confecção destes tubos, por ser ele o de menor módulo de elasticidade dentre os materiais pesquisados. Os tubos de poliestireno foram confeccionados especialmente para esta pesquisa e os valores adotados para os módulos de elasticidade destes tubos foram determinados experimentalmente, conforme descrito a seguir.

Para determinação do módulo de elasticidade dos elementos do modelo especialmente confeccionados, algumas amostras destes tubos foram ensaiadas à flexão, conforme esquema mostrado na figura II.24. Foi imposta no meio do vão uma força aplicada manualmente

medida por um load-cell, sendo que as flechas foram medidas neste mesmo ponto por um flexímetro elétrico. Os sinais do load-cell e do flexímetro foram digitalizados através de um plotter e aquisitados pelo microcomputador através de um software desenvolvido para este fim.

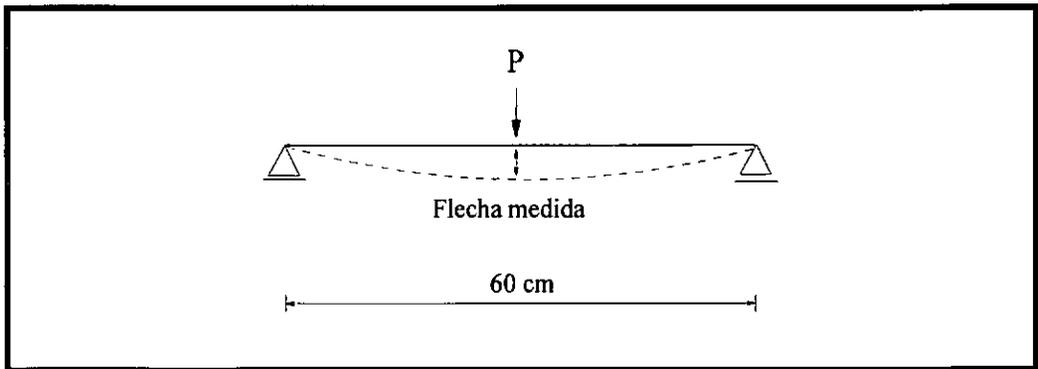


Figura II.24 - Esquema de Ensaio para Determinação do Módulo de Elasticidade

Para cada amostra (num total de quatro amostras para cada diâmetro), o ensaio foi repetido várias vezes e a cada novo ensaio a peça era descarregada e lido o novo zero. Foram ensaiados tubos de poliestireno de 31.8 cm x 0.8 cm e 12.9 cm x 0.7 cm (diâmetro x espessura).

Como visto anteriormente (ver seção II.2.1), o excesso de rigidez provocado pelo acréscimo de espessura das paredes pode ser compensado com um incremento na massa m dos elementos (eq. II.18). Este aumento da massa específica seria realizado com o preenchimento das pernas do modelo com mercúrio. Em função disso, os tubos de 31.8 cm x 0.8 cm foram ensaiados inicialmente vazios e depois, preenchidos com pequenos pedaços de tubos de PVC rígido com mercúrio inserido no seu interior para que se verificasse a possível influência destes no módulo de elasticidade. Nos tubos de 12.9 cm x 0.7 cm foram inseridos tubos de polipropileno cheio de mercúrio. Entretanto, os tubos de 12.9 cm x 0.7 cm não foram ensaiados com as barras cheias de mercúrio no seu interior, pois o tubo interno (polipropileno) foi envolvido espaçadamente com uma camada de fita crepe, de modo a não alterar a rigidez a flexão do tubo externo. Foram ensaiados quatro tubos de cada diâmetro, sendo que os valores médios e os desvios padrões obtidos para os módulos de elasticidade foram:

- tubos de 12.9 x 0.7 - $E = 2492.34 \text{ N/mm}^2$, $\sigma = 42.15 \text{ N/mm}^2$;

- tubos de 31.8 x 0.8 sem mercúrio - $E = 2108.14 \text{ N/mm}^2$, $\sigma = 174.76 \text{ N/mm}^2$;
- tubos de 31.8 x 0.8 com mercúrio - $E = 2309.17 \text{ N/mm}^2$, $\sigma = 179.16 \text{ N/mm}^2$;

onde σ é o desvio padrão.

Podemos observar que a influência devido à inserção de pequenos pedaços dos tubos de PVC rígido com mercúrio no módulo de elasticidade do tubo de poliestireno é muito pequena, podendo ser desprezada.

Adotando-se como material construtivo do modelo tubos de plástico do tipo ABS ($E = 3138.2 \text{ N/mm}^2$), poliestireno ($E_1 = 2492.3 \text{ N/mm}^2$ e $E_2 = 2108.1 \text{ N/mm}^2$) e polipropileno ($E = 1150.0 \text{ N/mm}^2$), e considerando-se a escala geométrica geral de redução 1/85, têm-se as seguintes escalas a serem utilizadas no modelo ideal:

$$K_L = \frac{1}{85} \quad (\text{Escala Geométrica Geral}) \quad (\text{Eq. II.19})$$

Para tubos do tipo ABS (utilizados nas mesas e travejamentos laterais), tem-se:

$$K_E = \frac{E_{\text{ABS}}(\text{modelo})}{E_{\text{AÇO}}(\text{protótipo})} = \frac{3139.2}{206010.0} \cong \frac{1}{65.6} \quad (\text{Escala dos Módulos de Elasticidade})$$

(Eq. II.20)

$$K_d = \frac{K_L^2}{K_E} \cong \frac{1}{110.1} \quad (\text{Escala das espessuras de parede}) \quad (\text{Eq. II.21})$$

Para tubos do tipo poliestireno, considerando-se duas composições diferentes (utilizados nas pernas, nas mesas e travejamentos laterais), tem-se:

$$K_{E1} = \frac{E_{\text{Poliestir.}}(\text{modelo})}{E_{\text{AÇO}}(\text{protótipo})} = \frac{2492.3}{206010.0} \cong \frac{1}{82.7} \quad (\text{Escala dos Módulos de Elasticidade})$$

(Eq. II.22)

$$K_{d1} = \frac{K_L^2}{K_E} \cong \frac{1}{87.4} \quad (\text{Escala das espessuras de parede}) \quad (\text{Eq. II.23})$$

$$K_{E2} = \frac{E_{\text{Poliestir. (modelo)}}}{E_{\text{AÇO (protótipo)}}} = \frac{2108.1}{206010.0} \cong \frac{1}{97.7} \quad (\text{Escala dos Módulos de Elasticidade})$$

(Eq. II.24)

$$K_{d2} = \frac{K_L^2}{K_E} \cong \frac{1}{73.8} \quad (\text{Escala das espessuras de parede}) \quad (\text{Eq. II.25})$$

Para tubos do tipo polipropileno (utilizados para confecção dos condutores), tem-se:

$$K_E = \frac{E_{\text{Poliprop. (modelo)}}}{E_{\text{AÇO (protótipo)}}} = \frac{1150.0}{206010.0} \cong \frac{1}{179.1} \quad (\text{Escala dos Módulos de Elasticidade})$$

(Eq. II.26)

$$K_d = \frac{K_L^2}{K_E} \cong \frac{1}{40.3} \quad (\text{Escala das espessuras de parede}) \quad (\text{Eq. II.27})$$

Em função dos fatores de escala apresentados (equações II.19 a II.27), pode-se definir as características geométricas (diâmetro e espessura de parede) dos tubos plásticos a serem utilizados na construção do modelo, considerando-se as condições ideais. Estas características estão apresentadas na tabela II.5. Esta tabela apresenta as dimensões dos diâmetros externos (D) e das espessuras de parede (d) dos elementos do protótipo (segunda coluna) e do Modelo Ideal (terceira coluna). A identificação dos elementos é apresentada nas figuras II.10 a II.14 (seção II.1).

Na tabela II.5 as espessuras das barras do protótipo foram adotadas como sendo a espessura média de cada diâmetro considerado, pois haviam diversas barras com o mesmo diâmetro externo (D) apresentando diferentes espessuras de parede (d).

Utilizando-se os dados fornecidos na tabela II.5 (terceira coluna) e, respeitando-se as escalas K_L e K_E , o Modelo Ideal poderia ser construído. Entretanto, existem algumas

restrições de ordem prática que impedem a satisfação completa e simultânea de todas as condições de semelhança, tornando inviável a construção do Modelo Ideal.

Conforme pode-se observar na tabela II.5 (terceira coluna), as espessuras das paredes dos tubos do Modelo Ideal são muito pequenas (variando de 0.09 mm a 0.60 mm), não sendo encontrados comercialmente tubos com tais espessuras. Além disso, os diâmetros calculados não são diâmetros padronizados. Assim, fez-se necessária a confecção de alguns tubos especiais.

Tabela II.5 - Características Geométricas das Barras

BARRAS	PROTÓTIPO Dxd (mm)	MODELO IDEAL Dxd (mm)	MODELO IDEALIZADO Dxd (mm)	MATERIAL UTILIZADO
(1) Pernas	2700 x 44	31.76 x 0.60	31.80 x 0.80	Poliestireno
(2) Pernas	1100 x 44	12.94 x 0.50	12.90 x 0.70	Poliestireno
(3)	1600 x 40	18.82 x 0.36	19.10 x 1.60	ABS
(4)	1450 x 32	17.06 x 0.29	19.10 x 1.60	ABS
(5)	1350 x 32	15.88 x 0.29	15.90 x 1.60	ABS
(6)	1300 x 30	15.29 x 0.27	15.90 x 1.60	ABS
(7)	1250 x 25	14.71 x 0.23	14.90 x 1.55	ABS
(8)	1200 x 25	14.12 x 0.23	14.90 x 1.55	ABS
(9)	1150 x 25	13.53 x 0.23	14.90 x 1.55	ABS
(10)	1100 x 28	12.94 x 0.32	12.90 x 0.70	Poliestireno
(11)	1050 x 28	12.35 x 0.32	12.90 x 0.70	Poliestireno
(12)	1000 x 28	11.76 x 0.25	11.10 x 1.60	ABS
(13)	950 x 22	11.18 x 0.20	11.10 x 1.60	ABS
(14)	900 x 20	10.59 x 0.16	11.10 x 1.60	ABS
(15)	850 x 20	10.00 x 0.18	9.40 x 1.55	ABS
(16)	800 x 20	9.41 x 0.18	9.40 x 1.55	ABS
(17)	750 x 18	8.82 x 0.16	9.40 x 1.55	ABS
(18)	700 x 18	8.24 x 0.16	9.40 x 1.55	ABS
(19)	650 x 16	7.65 x 0.15	6.30 x 1.55	ABS
(20)	600 x 15	7.06 x 0.14	6.30 x 1.55	ABS
(21)	550 x 15	6.47 x 0.14	6.30 x 1.55	ABS
(22)	500 x 16	5.88 x 0.15	6.30 x 1.55	ABS
(23)	450 x 13	5.29 x 0.12	6.30 x 1.55	ABS
(24)	400 x 13	4.71 x 0.12	4.80 x 1.20	ABS
(25)	350 x 10	4.12 x 0.09	4.80 x 1.20	ABS
(26) Condutores	762 x 19.05	8.96 x 0.47	8.90 x 0.30	Polipropileno
(27) Convés	5000.00 x 500	58.82 x 4.54	50.00 x 1.60	PVC

Os tubos de ABS e polipropileno indicados na quinta coluna da tabela II.5 já existiam no Laboratório de Estruturas provenientes de sobra de outras pesquisas. Os tubos de poliestireno foram confeccionados sob encomenda especial. Devido a limitações de fabricação desses tubos, não foi possível a obtenção das espessuras requeridas pelo Modelo Ideal.

De acordo com a tabela II.5 , pode-se observar pela comparação das terceira e quarta colunas, onde são indicadas as dimensões dos elementos dos Modelos Ideal e Idealizado, que o modelo idealizado não respeita a escala das espessuras. Este acréscimo das espessuras gera sérias distorções no modelo, ocasionando um “excesso” de rigidez dos elementos, podendo ser compensado através de um aumento da massa específica em cada elemento, segundo a equação II.18.

Este aumento de massa específica pode ser feito com o preenchimento dos tubos com material de peso específico elevado para obter-se a massa específica que atenda a equação II.18.

O aumento da massa específica necessário em cada elemento foi considerado adicionando-se massa somente nas pernas do modelo, isto porque adicionar massa em todas as barras seria muito trabalhoso e demorado. Para preenchimento das pernas utilizou-se mercúrio, por este apresentar massa específica próxima daquela necessária para atingir o valor desejado.

Durante a confecção do modelo, fez-se o controle da massa adicionada nas pernas, pesando-se cada barra preenchida com mercúrio e, posteriormente, determinou-se experimentalmente a massa específica das pernas. Na tabela II.6 são indicadas as massas específicas encontradas teoricamente pela equação II.18 (segunda coluna), e experimentalmente, pelos valores médios obtidos para cada perna (terceira coluna).

Observando-se a tabela II.6, notamos que a massa específica experimental dos elementos (3) a (26) é sempre menor que aquela calculada segundo a Teoria da Semelhança, e isto é compensado na massa específica das pernas, onde esta é bem maior que a calculada segundo a Teoria da Semelhança, de tal forma que o peso distribuído ao longo da altura da torre obtido teoricamente seja aproximadamente o mesmo do modelo a ser construído.

Devido às restrições comentadas, torna-se impossível a construção do Modelo Ideal, tornando-se necessária a introdução de aproximações na modelagem, surgindo assim, o Modelo Idealizado. Este modelo é definido como aquele que, apesar de restrições práticas impostas, consegue satisfazer aproximadamente a todas as condições de semelhança, apresentando características dinâmicas semelhantes ao protótipo.

Tabela II.6- Massas específicas teóricas (segundo a equação II.18) e experimentais (pesando cada elemento preenchido) ρ - (10^{-3} N.s²/cm⁴)

BARRAS	MASSA ESPECÍFICA (10^{-3} N.s ² /cm ⁴)	
	TEÓRICA	EXPERIMENTAL
(1) Pernas	6.72	52.70
(2) Pernas	7.78	16.72
(3)	9.24	1.05
(4)	11.20	1.05
(5)	8.65	1.05
(6)	9.31	1.05
(7)	8.72	1.05
(8)	9.43	1.05
(9)	10.30	1.05
(10)	7.55	1.06
(11)	8.17	1.06
(12)	6.97	1.05
(13)	7.67	1.05
(14)	8.54	1.05
(15)	6.57	1.05
(16)	7.40	1.05
(17)	8.38	1.05
(18)	9.65	1.05
(19)	4.11	1.05
(20)	4.81	1.05
(21)	5.68	1.05
(22)	6.96	1.05
(23)	8.64	1.05
(24)	6.36	1.05
(25)	8.24	1.05
(26)Condutores	3.61	1.00

O modelo idealizado é semelhante ao protótipo no que tange a obediência:

- i. à escala geométrica geral $K_L = 1/85$ (ver figuras II.2 a II.9 e II.25 a II.32)
- ii. à escala das massas concentradas, considerando-se inicialmente, a massa do convés igual à do modelo ideal, cujo cálculo é apresentado a seguir.

As massas concentradas no topo das pernas do protótipo (M_p^P), que simulam a massa do convés são reduzidas na seguinte escala:

$$K_m = K_L^3 \quad (\text{Eq. II.28})$$

Assim, teremos:

$$M_m^P = M_p^P \times \frac{1}{85^3} = 3.66 \text{ Kg}$$

uma vez que, $M_p^P = 2293.58 \text{ t}$, onde na expressão anterior M_m^P é a massa concentrada no topo de cada perna do modelo.

As figuras II.25 e II.26 mostram, respectivamente, uma vista frontal e uma vista lateral do modelo idealizado e as figuras II.27 a II.32 mostram algumas seções transversais (andares) deste modelo. Os elementos estão numerados de 1 a 27, conforme sua seção transversal (ver figuras II.10 a II.14 - seção II.1), sendo que seus diâmetros e espessuras estão indicados na quarta coluna da tabela II.5.

As características gerais do modelo idealizado, mostrado na foto II.1, são apresentadas na tabela II.7.

Tabela II.7 - Características Físicas e Geométricas do Modelo Idealizado

CARACTERÍSTICAS DO MODELO IDEALIZADO
Peso do Convés = 146.55 N
Peso da Jaqueta = 505.00 N
Peso dos Condutores = 11.00 N
Altura da Jaqueta = 369.00 cm
Dimensões da base = 104.20 cm x 106.50 cm
Dimensões do topo = 29.40 cm x 29.40 cm



Foto II.1

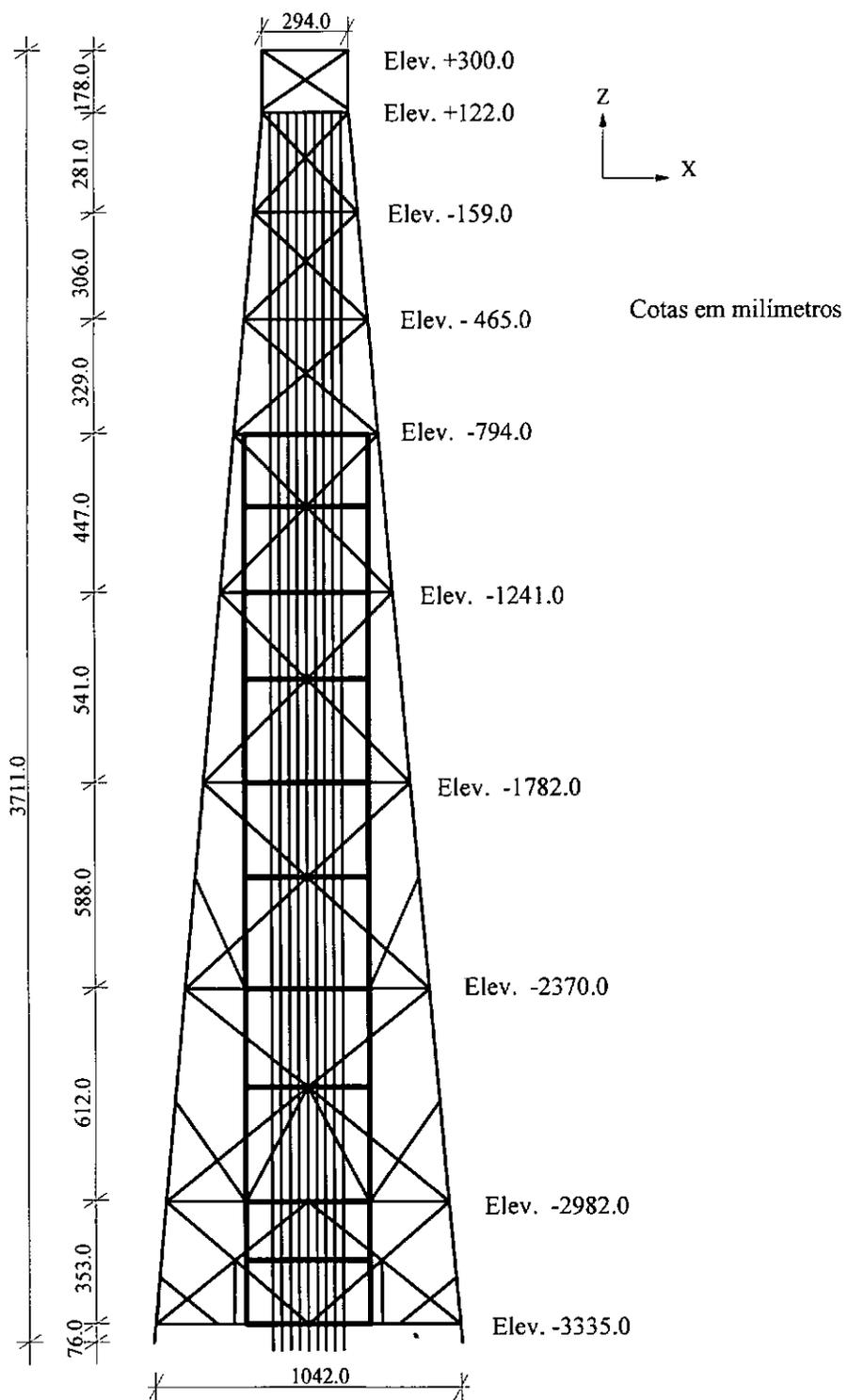


Figura II.25 - Vista Frontal do Modelo

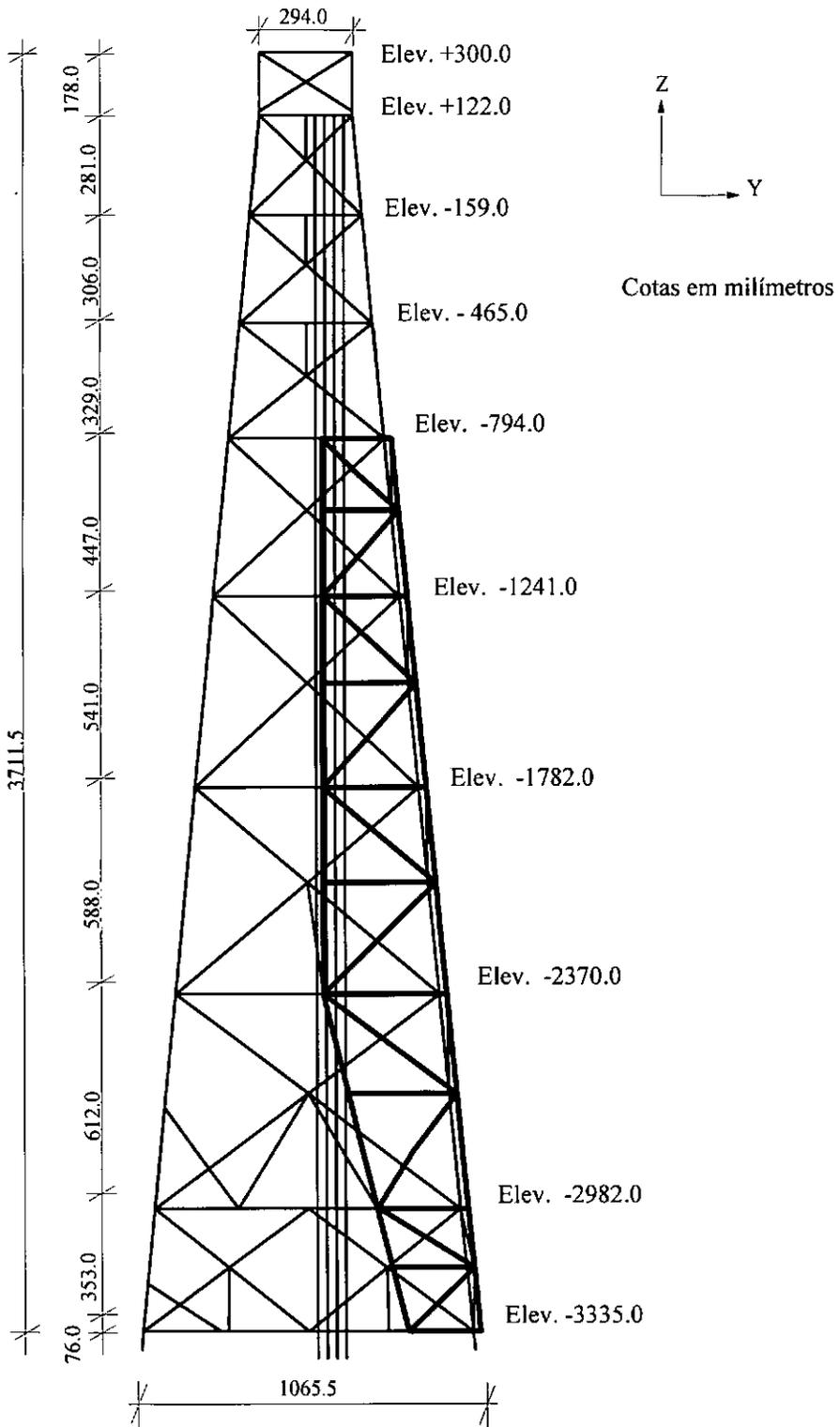


Figura II.26 - Vista Lateral do Modelo

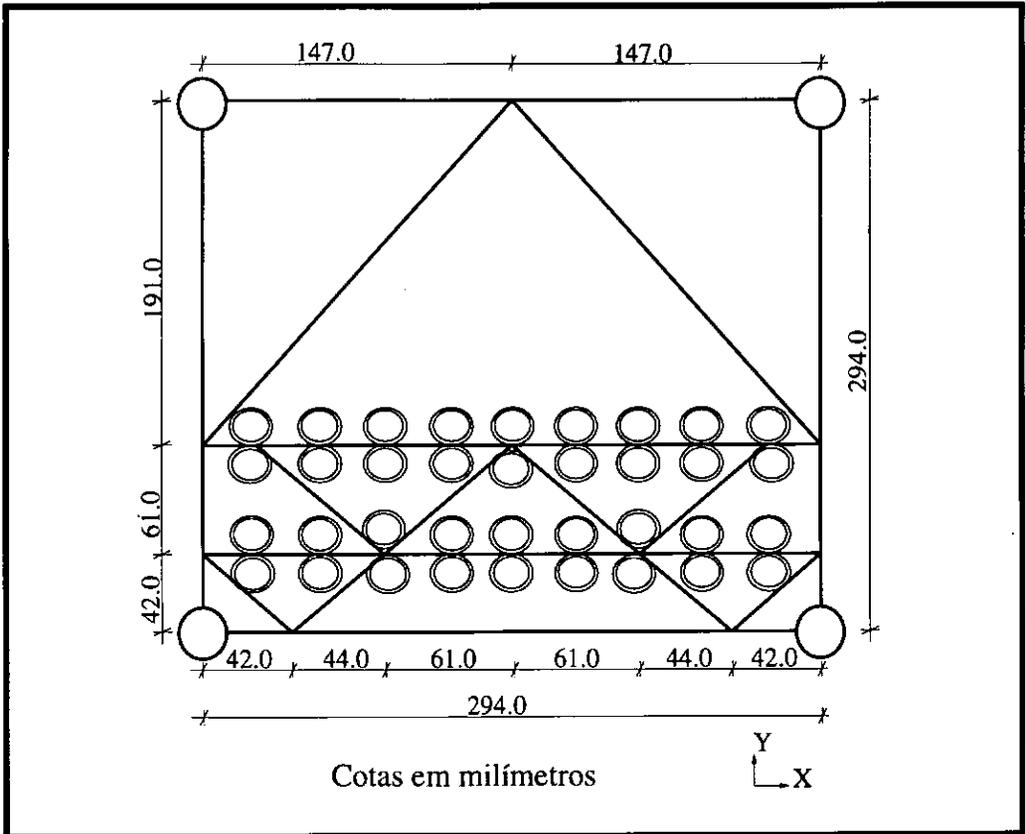


FIGURA II.27 - Seção Transversal do Modelo - Elevação (+) 122.00 mm

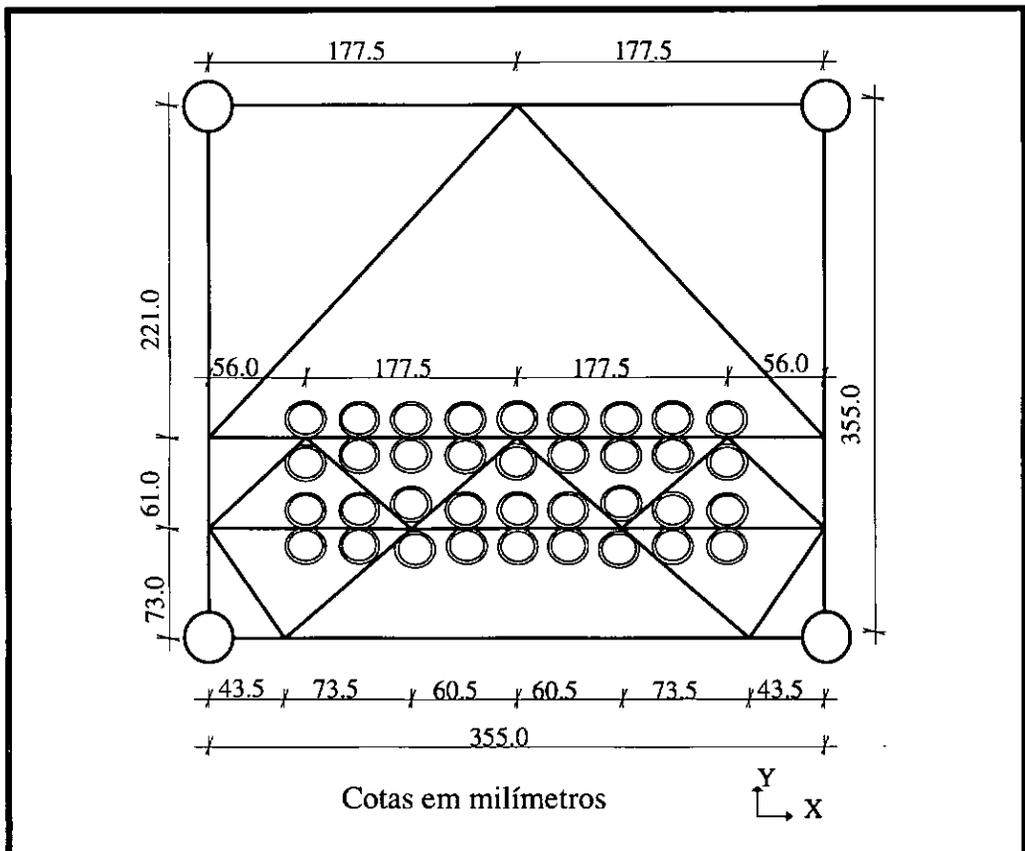


FIGURA II.28 - Seção Transversal do Modelo - Elevação (-) 159.00 mm

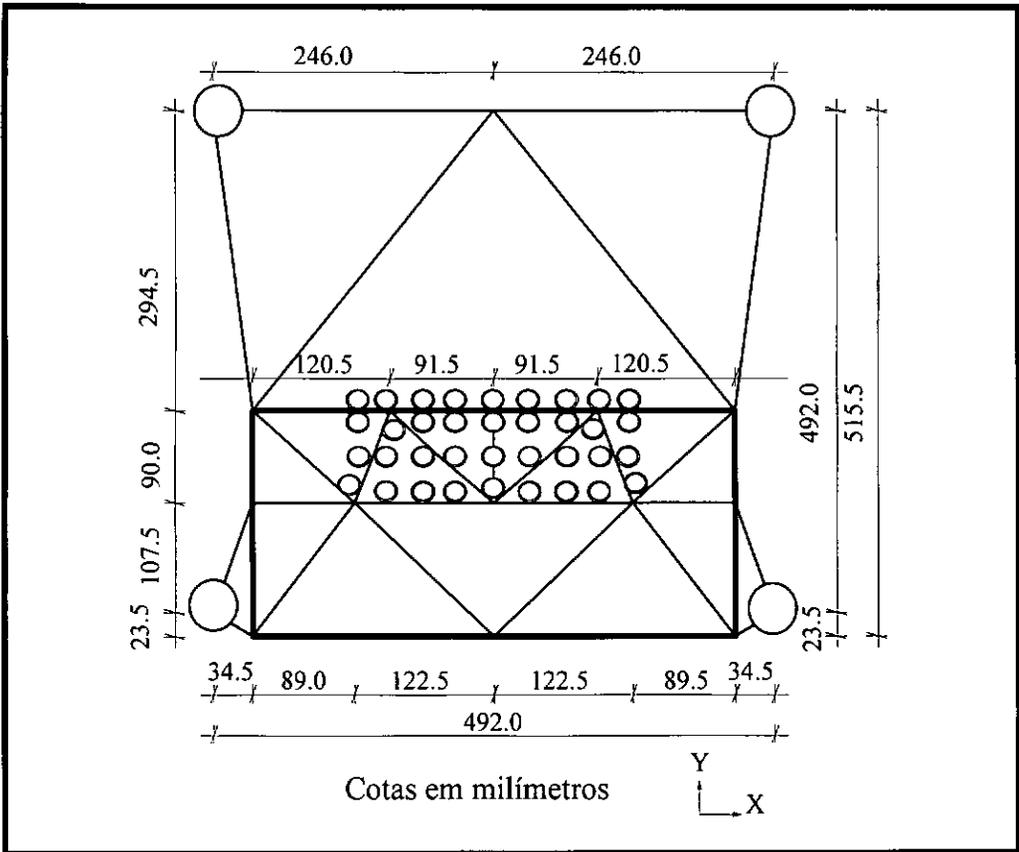


FIGURA II.29 - Seção Transversal do Modelo - Elevação (-) 794.00 mm

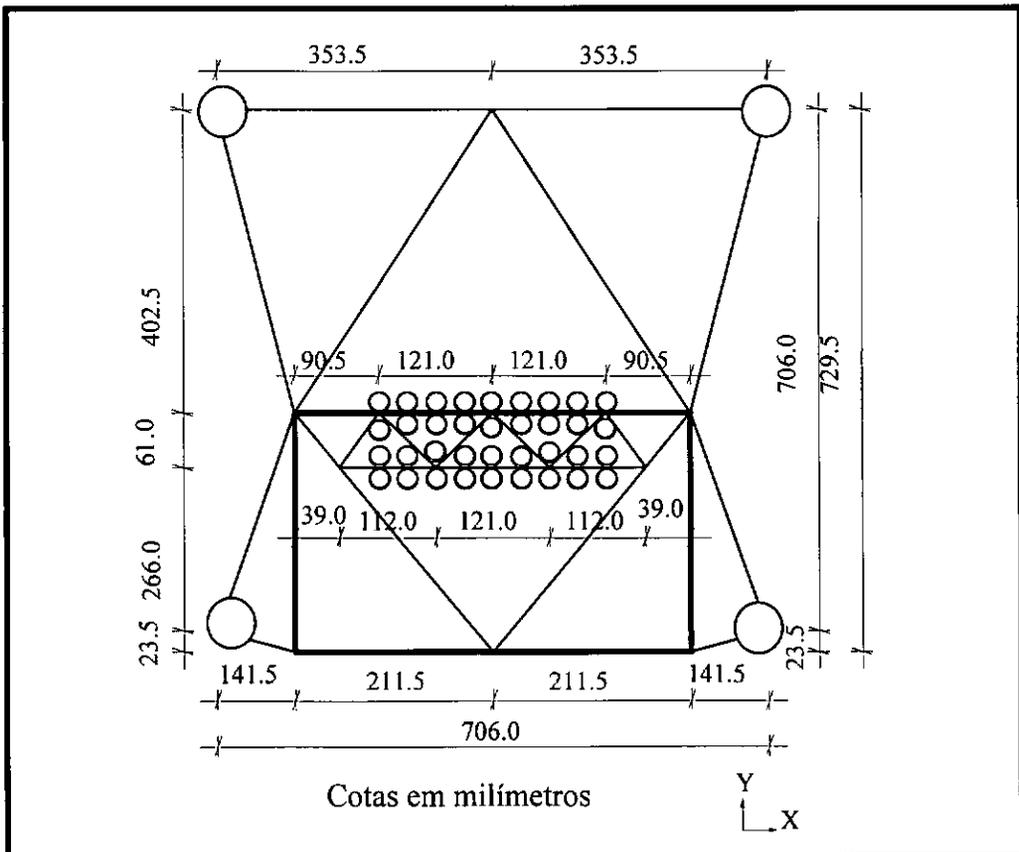


FIGURA II.30 - Seção Transversal do Modelo - Elevação (-) 1782.00 mm

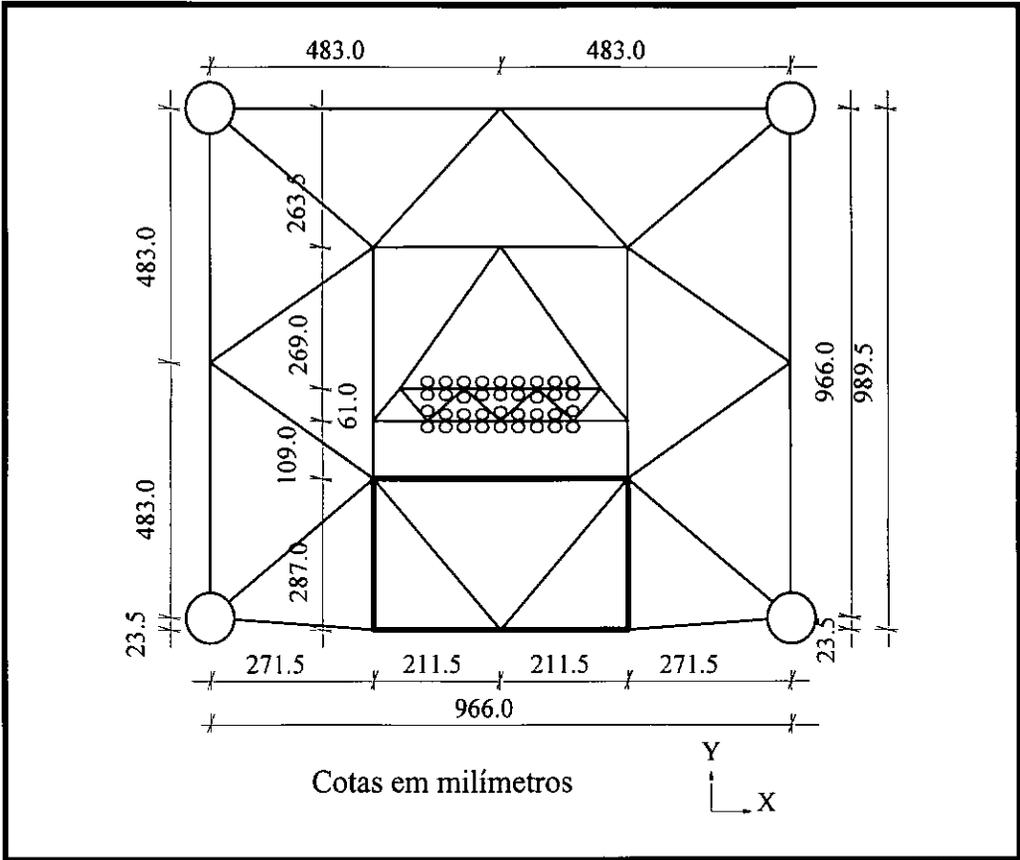


FIGURA II.31- Seção Transversal do Modelo - Elevação (-) 2982.00 mm

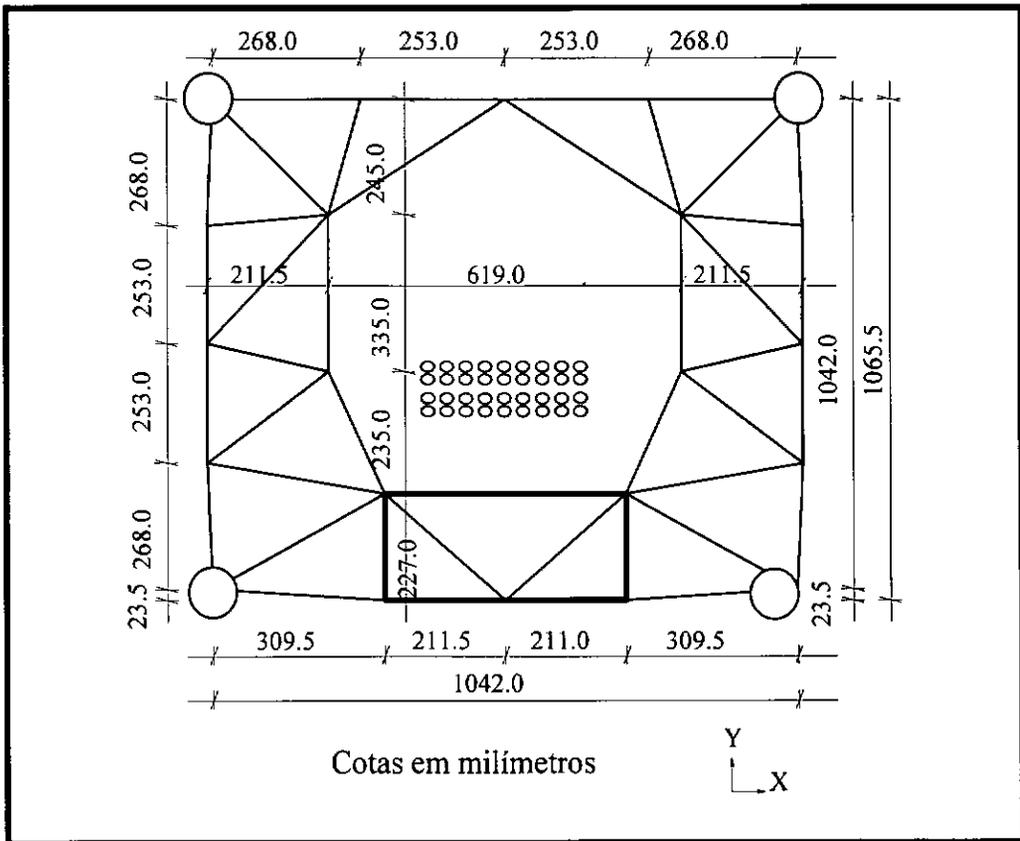


FIGURA II.32 - Seção Transversal do Modelo - Elevação (-) 3335.00 mm

II.2.3. Modelagem Física e Ajuste Teórico-Numérico do Modelo

Para modelagem desta estrutura foram consideradas as seguintes situações:

a) não foi considerada a interação solo-estrutura, sendo as condições de apoio da base das pernas e dos condutores idênticas às descritas para o protótipo (ver seção II.2): as bases das pernas e dos condutores são engastadas. O engaste das pernas foi simulado através de dispositivos mecânicos ajustados à base das pernas e fixado à base da jaqueta, conforme pode ser observado na foto III.14. Para simular as condições de apoio dos condutores foram adotadas uma chapa de acrílico (onde os condutores são colados) e uma rótula espacial perfeitamente ajustada a dispositivos mecânicos fixados a base de fixação da jaqueta, sendo que para simular o engaste esta rótula teve suas rotações completamente restringidas. A chapa de acrílico é fixada ao mecanismo de engaste por parafusos que permitem o devido ajuste. Este detalhe é mostrado na foto III.14. Esta foto mostra ainda a base de fixação da jaqueta. Tratam-se de perfis metálicos soldados e fixados à placa de reação do Laboratório de Estruturas;

b) para reproduzir a ligação condutores-estrutura, considerou-se as mesmas condições de contorno adotadas na modelagem física do protótipo (descritas na seção II.1.2). Para simular fisicamente estas condições de contorno utilizaram-se pequenos pedaços de tubos, sendo que os condutores passam por dentro destes tubos e são ligados a eles apenas por um pingo de cola, e os pedaços de tubos, por sua vez, são colados ao resto da estrutura.

A modelagem numérica adotada para representar a ligação entre condutores e estrutura foi a mesma adotada para o protótipo, ou seja, foram compatibilizados os deslocamentos entre os condutores e a jaqueta no plano horizontal;

c) para simular a rigidez do convés foram utilizados tubos de PVC de grande diâmetro e para simular a massa do convés foram utilizadas massas distribuídas no convés do modelo. Na modelagem numérica, as barras do convés são consideradas sem massa e a distribuição da massa foi feita simplesmente por massas concentradas no topo de cada uma das quatro pernas.

O ajuste do modelo reduzido foi realizado em duas etapas, conforme ilustrado no fluxograma da figura II.33, sendo que o ajuste teórico-numérico do modelo idealizado consiste na primeira etapa de ajuste.

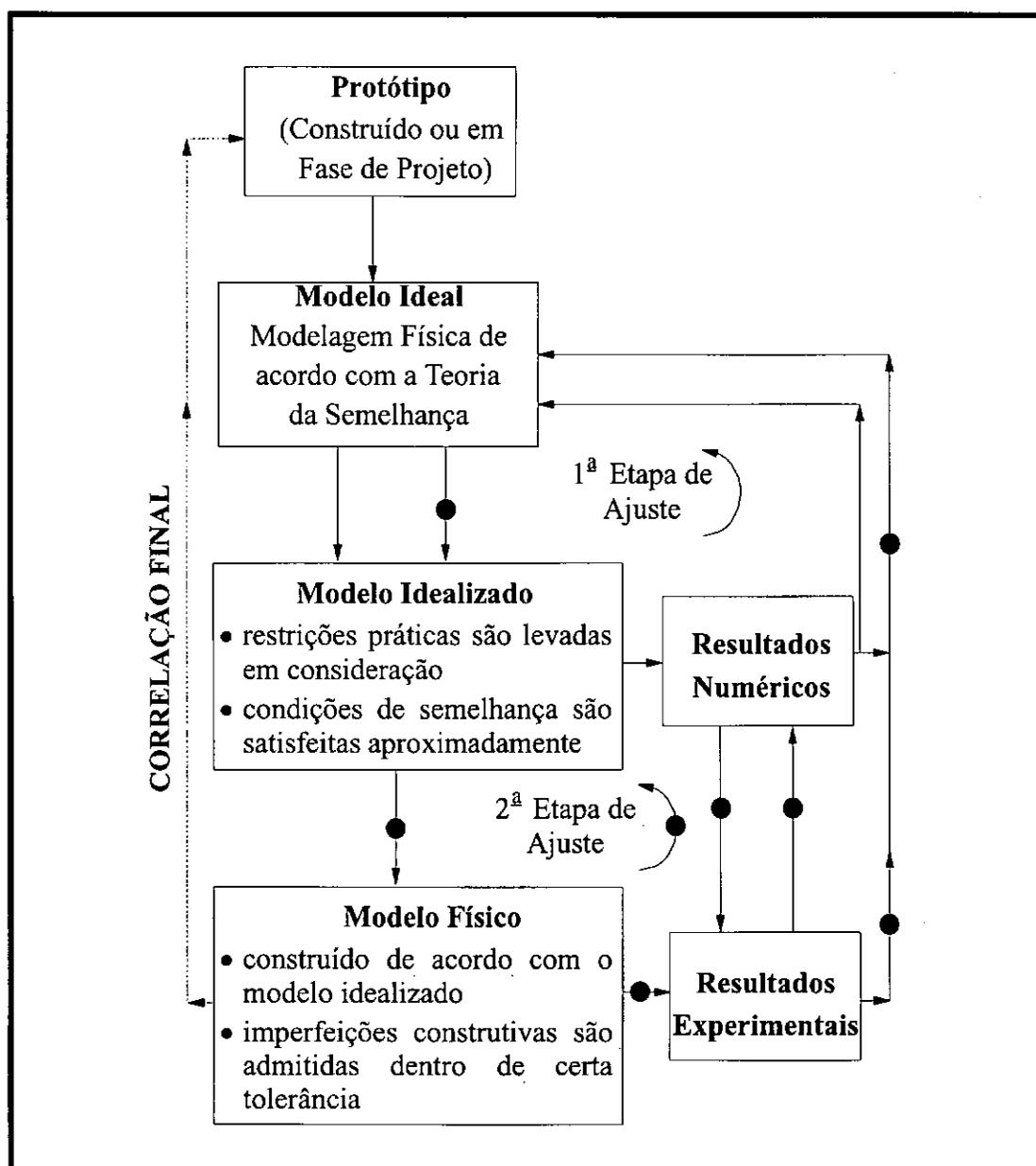


Figura II.33 - Fluxograma de Ajuste do Modelo Reduzido

Este primeiro ciclo de ajuste consiste em um estudo numérico, com o auxílio do programa SAP90 [27], visando-se obter as primeiras frequências naturais no modelo idealizado, associadas aos modos de vibração globais, próximas aos resultados teóricos obtidos para o protótipo pela Teoria da Semelhança (Modelo Ideal).

Dada a diversidade dos parâmetros envolvidos, e dado o grande número de equações, o ajuste resultou em um laborioso trabalho numérico.

Para o cálculo das frequências naturais do modelo idealizado, além das hipóteses adotadas na modelagem numérica já descritas no início desta seção, foi considerado que o peso do convés é igual ao calculado para o Modelo Ideal, isto é, o peso do convés é igual a 146.55 N.

A tabela II.8 apresenta as primeiras frequências naturais obtidas através da Teoria da Semelhança - modelo ideal ($f_m = \sqrt{85} \times f_p$) e aquelas obtidas numericamente para o modelo idealizado, bem como os modos de vibração associados, onde:

- f_m é a frequência natural do modelo ideal;
- f_p é a frequência natural do protótipo.

Tabela II.8 - Frequências Naturais e Modos de Vibração Associados - Modelo Ideal (obtidas via Teoria de Semelhança) e Modelo Idealizado - Peso do convés=146.55 N

MODO DE VIBRAÇÃO	FREQUÊNCIA NATURAL (Hz)	
	MODELO IDEAL	MODELO IDEALIZADO
1º Modo de Flexão X	2.40	2.78
1º Modo de Flexão Y	2.43	2.89
1º Modo de Torção	6.57	8.03
2º Modo de Flexão Y	9.04	8.28
2º Modo de Flexão X	9.16	8.90

A massa específica utilizada para os elementos do modelo idealizado foi aquela obtida experimentalmente (ver terceira coluna da tabela II.6).

Observando-se a tabela II.8, pode-se concluir que as primeiras frequências naturais obtidas com as condições apresentadas para o modelo idealizado (ver seção II.2.2) são maiores que aquelas obtidas via Teoria da Semelhança. Isto pode ser explicado pelo fato de que a rigidez axial do modelo idealizado é maior do que a rigidez axial do modelo ideal, influenciando portanto, nas frequências naturais associadas ao primeiro modo de flexão e de torção. A rigidez axial e a rigidez à flexão não podem ser atendidas simultaneamente, e como demonstrado em trabalhos anteriores [29, 34], a rigidez à flexão influi de forma preponderante

no comportamento da estrutura no que diz respeito aos modos globais de vibração. Neste trabalho optou-se então por obedecer à rigidez à flexão.

Para compensar este “excesso” de rigidez axial do modelo idealizado, resolveu-se adicionar massa ao convés deste modelo, de forma que as primeiras frequências naturais associadas aos primeiros modos de flexão fossem bastante próximas daquelas calculadas via Teoria da Semelhança ($f_{T.Sem.} = \sqrt{85} \times f_p$). Assim, variando-se a massa do convés e utilizando-se o mesmo modelo anterior (modelo idealizado), obtêm-se as primeiras frequências naturais associadas aos modos de flexão e torção do modelo idealizado já ajustado. A tabela II.9 mostra estes resultados, bem como os resultados obtidos via Teoria da Semelhança (modelo ideal), os quais servem de referência para comparação. O peso necessário para ajustar os primeiros modos de flexão foi igual a 206.10 N.

Tabela II.9 - Frequências Naturais e Modos de Vibração Associados - Modelo Ideal (obtidas via Teoria de Semelhança) e Modelo Idealizado - Peso do convés=206.10 N

MODO DE VIBRAÇÃO	FREQUÊNCIA NATURAL (Hz)	
	MODELO IDEAL	MODELO IDEALIZADO
1º Modo de Flexão X	2.40	2.42
1º Modo de Flexão Y	2.43	2.52
1º Modo de Torção	6.57	6.80
2º Modo de Flexão Y	9.04	8.05
2º Modo de Flexão X	9.16	8.55

Em resumo, pode-se dizer que os resultados obtidos via análise numérica do modelo idealizado são considerados muito bons quando comparados aos resultados obtidos via Teoria da Semelhança (modelo ideal), concluindo assim, a primeira etapa de ajuste do modelo descrita e ilustrada anteriormente nesta seção.

A segunda etapa de ajuste é considerada completa quando as frequências naturais associadas aos primeiros modos de flexão e torção do modelo ideal (via Teoria da Semelhança), do modelo idealizado (modelagem numérica) e do modelo construído (resultados experimentais) são bastante próximos. Esta segunda etapa de ajuste será apresentada na continuação deste trabalho. Além disso, será realizada uma correlação entre os auto-vetores obtidos numérica e experimentalmente.

CAPÍTULO III

III.MODELO REDUZIDO 1: CONSTRUÇÃO E ESTIMAÇÃO MODAL

III.1.CONSTRUÇÃO DO MODELO

A partir das características do modelo idealizado (ver seção II.2.2), deu-se início à confecção do modelo físico.

A construção do Modelo 1 foi dividida em quatro etapas básicas, duas delas em função dos dois diâmetros diferentes das pernas da jaqueta ao longo da sua altura. Estas etapas estão descritas detalhadamente neste capítulo.

III.1.1.Primeira Etapa - Construção da Parte Inferior da Jaqueta

Nesta primeira etapa foi construída a parte inferior da jaqueta, com altura final de 265,3 cm. Deu-se início a esta parte pela construção da viga de lançamento. Foram realizadas simplificações estruturais em relação ao protótipo original, a fim de simplificar a sua construção, facilitando o trabalho do técnico responsável. Estas simplificações foram previamente estudadas através de simulações numéricas, para que não houvessem modificações no comportamento global da estrutura. As simulações numéricas foram realizadas no CENPES através do programa ADEP [28].

As principais fases desenvolvidas nesta etapa estão descritas a seguir:

- a) desenhou-se uma face inteira da viga de lançamento, em tamanho natural, sobre uma prancha de madeira devidamente aplainada. Foram colocadas guias de madeira fixadas à prancha na direção do tubo do lado reto (vertical), para se garantir a linearidade dos

mesmos. Além disso, foram confeccionados pequenos calços de madeira de diferentes espessuras, em função dos diferentes diâmetros dos tubos da face, que serviram como apoio destes, objetivando o nivelamento da face. Esta peça serviu de gabarito para construção das faces da viga de lançamento;

- b) deu-se início à construção da primeira face. Inicialmente foi posicionado o tubo do lado reto entre as guias de madeira e, em seguida, foram ajustados e colados os tubos do lado inclinado e as barras horizontais. A foto III.1 mostra uma face da viga de lançamento já concluída;
- c) procedeu-se de forma semelhante à descrita no item (b) para construção da outra face da viga de lançamento (idêntica à construída);
- d) com as duas faces já construídas, ambas foram posicionadas perpendiculares ao gabarito. Foram colocadas guias laterais perpendiculares ao gabarito e tangentes às faces da viga de lançamento, de modo que as duas faces laterais, já prontas, fossem fixadas a estas guias, além de posicionadas nos calços de madeira utilizados para garantir a linearidade dos tubos dos lados retos. A seguir, procedeu-se a ligação entre as faces, concluindo assim a construção da viga de lançamento. A foto III.2 mostra a viga de lançamento concluída. Pode-se observar as guias laterais em uma das faces (as guias da outra face já haviam sido retiradas);
- e) montou-se um outro gabarito, utilizando-se os mesmos procedimentos descritos no item (a), para confecção das faces laterais da parte inferior da jaqueta. Foram consideradas faces laterais, as duas faces opostas que são iguais;
- f) deu-se início à construção da primeira face da jaqueta (parte inferior). Inicialmente foram colocadas as pernas (vazias) ajustadas às guias de madeira fixadas ao gabarito e, em seguida, foram ajustadas e coladas as barras horizontais e diagonais. O nivelamento da face em relação ao gabarito para adequar os diferentes diâmetros à colagem foi realizado de forma similar àquela da viga de lançamento. A foto III.3 mostra uma das faces laterais da parte inferior da jaqueta já construída;



Foto III.1

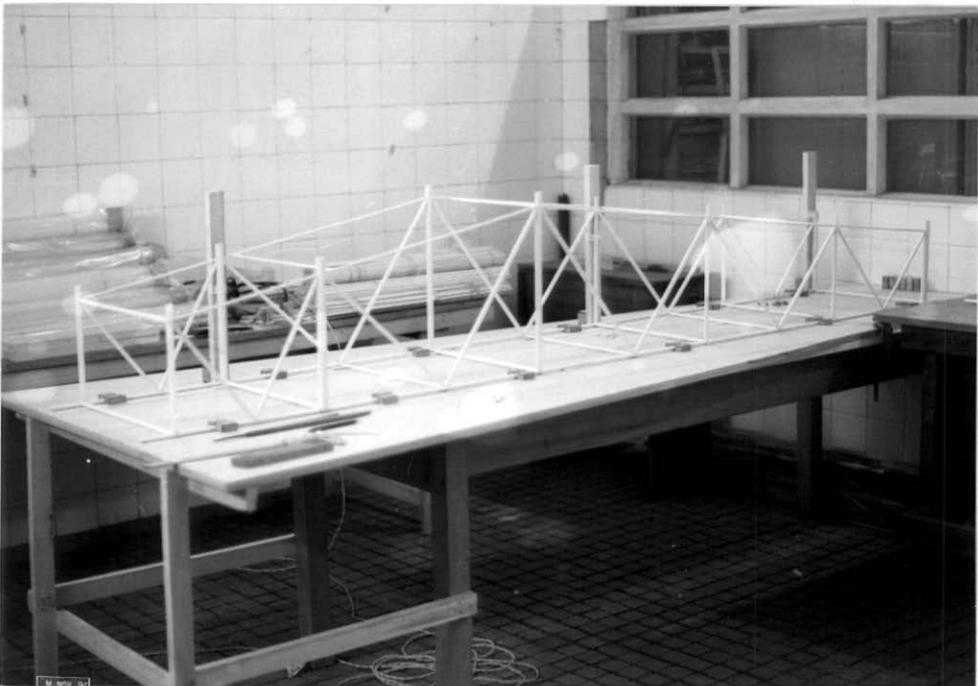


Foto III.2

- g) adotou-se o mesmo procedimento descrito para construção da primeira face da jaqueta - itens (e) e (f), para a confecção da outra face (de dimensões iguais);
- h) para continuação da construção, foi necessário o posicionamento das duas faces laterais da parte inferior da jaqueta já confeccionadas perpendiculares ao gabarito. Para tanto, foram montados quadros transversais com perfis de madeira para o devido posicionamento das faces, servindo como guias laterais, num total de três. Estes quadros foram posicionados perpendiculares ao gabarito e tangentes internamente às pernas, de modo que as duas faces laterais já prontas fossem fixadas a estas guias laterais. Além disso a linearidade das pernas foi garantida pelas guias de madeira fixadas ao gabarito. A foto III.4 mostra o detalhe destas guias laterais, com as duas faces construídas devidamente posicionadas;
- i) a seguir, foram ajustadas e coladas as barras horizontais e diagonais da face que estava apoiada sobre o gabarito. O nivelamento dos diferentes tubos em relação ao gabarito foi realizado como descrito em (a). A foto III.5 mostra esta fase concluída;
- j) para que fosse realizada a ligação entre a viga de lançamento e a parte inferior da jaqueta, procedeu-se à inversão da jaqueta, deixando-se a face que ainda não possuía nenhuma barra apoiada sobre o gabarito. A seguir, a viga de lançamento foi devidamente posicionada e fez-se a ligação com a jaqueta. Deve-se observar que a parte da estrutura que está apoiada sobre o gabarito é a viga de lançamento, ficando a jaqueta um pouco elevada em relação ao gabarito. A figura II.31 mostra uma seção transversal do modelo, onde pode-se observar esta diferença de nível na face que contém a viga de lançamento. A foto III.6 mostra esta primeira etapa da construção do modelo concluída.

III.1.2. Segunda Etapa - Construção da Parte Superior da Jaqueta

Nesta etapa, fez-se a construção da parte superior da jaqueta, com 89.2 cm. Deu-se início à realização desta etapa de forma similar à construção da parte inferior da jaqueta (itens (f) a (i) da primeira parte). A seguir procedeu-se a inversão da jaqueta (parte superior) para ajuste e colagem das barras da face que estava sobre o gabarito. A extremidade inferior das pernas foi vedada com um cilindro maciço confeccionado em ABS. A foto III.7 mostra a parte superior da jaqueta já confeccionada.

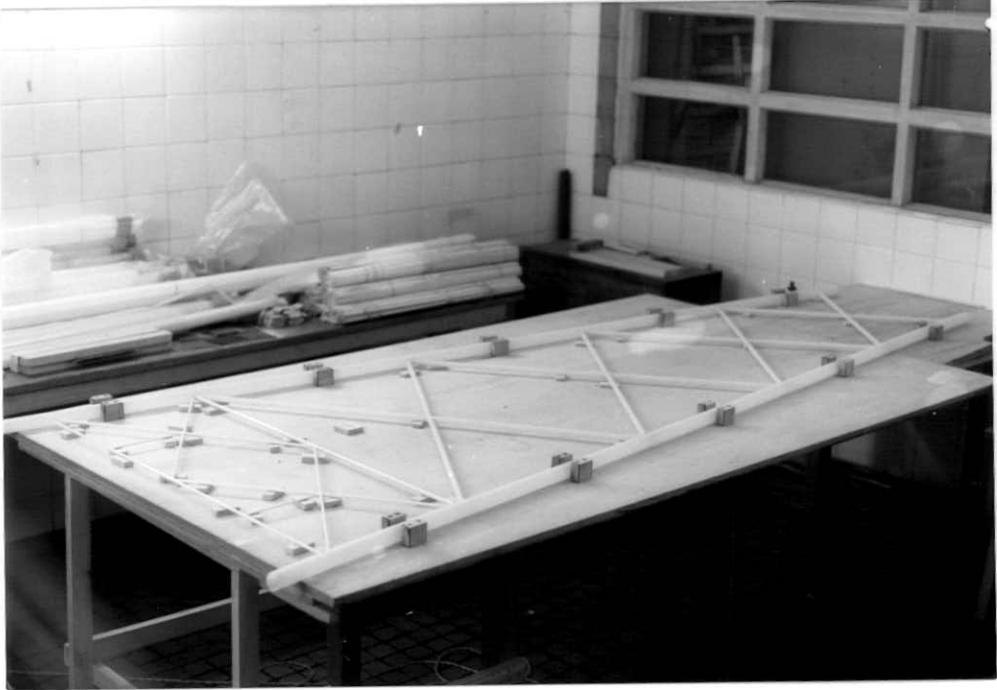


Foto III.3

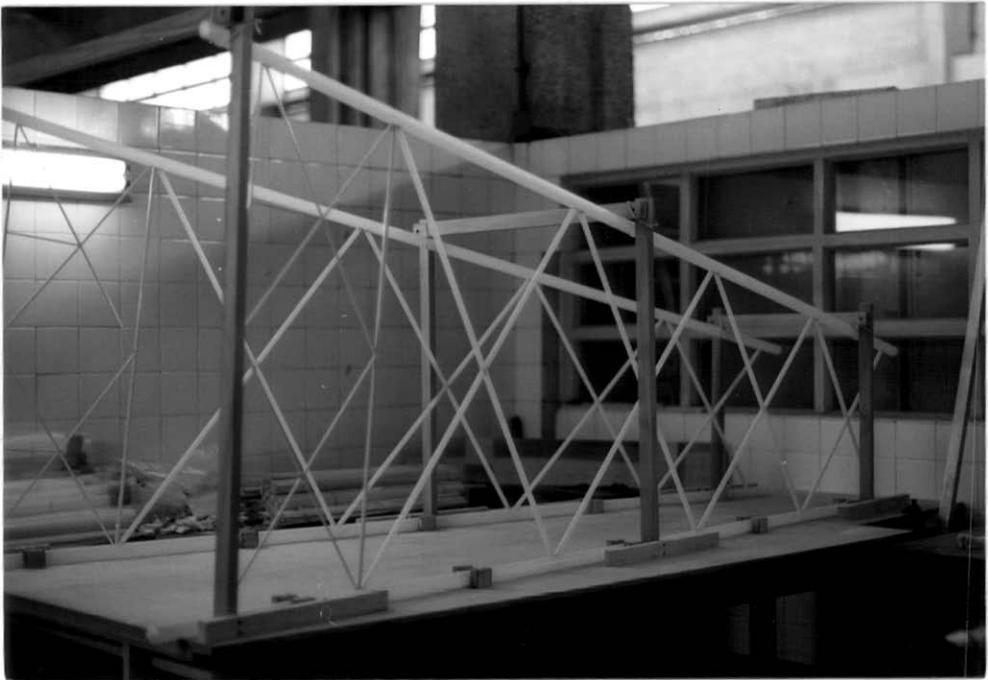


Foto III.4

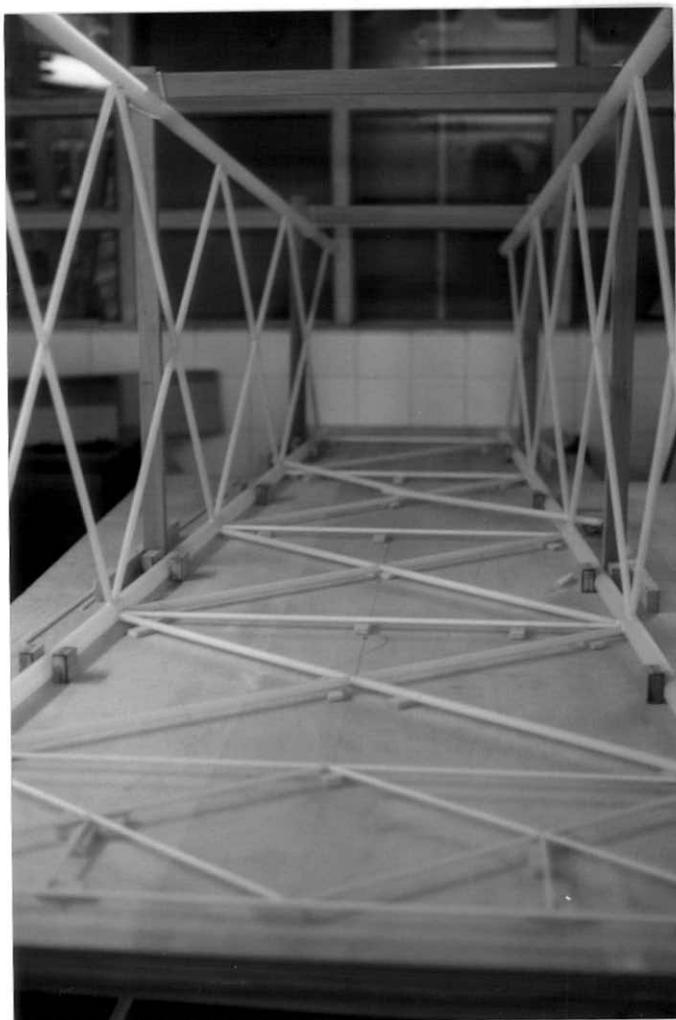


Foto III.5

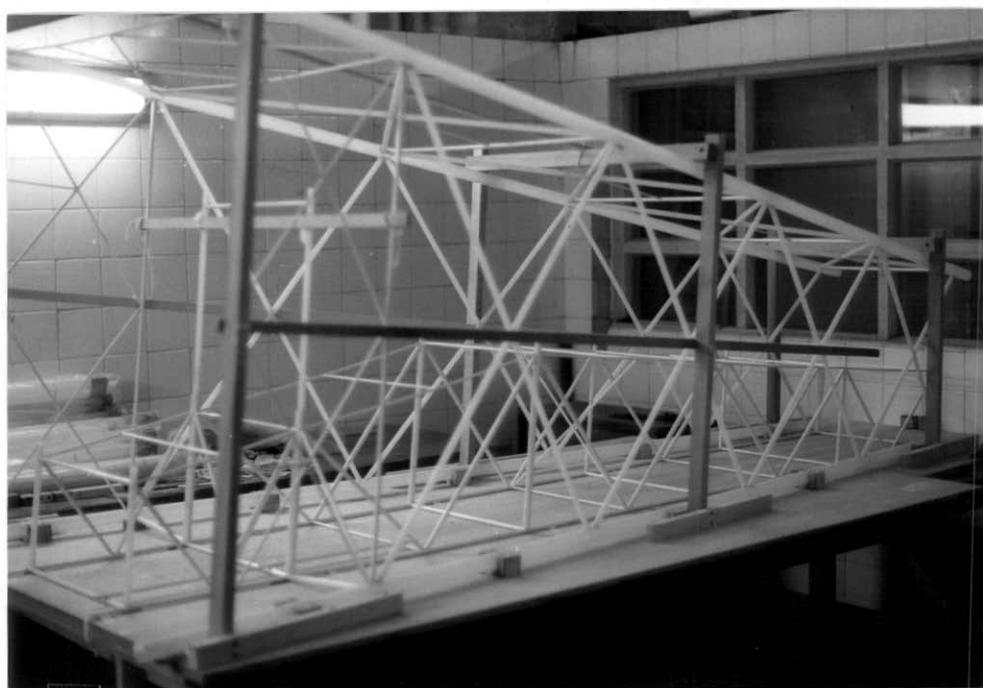


Foto III.6

A seguir, fez-se o preenchimento das pernas com mercúrio (ver seção II.2.2). O volume interno das pernas era maior que o necessário para se obter a massa específica desejada. Optou-se então, por utilizar um tubo de poliestireno com volume interno próximo ao ideal e, após preenchido com mercúrio, este tubo foi inserido na perna. Para garantir que os tubos internos ficassem centrados em relação aos tubos externos, eles foram envolvidos espaçadamente com pedaços de fita crepe, de modo que, o diâmetro externo destes ficasse muito próximo ao diâmetro interno das pernas. A vedação dos tubos de poliestireno preenchidos com mercúrio foi realizada com silicone. Cada tubo preenchido com mercúrio foi pesado para cálculo da massa específica experimental. A foto III.8 mostra, em detalhe, o posicionamento do tubo de poliestireno com mercúrio no interior da perna.

III.1.3. Terceira Etapa - Ligação entre as Partes Superior e Inferior da Jaqueta

Nesta etapa foi realizada a ligação entre as duas partes da jaqueta já confeccionadas. As principais fases desta etapa são descritas a seguir:

- a) inicialmente fez-se uma estrutura de madeira perfeitamente ajustada à jaqueta, considerando-se a sua altura total. Esta estrutura tinha por objetivo auxiliar o transporte da jaqueta para colocá-la na posição vertical. A foto III.9 mostra a parte inferior da jaqueta já fixada à estrutura de madeira;
- b) fez-se o preenchimento das pernas da parte inferior da jaqueta com mercúrio. O volume necessário para atingir a massa específica desejada foi obtido com o preenchimento de tubos de PVC rígido com diâmetro interno de 19.05 mm. Como este material apresenta módulo de elasticidade maior que o material das pernas (poliestireno) foram utilizados pedaços de tubos de 20 cm cada, para evitar um acréscimo da rigidez global. Para garantir a vedação dos tubos, estes foram rosqueados internamente nas duas extremidades e vedados com bujões de PVC e fita teflon. Cada pedaço de tubo preenchido era pesado para o cálculo da massa específica experimental das pernas. Procedeu-se de forma semelhante à parte superior da jaqueta para centralizar os tubos com mercúrio dentro das pernas (ver seção III.2);

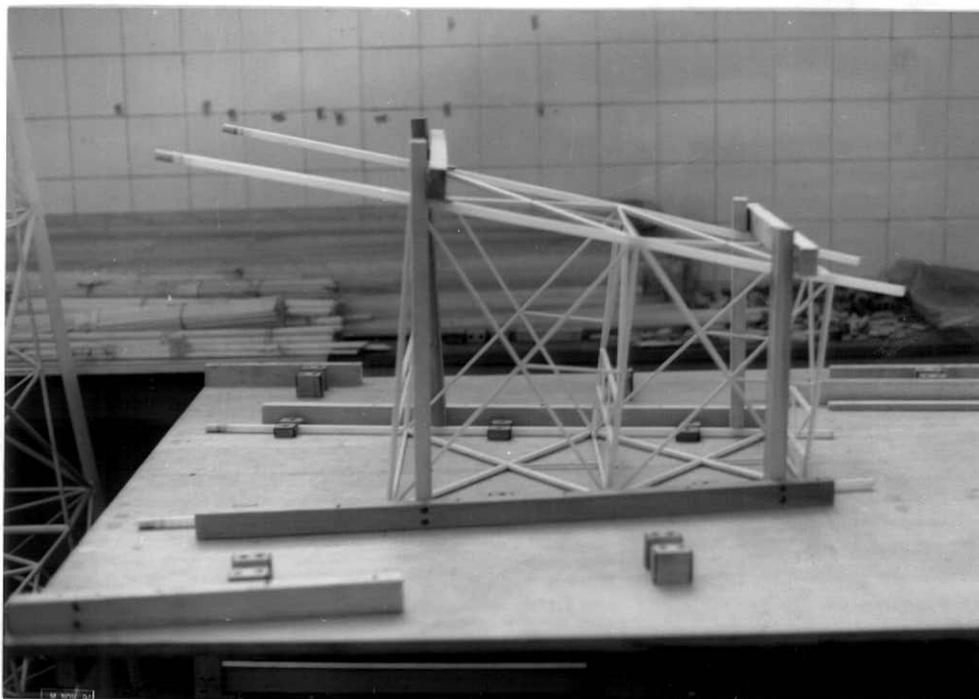


Foto III.7

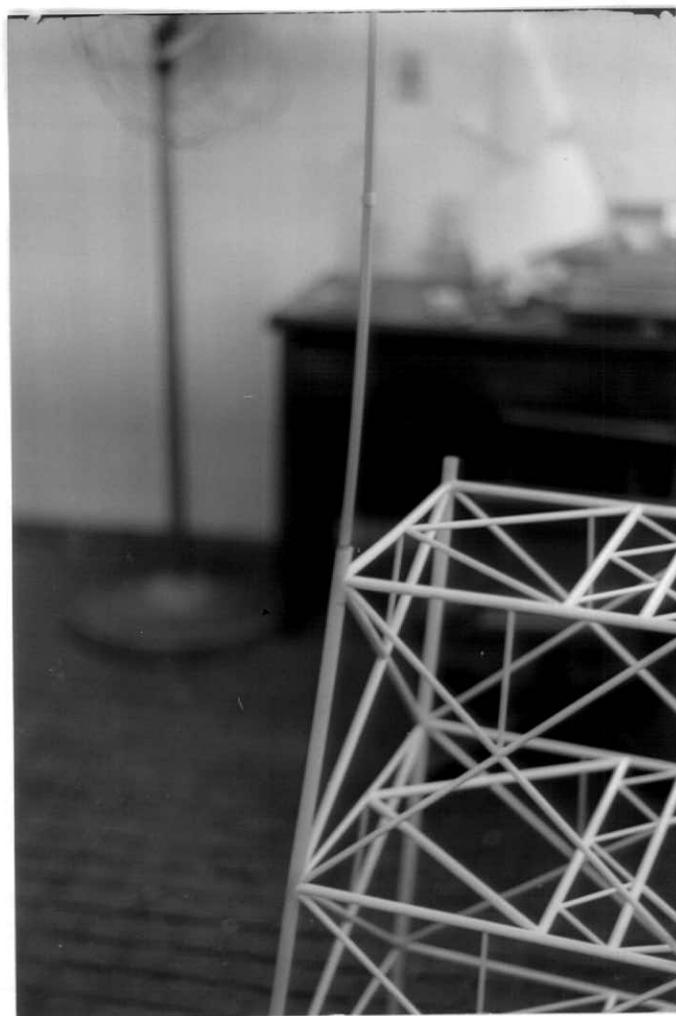


Foto III.8

- c) a vedação da extremidade superior das pernas da parte inferior da jaqueta foi realizada com um cone confeccionado em ABS sob medida para realizar a transição do maior para o menor diâmetro da perna. A parte do cone que ficaria dentro da perna da parte inferior da jaqueta era maciça com diâmetro externo igual ao diâmetro interno da perna, e a parte que se uniria à parte superior da jaqueta tinha diâmetro interno igual ao diâmetro externo da perna da parte superior da jaqueta, permitindo assim, o perfeito ajuste, conforme ilustrado na figura III.1. Já a extremidade inferior das pernas da parte inferior da jaqueta foi vedada com um cilindro maciço de aço para suportar o peso da coluna de mercúrio e permitir o ajustamento do dispositivo mecânico que simula o engaste das pernas. A foto III.10 mostra os pedaços de tubos de PVC preenchidos com mercúrio e também a jaqueta com a extremidade inferior de duas pernas já vedadas com os cilindros maciços de aço;
- d) fez-se a ligação entre as duas partes da jaqueta;

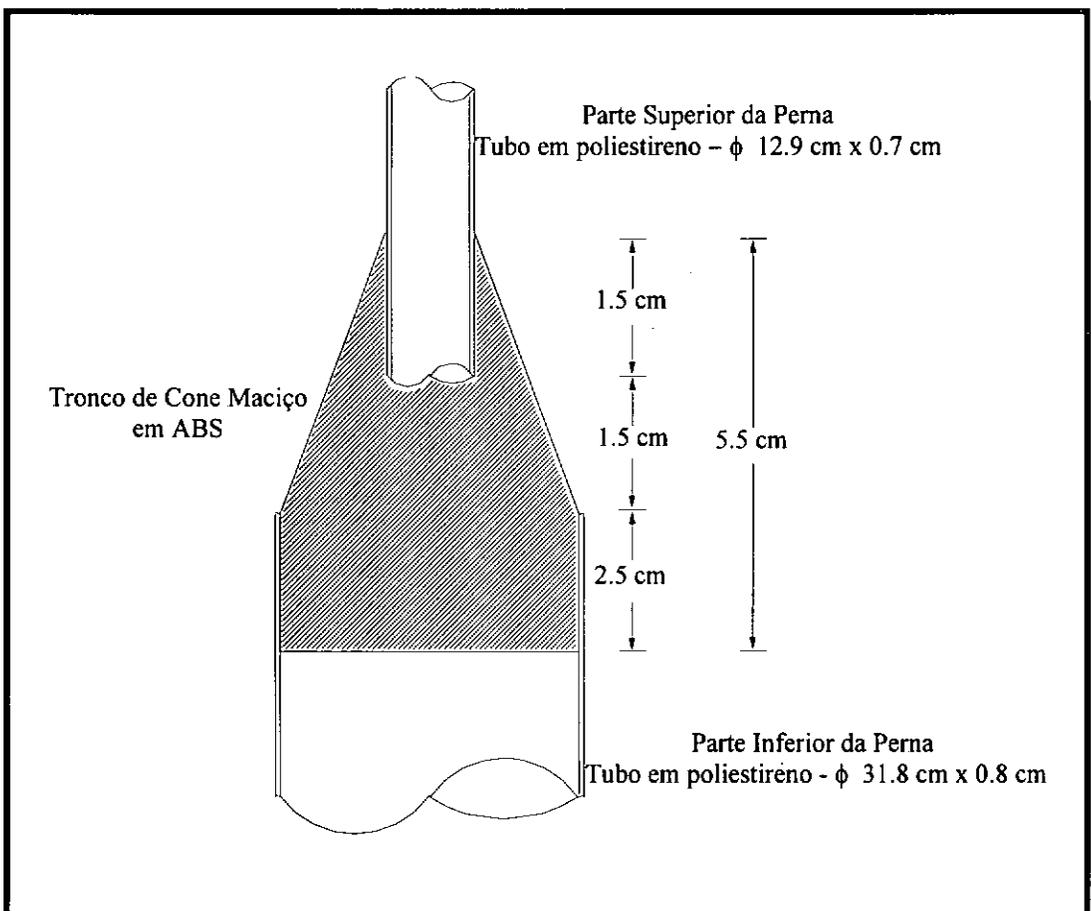


Figura III.1 - Detalhe da Transição entre a Parte Superior e Inferior da Jaqueta

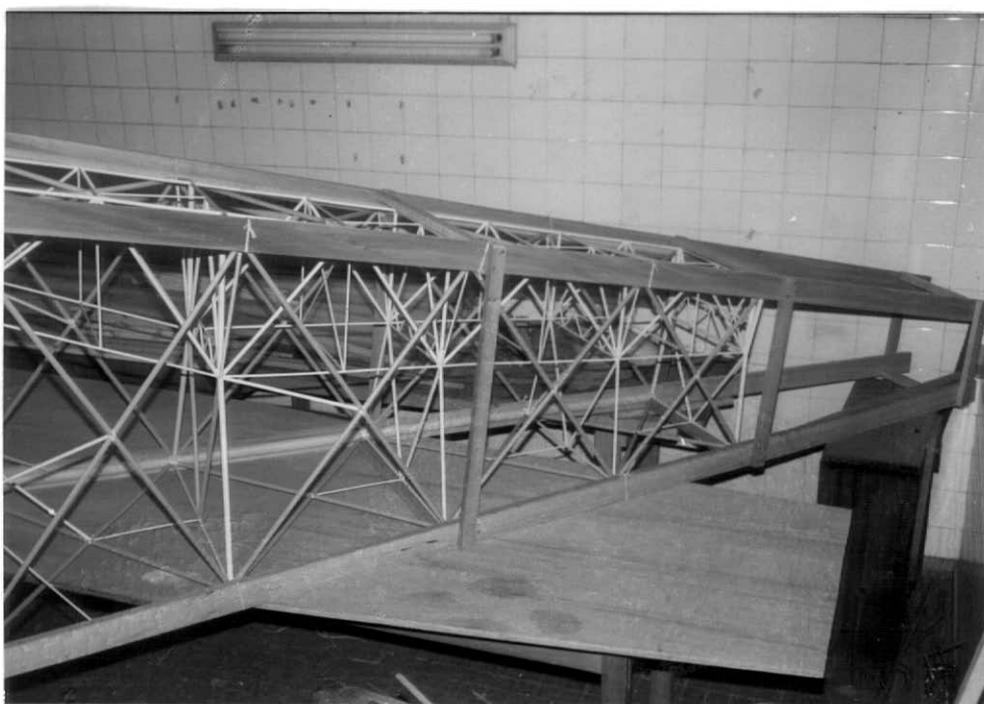


Foto III.9

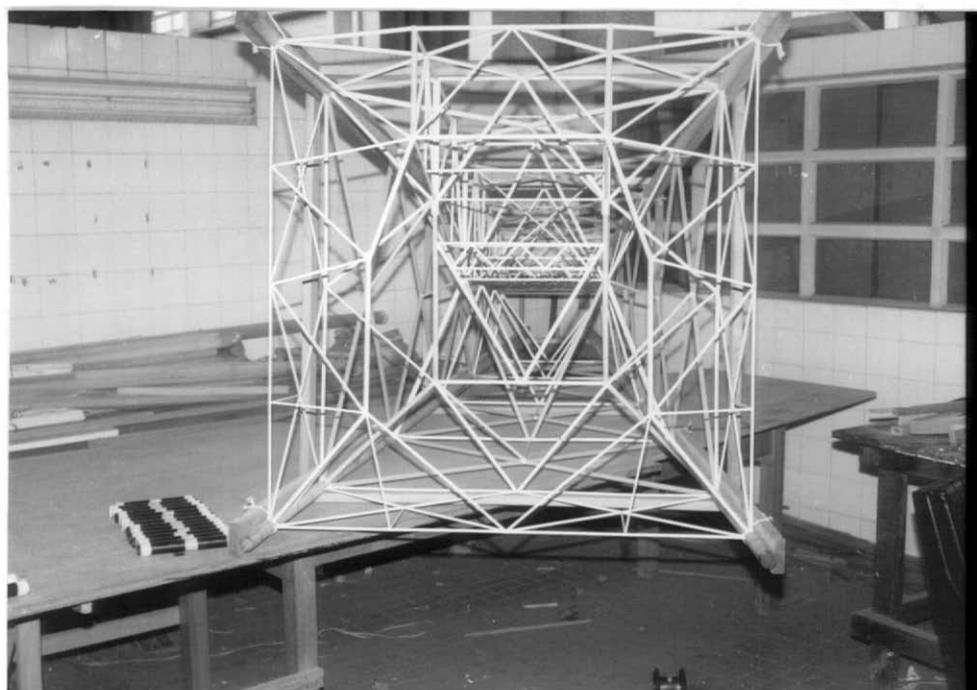


Foto III.10

- e) procedeu-se a colagem das guias que serviriam para passagem dos condutores. Na foto III.11 pode-se observar a jaqueta com as duas partes ligadas, bem como as guias para passagem dos condutores, que foram confeccionados com pedaços de tubo de poliestireno.

III.1.4. Quarta Etapa - Posicionamento na Vertical e Detalhes Construtivos Finais

Nesta etapa a jaqueta foi posicionada na vertical e foram realizadas as fases finais da construção. Estas fases são descritas a seguir:

- a) inicialmente realizou-se o transporte da jaqueta e fez-se o posicionamento na vertical. A foto III.12 mostra a jaqueta posicionada na vertical, ainda incompleta;
- b) o convés foi confeccionado com quatro tubos de PVC, interligados por uma chapa de aço. Perfis de aço foram fixados contornando externamente o convés (fixados nos tubos de PVC). Isto foi feito para permitir que fosse dada excentricidade em relação ao eixo da estrutura, na massa distribuída no convés, para ajustar o primeiro modo de torção. O convés, já colado à jaqueta, pode ser observado na foto III.13;
- c) foram soldados os perfis metálicos que servirão como base de fixação da jaqueta à placa de reação do Laboratório de Estruturas (onde foram realizados os ensaios). Na foto III.14 pode-se observar a base de fixação da jaqueta;
- d) foram confeccionados os dispositivos mecânicos que simulam o engaste das pernas e dos condutores. Estes dispositivos são mostrados na foto III.14;
- e) a jaqueta foi fixada nos apoios;
- f) o convés foi colado ao resto da jaqueta e foram confeccionadas as massas do convés. As barras que sustentam o convés foram travejadas em “X” para garantir a sua rigidez;

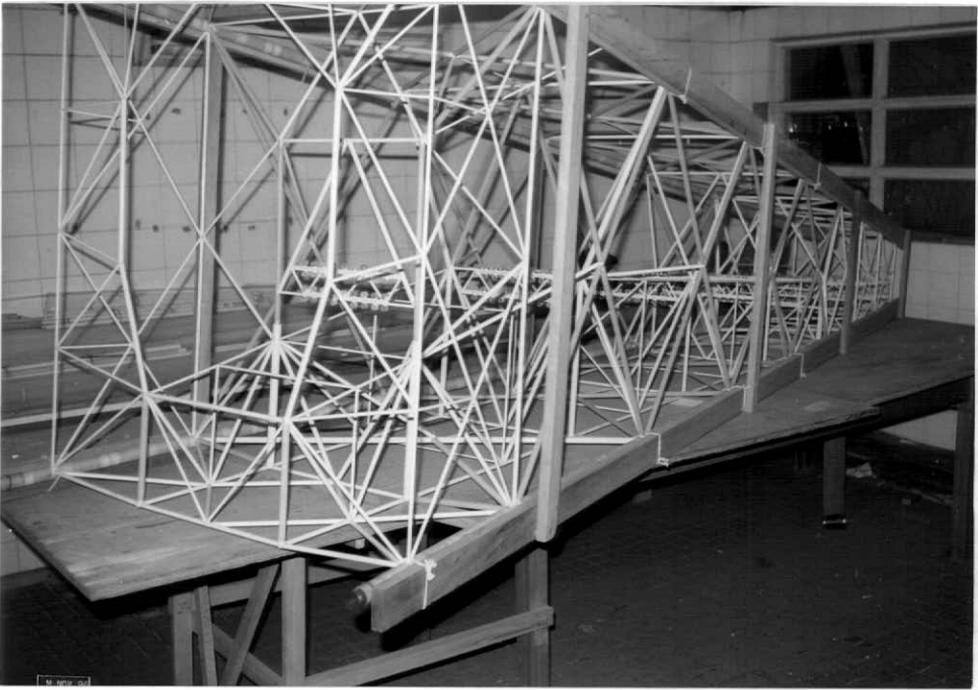


Foto III.11

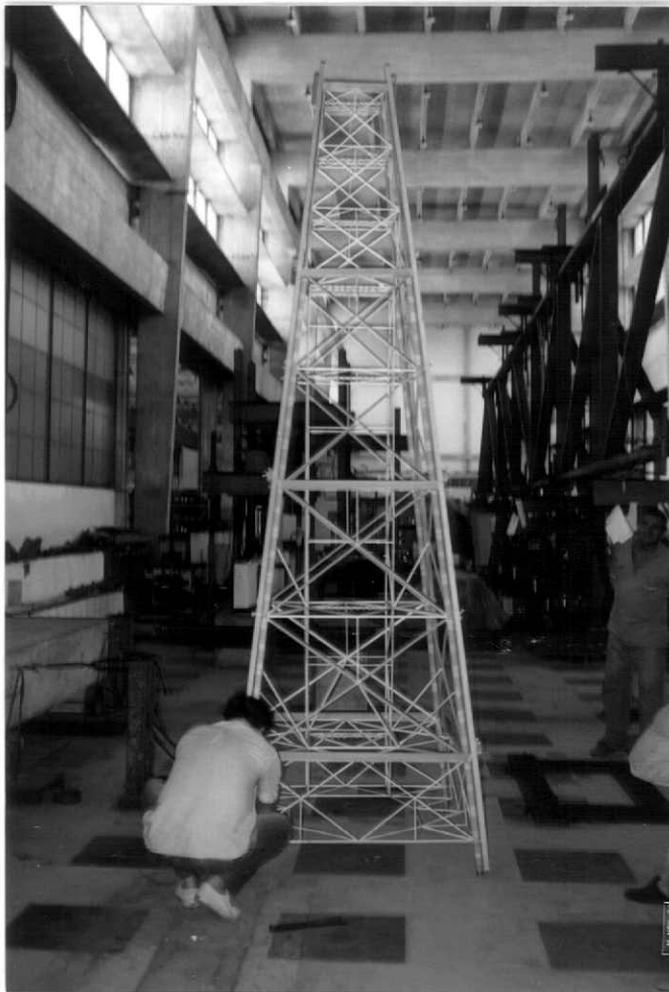


Foto III.12



Foto III.13

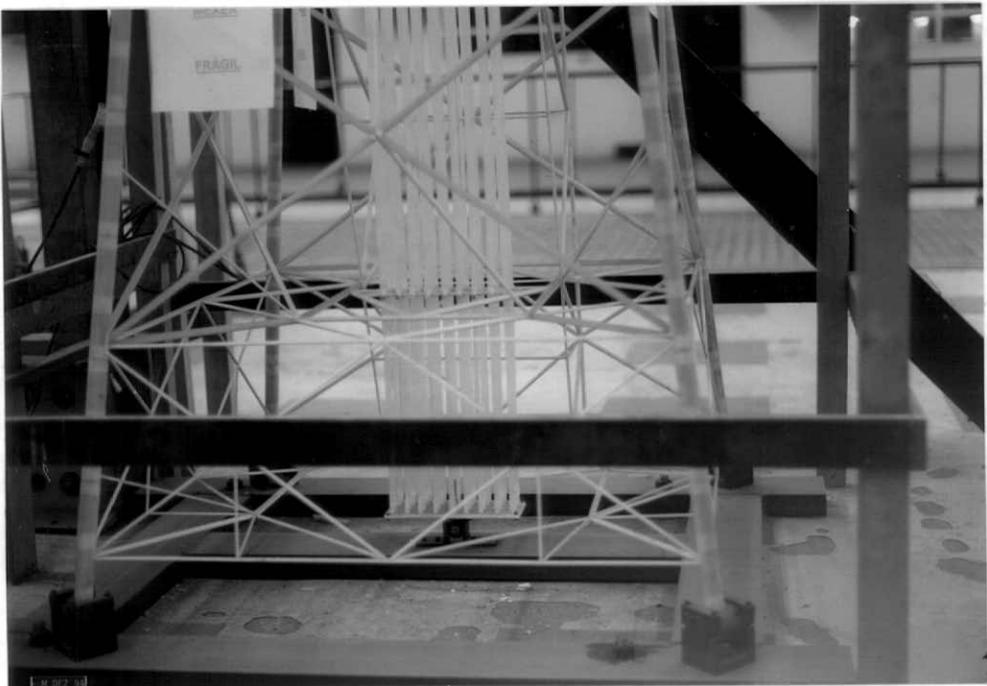


Foto III.14

- g) os condutores foram inseridos dentro das guias já colados à jaqueta e a fixação dos condutores a estes tubos foi realizada através de cola para permitir a condição de contorno entre condutores e jaqueta (ver seção II.2.3);
- h) foi construído um andaime em madeira em torno da jaqueta para facilitar a instrumentação e a realização dos ensaios.

A foto II.1 mostra uma vista geral do modelo finalizado, já com o andaime em madeira.

III.2. ENSAIOS PRELIMINARES

Os resultados apresentados nesta seção dizem respeito ao Modelo 1. O modelo foi ensaiado inicialmente para que se fizesse o ajuste do modelo construído, ou seja, para que se obtivesse uma boa correlação entre as frequências naturais obtidas experimentalmente e aquelas obtidas a partir da Teoria da Semelhança. Depois foi verificada a correlação entre os modelos numérico e experimental. Este ajuste teórico-experimental entre o modelo físico construído e o modelo idealizado (resultados numéricos) consiste na segunda etapa de ajuste (ver figura II.33 - seção II.2.3). Para verificação da modelagem física foram realizados ensaios do tipo vibração livre.

O objetivo destes ensaios preliminares foi a determinação das frequências naturais do modelo vibrando no ar e dos modos de vibração associados para realização da segunda etapa de ajuste. Para tanto, o modelo foi instrumentado com acelerômetros do tipo piezo-elétricos, ao longo da sua altura (na altura das mesas) em uma das pernas nas duas direções principais - X e Y (determinação das frequências de flexão) e na perna diagonalmente oposta, na altura de uma das mesas (determinação das frequências de torção).

O ensaio de vibrações livres constitui-se em submeter o modelo a impulsos na direção X, na direção Y e, posteriormente, repetir a seqüência de impulsos forçando os modos de torção. Para cada ensaio foram adotadas uma média de 20 amostras e frequência de resolução de ± 0.0625 Hz (intervalo de análise de 25 Hz).

Os sinais dos acelerômetros, depois de amplificados, foram processados por um analisador de espectros e transferidos diretamente ao microcomputador.

A análise dos espectros de cada acelerômetro permitiu-nos identificar as frequências naturais associadas aos modos de flexão em cada uma das direções principais pela amplitude dos picos e suas fases relativas, e as frequências associadas a modos de torção, pela fase relativa entre os dois acelerômetros diagonalmente opostos. A figura III.2 mostra a instrumentação utilizada nestes ensaios e a figura III.3 mostra o esquema dos equipamentos utilizados. Na figura III.2, a vista frontal mostra os acelerômetros utilizados quando foram dados impactos na direção X. Para impactos na direção Y, foram consideradas as mesmas posições mudando-se a orientação dos acelerômetros para a direção Y.

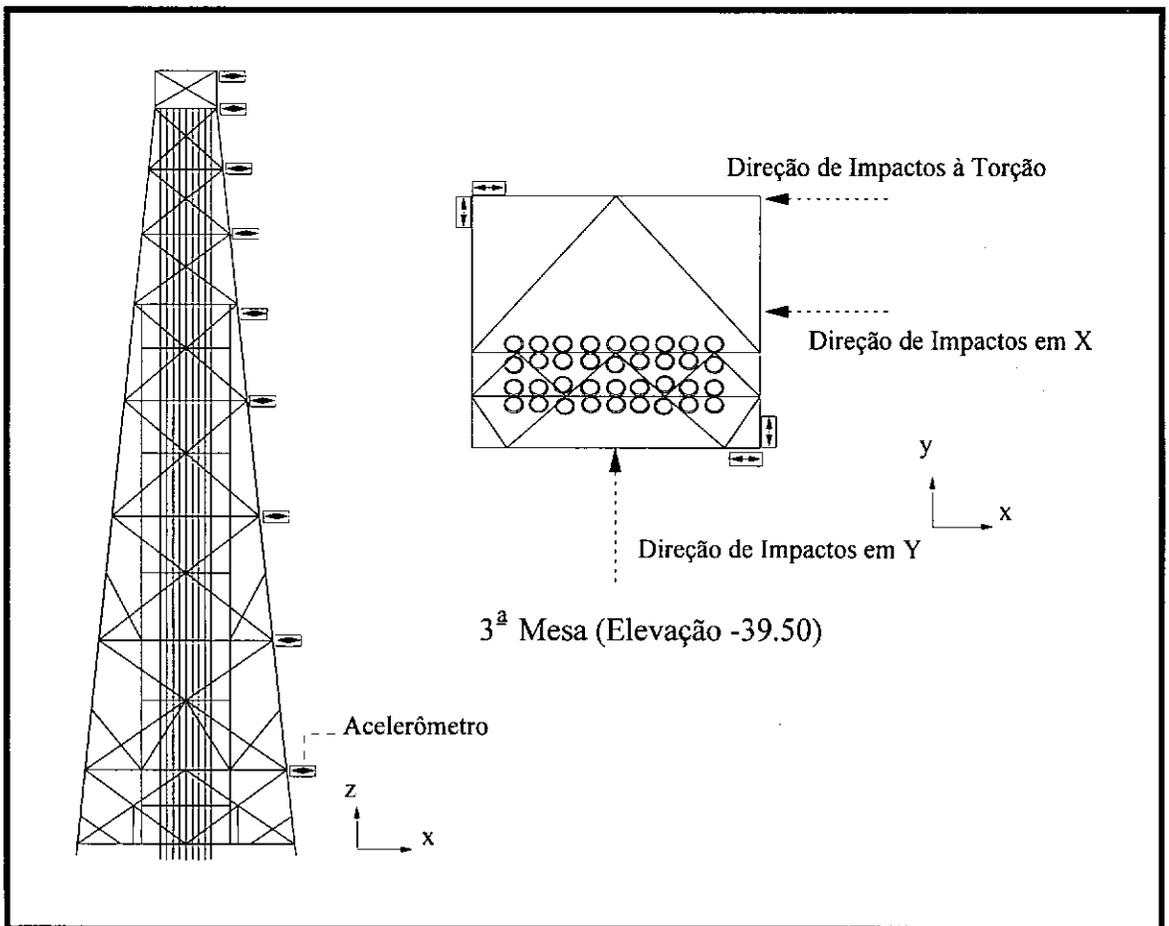


Figura III.2 - Instrumentação Utilizada nos Ensaios de Vibração Livre

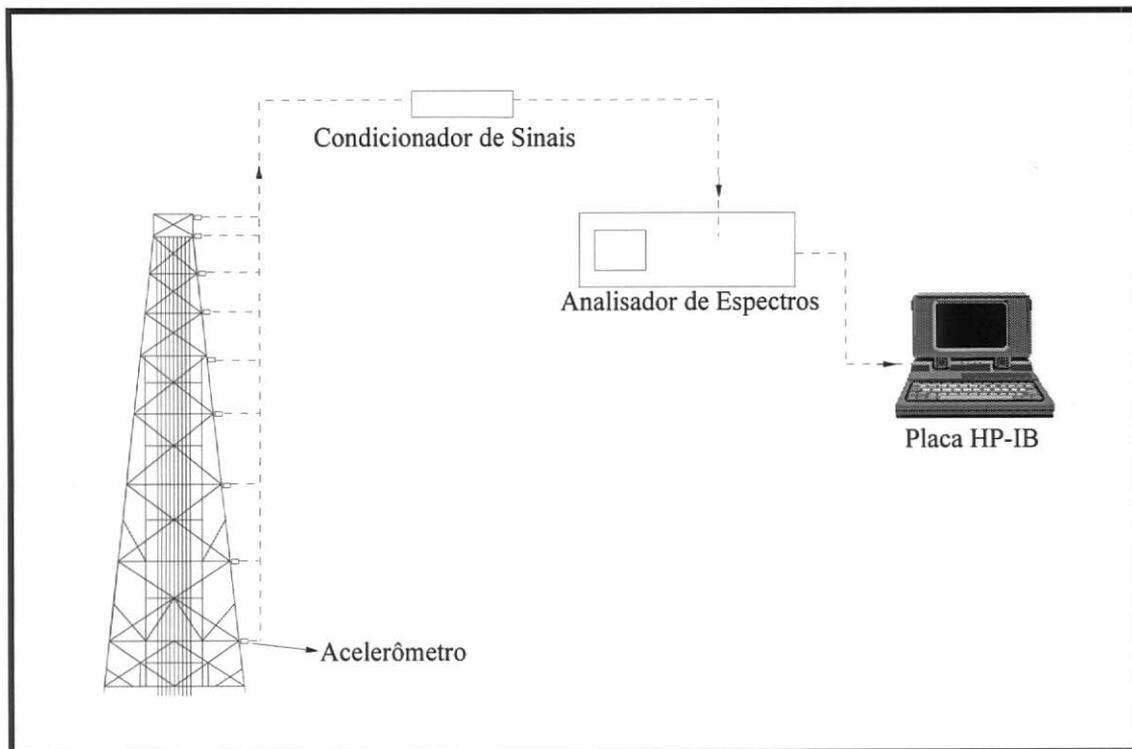


Figura III.3 - Sistema para Aquisição dos Sinais nos Ensaios de Vibração Livre

Inicialmente, a massa posicionada no convés do modelo foi igual àquela adotada para o modelo idealizado (ver seção II.2.3). Entretanto, pode-se observar que as frequências naturais do modelo construído eram bastante diferentes daquelas obtidas para o modelo idealizado (resultados numéricos). Optou-se então, pela realização de um ensaio para medir a rigidez à flexão global do modelo construído.

Este ensaio teve por objetivo a verificação dos módulos de elasticidade obtidos inicialmente para cada um dos elementos do modelo, quando estes foram submetidos individualmente a ensaios de rigidez à flexão.

O ensaio consistiu em impor-se várias etapas de carga ao modelo, sendo que para cada etapa de carga o deslocamento era medido através de um flexímetro elétrico e a respectiva força era medida através de um load-cell. O esquema utilizado para o ensaio é mostrado na figura III.4 e a foto III.15 mostra uma vista geral desta montagem.

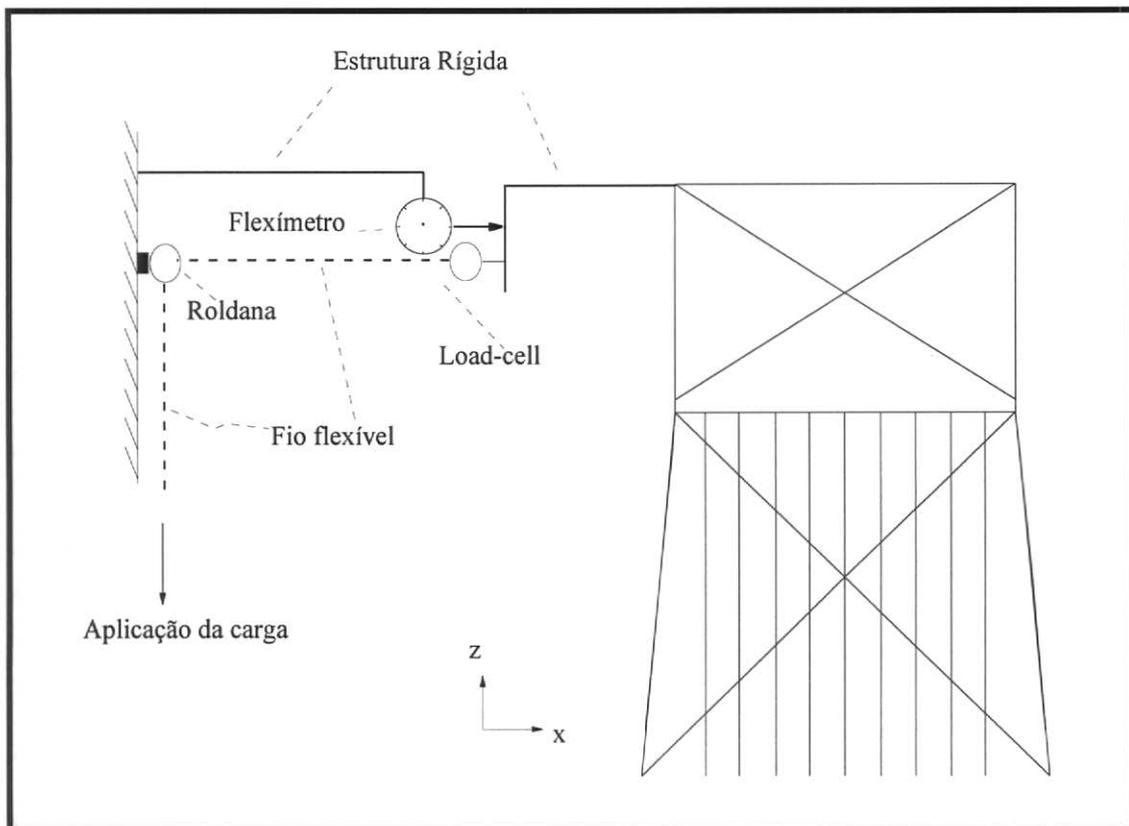


Figura III.4 - Esquema de Ensaio para Determinação da Rigidez Global do Modelo

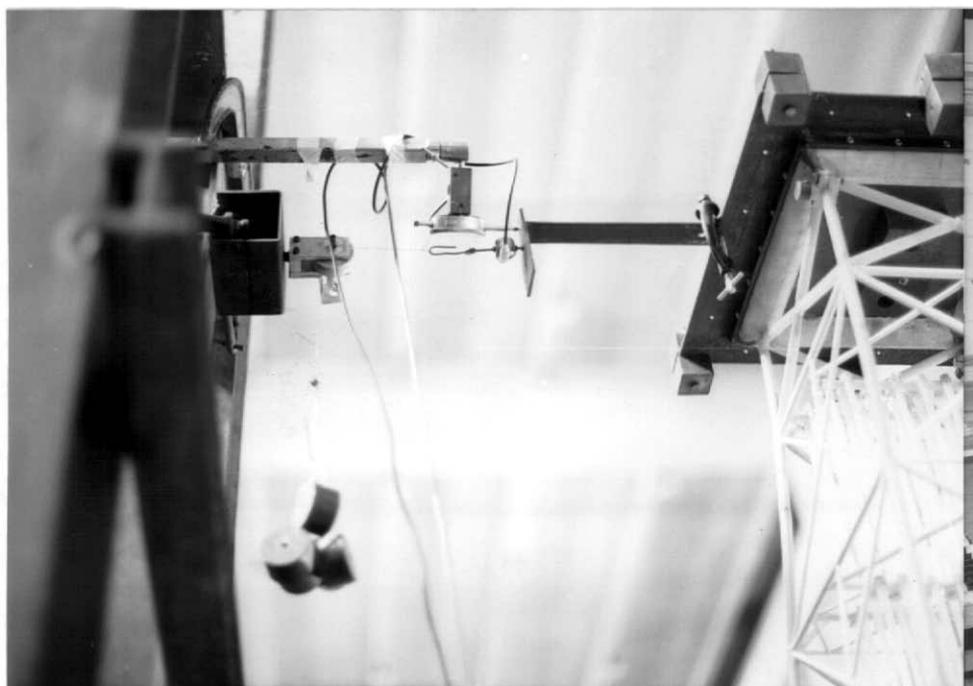


Foto III.15

Foi realizado então, um estudo paramétrico entre os resultados obtidos experimentalmente e numericamente. Fez-se uma análise numérica estática, e para ajustar os valores obtidos numericamente aos obtidos no ensaio de rigidez à flexão global, o módulo de elasticidade teve que ser acrescido de aproximadamente 60 % em relação àquele obtido nos ensaios individuais de cada elemento. Uma análise detalhada do modelo mostrou que os tubos de poliestireno haviam se tornado bastante rígidos e quebradiços. Esta mudança nas características iniciais deste material se deu, provavelmente, devido à exposição dos tubos ao calor e à luminosidade durante a confecção do modelo. Procedeu-se então a um acompanhamento periódico com o objetivo de avaliar a evolução deste quadro. Observou-se que o material manteve seu comportamento, uma vez que os resultados apresentaram-se de forma bastante similar em várias campanhas de ensaios.

Assim sendo, os valores adotados para o módulo de elasticidade dos tubos de poliestireno são:

- tubo de 12.9 x 0.7 mm → $E = 4236.9 \text{ N/mm}^2$;
- tubo de 31.8 x 0.8 mm → $E = 3583.8 \text{ N/mm}^2$.

Em função do aumento do módulo de elasticidade, o peso adicionado no convés necessário para o ajuste do primeiro modo de flexão (direções X e Y) foi igual a 363.56 N.

A tabela III.1 apresenta a correlação entre as frequências naturais associadas aos três primeiros modos de flexão (direções X e Y) e aos dois primeiros modos de torção, considerando-se os resultados obtidos para o modelo ideal (via Teoria da Semelhança), modelo idealizado (resultados numéricos) e modelo construído (resultados experimentais). As frequências naturais apresentadas para o modelo construído são referentes aos picos dos espectros obtidos nos ensaios de vibração livre.

O ajuste obtido para a frequência natural associada ao primeiro modo de torção foi alcançado dando-se excentricidade, em relação ao eixo da estrutura, na massa distribuída do convés. O detalhe da massa excêntrica pode ser observado na foto IV.1.

Tabela III.1 - Correlação entre Frequências Naturais

MODOS DE VIBRAÇÃO	FREQUÊNCIA NATURAL (Hz)		
	MODELO IDEAL	MOD. IDEALIZ.	MOD. CONSTR.
1º Modo de Flexão - X	2.40	2.38	2.61
1º Modo de Flexão - Y	2.43	2.43	2.64
1º Modo de Torção	6.56	6.99	6.94
2º Modo de Flexão - X	9.16	9.40	8.64
2º Modo de Flexão - Y	9.04	8.88	8.38
2º Modo de Torção	*	12.92	11.31
3º Modo de Flexão - X	*	17.34	15.02
3º Modo de Flexão - Y	*	16.82	14.81

* Modos não identificados até o 40º modo analisado.

Uma forma bastante usada para comparar dois conjuntos de dados modais, é traçar um gráfico de um conjunto contra o outro, e observar a dispersão dos pontos em relação a uma reta com inclinação de 45° que passa pela origem. Este tipo de representação pode refletir não somente o grau de correlação, mas também a natureza da discrepância entre os modelos, tais como: erros de modelagem, erros inerentes ao processo de medição ou erros de caráter sistemático [23]. Na figura III.5 pode-se observar a comparação gráfica entre as frequências naturais obtidas para o modelo idealizado (resultados numéricos) e para o modelo construído (resultados experimentais).

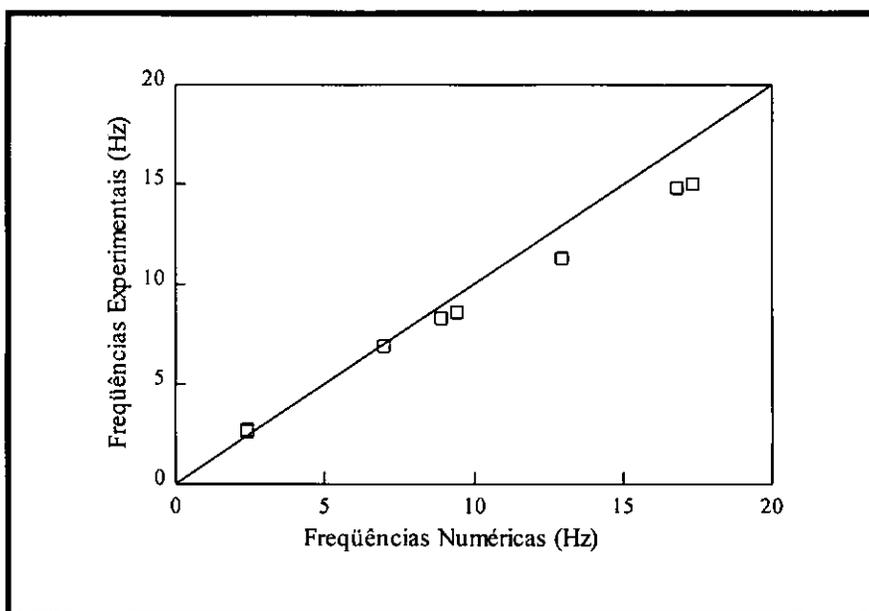


Figura III.5 - Frequências Naturais: Resultado Numérico x Resultado Experimental

Analisando-se a tabela III.1 e a figura III.5, pode-se observar que os resultados apresentados são bastante próximos. A pequena variação observada para os segundo modo de torção e terceiro de flexão - direções X e Y pode ser decorrente tanto do processo numérico utilizado quando se calculam modos mais elevados, quanto do processo de aquisição e análise dos dados experimentais.

Desta forma, pode-se considerar completa a segunda etapa de ajuste (ver figura II.33 - seção II.2.3), uma vez que o ajuste entre as frequências naturais associadas aos primeiros modos de flexão e de torção para o modelo ideal, modelo idealizado e modelo construído foi realizado com sucesso. A fim de complementar o ajuste do modelo, será realizada ainda a correlação entre os auto-vetores numéricos e experimentais. Esta correlação será apresentada na próxima seção.

III.3.DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DOS PARÂMETROS MODAIS

Os parâmetros modais bem como a correlação experimental-numérica apresentados nesta seção são referentes ao Modelo 1. Os resultados relativos ao Modelo 2 estão apresentados com detalhes na referência [21].

III.3.1. Descrição dos Ensaios

O principal objetivo desta fase de ensaios é a determinação dos parâmetros modais (frequências naturais, taxas de amortecimento e auto-vetores) da estrutura íntegra vibrando no ar e a correlação entre os auto-vetores numéricos e experimentais. As características modais então determinadas, serão adotadas como referência para comparação posterior com os resultados obtidos quando forem impostos danos a este mesmo modelo.

Para determinação dos parâmetros modais é necessária a obtenção das Funções de Resposta em Frequência (FRFs). As FRFs expressam as características dinâmicas modais de cada estrutura e independem da força de excitação.

As FRFs foram obtidas excitando-se a estrutura centradamente através de uma força randômica do tipo ruído branco. A força de excitação foi medida por um load-cell do tipo

piezo-elétrico - marca PCB, acoplado à extremidade do excitador e a resposta dinâmica foi medida por dez acelerômetros do mesmo tipo, posicionados ao longo da altura da jaqueta em uma das suas pernas, conforme pode ser observado na figura III.6. Esta figura mostra a localização de todos os sensores, bem como a posição de excitação. A figura III.7 mostra o esquema dos equipamentos utilizados para aquisição e processamento dos sinais [35].

Os sinais no tempo da força de excitação e das respostas dinâmicas (aceleração) foram transformados para o domínio da frequência através da Transformada Rápida de Fourier, utilizando-se para isso um analisador de espectros de dois canais - modelo HP 35660A. As FRFs obtidas foram transmitidas a um micro-computador através de uma placa HP-IB.

Para cada ensaio foram adotadas uma média de 20 amostras e frequência de resolução de ± 0.0625 Hz (intervalo de análise de 25 Hz).

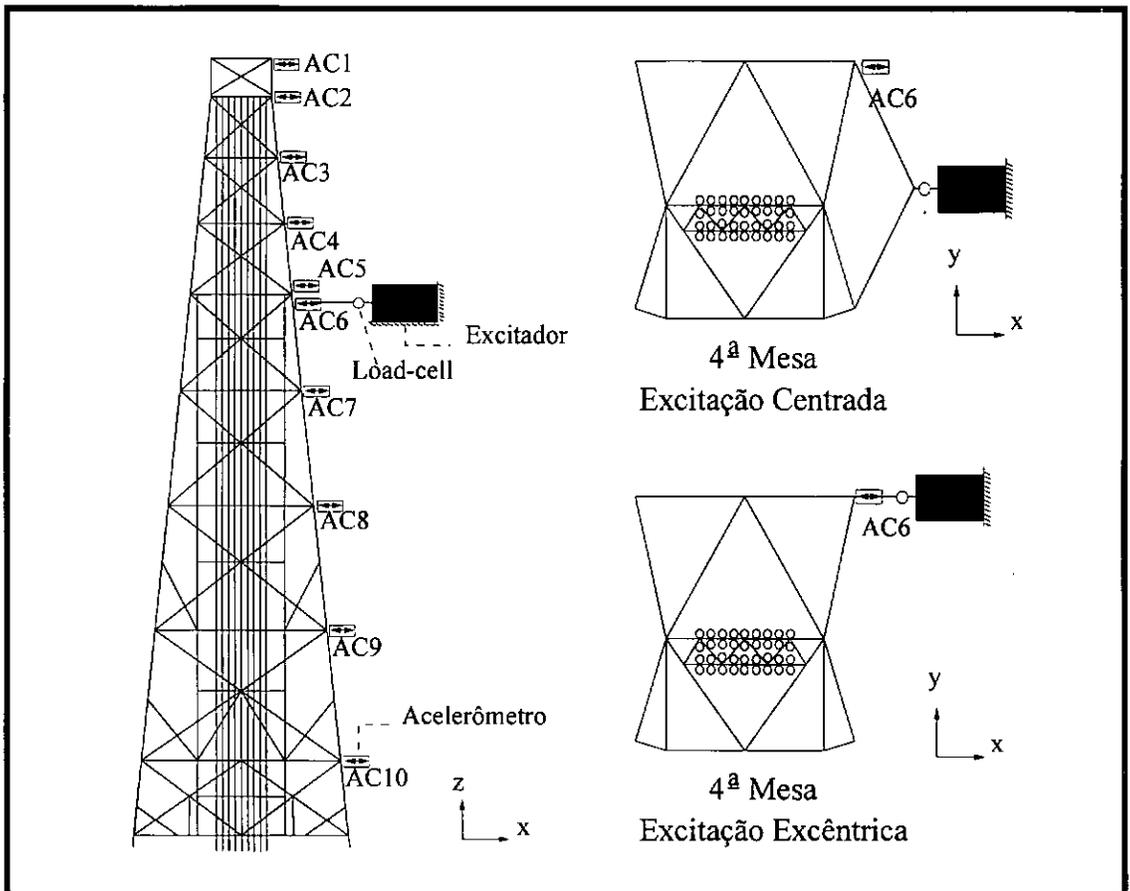


Figura III.6 - Instrumentação Utilizada nos Ensaios de Vibração Forçada

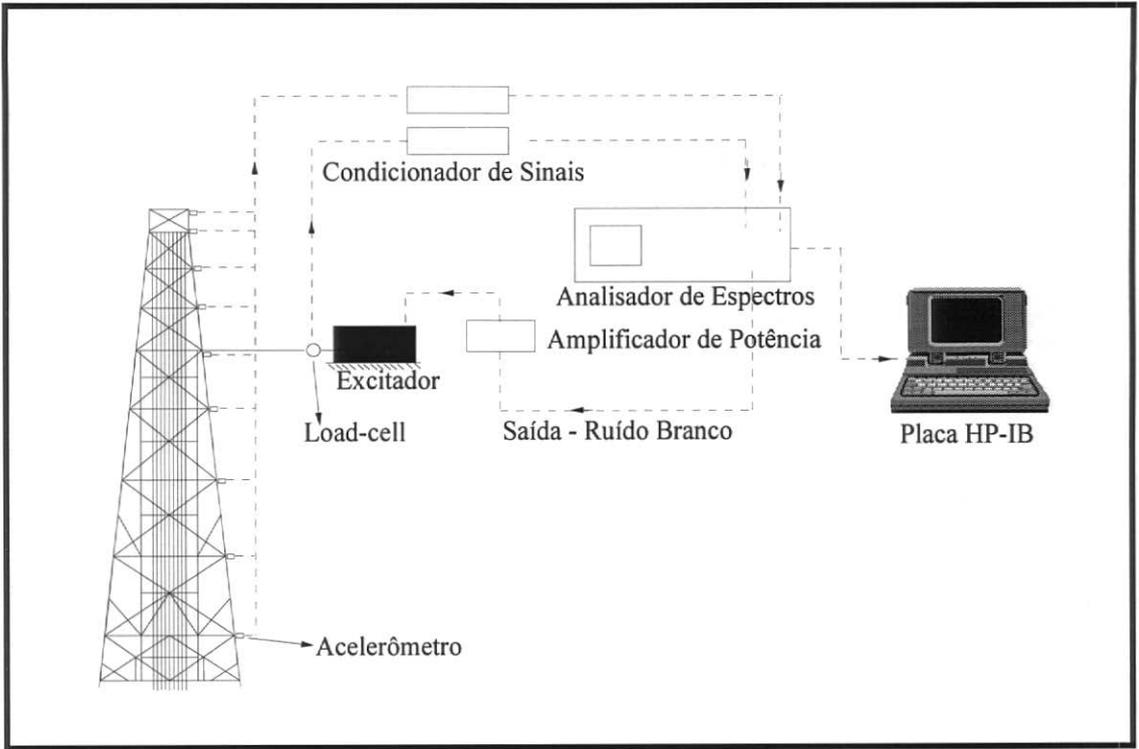


Figura III.7 - Sistema para Aquisição dos Sinais nos Ensaios de Vibração Forçada

Uma vez obtidas as FRFs foram determinadas as características modais da estrutura (frequências naturais, taxas de amortecimento e auto-vetores) para os três primeiros modos de flexão (direção X) e para os dois primeiros modos de torção. Isto foi realizado através do Método Prony (“Least Squares Complex Exponential”) [36, 37], que está implementado em um programa desenvolvido no Laboratório de Análise Dinâmica de Estruturas e Processamento de Imagens e Sinais (LADEPIS) [38].

III.3.2. Resultados Obtidos e Correlação Experimental-Numérica

Na tabela III.2 são mostrados os parâmetros modais para a estrutura íntegra obtidos através do Método Prony. Os valores apresentados para a frequência natural e taxa de amortecimento modal foram tomados como sendo a média dos resultados obtidos nos dez acelerômetros utilizados nos ensaios, uma vez que estes parâmetros modais devem ser idênticos em qualquer ponto da estrutura. Calculou-se também o desvio padrão, a fim de ter-se uma estimativa do erro cometido na aquisição e análise dos dados e avaliar a relevância das variações ocorridas nos parâmetros modais quando forem impostos danos a estrutura. São

apresentados os valores obtidos em dois ensaios realizados em situação similar para que seja verificada a repetibilidade dos resultados.

Tabela III.2 - Frequências Naturais (Hz) - Estrutura Íntegra

PARÂMETRO MODAL		1º Modo Flexão		2º Modo Flexão		3º Modo Flexão		1º Modo Torção		2º Modo Torção	
		Ens. I	Ens. II								
Freq.	f(Hz)	2.56	2.59	8.51	8.45	14.67	14.94	6.96	7.03	11.21	11.39
Nat.	σ_n (Hz)	0.01	0.01	0.02	0.03	0.05	0.04	0.01	0.01	0.01	0.01
Taxa	ξ (%)	2.84	3.05	1.78	1.88	2.40	2.70	1.25	1.33	1.38	1.31
Amort	σ_n (%)	0.17	0.19	0.03	0.11	0.08	0.13	0.04	0.02	0.07	0.03

Analisando-se os desvios padrões calculados, podemos ver que, de um modo geral, estes podem ser considerados pequenos em relação às médias calculadas, o valor percentual máximo que este representa em relação ao valor médio é de 6.23 % para a taxa de amortecimento modal relativa ao primeiro modo de flexão - Ens. II. Assim, variações superiores ao valor médio \pm desvio padrão que venham a ocorrer nos parâmetros modais devido à imposição de danos, podem ser úteis na identificação de danos. Além disso, comparando-se os dois ensaios realizados, pode-se observar a repetibilidade dos resultados.

Na tabela III.3 são apresentados os valores experimentais obtidos para os auto-vetores em dois ensaios similares realizados para a estrutura íntegra, bem como os auto-vetores obtidos numericamente, a fim de que se faça a correlação entre eles.

Os valores apresentados entre parênteses para o primeiro modo de torção (Ens. I) foram obtidos excitando-se a estrutura de maneira excêntrica (ver figura III.6), na tentativa de melhor ajustar os modos de torção. Para o primeiro modo de torção estes resultados apresentaram-se bem mais próximos dos resultados numéricos, conforme pode ser observado nesta tabela. Isto se deve, provavelmente, ao fato de que quando se excita a estrutura à flexão, isto é, centradamente (ver figura III.6), em torno da frequência associada ao modo de torção, o modelo sofre uma restrição devido à montagem utilizada, o mesmo não ocorrendo quando se excita a estrutura excentricamente. Já para o segundo modo de torção, a análise tornou-se inviável nesta situação, uma vez que não foi possível identificar nas FRFs de alguns acelerômetros o pico referente a este modo. Foram então mantidos os resultados obtidos inicialmente (com excitação centrada).

Tabela III.3 - Auto-Vetores Numéricos e Experimentais (Kg^{-1/2})

Acel/Nó	Ensaio / Numérico	1ª Modo de Flexão	2ª Modo de Flexão	3ª Modo de Flexão	1ª Modo de Torção	2ª Modo de Torção
AC1/1250	Ens. I	15.11	-4.18	-0.97	3.36 (7.57)	7.89
	Ens. II	16.67	-4.24	-1.01	3.50	6.45
	Numérico	15.48	-5.32	-1.49	8.96	4.60
AC2/1253	Ens. I	9.91	-0.84	1.33	3.32 (6.78)	6.16
	Ens. II	12.28	-1.03	1.64	4.31	5.65
	Numérico	13.35	1.99	5.21	7.44	2.57
AC3/1207	Ens. I	8.70	1.54	5.68	2.01 (7.27)	1.77
	Ens. II	11.59	4.00	5.72	5.06	4.70
	Numérico	11.16	8.01	9.30	8.23	2.19
AC4/1211	Ens. I	8.74	8.17	9.34	4.66 (6.10)	3.70
	Ens. II	8.98	8.37	9.18	5.56	2.97
	Numérico	8.99	13.39	11.91	8.34	-0.02
AC5/1212	Ens. I	7.13	11.42	12.49	5.37 (7.81)	2.42
	Ens. II	6.67	11.26	12.33	6.06	1.92
	Numérico	7.57	15.87	12.11	9.06	-0.99
AC6/1214	Ens. I	6.39	11.52	8.74	5.60 (8.18)	2.08
	Ens. II	6.38	11.58	9.82	5.36	2.46
	Numérico	7.22	16.96	12.58	9.29	-1.69
AC7/1217	Ens. I	4.98	15.29	14.72	6.80 (9.11)	-2.97
	Ens. II	4.84	15.29	14.84	6.50	-2.35
	Numérico	5.01	18.75	9.51	8.88	-6.03
AC8/1220	Ens. I	2.99	14.47	-5.74	5.67 (7.67)	-6.83
	Ens. II	2.96	14.42	-5.81	5.56	-5.56
	Numérico	2.85	16.72	-6.63	7.52	-10.06
AC9/1223	Ens. I	1.49	13.49	-11.52	5.31 (7.00)	-13.49
	Ens. II	1.32	12.07	-10.00	5.47	-11.10
	Numérico	1.15	9.56	-12.76	4.94	-9.54
AC10/1226	Ens. I	0.37	7.62	-6.87	3.28 (3.96)	-7.62
	Ens. II	0.64	6.14	-7.13	2.96	-6.48
	Numérico	0.25	2.42	-3.35	1.31	-2.74

A comparação quantitativa entre dois pares de modos pode ser realizada através de um parâmetro de correlação chamado Coeficiente de Correlação Modal (MAC - Modal Assurance Criterion) [11, 17, 22]. Este parâmetro fornece uma matriz de ordem $m \times m$ (m = número de modos analisados), onde:

- os elementos da diagonal indicam a semelhança das formas modais (para dois conjuntos de modos não idênticos). Para modos semelhantes é esperado um valor próximo à unidade, e quanto mais este valor se aproximar de zero menor será a consistência entre os modos.
- os elementos não diagonais indicam a ortogonalidade entre os modos. Se os modos forem ortogonais (modos naturais da estrutura), os elementos não diagonais serão próximos a zero (0.0), enquanto que, se os modos não forem ortogonais, estes valores serão diferentes de zero.

O parâmetro MAC será apresentado detalhadamente na seção IV.1.2 deste trabalho.

A fim de verificar se os modos de vibração identificados são realmente modos naturais da estrutura, calculou-se o parâmetro MAC entre dois modos idênticos, para os auto-vetores apresentados na tabela III.3, sendo que neste caso serão considerados para análise somente os elementos não diagonais. Obtêm-se, então, as seguintes matrizes:

- Matriz III.1: modelo numérico considerando-se 10 nós ao longo de uma das pernas (coincidentes com os nós instrumentados com acelerômetros no modelo construído), sendo adotado um grau de liberdade (GL) por nó (deslocamento na direção X);
- Matrizes III.2 e III.3: modelo construído - ensaios I e II, respectivamente.

$$MAC_{Num \times Num} = \begin{bmatrix} 1.00 & 0.26 & 0.31 & 0.81 & 0.01 \\ 0.26 & 1.00 & 0.27 & 0.67 & 0.42 \\ 0.31 & 0.27 & 1.00 & 0.30 & 0.07 \\ 0.81 & 0.67 & 0.30 & 1.00 & 0.10 \\ 0.01 & 0.42 & 0.07 & 0.10 & 1.00 \end{bmatrix} \quad (\text{Matriz III.1})$$

$$MAC_{Ens.I \times Ens.I} = \begin{bmatrix} 1.00 & 0.18 & 0.20 & 0.60 & 0.20 \\ 0.18 & 1.00 & 0.12 & 0.79 & 0.19 \\ 0.20 & 0.12 & 1.00 & 0.15 & 0.29 \\ 0.60 & 0.79 & 0.15 & 1.00 & 0.02 \\ 0.20 & 0.19 & 0.29 & 0.02 & 1.00 \end{bmatrix} \quad (\text{Matriz III.2})$$

$$MAC_{Ens.II \times Ens.II} = \begin{bmatrix} 1.00 & 0.14 & 0.19 & 0.61 & 0.24 \\ 0.14 & 1.00 & 0.14 & 0.74 & 0.17 \\ 0.19 & 0.14 & 1.00 & 0.19 & 0.27 \\ 0.61 & 0.74 & 0.19 & 1.00 & 0.00 \\ 0.24 & 0.17 & 0.27 & 0.00 & 1.00 \end{bmatrix} \quad (\text{Matriz III.3})$$

Analisando-se as matrizes apresentadas pode-se observar que os termos não diagonais poderiam indicar a não ortogonalidade dos modos de vibração analisados, uma vez que estes valores não são próximos de zero na maioria dos casos. Optou-se então, pela realização de um estudo numérico para verificação da influência da discretização do modelo e dos GL considerados nos resultados do MAC. Foram simuladas várias situações, algumas são apresentadas a seguir:

- Matrizes III.4 e III.5: modelo discretizado em 37 nós ao longo de uma das pernas, considerando-se um GL (deslocamento na direção X) e seis (06) GL em cada nó, respectivamente;
- Matriz III.6: modelo considerando-se 10 nós ao longo de uma das pernas (coincidentes com os nós instrumentados com acelerômetros no modelo construído), adotando-se seis GL em cada nó.

$$MAC_{\substack{\text{NumxNum} \\ (37 \times 1) \text{GL}}} = \begin{bmatrix} 1.00 & 0.34 & 0.27 & 0.80 & 0.00 \\ 0.34 & 1.00 & 0.11 & 0.77 & 0.44 \\ 0.28 & 0.11 & 1.00 & 0.17 & 0.18 \\ 0.80 & 0.77 & 0.17 & 1.00 & 0.15 \\ 0.00 & 0.44 & 0.18 & 0.15 & 1.00 \end{bmatrix} \quad (\text{Matriz III.4})$$

$$MAC_{\substack{\text{NumxNum} \\ (37 \times 6) \text{GL}}} = \begin{bmatrix} 1.00 & 0.03 & 0.00 & 0.06 & 0.03 \\ 0.03 & 1.00 & 0.08 & 0.02 & 0.22 \\ 0.00 & 0.08 & 1.00 & 0.00 & 0.00 \\ 0.06 & 0.02 & 0.00 & 1.00 & 0.01 \\ 0.03 & 0.22 & 0.00 & 0.01 & 1.00 \end{bmatrix} \quad (\text{Matriz III.5})$$

$$MAC_{\substack{\text{NumxNum} \\ (10 \times 6) \text{GL}}} = \begin{bmatrix} 1.00 & 0.04 & 0.00 & 0.04 & 0.02 \\ 0.04 & 1.00 & 0.11 & 0.01 & 0.15 \\ 0.00 & 0.11 & 1.00 & 0.00 & 0.00 \\ 0.04 & 0.01 & 0.00 & 1.00 & 0.01 \\ 0.02 & 0.15 & 0.00 & 0.01 & 1.00 \end{bmatrix} \quad (\text{Matriz III.6})$$

Os resultados obtidos considerando-se três GL (relativos aos deslocamentos) foram semelhantes aqueles obtidos quando foi considerado somente um GL, independente do nível de discretização adotado.

Observando-se as matrizes apresentadas podemos observar que o MAC mostra a ortogonalidade entre os modos quando são considerados os seis (06) graus de liberdade em cada nó (matrizes III.5 e III.6) independente da discretização realizada. Assim, podemos concluir que o fator preponderante na verificação da ortogonalidade entre os modos analisados é a consideração dos seis graus de liberdade.

Em função do exposto anteriormente, pode-se dizer que os modos de vibração identificados são realmente modos naturais da estrutura, sendo ainda necessário realizar a comparação entre eles para verificar o ajuste numérico/experimental e a repetibilidade dos ensaios.

A correlação entre os auto-vetores numéricos e experimentais (ver tabela III.3) é apresentada na tabela III.4, considerando-se somente os elementos diagonais da matriz MAC.

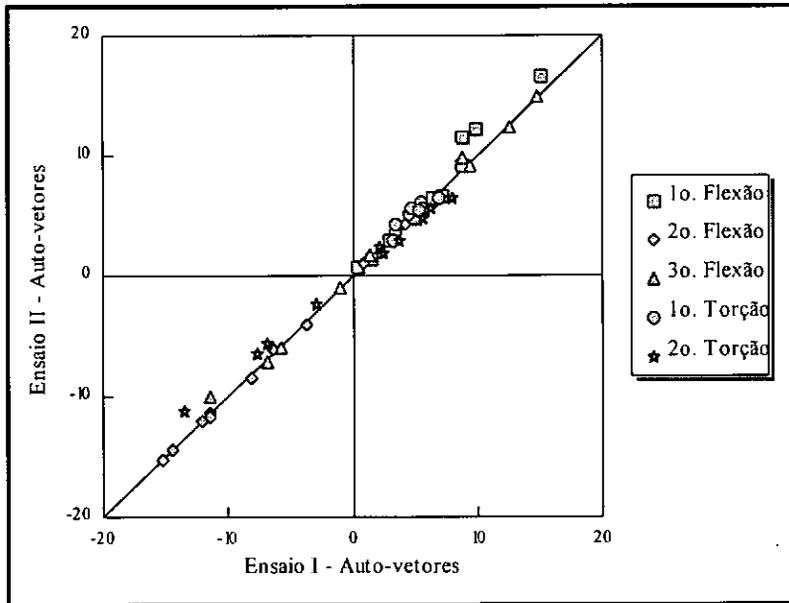
Tabela III.4 - Valores da Diagonal do MAC

Modo de Vibração	Num. x Ens. I	Num. x Ens. II	Ens. I x Ens. II
1 ^o Flexão	0.99	0.99	1.00
2 ^o Flexão	0.93	0.94	1.00
3 ^o Flexão	0.90	0.89	1.00
1 ^o Torção	0.91 (0.97)	0.94	1.00
2 ^o Torção	0.71	0.68	1.00

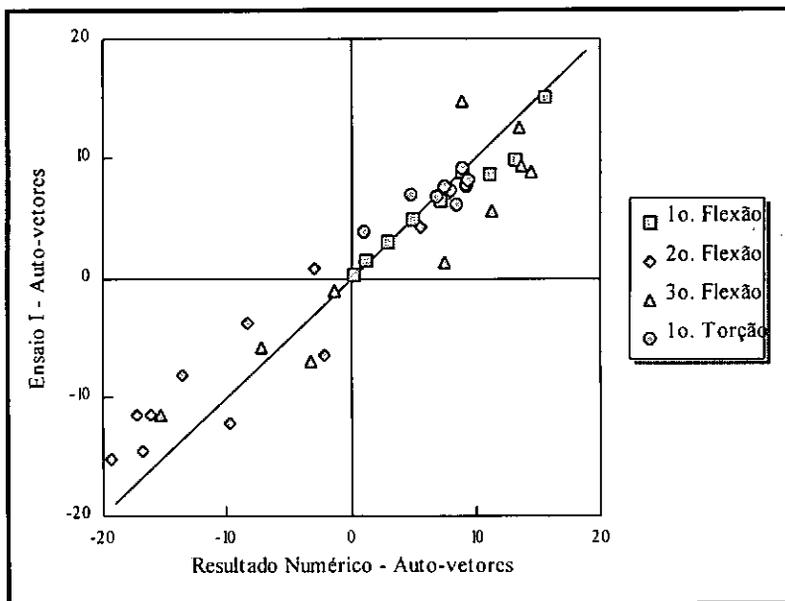
Assim como para a frequência natural, pode-se comparar dois conjuntos de auto-vetores de maneira gráfica, traçando um gráfico de um conjunto contra o outro e observar a dispersão dos pontos em relação a uma reta com inclinação de 45° que passa pela origem. Na figura III.8 são apresentados os diagramas de dispersão modal que correlacionam os auto-vetores apresentados, sendo que a figura III.8.a correlaciona os resultados entre os Ensaios I e II e a figura III.8.b os resultados do Ensaio I com os obtidos numericamente.

Analisando-se a tabela III.4 e o gráfico apresentado na figura III.8.a, pode-se concluir que os dois ensaios realizados em situação similar apresentam resultados bastante próximos, o que vem a ratificar a repetibilidade dos ensaios. Observando-se ainda a tabela III.4, pode-se concluir que a correlação entre os auto-vetores numéricos e experimentais associados aos três primeiros modos de flexão e ao primeiro de torção pode ser considerada boa, já que foram obtidos valores de MAC superiores a 0.9 [23]. Como o segundo modo de torção apresentou valor de MAC inferior a 0.9, este não será considerado na análise de danos, pois além de apresentar um ajuste numérico/experimental pouco satisfatório, é um modo bastante difícil de ser excitado e, conseqüentemente, difícil de ser analisado. A figura III.8.b mostra uma certa dispersão em torno da reta de 45°. Entretanto se desprezarmos os pontos associados ao 3^o modo de flexão, já que seus valores numéricos apresentam imprecisões devido ao fato deste

modo ser o 15^o na lista de auto-vetores, e se levarmos em consideração que nenhuma técnica de ajuste foi empregada, pode-se concluir que a correlação é bastante satisfatória.



a) Ensaio I x Ensaio II



b) Resultado Numérico x Ensaio I

Figura III.8 - Diagramas de Dispersão Modal

CAPÍTULO IV

IV.IDENTIFICAÇÃO DE DANOS

IV.1.PROCEDIMENTOS PARA POSSÍVEL DETECÇÃO E LOCALIZAÇÃO DE DANOS

Nesta seção são descritos alguns procedimentos propostos em bibliografias pesquisadas para detecção e localização de danos estruturais que serão aplicados às estruturas offshore em estudo, com o objetivo de avaliar os seus desempenhos e a sensibilidade a danos neste tipo de estrutura.

IV.1.1. Comparação Direta entre os Modos de Vibração

Neste procedimento pretende-se identificar a presença de danos pela variação dos auto-vetores da estrutura comparada ponto a ponto de medição, ou seja, serão determinados os auto-vetores dos primeiros modos de vibração da estrutura íntegra, e estes serão comparados com os auto-vetores da estrutura danificada. Com este procedimento pretende-se, além de detectar a presença do dano pela variação da forma modal, identificar a sua localização, baseando-se na hipótese de que as maiores variações nos modos de vibração ocorrem nas proximidades do dano [8, 17]. A localização do dano pode ser determinada de maneira simplificada através de uma comparação gráfica definida como Diferença Relativa entre os Modos de Vibração, descrita a seguir.

a) *Diferença Relativa entre os Modos de Vibração (DR)*

Neste método, são usadas comparações gráficas entre os modos de vibração para indicar a posição do dano. O parâmetro usado é a Diferença Relativa {DR} entre os modos de vibração, que é definido como [8, 17]:

$$\{DR\} = \frac{\{\phi_0\}_i - \{\phi_D\}_i}{\{\phi_0\}_i} \quad (\text{Eq. IV.1})$$

onde:

- $\{\phi_0\}_i$ é o i-ésimo modo de vibração da estrutura íntegra;
- $\{\phi_D\}_i$ é o i-ésimo modo de vibração da estrutura danificada.

O método baseia-se no fato de que as maiores diferenças nos modos de vibração ocorrem nas proximidades do dano. Um gráfico de {DR} versus os pontos onde foram realizadas as medições experimentais mostraria uma tendência definida, com descontinuidade na posição do defeito. Os modos mais afetados pelos danos são os mais prováveis para mostrar o padrão procurado nos gráficos {DR}. Em geral, as mudanças nos modos de vibração parecem se tornar mais pronunciadas quanto mais elevado for o modo [8].

IV.1.2. Comparação entre os Modos de Vibração através de Parâmetros Predefinidos

A comparação entre os modos de vibração do ponto de vista quantitativo é geralmente realizada através de três métodos: MAC (Modal Assurance Criterion), COMAC (Coordinate Modal Assurance Criterion) e MSF (Modal Scale Factor). Estes procedimentos são aplicados para determinar a correlação entre conjuntos de modos de naturezas diversas, como por exemplo, conjunto de modos experimentais e teóricos (ajuste numérico-experimental), ou para correlacionar ambos os modos experimentais, isto é, os da estrutura íntegra e os da estrutura com danos. Nesta última situação, os métodos são utilizados com a finalidade de identificar a presença de danos em estruturas. As expressões representativas de cada método assumem que os modos de vibração podem ser complexos e são baseados na comparação entre dois conjuntos de modos $[\phi]$ e $[\varphi]$, considerando-se neste trabalho, as seguintes situações:

- modos numéricos e modos experimentais da estrutura íntegra;
- modos experimentais da estrutura íntegra e modos experimentais da estrutura com danos.

As colunas de $[\phi]$ são indicadas por ϕ_x e as de $[\varphi]$ por φ_p com x e $p = 1, 2, \dots, L_{\max}$, sendo L_{\max} o número de modos das matrizes $[\phi]$ e $[\varphi]$. Cada modo de vibração é também chamado de vetor modal, cuja dimensão é $n \times 1$, sendo n o número de graus de liberdade considerado. Com base nestas informações definem-se os parâmetros MAC, COMAC e MSF.

a) Modal Assurance Criterion (MAC) ou Mode Shape Correlation Coefficient (MSCC)

O MAC [11, 17, 22] é um parâmetro usado para correlacionar formas modais e, no caso de diagnóstico de falha estrutural, é usado para correlacionar as formas modais da estrutura íntegra e danificada. Este parâmetro pode indicar a existência de dano pela disparidade na correlação entre dois modos de vibração.

O Coeficiente de Correlação Modal (MAC) é definido como:

$$\text{MAC}(p, x) = \frac{\left[\sum_{j=1}^n (\phi_x)_j (\varphi_p)_j \right]^2}{\left(\sum_{j=1}^n (\phi_x)_j^2 \right) \left(\sum_{j=1}^n (\varphi_p)_j^2 \right)} \quad (\text{Eq. IV.2})$$

onde:

- $(\phi_x)_j$ é j-ésima coordenada do vetor x da matriz modal $[\phi]$;
- $(\varphi_p)_j$ é j-ésima coordenada do vetor p da matriz modal $[\varphi]$;
- n é o número de graus de liberdade considerados.

Este parâmetro de correlação nos fornece uma matriz de ordem m_x (número de modos da matriz modal $[\phi]$) por m_p (número de modos da matriz modal $[\varphi]$) onde:

- os elementos da diagonal indicam a semelhança (ou não) das formas modais e assumem valores na faixa de 0 a 1. Para ϕ_x e φ_p relativos a formas modais semelhantes é esperado um valor do MAC próximo a unidade. Modos correlacionados com MAC inferior a 0.9 são considerados pouco consistentes e tanto maior é a falta de consistência quanto mais o valor de MAC se aproxima de 0.0 (zero) [23];
- os elementos não diagonais indicam a ortogonalidade (ou não) dos modos. Se os modos forem ortogonais, ou seja, modos naturais da estrutura, os elementos não diagonais serão

próximos a 0.0 (zero), enquanto que, se os modos não forem ortogonais, estes valores serão diferentes de 0.0 (zero).

Sendo ϕ_x e ϕ_p modos globais de uma estrutura e relativos a formas modais semelhantes, pode-se computar uma matriz de ordem $m_x \times m_p$, cujos elementos da diagonal deverão ser próximos a 1.0 (um) e elementos não diagonais, próximos a 0.0 (zero).

O parâmetro MAC pode indicar a existência de dano pela disparidade na correlação entre dois modos de vibração, mas não é eficiente para indicar onde a estrutura apresenta a falha. Obviamente, é de grande importância conhecer a posição do dano, ou pelo menos, a região onde este está contido. Com esta finalidade, é indicada a aplicação do parâmetro COMAC (Coordinate Modal Assurance Criterion) como informação complementar ao parâmetro MAC.

b) Coordinate Modal Assurance Criterion (COMAC)

O parâmetro COMAC [19] é concebido a partir do MAC original e tem como idéia principal mostrar onde está localizada a discrepância nas formas modais identificada pelo MAC, que no caso de danos poderia ser útil para localizar a falha estrutural.

A implementação do parâmetro COMAC requer dois estágios de cálculo. O primeiro é determinar quais os modos do modelo experimental sem danos (ϕ_x) que correspondem aos modos do modelo experimental com danos (ϕ_p) pela aplicação da equação IV.2. Isto fornece um grupo de Pares Modais Correlacionados (CMP - Correlated Mode Pairs), sendo cada um deles denotado por um índice L. Tendo montado um grupo de pares modais (L_{max}), a segunda etapa do procedimento COMAC é o cálculo dos valores de correlação em cada coordenada para todos os pares modais correlacionados, isto é:

$$COMAC(j) = \frac{\left(\sum_{L=1}^{L_{max}} \left| \left(\phi_{x,L} \right) \times \left(\phi_{p,L} \right) \right| \right)^2}{\sum_{L=1}^{L_{max}} \left(\phi_{x,L} \right)^2 \times \sum_{L=1}^{L_{max}} \left(\phi_{p,L} \right)^2} \tag{Eq. IV.3}$$

onde:

- j é o grau de liberdade em análise;
- L_{\max} é o Número Total de Pares Modais Correlacionados (CMP);
- ${}_j\phi_{x,L}$ é a j -ésima componente do vetor x da matriz modal $[\phi]$ correspondente ao par modal L
- ${}_j\phi_{p,L}$ é j -ésima componente do vetor p da matriz modal $[\phi]$ correspondente ao par modal L .

Este parâmetro de correlação nos fornece uma lista de “ j ” COMACs assumindo valores entre 0.0 (zero) e 1.0 (um), que podem ser interpretados por critério semelhante àquele utilizado para o parâmetro MAC. Para graus de liberdade onde não existam falhas é esperado um valor do COMAC próximo a 1.0 (um), enquanto que graus de liberdade correlacionados com COMAC inferior a 0.9 [39] podem indicar regiões onde existam danos.

c) Modal Scale Factor (MSF)

O MSF representa o coeficiente angular de uma reta ajustada aos pontos de um gráfico onde são plotados os valores de um conjunto de auto-vetores (ϕ_p) versus o outro (ϕ_x). O MSF é definido como [21, 22]:

$$MSF(p, x) = \frac{\sum_{j=1}^n (\phi_p)_j (\phi_x)_j}{\sum_{j=1}^n (\phi_p)_j (\phi_p)_j} \quad (\text{Eq. IV.4})$$

A nomenclatura utilizada na definição do parâmetro MAC aplica-se integralmente para os elementos que definem o MSF. Para auto-vetores relativos a modos semelhantes é esperado um valor de MSF próximo da unidade (reta que se ajusta aos pontos está a 45°). Deve-se observar que este parâmetro não traduz a qualidade do ajuste dos pontos à linha reta, ele simplesmente calcula a inclinação desta reta.

IV.1.3. Análise da Mudança do Auto-vetor Medido no Convés na Direção Perpendicular à Direção Predominante do Modo

Este procedimento é baseado na hipótese de que a presença de danos em estruturas offshore fixas pode ser detectada pela mudança na componente do auto-vetor perpendicular à direção predominante do modo, medida no convés da jaqueta. Entende-se por direção predominante do modo aquela direção onde ocorrem as maiores amplitudes das coordenadas modais. A componente do auto-vetor medida na direção Y para o primeiro modo de flexão em X, bem como a componente do auto-vetor medida na direção X para o primeiro modo de flexão na direção Y, varia consideravelmente com a presença de danos [6, 7]. Esta variação é atribuída a uma redução na rigidez lateral da jaqueta, ocasionando excentricidade na estrutura, principalmente no convés para o primeiro modo de flexão, já que a amplitude deste modo é máxima nesta posição. Assim, de acordo com este procedimento, para detectar a presença de danos neste tipo de estrutura, seria necessário instrumentar somente o convés da plataforma, considerando-se as medições nas duas direções principais (X e Y) para o primeiro modo de flexão em cada uma destas direções. Torna-se importante salientar que este procedimento já foi aplicado com sucesso em pesquisa realizada anteriormente no Laboratório de Estruturas [40], sendo que a estrutura utilizada foi o Modelo 2 descrito no Apêndice A.

Uma vez detectada a presença de danos, seriam necessárias medições ao longo da altura da jaqueta, considerando-se o mesmo procedimento adotado para o convés [7] ou a aplicação do parâmetro COMAC [19], para possibilitar a localização destes. Seria necessário então a colocação de acelerômetros submersos. Isto muitas vezes é considerado um obstáculo para tal procedimento, assim como no caso de inspeção visual realizada por mergulhadores. Entretanto, isto não é verdadeiro, porque existe uma grande diferença entre inspecionar visualmente uma estrutura submersa e instalar acelerômetros para medições periódicas. No caso de novas plataformas este suposto obstáculo poderia ser suprimido se alguns acelerômetros fossem instalados durante a fase de construção destas novas estruturas.

IV.1.4. Comentários Gerais sobre os Procedimentos Apresentados

A Comparação Direta entre os Modos de Vibração apresenta como vantagens a facilidade de sua aplicação e a possibilidade de, além de detectar a presença de danos pela

variação dos auto-vetores, identificar a sua localização, uma vez que as maiores variações nos modos de vibração ocorrem nas proximidades do dano [8, 17]. Entretanto, a eficácia deste procedimento está relacionada com o número de pontos medidos, pois quanto melhor for a definição dos modos de vibração, melhor serão observadas as suas variações.

Os parâmetros MAC e COMAC são complementares, uma vez que o primeiro pode identificar a existência do dano pela disparidade na comparação entre os modos de vibração (correlacionados modo a modo), e o segundo pode localizar a falha (identificada pelo MAC), pela correlação de todos os modos de vibração analisados, relacionados em cada grau de liberdade considerado. Assim como a Comparação Direta entre os Modos de Vibração, a confiabilidade destes dois procedimentos também é função direta da definição dos modos de vibração.

O MSF também pode identificar a presença de danos em função das alterações dos auto-vetores mediante a ocorrência de danos, uma vez que este pode se alterar em maior ou menor grau em função das modificações impostas à estrutura. Entretanto, o MSF nada pode informar sobre a localização dos danos.

O procedimento baseado na análise do auto-vetor medido no convés na direção perpendicular à direção modal predominante tem como grande vantagem a instrumentação necessária para sua execução. De acordo com este procedimento, pode-se detectar a presença de danos instrumentando-se somente o convés da jaqueta nas duas direções principais (X e Y), e medindo-se somente o primeiro modo de flexão nestas duas direções. Contudo, não consegue-se localizar o dano detectado, sendo necessário para tanto um procedimento complementar.

IV.2.ESTUDO NUMÉRICO DE SENSIBILIDADE A DANOS PARA O MODELO 1

IV.2.1. Objetivos

O modelo construído é bastante complexo, pois além de ser uma estrutura para águas profundas - lâmina d'água de 300 m, trata-se de uma jaqueta com muitos elementos de

travejamento em função da viga de lançamento ter função estrutural significativa permanecendo na estrutura mesmo após o lançamento da jaqueta. Em função desta complexidade e a fim de simplificar o estudo experimental a ser realizado, optou-se por fazer um estudo numérico preliminar para identificar quais os elementos que quando danificados provocariam maiores alterações no comportamento da estrutura.

O estudo numérico de sensibilidade a danos tem por objetivo avaliar o comportamento do modelo numérico mediante a imposição de danos em elementos previamente definidos. Estes elementos foram definidos tomando-se como base estudos realizados pelo CENPES - PETROBRÁS com relação ao comportamento da estrutura no que diz respeito à fadiga [20] e à análise visual do modelo construído, procurando-se identificar, por experiência adquirida em trabalhos nesta área, os elementos estruturais que poderiam causar maiores variações nos parâmetros modais da estrutura caso fossem danificados.

IV.2.2. Descrição dos Danos

No estudo numérico de sensibilidade do modelo a danos, vários elementos foram considerados como danificados, considerando-se um dano por vez. A simulação do dano foi realizada suprimindo-se o elemento considerado como danificado. Deve-se salientar que no modelo experimental o elemento danificado não é retirado, ele somente tem uma das extremidades rompida, isto é, esta extremidade fica completamente sem contato com a face do elemento ao qual ele estava ligado.

Na figura IV.1 é mostrada uma face (30XX) do modelo e nas figuras IV.2 e IV.3 são mostradas as seções transversais tipo do modelo, indicando a localização dos elementos excluídos no modelo numérico. As barras excluídas na face 10XX, 20XX e 40XX foram aquelas em posição similar as barras excluídas na face 30XX. Todas as barras danificadas na face 30XX também o foram na face 20XX. Este procedimento foi adotado para verificação do comportamento da estrutura quando fossem rompidas duas barras em posição similar, porém em faces diferentes. Além das barras da face também foram rompidas algumas barras de ligação entre a jaqueta e a viga de lançamento (nas mesas), considerando-se aquelas que, visualmente, tenham maior importância para a rigidez da seção ou aquelas consideradas como críticas pelo estudo de fadiga já citado [20]. Na tabela IV.1 estão indicadas as barras excluídas

no modelo numérico, o seu posicionamento na jaqueta (ou seja, a que face ou mesa da jaqueta elas pertenciam) e a expectativa de vida útil do elemento quanto à fadiga.

Tabela IV.1 - Danos Simulados Numericamente

CASO de DANO	BARRA EXCLUÍDA	FACE ou MESA	VIDA ÚTIL - FADIGA (anos)
01	1ª Diagonal Inferior	Face 30XX	> 100
02	2ª Diagonal Inferior	Face 30XX	24.9
03	3ª Diagonal Inferior	Face 30XX	> 100
04	4ª Diagonal Inferior	Face 30XX	> 100
05	5ª Diagonal Inferior	Face 30XX	> 100
06	6ª Diagonal Inferior	Face 30XX	> 100
07	7ª Diagonal Inferior	Face 30XX	67.2
08	8ª Diagonal Inferior	Face 30XX	> 100
09	1ª Diagonal Inferior	Face 20XX	21.4
10	2ª Diagonal Inferior	Face 20XX	5.52
11	3ª Diagonal Inferior	Face 20XX	38.8
12	4ª Diagonal Inferior	Face 20XX	56.1
13	5ª Diagonal Inferior	Face 20XX	89.2
14	6ª Diagonal Inferior	Face 20XX	> 100
15	7ª Diagonal Inferior	Face 20XX	55.1
16	8ª Diagonal Inferior	Face 20XX	> 100
17	2ª Diagonal Superior	Face 40XX	1.8
18	8ª Diagonal Inferior	Face 10XX	8.6
19	*	1ª Mesa	73.2
20	*	2ª Mesa	79.6
21	*	2ª Mesa	4.3
22	*	3ª Mesa	> 100
23	*	4ª Mesa	28.7
24	*	4ª Mesa	> 100
25	*	4ª Mesa	3.4
26	*	5ª Mesa	> 100
27	*	5ª Mesa	> 100
28	*	5ª Mesa	2.8
29	*	6ª Mesa	> 100
30	*	6ª Mesa	> 100
31	*	6ª Mesa	11.3
32	*	7ª Mesa	> 100
33	*	7ª Mesa	> 100
34	*	7ª Mesa	> 100
35	*	7ª Mesa	1.7
36	*	7ª Mesa	6.6

* As barras excluídas nas mesas estão indicadas nas figuras IV.2 e IV.3.

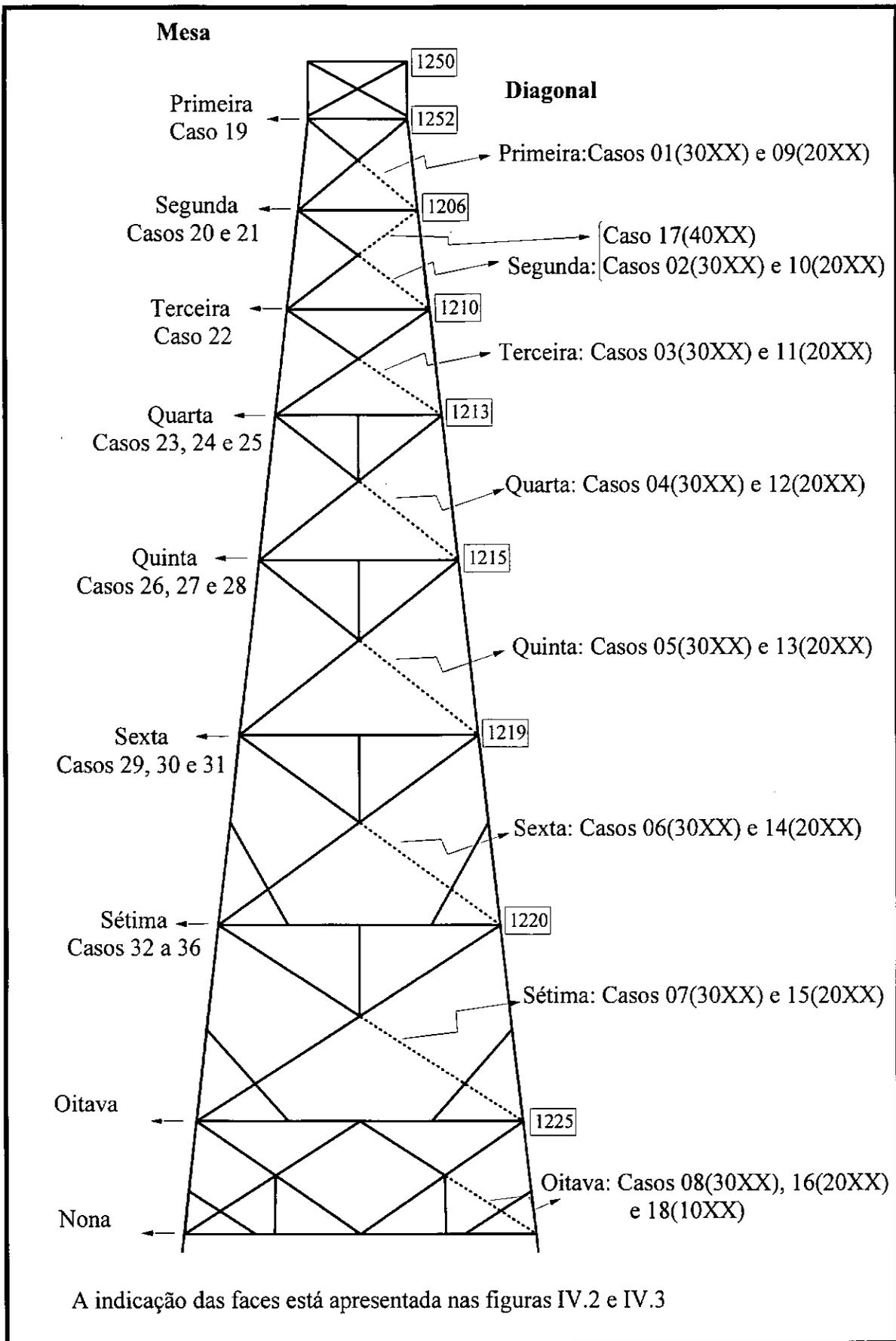


Figura IV.1 - Elementos Danificados nas Faces no Modelo Numérico

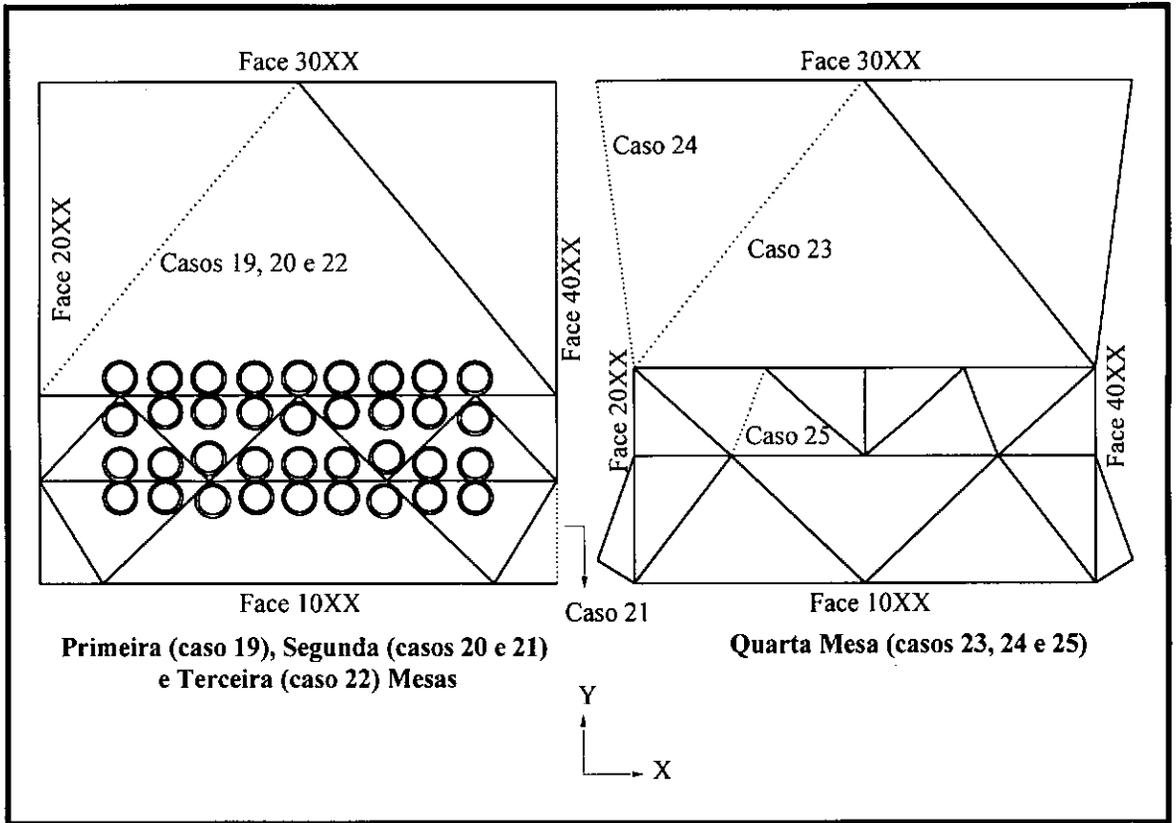


Figura IV.2 - Elementos Danificados nas Mesas no Modelo Numérico

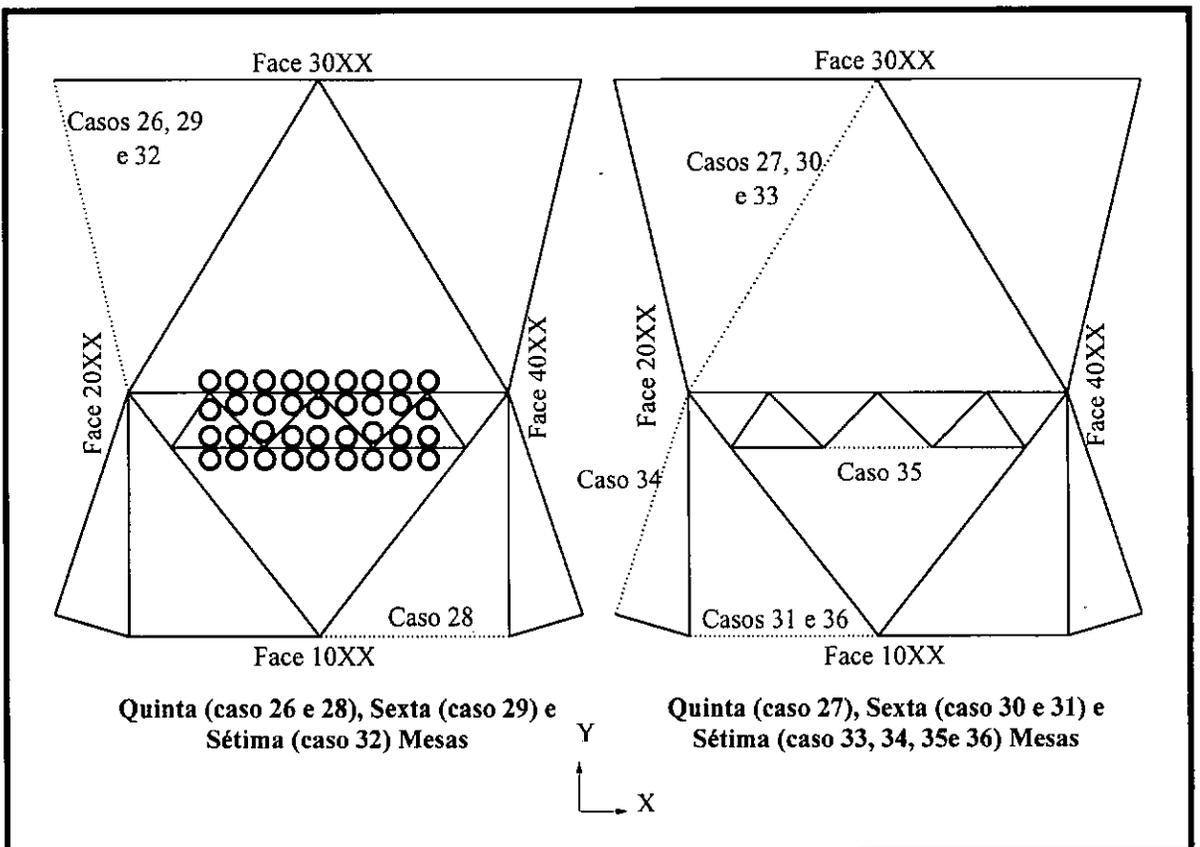


Figura IV.3 - Elementos Danificados nas Mesas no Modelo Numérico

IV.2.3. Resultados Obtidos

Foram realizadas vários testes numéricos, considerando-se em cada um deles, a retirada de uma das barras previamente definidas. O comportamento dos auto-vetores no convés da estrutura mediante a imposição de danos será apresentado para todos os casos de danos simulados. Com relação aos auto-vetores ao longo da altura da jaqueta, em função da grande quantidade de resultados obtidos, será feito um comentário geral a respeito dos resultados e será apresentado apenas um caso de dano representativo do estudo numérico realizado.

As frequências naturais são praticamente insensíveis aos danos impostos ao modelo numérico. As variações máximas observadas ocorreram para a frequência natural associada ao 1º modo de torção que para o caso 07 atingiu a 7.9%. A frequência natural associada ao 3º modo de flexão na direção X mostrou-se sensível em alguns casos, chegando a uma variação de 4.2% para o caso 05.

Com relação ao comportamento dos auto-vetores mediante a imposição de danos, a análise dos resultados será realizada em duas etapas: inicialmente, serão consideradas somente as coordenadas dos auto-vetores calculados no convés da estrutura, e depois, daqueles calculados ao longo da jaqueta em uma das suas pernas.

Como um dos procedimentos citados para detecção de danos utiliza somente instrumentação no convés e análise do primeiro modo de flexão, serão apresentados na tabela IV.2, as variações percentuais observadas nas componentes dos auto-vetores para o primeiro modo de flexão nas direções X e Y, considerando-se o nó na altura do convés -1250 (ver figura IV.1), para todos os casos de danos analisados.

Tabela IV.2 - Variação dos Auto-vetores (%) - 1º Modo de Flexão

CASO de DANO	VARIACÃO DOS AUTO-VETORES (%) - NÓ 1250			
	1º Modo de Flexão - Direção X		1º Modo de Flexão - Direção Y	
	Compon. X	Compon. Y	Compon. X	Compon. Y
01	-0.4	+589.0	+725.8	+0.2
02	-0.3	+615.3	+786.5	+0.2
03	-0.3	+799.2	+1061.8	+0.3
04	-0.4	+592.4	+753.9	+0.1
05	-0.7	+1022.0	+1352.8	+0.1
06	-0.9	+1149.2	+1546.1	-0.1
07	-0.6	+993.2	+1379.8	+0.1
08	-0.3	+129.7	+160.7	0.0
09	+0.2	+360.2	+396.6	+0.5
10	+0.2	+337.3	+395.5	+0.4
11	+0.3	+533.1	+670.8	+0.2
12	+0.1	+104.2	+134.8	+0.2
13	+0.1	+541.5	+697.8	+0.1
14	+0.1	+600.8	+792.1	-0.1
15	-0.1	+1008.5	+1341.6	-0.1
16	0.0	+19.5	+27.0	0.0
17	0.0	+480.0	+728.4	-0.5
18	-4.3	+2872.6	+4776.8	-4.2
19	0.0	-1.7	-1.1	+0.1
20	0.0	0.0	+1.1	+0.1
21	0.0	+2.5	+4.5	0.0
22	0.0	0.0	0.0	+0.1
23	0.0	+35.6	+47.2	+0.1
24	+0.1	-94.1	-69.7	+0.1
25	0.0	+0.1	+0.1	0.0
26	0.0	-68.6	-93.3	+0.1
27	-1.5	+2914.0	+3912.4	-1.6
28	-2.0	+1978.1	+3217.9	-1.9
29	0.0	-87.3	-84.3	+0.1
30	0.0	+2.5	+3.4	+0.1
31	0.0	-47.2	+72.7	0.0
32	-0.1	-89.0	-58.4	+0.1
33	-0.1	+31.3	+39.3	0.0
34	-0.1	-0.8	-4.5	+0.1
35	0.0	0.0	0.0	0.0
36	-0.2	+530.8	+1039.7	-0.2

Os sinais (+) e (-) significam aumento e diminuição das componentes dos auto-vetores, respectivamente.

A tabela IV.2 mostra que as componentes dos auto-vetores na altura do convés na direção predominante do modo, considerando-se o 1º modo de flexão nas direções X e Y praticamente não se alteram (segunda e quinta colunas da tabela IV.2). Analisando-se as componentes dos auto-vetores na direção perpendicular à predominante do modo pode-se observar pela tabela IV.2 que estas apresentam substancial variação em praticamente todos os

casos quando são excluídas as barras pertencentes às faces da jaqueta (casos 01 a 18), enquanto que quando são excluídas barras pertencentes às mesas, estas variações são significativas apenas em alguns casos (ver tabela IV.2). Na maioria dos casos (danos nas mesas), estas variações, quando ocorrem, são bem menores se comparadas com aquelas observadas quando são eliminadas barras nas faces.

Analisando-se agora somente os casos onde foram excluídas as barras da face, observa-se que, independente das barras excluídas pertencerem às faces 10XX - caso 18 e 30XX - casos 01 a 08 (faces paralelas à direção X) ou às faces 20XX - casos 09 a 16 e 40XX - caso 17 (face paralela à direção Y), a variação da componente X do modo de flexão em Y é sempre um pouco maior que a variação da componente Y do modo de flexão em X, sendo que é importante salientar que ambas são bastante significativas. Assim, pode-se dizer que este procedimento poderia ser adotado considerando-se sempre a mesma direção para análise, independente da face onde tenha ocorrido o dano, o que vem a facilitar a aplicação desta metodologia.

As grandes variações observadas nas componentes dos auto-vetores na direção perpendicular à direção predominante do modo, quando uma barra diagonal de face é excluída, deve-se à redução na rigidez lateral da jaqueta e conseqüente excentricidade ao longo da jaqueta e no convés, causadas pela exclusão da barra citada. Uma vez que a coordenada modal associada ao 1º modo de flexão é máxima no topo da plataforma (convés), a variação causada pela barra excluída é amplificada, independente da altura da barra diagonal danificada. Já para as barras suprimidas nas mesas que provocaram variações nos auto-vetores, estas variações podem ter ocorrido pela excentricidade causada na mesa pela ausência deste elemento estrutural, que pode ter maior ou menor importância na rigidez da seção transversal em função das suas características físicas e geométricas.

Deve-se salientar que, segundo o estudo numérico realizado, qualquer que seja a barra diagonal rompida, alterações significativas na componente do auto-vetor na direção perpendicular à direção predominante podem ser detectadas. Isto é muito importante, pois uma monitoração simplificada apenas no convés da plataforma poderia detectar danos, caso uma barra diagonal fosse rompida. Considerando-se os danos nas mesas, segundo este estudo numérico, estes poderiam ser detectados em apenas alguns casos.

Será analisado agora o comportamento dos auto-vetores numéricos ao longo da altura da jaqueta (em uma das suas pernas) quando foram simulados os danos inicialmente

definidos. Serão consideradas as duas direções (predominante e perpendicular à predominante do modo) em todos os modos analisados: a direção predominante do modo, em função dos procedimentos para identificação de danos a serem aplicados no modelo experimental que levam em consideração os auto-vetores nesta direção (DR, MSF, MAC e COMAC), e a direção perpendicular à predominante do modo para que seja analisada a semelhança entre o comportamento destas componentes ao longo da jaqueta e no convés.

A estrutura analisada apresentou comportamento distinto em função das diferentes barras danificadas. Em alguns casos de danos, praticamente não houve alterações dos auto-vetores na componente na direção do modo analisado, enquanto que a variação observada na componente na direção perpendicular à direção do modo analisado foi bastante significativa. Em outros casos, os auto-vetores foram sensíveis em ambas as componentes, principalmente para os 1º modo de torção e 3º modo de flexão. Nas tabelas IV.3 a IV.6 são apresentadas as variações ocorridas nos auto-vetores para um caso de dano - caso 05, para dar uma noção de quão significativas foram as variações observadas. Nestas tabelas, os sinais (+) e (-) indicam aumento ou diminuição das componentes dos auto-vetores, respectivamente.

Os nós apresentados nestas tabelas definem a altura da estrutura ao longo de uma das pernas e estão indicados na figura IV.1.

**Tabela IV.3 - Variação dos Auto-vetores (%) - Estrutura com Dano, Caso 05
1º Modo de Flexão**

VARIAÇÃO DOS AUTO-VETORES (%)				
1º MODO DE FLEXÃO				
NÓ	Direção X		Direção Y	
	Comp. X	Comp. Y	Comp. X	Comp. Y
1250	-0.8	+1022.0	+1352.8	+0.1
1252	-0.5	+837.1	+795.3	+0.1
1206	-0.3	+786.2	+858.0	+0.1
1210	0.0	+537.3	+1343.2	+0.3
1213	+0.1	+642.4	+1916.0	+0.3
1215	+0.7	+363.6	+1622.7	+0.4
1219	-0.5	+128.0	+2020.0	-0.5
1222	0.0	+37.0	-51.2	0.0
1225	-4.8	+52.0	+12.0	-1.9

Tabela IV.4 - Variação dos Auto-vetores (%) - Estrutura com Dano, Caso 05

2º Modo de Flexão

VARIACÃO DOS AUTO-VETORES (%)				
2º MODO DE FLEXÃO				
Direção X			Direção Y	
NÓ	Comp. X	Comp. Y	Comp. X	Comp. Y
1250	-54.7	+23.4	-53.8	-13.5
1252	-35.4	+14.7	-31.2	+10.1
1206	+4.0	+10.5	-15.0	+18.2
1210	+2.2	+4.6	+856.5	+9.6
1213	+1.8	+2.7	+804.2	+8.3
1215	+1.5	-2.9	+1381.7	+7.6
1219	-0.4	+16.5	+378.7	+7.9
1222	-1.2	+128.6	+357.1	+7.6
1225	0.0	+72.3	+2750.0	+7.3

Tabela IV.5 - Variação dos Auto-vetores (%) - Estrutura com Dano, Caso 05

3º Modo de Flexão

VARIACÃO DOS AUTO-VETORES (%)				
3º MODO DE FLEXÃO				
Direção X			Direção Y	
NÓ	Comp. X	Comp. Y	Comp. X	Comp. Y
1250	+8.5	+216.8	-25.7	-20.1
1252	-8.3	+450.2	+98.3	-12.5
1206	-16.3	+879.8	+196.3	-4.3
1210	-25.8	+641.8	+186.1	-5.3
1213	-25.5	+323.0	+198.4	-7.0
1215	-37.0	+147.4	+68.2	-14.5
1219	-2.2	+134.5	+1291.0	-2.6
1222	-12.1	+880.7	+147.4	-5.7
1225	-15.1	+3798.0	+551.6	-4.2

Tabela IV.6 - Variação dos Auto-vetores (%) - Estrutura com Dano, Caso 05

1º Modo de Torção

VARIACÃO DOS AUTO-VETORES (%)		
1º MODO DE TORÇÃO		
NÓ	Componente X	Componente Y
1250	+4.3	+3.1
1252	-8.5	-5.3
1206	-12.0	-7.7
1210	-27.7	-11.2
1213	-39.0	-12.7
1215	-61.3	-14.4
1219	-21.1	-20.8
1222	-77.2	-21.5
1225	-39.5	-23.3

Analisando-se as tabelas IV.3 a IV.6, pode-se observar o quanto são significativas as variações observadas nas componentes dos auto-vetores na direção perpendicular à direção predominante do modo, considerando-se os três primeiros modos de flexão nas direções X e Y. Para o 1º modo de torção (tabela IV.6), as variações observadas não foram tão significativas quanto para os modos de flexão.

Deve-se observar ainda que, para os 1º e 2º modos de flexão as variações das componentes dos auto-vetores na direção X, considerando-se o modo na direção Y (quarta coluna das tabelas IV.3 e IV.4) são, em geral, maiores que as variações das componentes dos auto-vetores na direção Y, considerando-se o modo na direção X (terceira coluna das tabelas IV.3 e IV.4). Já para o 3º modo de flexão, esta situação se inverte, ou seja, as variações das componentes dos auto-vetores na direção Y do modo em X (terceira coluna da tabela IV.5) são maiores que as variações das componentes dos auto-vetores na direção X do modo em Y (quarta coluna da tabela IV.5), sendo que ambas as variações são bastante significativas. Neste caso de dano analisado (05) a barra excluída é uma barra pertencente à face 30XX que é paralela à direção X. Foi analisado o caso em que foi excluída a barra em posição similar na face 20XX (paralela à direção Y) - caso 13 e as componentes dos auto-vetores apresentaram comportamento semelhante. Com isso, pode-se dizer que as variações das componentes dos auto-vetores têm comportamento semelhante, independente da face a qual pertence a barra rompida.

A aplicação do procedimento que avalia a variação do auto-vetor na direção perpendicular à principal ao longo da jaqueta a resultados experimentais poderia ser realizada, mas não é necessária, uma vez que ele não localizaria o dano, somente poderia identificar a presença deste e, de acordo com o estudo numérico apresentado, isso poderia ser realizado com uma instrumentação somente no convés da estrutura, o que obviamente se torna bastante mais simples.

Estas tabelas mostram também, que as componentes dos auto-vetores na direção predominante para o 1º modo de flexão nas direções X e Y (tabela IV.3) praticamente não variam, sendo que para os 2º e 3º modos de flexão - direções X e Y (tabelas IV.4 e IV.5), estas componentes apresentam variações um pouco maiores que as observadas para o 1º modo de flexão, mas ainda são pequenas se comparadas com as da direção perpendicular dos modos de flexão. Foram observadas variações para o 1º modo de torção (tabela IV.6) em ambas as

direções, que também são pequenas se comparadas com as da direção perpendicular dos modos de flexão.

Os procedimentos MAC e COMAC foram aplicados aos resultados numéricos obtidos e apresentaram variações significativas para ambos os procedimentos nos casos 04, 05, 06 e 07, sendo que nestes casos o COMAC identificou a região aproximada dos danos. Para os demais casos de danos os procedimentos mostraram-se praticamente insensíveis aos danos impostos ao modelo numérico.

Em função do estudo numérico apresentado, foram escolhidos quatro danos a serem aplicados no modelo experimental, considerando-se os casos que apresentaram maiores variações na simulação numérica (tabela IV.2), sendo que dois casos apresentam probabilidade de fadiga com menos de dez anos de vida útil (tabela IV.1). Os casos escolhidos estão em destaque nas tabelas IV.1 e IV.2.

IV.3.APLICAÇÃO DOS PROCEDIMENTOS CITADOS PARA IDENTIFICAÇÃO DE DANOS

Nesta seção, os itens referentes à metodologia de ensaios, à instrumentação e equipamentos utilizados, a resultados obtidos, ao estudo de sensibilidade a variações operacionais e à análise global (itens IV.3.1 a IV.3.5) estão relacionados com o Modelo 1. Os resultados obtidos para o Modelo 2 estão apresentados no item IV.3.7.

IV.3.1. Metodologia dos Ensaios

O principal objetivo dos ensaios é a obtenção das Funções de Resposta em Frequência (FRFs) da estrutura intacta e com danos previamente definidos, e a partir destas curvas, determinar os parâmetros modais. Com os parâmetros modais obtidos, calculam-se os auto-vetores e faz-se a aplicação dos procedimentos para possível identificação e localização de danos.

As Funções de Resposta em Frequência (FRFs) foram obtidas para os três primeiros modos globais de flexão na direção X e para o primeiro modo de torção para duas situações distintas: estruturas intacta e com danos. Nesta última condição, o modelo teve algumas juntas intencionalmente danificadas. As juntas danificadas foram escolhidas baseada em estudo numérico realizado conforme foi descrito na seção IV.1. A figura IV.4 mostra a localização destes danos.

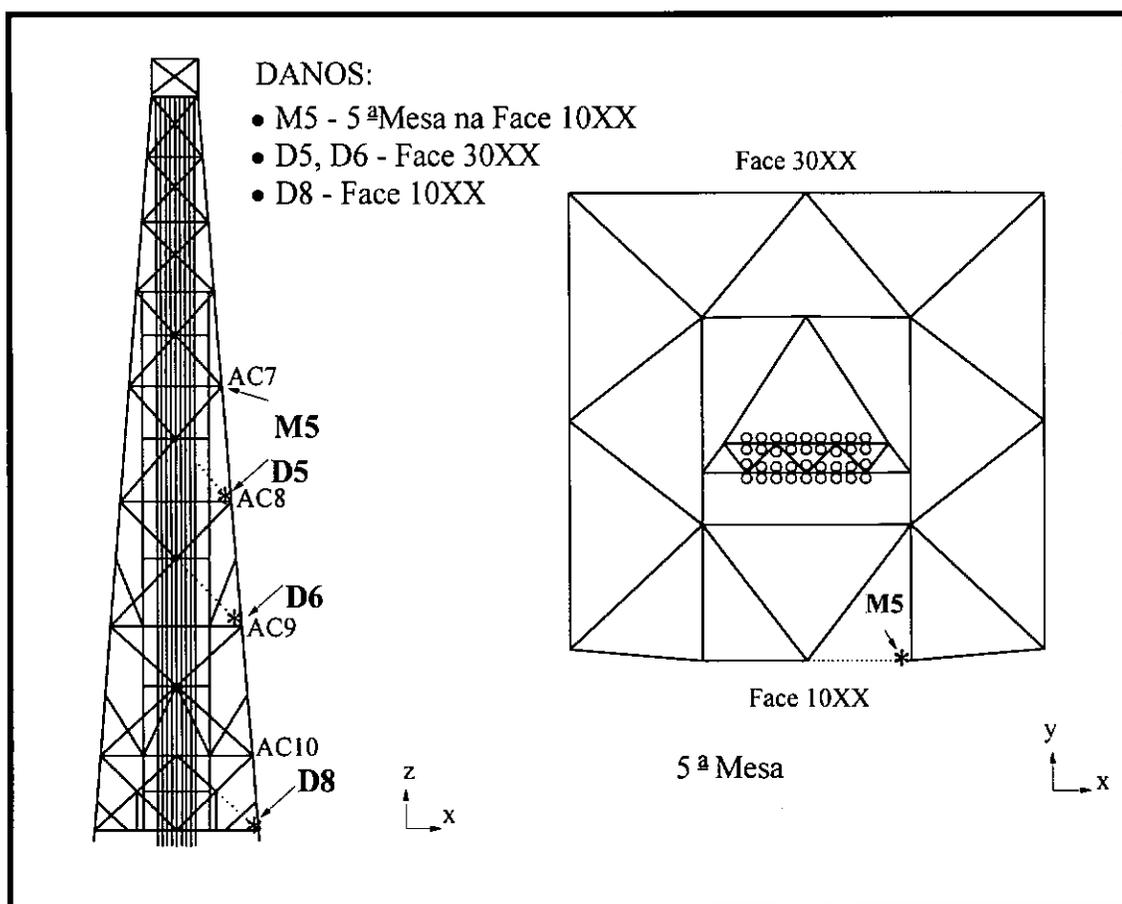


Figura IV.4 - Localização das Barras Danificadas no Modelo 1

Os danos causados às barras previamente definidas pelo estudo numérico foram do tipo rompimento total, sendo que houve um cuidado rigoroso na tentativa de eliminar qualquer contato entre a jaqueta e a barra rompida, a fim de evitar-se um possível atrito entre elas. Foi imposto ao modelo um dano de cada vez, sendo que após finalizados os ensaios para cada um dos danos considerados, a barra danificada foi firmemente colada e a integridade da estrutura foi verificada através de novo ensaio com o modelo íntegro, para somente depois, impor novo dano à estrutura.

IV.3.2. Instrumentação e Equipamentos Utilizados

As Funções de Resposta em Frequência (FRFs) foram obtidas excitando-se a estrutura através de uma força randômica do tipo ruído branco. A força de excitação foi medida por um load-cell do tipo piezo-elétrico - marca PCB, acoplado à extremidade do excitador eletromagnético e a resposta dinâmica foi medida por acelerômetros, do mesmo tipo fixados à estrutura em posições definidas em função do procedimento a ser aplicado.

Na figura IV.5 são mostradas a posição de excitação e a localização dos sensores para o procedimento que analisa somente a variação dos auto-vetores medidos no convés.

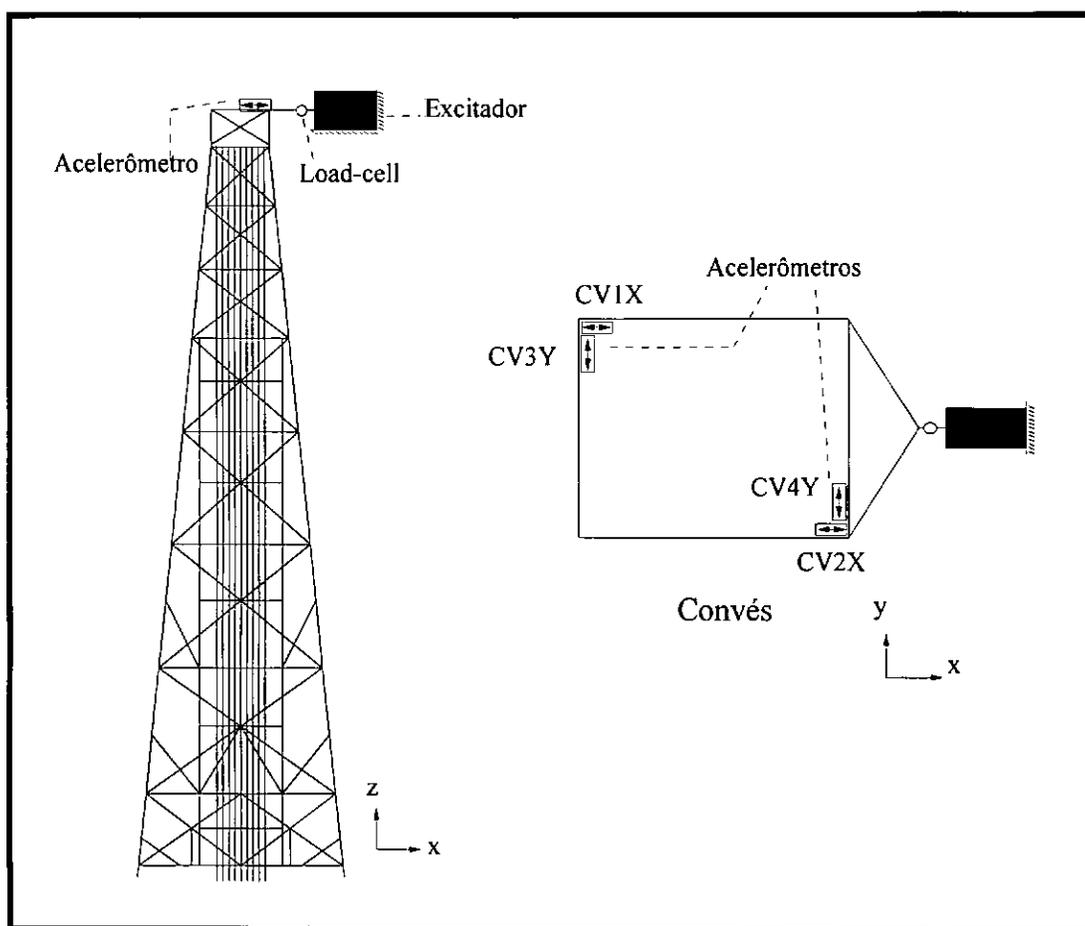


Figura IV.5 - Localização dos Sensores - Instrumentação no Convés da Estrutura

A instrumentação necessária para aqueles procedimentos que necessitam da definição das formas modais (DR, MAC, COMAC e MSF) foi a mesma utilizada nos ensaios para determinação dos parâmetros modais da estrutura íntegra (ver seção III.2) e está apresentada

na figura III.6. A figura III.7 mostra o esquema dos equipamentos utilizados para aquisição dos sinais [34] que foi o mesmo para as duas instrumentações utilizadas.

Os sinais no tempo da força de excitação e das respostas dinâmicas (aceleração) foram transformados para o domínio da frequência através da Transformada Rápida de Fourier, utilizando-se para isso um analisador de espectros de dois canais - modelo HP 35660A.

Para cada ensaio foram adotadas uma média de 20 amostras e intervalo de frequência com resolução de ± 0.0625 Hz (análise de 0 a 25 Hz) para os acelerômetros posicionados ao longo da jaqueta e de ± 0.03125 Hz (análise de 0 a 12.5 Hz) para os acelerômetros posicionados no convés da jaqueta.

Uma vez obtidas as FRFs, foram determinadas as características modais da estrutura (frequência natural, taxa de amortecimento modal e auto-vetores) para os três primeiros modos de flexão (direção X) e para o primeiro modo de torção. Isto foi realizado através do Método Prony (“Least Squares Complex Exponential”) [36, 37] que está implementado em um software desenvolvido no Laboratório de Análise Dinâmica de Estruturas e Processamento de Imagens e Sinais (LADEPIS) [38].

Com os auto-vetores experimentais definidos, foram aplicados os procedimentos citados a fim de se avaliarem os seus desempenhos na identificação de danos no modelo reduzido apresentado neste trabalho (ver seção III.2).

IV.3.3. Resultados Experimentais Obtidos para Danos

O modelo construído foi submetido a quatro danos diferentes e não simultâneos escolhidos em função do estudo numérico realizado (ver seção IV.2). Serão apresentados a seguir, uma análise geral do comportamento da frequência natural e taxa de amortecimento modal e os resultados experimentais obtidos quando os procedimentos citados para possível identificação de danos foram aplicados aos auto-vetores do modelo reduzido utilizado nesta pesquisa. Serão mostrados os resultados considerando-se cada um dos procedimentos separadamente.

a) Freqüência Natural e Taxa de Amortecimento Modal

As freqüências naturais são pouco sensíveis aos danos impostos ao modelo. As variações máximas observadas para cada freqüência natural são apresentadas a seguir, considerando-se que sempre houve diminuição da freqüência natural:

- 1^o modo de flexão: praticamente não apresentou variação com a presença de danos, alcançando um valor máximo de 1.9 % para o dano D5;
- 2^o e 3^o modos de flexão: apresentaram pequenas variações, atingindo 5.8% para o dano D6 (2^o modo de flexão) e 3.6 % para o D5 (3^o modo de flexão);
- 1^o modo de torção: foi o modo que se mostrou mais sensível chegando a 9.7% para o dano D6.

O comportamento das freqüências naturais associadas aos 1^o modo de flexão e 1^o modo de torção pode ser observado nas figuras IV.12 a IV.15.

A taxa de amortecimento modal mostrou-se praticamente insensível à imposição de danos ao modelo, sendo que as variações observadas foram da mesma ordem de grandeza que aquelas mostradas na tabela III.2 para dois ensaios em situação similar.

b) Diferença Relativa entre os Modos de Vibração (DR)

A melhor maneira de visualizar as diferenças nos modos de vibração é através de gráficos de {DR} versus os pontos onde foram realizadas as medições experimentais (graus de liberdade). As figuras IV.6 a IV.10 mostram a Diferença Relativa (%) observada em cada ensaio realizado, considerando-se dois ensaios similares (figura IV.6) e todos os casos de danos aos quais o modelo foi submetido (figuras IV.7 a IV.10). Os graus de liberdade foram considerados na mesma ordem da numeração dos acelerômetros apresentados na figura III.6 (GL1≡AC1, GL2≡AC2,....., GL10≡AC10).

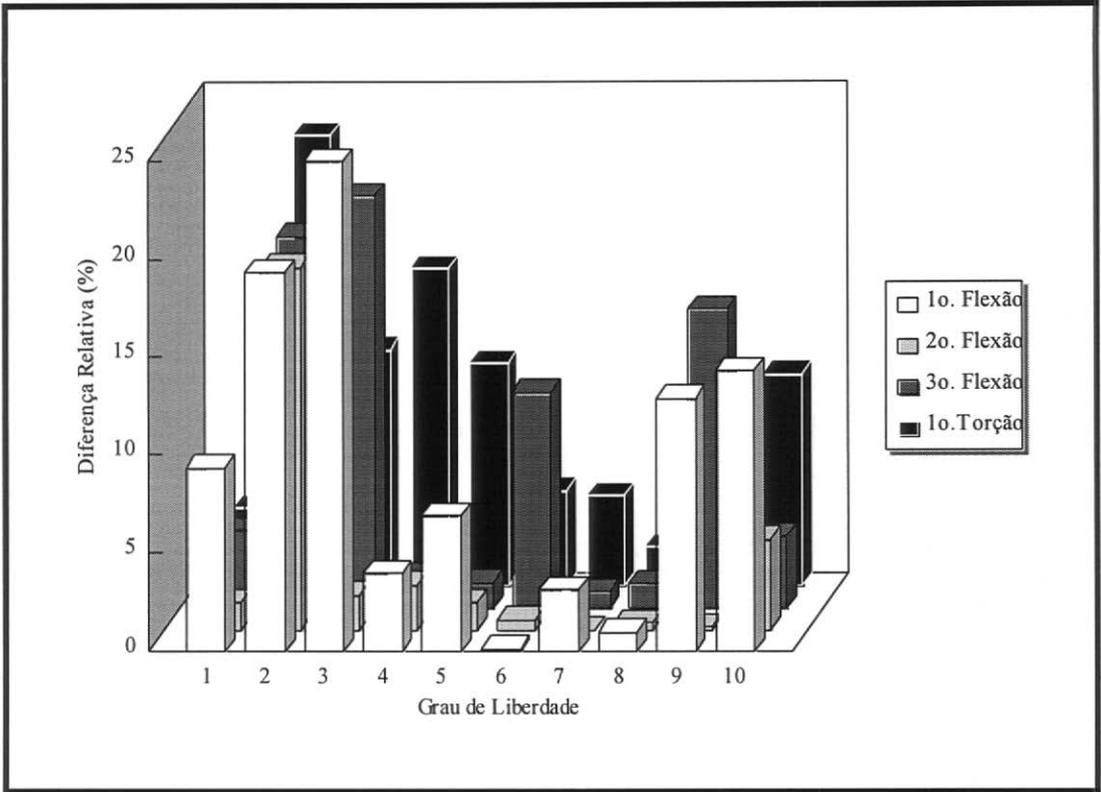


Figura IV.6 - Diferença Relativa para Dois Ensaio Similares- Estrutura sem danos

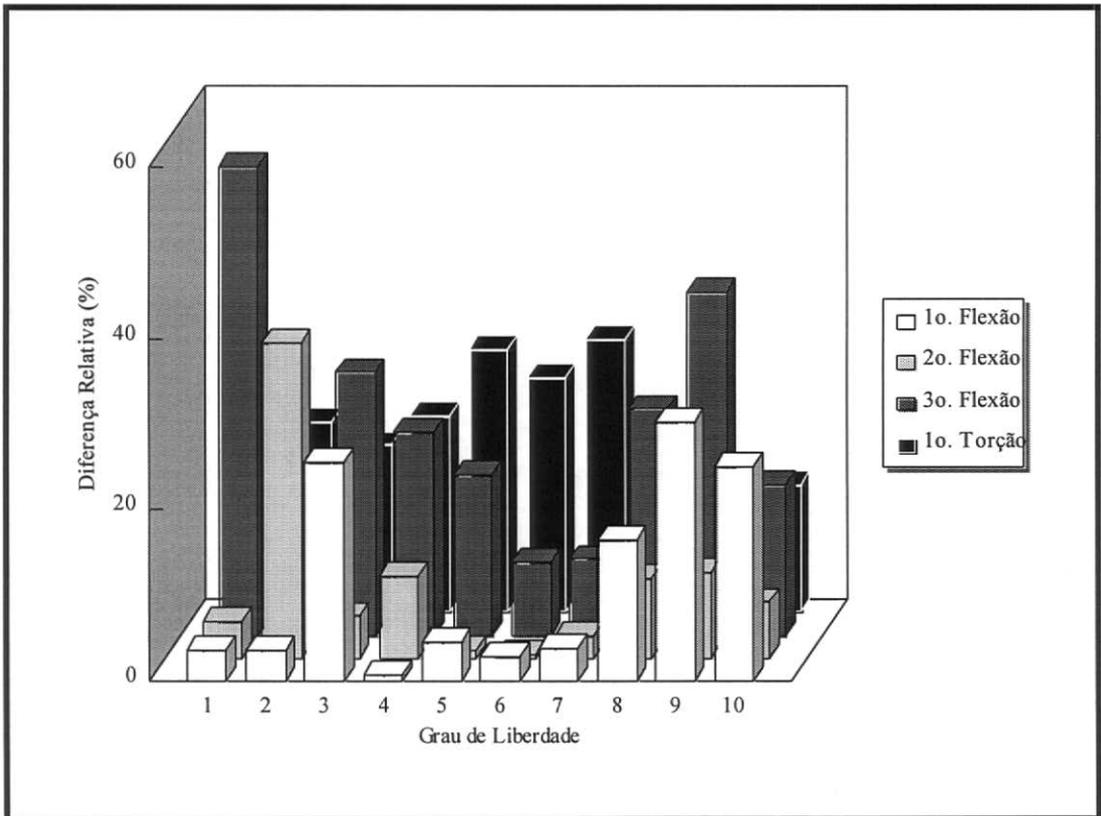


Figura IV.7 - Diferença Relativa - Estrutura com dano D5

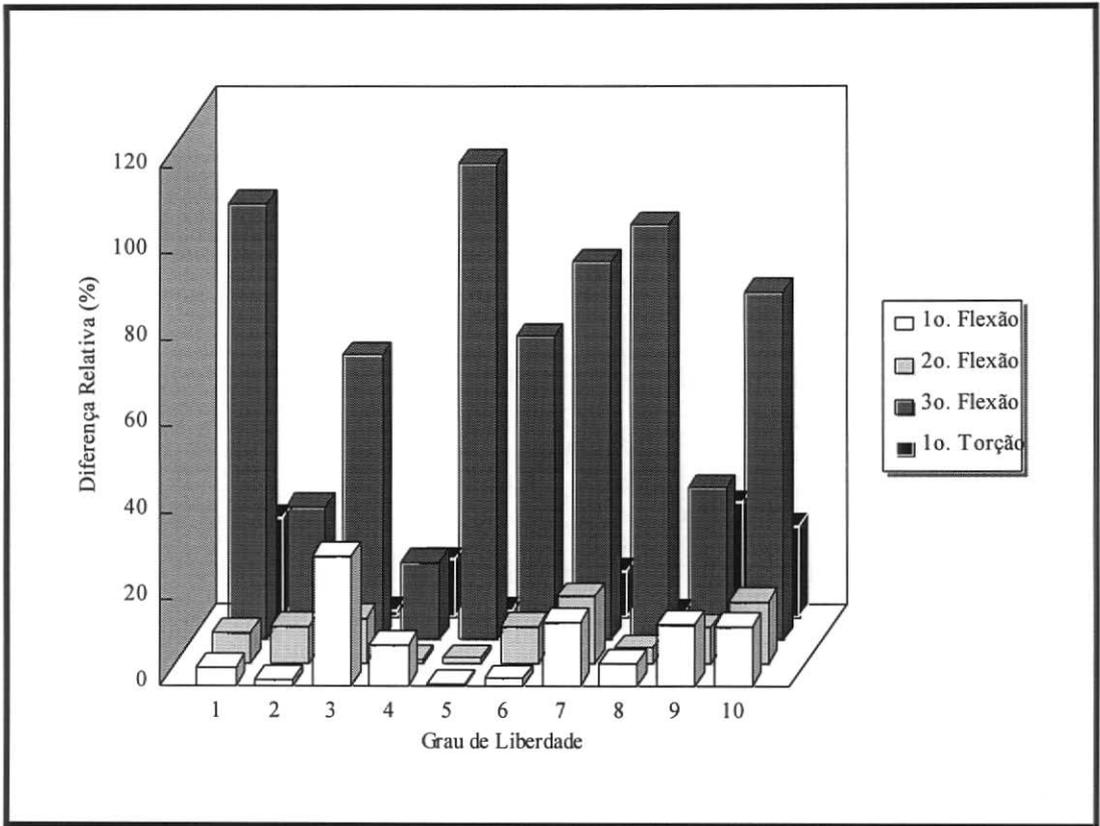


Figura IV.8 - Diferença Relativa - Estrutura com dano D6

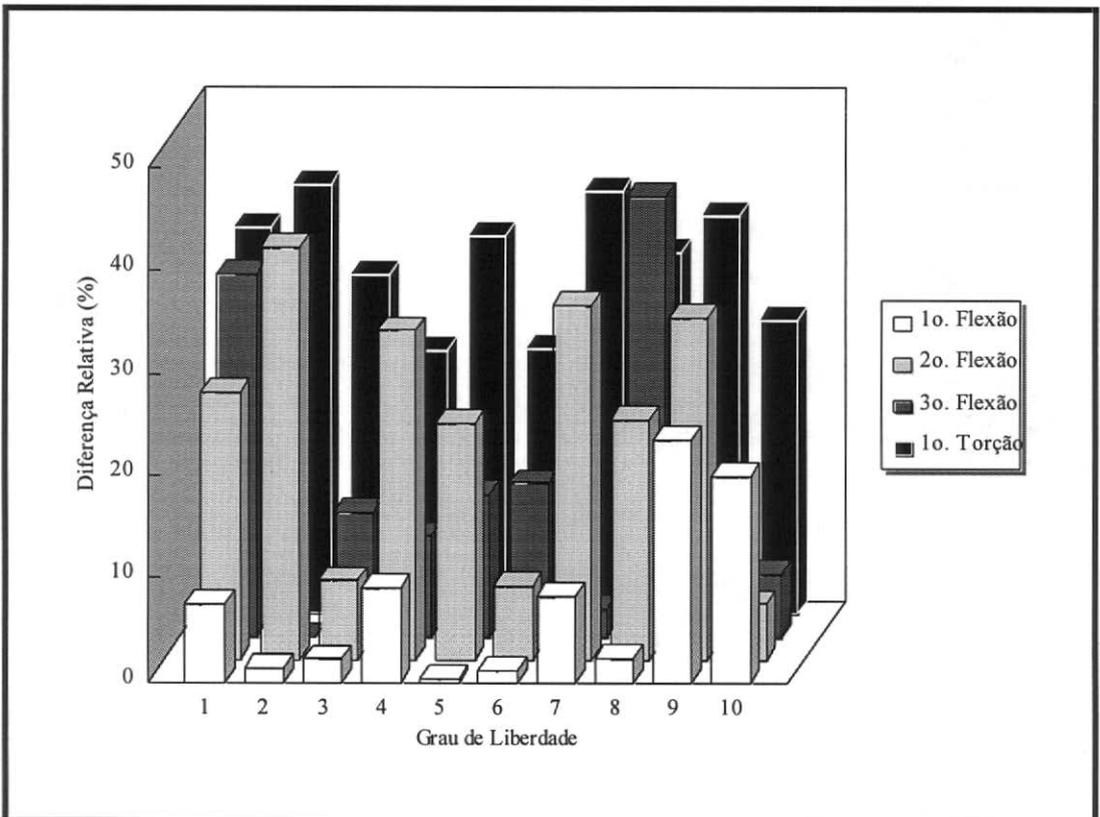


Figura IV.9 - Diferença Relativa - Estrutura com dano D8

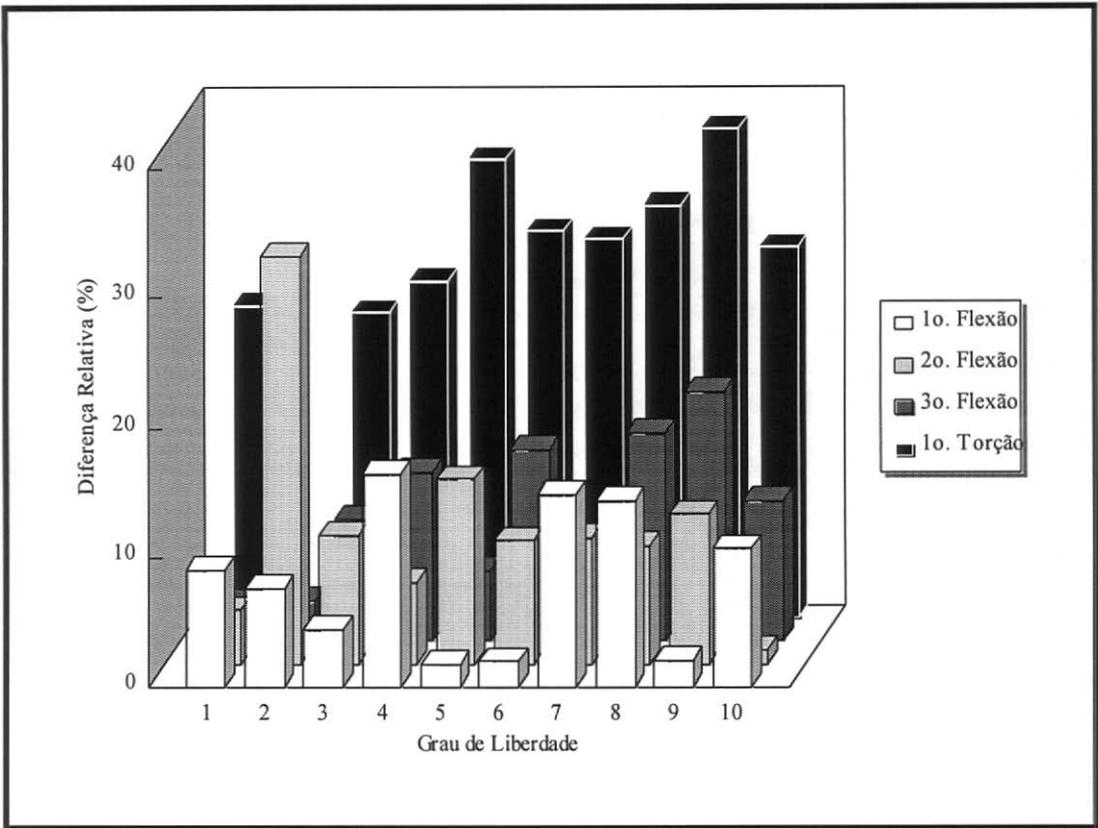


Figura IV.10 - Diferença Relativa - Estrutura com dano M5

Os gráficos apresentados (figuras IV.6 a IV.10) serão analisados sob dois aspectos. Inicialmente, comparando-se o gráfico que mostra a DR entre dois ensaios similares (figura IV.6) e aqueles que mostram a DR quando foram impostos danos ao modelo, pode-se observar que a Diferença Relativa entre os Modos de Vibração somente poderia indicar a presença de danos em um dos casos de danos - Dano D6. Já para os demais casos, os valores observados para DR são praticamente da mesma ordem de grandeza que aqueles observados em dois ensaios similares, dificultando assim a identificação de danos por este procedimento. Considerando-se agora, os gráficos que mostram a DR para o modelo com danos (figuras IV.7 a IV.10) pode-se observar que o 1º modo de flexão é praticamente insensível aos danos impostos. Com relação aos demais modos analisados, estes apresentam comportamento distinto nos diferentes casos de danos: os 1º modo de torção e 2º modo de flexão apresentam variação nos casos D5, D8 e M5 e o 3º modo de flexão nos casos D5, D6 e D8. Considerando-se que de uma forma geral os valores obtidos para DR são da mesma ordem de grandeza que os obtidos em dois ensaios similares, pode-se dizer que, para esta estrutura, este procedimento não é eficaz para detecção de danos, e muito menos para sua localização.

c) *Modal Assurance Criterion (MAC)*

Este parâmetro será usado para correlacionar as formas modais da estrutura íntegra e danificada e, como referencial, será também aplicado a dois ensaios similares (estrutura sem danos), sendo que a existência de dano poderá ser indicada pela disparidade na correlação entre dois modos de vibração equivalentes. Em função disso, somente serão apresentados os valores diagonais das matrizes obtidas, pois são estes elementos que indicam o nível de semelhança entre duas formas modais.

A tabela IV.7 mostra os valores diagonais das matrizes MAC obtidos em dois ensaios similares (estrutura sem danos) e para cada um dos casos de danos impostos ao modelo. Os primeiros valores devem ser tomados como referência para comparação com os valores de MAC para a estrutura com danos.

Tabela IV.7 - Valores Diagonais de MAC

MODO de VIBRAÇÃO	SEM DANOS	DANOS			
		D5	D6	D8	M5
1º Flexão	1.00	0.99	0.99	1.00	0.99
2º Flexão	1.00	1.00	0.99	0.97	0.99
3º Flexão	1.00	0.96	0.86	0.99	0.99
1º Torção	1.00	1.00	0.99	1.00	1.00

Analisando-se a tabela IV.7, pode-se observar que os 1º modo de flexão e 1º modo de torção são insensíveis à presença de danos. Considerando-se agora os 2º e 3º modos de flexão, estes mostraram-se sensíveis em alguns casos de danos (em negrito na tabela IV.7), sendo que juntos seriam capazes de detectar a maioria dos casos de danos (D5, D6 e D8). Com relação à posição do elemento danificado na jaqueta, os danos impostos às diagonais das faces (D5, D6 e D8) seriam detectados pelo MAC. Já para o dano na mesa (M5) o MAC não apresentou variação.

d) *Coordinate Modal Assurance Criterion (COMAC)*

Este parâmetro tem como objetivo mostrar onde está localizado o dano detectado pelo MAC. O COMAC fornece uma lista de valores, um para cada grau de liberdade analisado, considerando a influência de todos os modos analisados.

Na tabela IV.8 são apresentados os valores de COMAC obtidos em todos os casos de danos analisados e, como valor de referência, também são apresentados os valores obtidos para dois ensaios em situação similar (estrutura sem danos). Os graus de liberdade são equivalentes aos acelerômetros apresentados na figura III.6. Os valores sublinhados indicam a altura do dano imposto ao modelo com relação aos graus de liberdade, como pode ser observado na figura III.6.

Tabela IV.8 - Valores de COMAC

GRAU DE LIBERDADE	SEM DANOS	DANOS			
		D5	D6	D8	M5
1	1.00	1.00	1.00	0.99	0.99
2	1.00	0.99	1.00	0.99	1.00
3	0.99	0.98	0.90	0.99	0.99
4	1.00	0.98	0.99	0.96	0.99
5	1.00	0.98	0.88	0.97	0.98
6	1.00	0.99	0.86	0.99	0.98
7	1.00	0.99	0.87	0.95	<u>0.99</u>
8	1.00	<u>0.99</u>	0.94	0.94	0.99
9	1.00	0.95	0.95	0.95	0.98
10	1.00	0.99	0.93	<u>0.99</u>	0.99

Na tabela IV.8 pode-se observar que os valores de COMAC referente a dois ensaios em situação similar variam entre 0.99 e 1.00, mostrando a forte correlação entre os resultados dos dois ensaios, ratificando a confiabilidade do processo. Já para o modelo com danos, observa-se que este parâmetro varia praticamente em todos os casos de danos (com exceção do caso M5), mostrando-se bastante sensível nos casos D6 e D8. Apesar de se mostrar sensível aos danos impostos, o COMAC não define a localização exata do dano introduzido em nenhum dos casos analisados, sendo que para os casos D5, D6 e D8 ele possibilita a definição aproximada da região onde estaria localizado o dano.

e) Modal Scale Factor (MSF)

O MSF é o coeficiente angular da reta que melhor se ajusta aos pontos de um gráfico de dois conjuntos de modos de vibração traçados um contra o outro. É esperado que estes valores variem em maior ou menor grau (em torno de 1.0) em função dos danos impostos ao modelo.

A tabela IV.9 mostra os valores obtidos para MSF considerando-se todos os modos analisados, em duas situações: ensaios similares para a estrutura sem danos (valor de referência) e para todos os casos de danos.

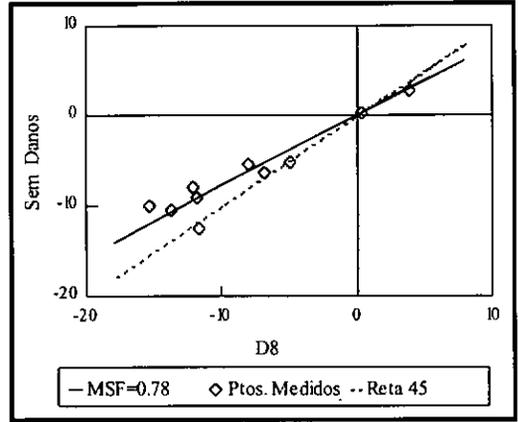
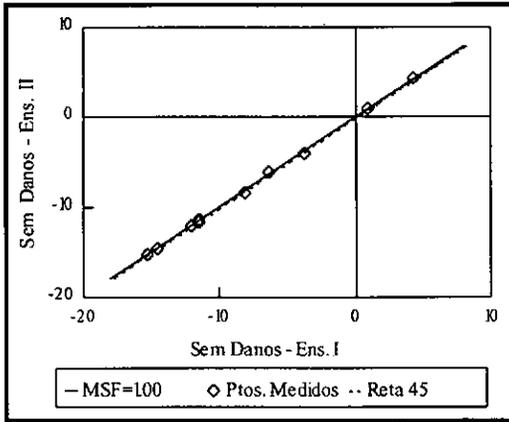
Tabela IV.9 - Valores de MSF

MODO de VIBRAÇÃO	SEM DANOS	DANOS			
		D5	D6	D8	M5
1 ^o Flexão	1.01	1.04	1.05	0.96	0.98
2 ^o Flexão	1.00	0.96	0.98	0.78	0.94
3 ^o Flexão	0.99	0.87	1.50	0.99	1.02
1 ^o Torção	1.04	1.23	0.93	1.34	1.32

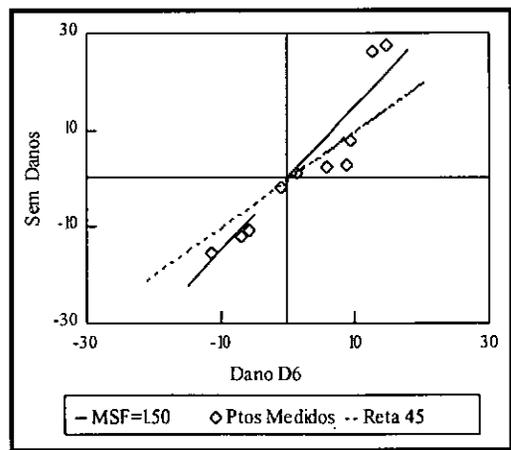
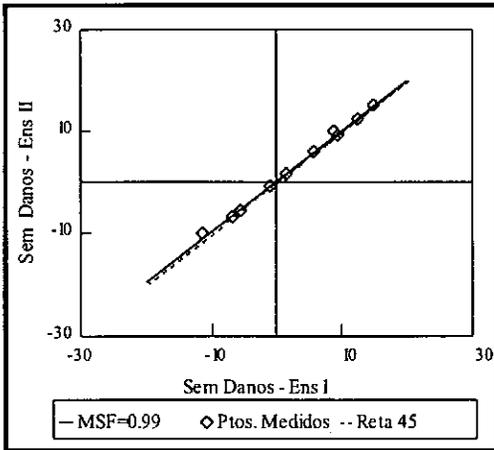
Analisando-se a tabela IV.9 pode-se observar que os valores que dizem respeito a dois ensaios em situação similar (segunda coluna) são muito próximos de um, confirmando assim o que os outros procedimentos já haviam mostrado: a repetibilidade dos ensaios. Considerando-se agora os valores obtidos para o modelo com dano, observa-se que o MSF relativo ao 1^o modo de flexão praticamente não sofreu influência dos danos existentes. Já para os demais modos, o MSF mostrou-se sensível a pelo menos um dos danos impostos: 2^o modo de flexão - D8, 3^o modo de flexão - D5 e D6 e 1^o modo de torção - D5, D8 e M5. Os MSFs dos modos que mostraram sensibilidade aos danos estão ilustrados na figura IV.11, considerando-se para cada modo um dos danos que causaram variação neste parâmetro (gráficos à direita). Nesta figura são apresentados também os MSFs para os ensaios repetidos (gráficos à esquerda), a fim de fornecer uma referência à comparação gráfica.

f) Análise da Mudança do Auto-vetor Medido no Convés na Direção Perpendicular à Direção Predominante do Modo

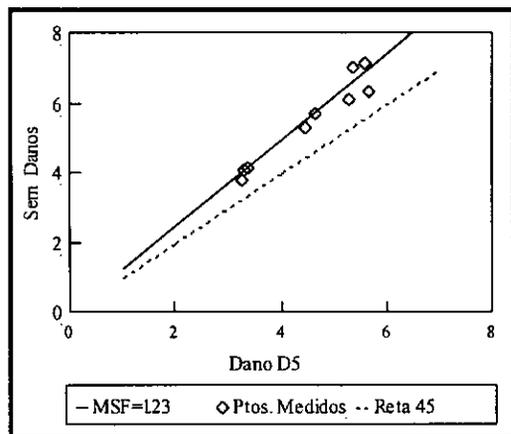
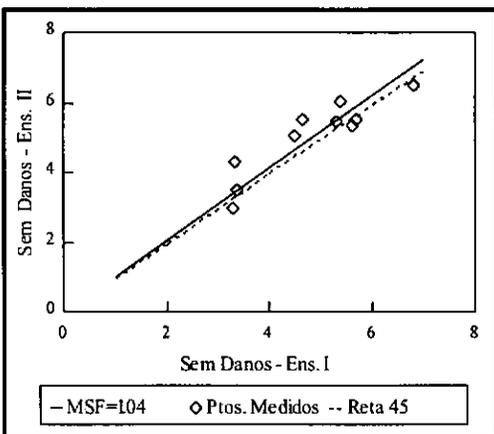
Para aplicação deste procedimento serão considerados somente as medições realizadas no convés do modelo, uma vez que este é baseado na hipótese de que a presença de danos em estruturas offshore fixas poderia ser detectada instrumentado-se somente o convés da plataforma e considerando-se as medições nas duas direções principais (X e Y) para o 1^o modo de flexão em cada uma destas direções. Além do 1^o modo de flexão, também será considerado nesta análise o 1^o modo de torção, uma vez que este mostrou-se bastante sensível aos danos impostos ao modelo numérico.



a) Segundo Modo de Flexão



b) Terceiro Modo de Flexão



c) Primeiro Modo de Torção

Figura IV.11 - Ilustração do MSF

Nas tabelas IV.10 e IV.11 são mostrados as coordenadas dos auto-vetores medidos no convés para os 1º modo de flexão e 1º modo de torção respectivamente, considerando-se inicialmente a estrutura íntegra em dois ensaios similares, e com todos os danos aos quais o modelo foi submetido. São mostradas também as variações percentuais observadas entre os ensaios realizados para dar uma idéia da ordem de grandeza de tais variações. O 1º modo de flexão (tabela IV.10) é apresentado para as duas direções, considerando-se que nas FRFs dos acelerômetros posicionados na direção X - CV1X e CV2X (direção de excitação) consegue-se identificar somente o pico relativo à direção X, enquanto que para os sensores na direção Y - CV3Y e CV4Y, identificam-se os picos equivalentes às duas direções na maioria dos casos. Isto pode ser observado claramente nas FRFs apresentadas nas figuras IV.12 a IV.15.

Tabela IV.10 - Coordenadas dos Auto-Vetores medidos no Convés ($Kg^{-1/2}$) e Variações mediante Danos (%) - 1º Modo de Flexão

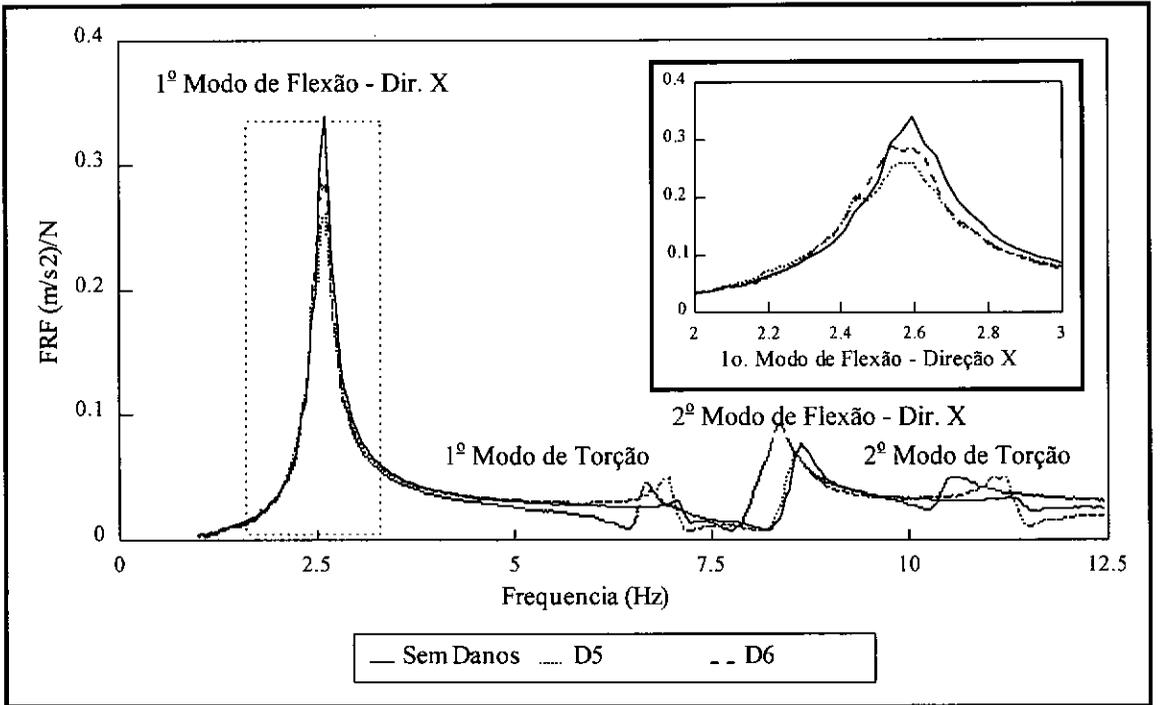
Modo de Vibração	Acel.	SEM DANOS			DANOS							
		Ens I	Ens II	%	D5	%	D6	%	D8	%	M5	%
1º Flexão Direção X	CV1X	15.03	15.07	0.3	14.89	1.0	14.80	1.5	14.18	5.7	14.48	3.7
	CV2X	14.48	14.36	0.8	13.42	5.2	14.13	2.4	14.32	1.1	14.77	2.0
	CV3Y	*	*	-	5.59	-	4.10	-	4.03	-	6.07	-
	CV4Y	3.04	3.07	1.0	4.21	38.5	5.16	69.7	5.87	93.1	7.48	146.0
1º Flexão Direção Y	CV3Y	3.57	3.45	3.4	*	-	5.14	44.0	3.87	8.4	*	-
	CV4Y	3.38	3.28	2.9	3.96	20.7	4.35	32.6	4.61	40.5	*	-

* Coordenadas modais não identificadas

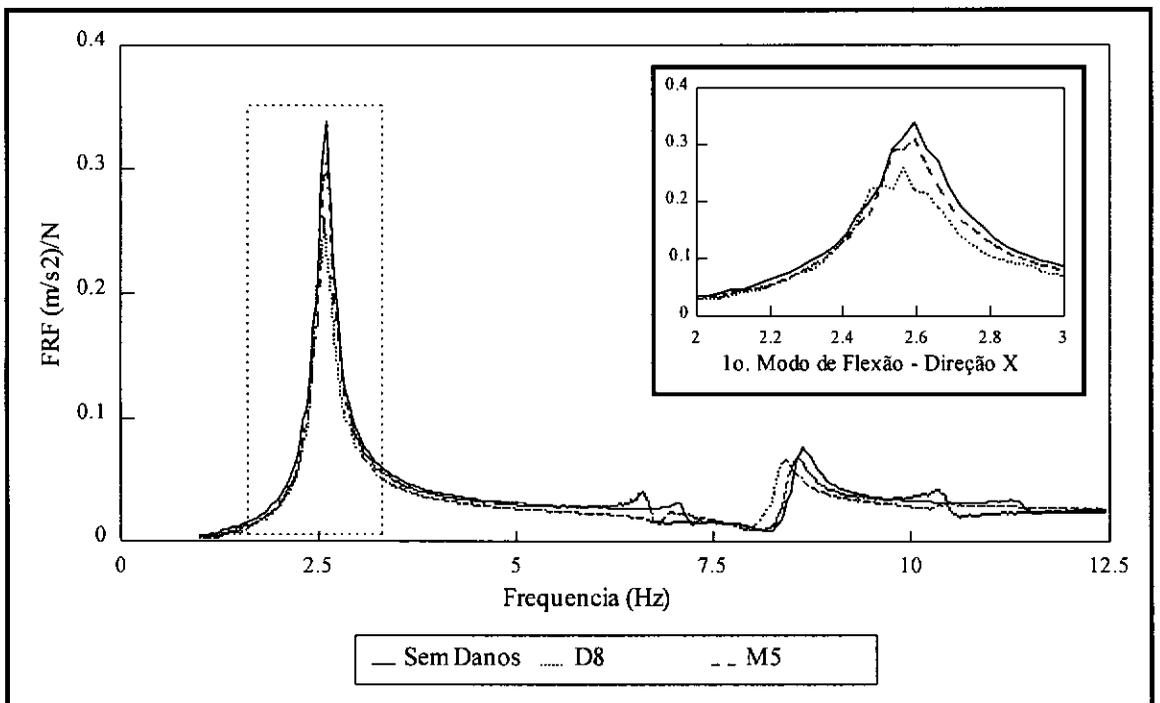
Tabela IV.11 - Coordenadas dos Auto-Vetores medidos no Convés ($Kg^{-1/2}$) e Variações mediante Danos (%) - 1º Modo de Torção

ACEL	SEM DANOS			DANOS							
	Ens I	Ens II	%	D5	%	D6	%	D8	%	M5	%
CV1X	1.96	1.80	8.2	3.49	78.1	3.25	65.8	1.66	15.3	2.68	36.7
CV2X	1.94	1.85	4.6	3.93	102.6	3.52	81.4	1.85	4.6	4.08	110.3
CV3Y	1.80	1.74	3.3	4.07	126.1	3.81	111.7	5.03	179.4	4.05	125.0
CV4Y	1.64	1.55	5.5	3.85	134.8	3.63	121.3	7.41	351.8	3.91	138.4

Uma maneira alternativa de visualizar as variações apresentadas nas tabelas IV.10 e IV.11 é através de gráficos das FRFs. Nas figuras IV.12 a IV.15 são apresentadas as comparações entre as FRFs obtidas nos ensaios realizados, sendo que para o 1º modo de flexão e de torção, as FRFs são também apresentadas em uma escala ampliada para uma melhor visualização das variações observadas.

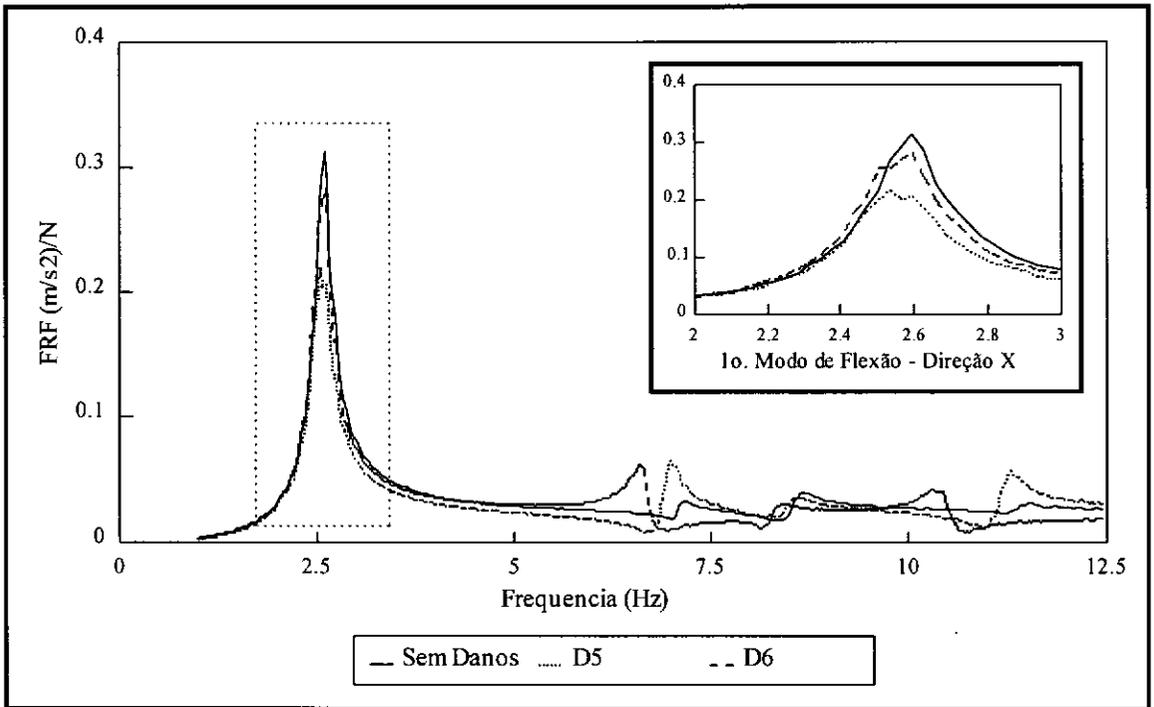


a) Danos D5 e D6

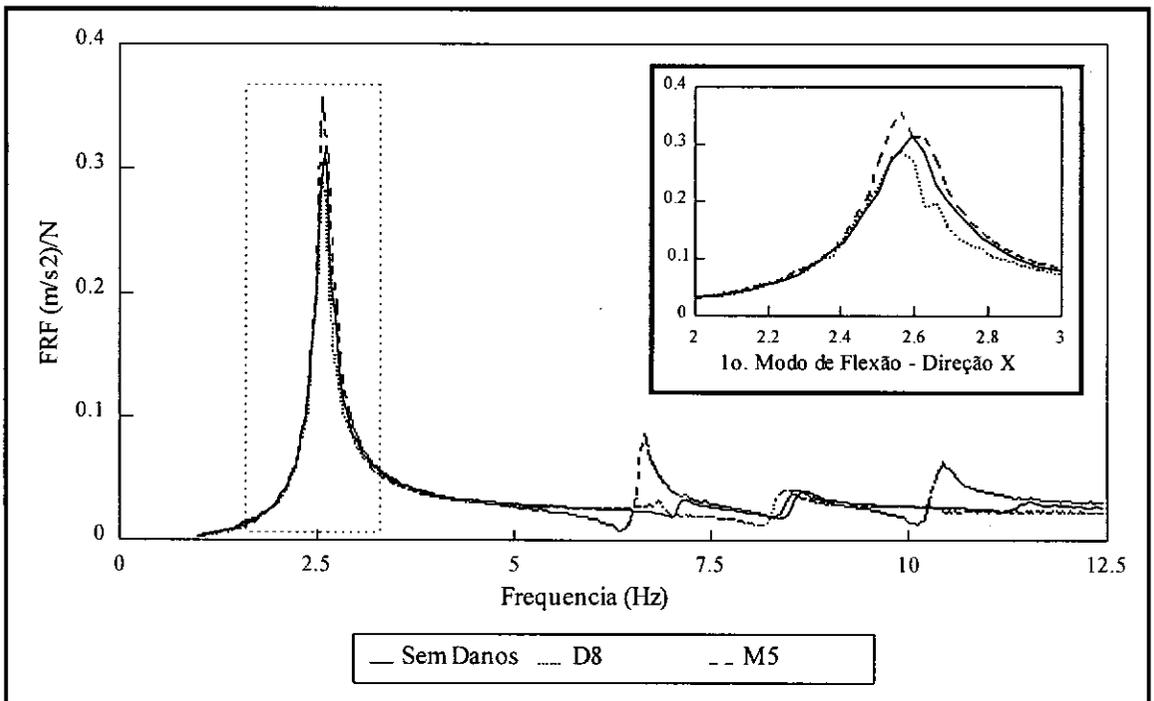


b) Danos D8 e M5

Figura IV.12 - FRFs do Acelerômetro CV1X

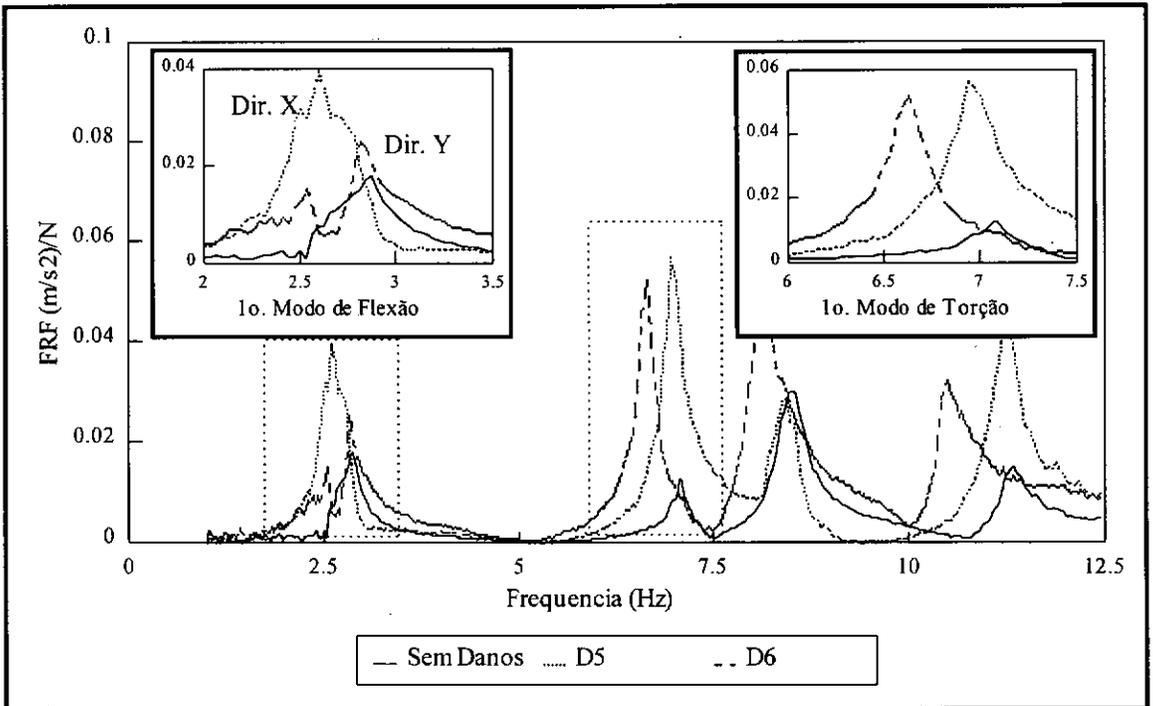


a) Danos D5 e D6

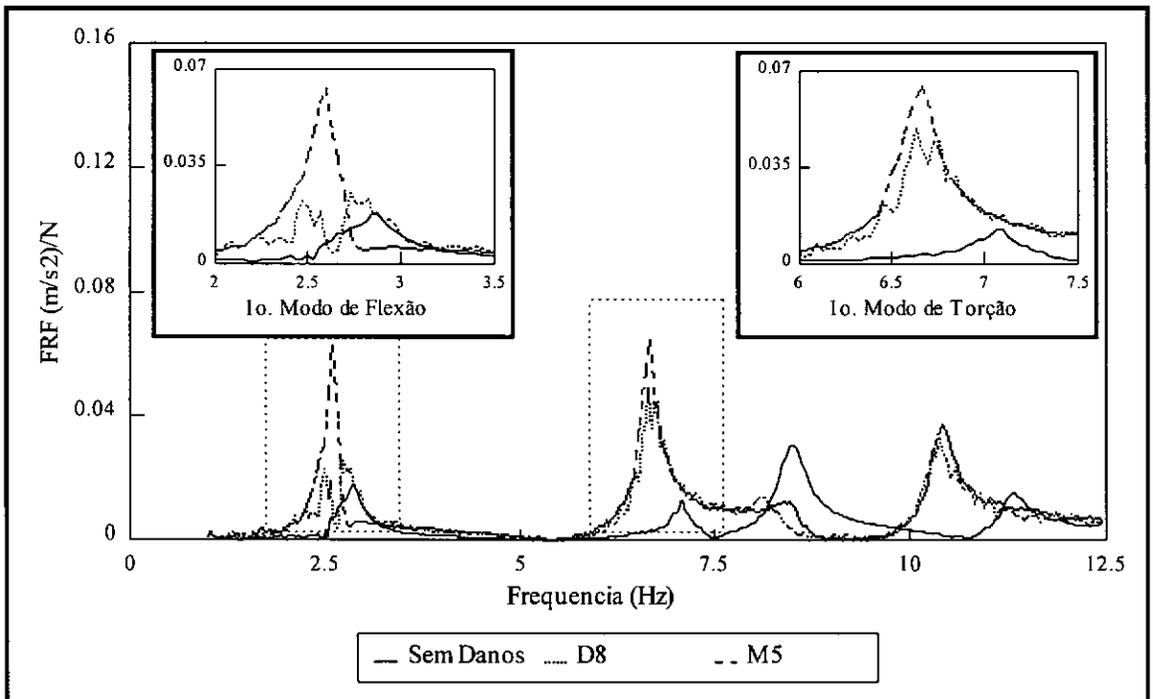


b) Danos D8 e M5

Figura IV.13 - FRFs do Acelerômetro CV2X

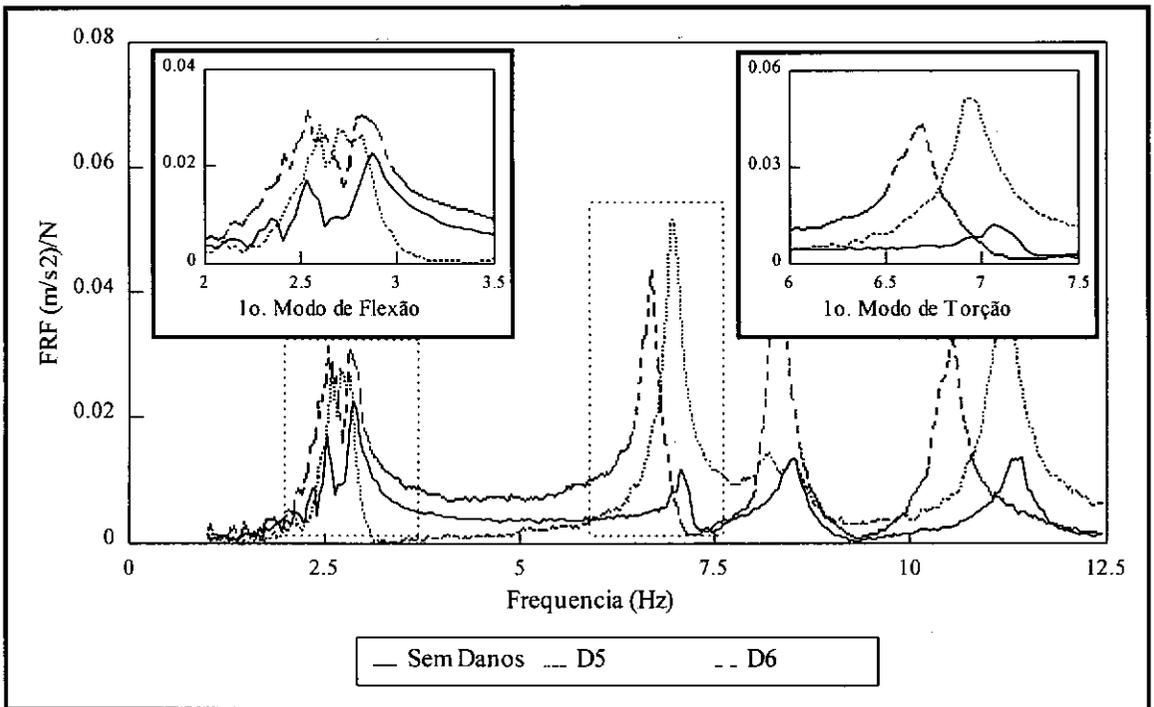


a) Danos D5 e D6

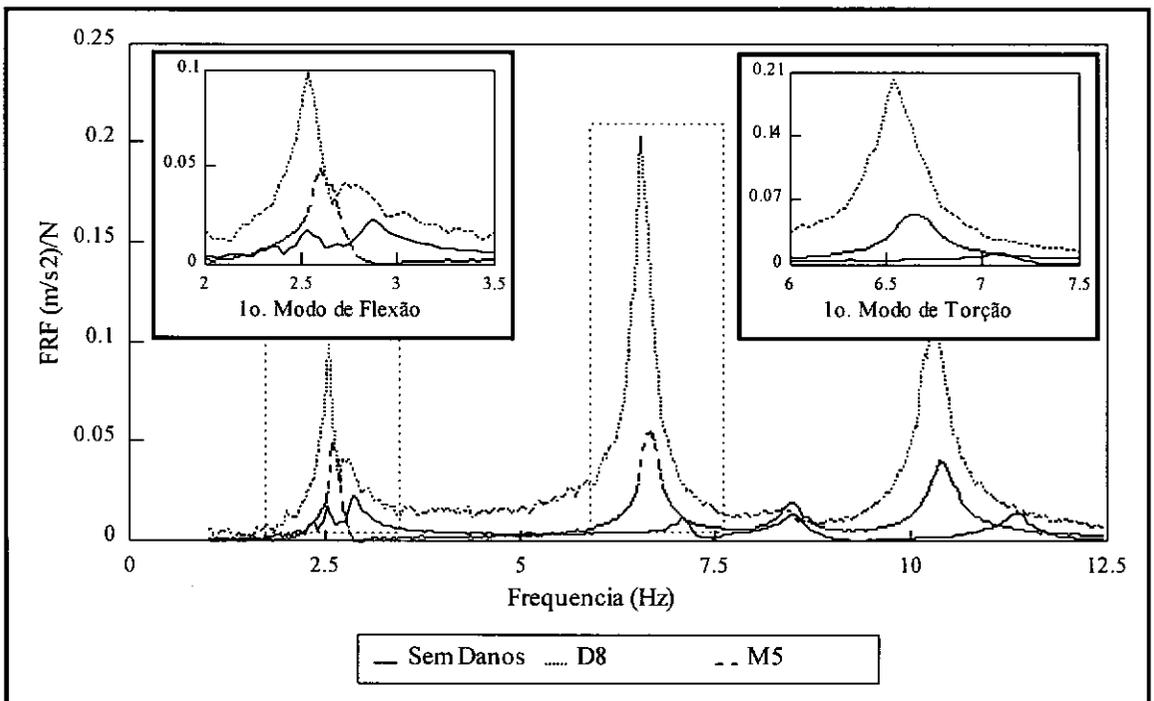


b) Danos D8 e M5

Figura IV.14 - FRFs do Acelerômetro CV3Y



a) Danos D5 e D6



b) Danos D8 e M5

Figura IV.15 - FRFs do Acelerômetro CV4Y

As tabelas IV.10 e IV.11 e as figuras IV.12 a IV.15, podem ser analisadas sob dois aspectos: considerando-se a direção na qual estão posicionados os sensores e o modo de vibração em questão. Considerando-se inicialmente os auto-vetores relativos aos acelerômetros CV1X e CV2X, pode-se observar que, para o 1º modo de flexão, estes praticamente não apresentaram variações, já para o 1º modo de torção estes mesmos sensores mostraram-se bastante sensíveis em quase todos os casos (exceto D8). Analisando-se agora os acelerômetros CV3Y e CV4Y (direção Y), pode-se notar que estes apresentaram grandes variações mediante a imposição de danos em praticamente todos os casos tanto para o 1º modo de flexão como para o 1º modo de torção. Deve-se observar que a FRF relativa ao acelerômetro CV3Y para a estrutura sem danos (figura IV.14) não define o pico relativo ao 1º modo de flexão na direção X e, para qualquer um dos danos considerados, este pico fica perfeitamente definido, mostrando assim a grande sensibilidade da direção perpendicular à direção predominante do modo analisado. Esta sensibilidade se deve a uma redução na rigidez lateral da jaqueta, que ocasiona excentricidade na estrutura principalmente no convés, para o primeiro modo de flexão e de torção.

Considerando-se agora o 1º modo de flexão, o que mostrou maior variação foi o modo na direção principal (X), considerando-se os auto-vetores medidos na direção perpendicular à direção predominante do modo (Y) - CV3Y e CV4Y. Para o 1º modo de torção as componentes dos auto-vetores em ambas as direções X e Y mostraram sensibilidade, sendo que as maiores variações ocorreram na direção Y. É importante salientar que em todos os casos a variação observada foi resultado de um aumento das componentes dos auto-vetores.

Para aplicação de qualquer um dos procedimentos citados para detecção e localização de danos é importante fazer uma diferenciação clara entre as variações no comportamento da estrutura provocadas por danos e aquelas provocadas por variações operacionais e ambientais. A avaliação da sensibilidade da estrutura a variações operacionais foi realizada experimentalmente e está apresentada a seguir. Com relação às variações ambientais, a ação da onda é predominante sobre a ação do vento e das correntes marinhas. A onda atuante é função de sua altura e direção. Uma discussão da influência da força de onda na variação da resposta da estrutura será apresentada no item IV.3.6.

IV.3.4. Estudo de Sensibilidade a Variações Operacionais

Foram realizados estudos experimentais para verificar a influência das variações operacionais nos parâmetros modais da estrutura, e analisar a diferença no comportamento da estrutura quando na presença de algum dano.

Foram consideradas duas situações típicas de variação operacional:

- Situação 1 (MI): foi retirada de forma igualmente distribuída, o equivalente a 16.7% da massa total do convés;
- Situação 2 (ME): foi retirada de maneira excêntrica, o equivalente a 14% da massa total do convés. A figura IV.16 mostra esquematicamente a massa retirada.

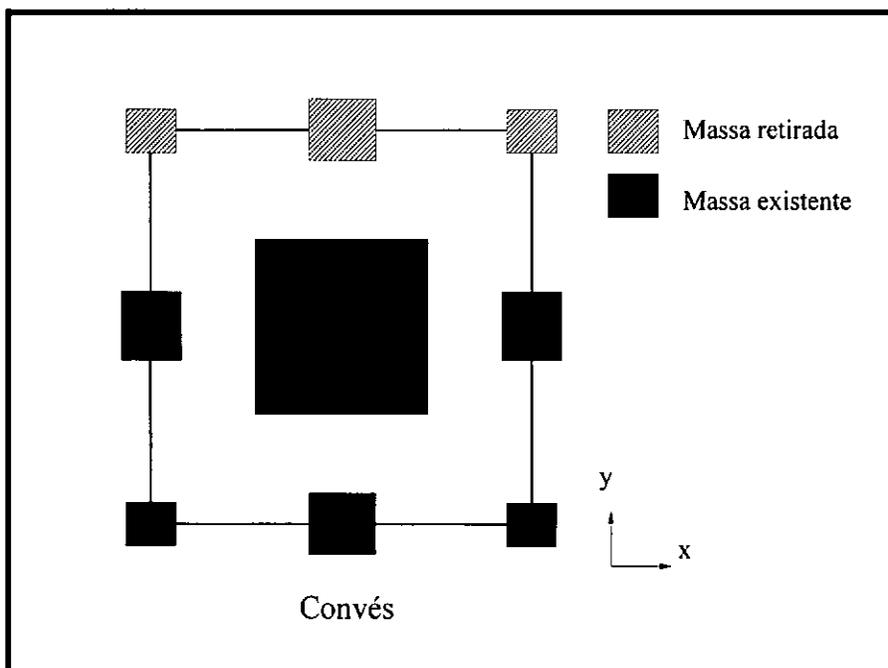


Figura IV.16 - Esquema da Situação 2 (massa retirada excêntrica do convés)

As variações de massa consideradas (16.7 % e 14 %) são situações extremas que dificilmente ocorreriam na prática. As variações de massa no convés que normalmente ocorrem são da ordem de no máximo 5 %. Não houve preocupação em representar tal situação, sendo retiradas massas existentes no convés do modelo.

Serão apresentados a seguir a variação dos parâmetros modais, bem como a aplicação dos procedimentos apresentados para estas situações descritas.

a) Frequência Natural e Taxa de Amortecimento Modal

As frequências naturais associadas aos 1º modo de flexão e 1º modo de torção mostraram-se sensíveis à variação de massa, conforme mostrado a seguir:

- 1º modo de flexão: apresentaram variações significativas, com aumento da frequência natural, MI = 9.3 % e ME = 5.9%;
- 2º e 3º modos de flexão: praticamente não apresentaram variação;
- 1º modo de torção: foi o modo que se mostrou mais sensível, com aumento da frequência natural, MI = 14.4 % e ME = 10.3%.

As frequências naturais tiveram seus valores aumentados em função da diminuição da massa no convés, se houvesse aumento desta massa, obviamente estes valores diminuiriam. As variações das frequências naturais para os 1º modo de flexão e 1º modo de torção pode ser observada nos detalhes da figura IV.18, que apresenta as FRFs obtidas nos ensaios com variação de massa no convés para os acelerômetros CV2X e CV3Y.

A taxa de amortecimento modal mostrou-se praticamente insensível à variações de massa no convés, sendo que as variações observadas foram da mesma ordem de grandeza que aquelas mostradas na tabela III.2 para dois ensaios em situação similar.

b) Diferença Relativa entre os Modos de Vibração (DR)

A figura IV.17 mostra a Diferença Relativa (%) observada para as duas situações de variação de massa no convés. Estes gráficos mostram que o 1º modo de torção apresenta comportamento característico importante, sendo bastante sensível às variações de massa no convés. Os demais modos analisados apresentam variações da mesma ordem de grandeza que aquelas observadas para a estrutura com danos. Pode-se observar que, para o 2º modo de flexão, as maiores variações ocorrem na região mais próxima do convés (GL 1, 2 e 3).

c) Modal Assurance Criterion (MAC)

Os valores diagonais das matrizes MAC obtidos nos ensaios realizados com variação de massa no convés são apresentados na tabela IV.12.

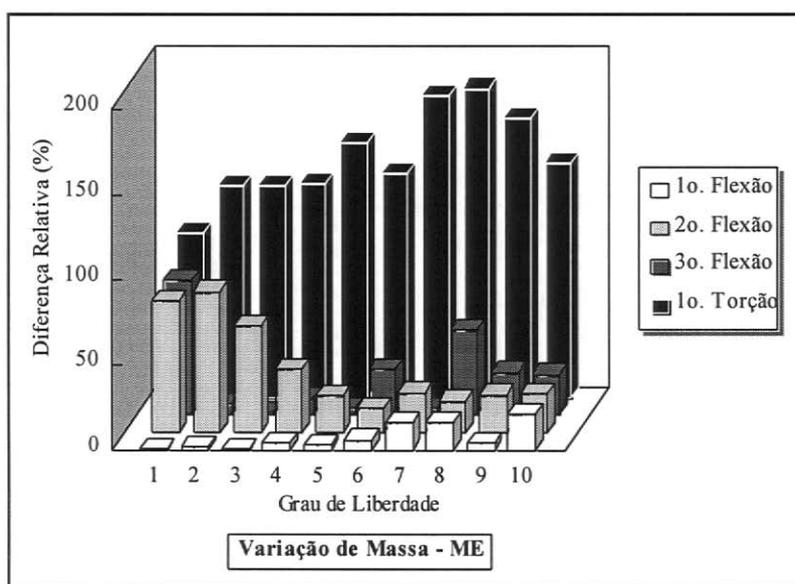
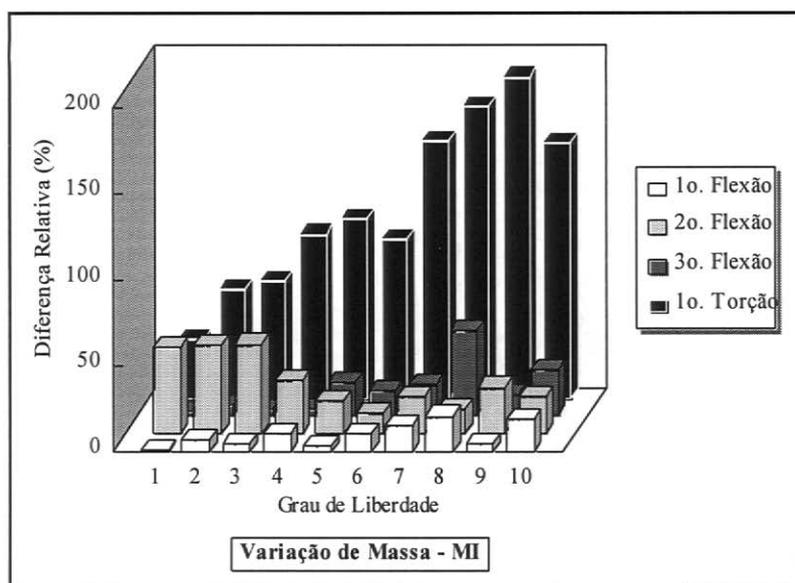


Figura IV.17 - Diferença Relativa - Estrutura com Variação de Massa

Tabela IV.12 - Valores Diagonais de MAC

MODO de VIBRAÇÃO	VARIÇÃO DE MASSA	
	Distribuída	Excêntrica
1 ^o Flexão	1.00	1.00
2 ^o Flexão	0.97	0.96
3 ^o Flexão	0.97	0.96
1 ^o Torção	0.95	0.99

Considerando-se a tabela IV.12 pode-se dizer que, com exceção do 1^o modo de flexão, todos os modos analisados mostraram sensibilidade à variação de massa.

d) Coordinate Modal Assurance Criterion (COMAC)

A tabela IV.13 apresenta os valores de COMAC obtidos nos ensaios com variação de massa no convés.

Tabela IV.13 - Valores de COMAC

GRAU DE LIBERDADE	VARIÇÃO DE MASSA	
	Distribuída	Excêntrica
1	0.99	0.95
2	0.96	0.90
3	0.95	0.89
4	0.93	0.88
5	0.94	0.90
6	0.95	0.89
7	0.91	0.89
8	0.85	0.83
9	0.81	0.85
10	0.85	0.87

A tabela IV.13 mostra que o COMAC apresenta grandes variações em praticamente todos os graus de liberdade para as duas situações de variação de massa, podendo ser considerado um parâmetro importante na avaliação da variação de massa no convés.

e) Modal Scale Factor (MSF)

Os valores de MSF obtidos para os ensaios realizados com variação de massa no convés são apresentados na tabela IV.14.

Tabela IV.14 - Valores de MSF

MODO de VIBRAÇÃO	VARIÇÃO DE MASSA	
	Distribuída	Excêntrica
1ª Flexão	1.04	1.00
2ª Flexão	0.80	0.79
3ª Flexão	0.99	0.93
1ª Torção	2.08	2.42

Analisando-se a tabela IV.14 pode-se notar que os valores de MSF associados aos 2º modo de flexão e 1º modo de torção mostraram-se bastante sensíveis às variações de massa impostas ao modelo, sendo que para o 1º modo de torção estas variações foram bem maiores

que aquelas observadas para os ensaios com danos (tabela IV.9), o que também poderia caracterizar a variação de massa.

f) Análise da Mudança do Auto-vetor Medido no Convés na Direção Perpendicular à Direção Predominante do Modo

O comportamento dos auto-vetores medidos no convés mediante a variação da massa pode ser observado na tabela IV.15, sendo que na figura IV.18 são mostradas as FRFs de dois acelerômetros para ilustrar as variações ocorridas.

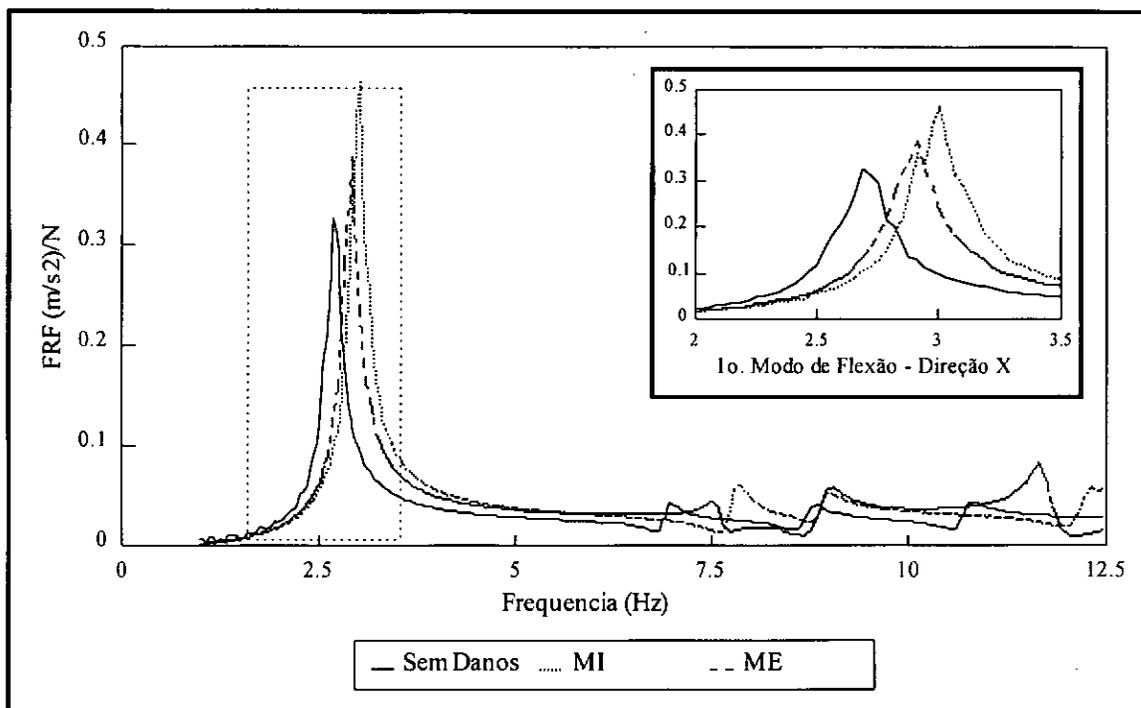
Tabela IV.15 - Variação nos Auto-Vetores medidos no Convés mediante Variação de Massa MI e ME(%)

Modo de Vibração	Acel.	VARIAÇÃO DE MASSA	
		Distribuída	Excêntrica
1º Flexão Direção X	CV1X	+13.4	+9.0
	CV2X	+15.7	+10.9
	CV3Y	*	*
	CV4Y	-37.2	-38.6
1º Flexão Direção Y	CV3Y	+8.7	-30.5
	CV4Y	+2.6	-32.2
1º Torção	CV1X	-3.3	+19.4
	CV2X	+31.1	+3.7
	CV3Y	-14.8	+16.3
	CV4Y	-11.4	+19.7

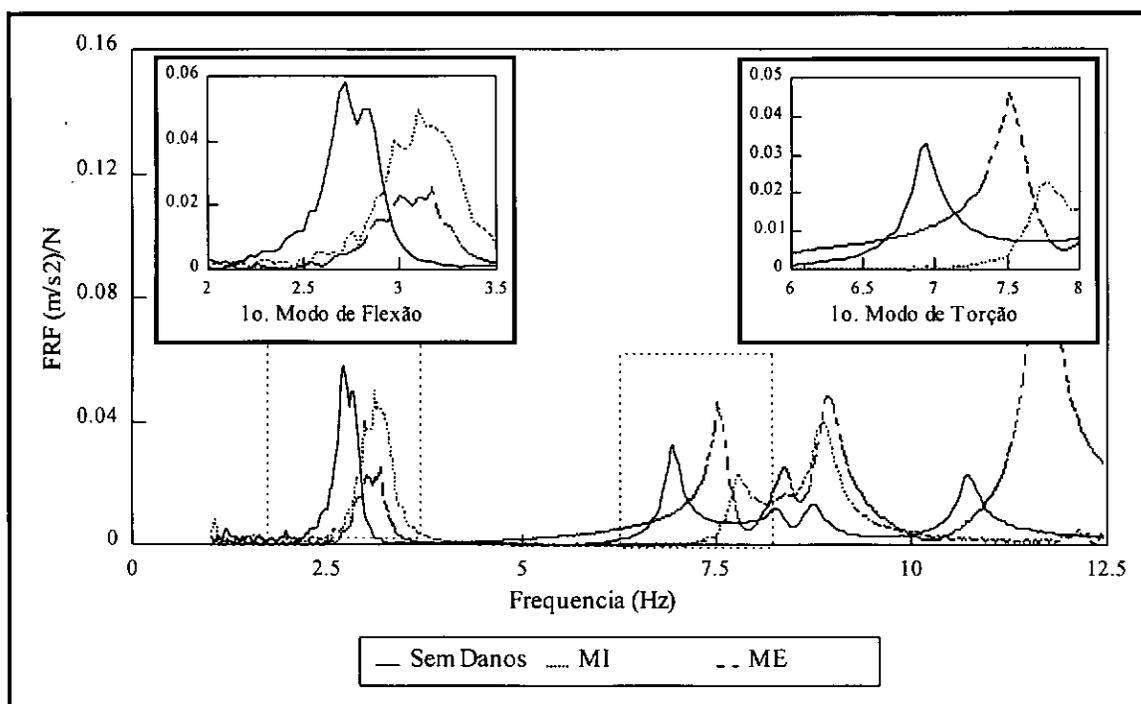
* Coordenadas modais não identificadas

Analisando as tabelas IV.10, IV.11 e IV.15 e as figuras IV.12 a IV.15 e IV.18 podem-se notar algumas diferenças no comportamento da estrutura mediante a variação de massa, se comparada com a presença de danos:

- a componente do 1º modo de flexão na direção X (CV1X e CV2X) mostrou-se sensível às variações de massa, o que não ocorreu quando o modelo foi submetido a danos;
- os auto-vetores relativos ao 1º modo de torção na direção Y (CV3Y e CV4Y) mostraram-se bem menos sensíveis à variação de massa do que aos danos impostos ao modelo.



a) Acelerômetro CV2X



b) Acelerômetro CV3Y

Figura IV.18 - FRFs para Ensaio com Variação de Massa no Convés

IV.3.5. Análise Global do Modelo 1

Através dos estudos experimentais realizados pode-se dizer que a diferenciação entre as alterações no comportamento da estrutura provocadas por variações operacionais e por danos pode ser feita através das seguintes considerações:

- qualquer alteração de massa no convés da jaqueta influenciará na frequência natural associada ao 1^o modo de flexão, e esta frequência não apresentou variação aos danos impostos ao modelo. Já as frequências naturais associadas aos 2^o e 3^o modos de flexão apresentaram pequenas variações quando o modelo foi submetido a danos e não indicaram variação mediante a variação de massa;
- a Diferença Relativa mostrou que o 1^o modo de torção é muito sensível à variação de massa, enquanto que para os danos, ele mostrou-se pouco sensível;
- o COMAC mostrou-se bastante sensível à variação de massa em praticamente todos os graus de liberdade medidos, enquanto que para os danos ele mostrou-se sensível de forma mais localizada;
- a componente na direção predominante do 1^o modo de flexão na direção medida no convés apresentou alterações com a variação de massa, sendo que para os danos estes valores não se mostraram sensíveis. Já a componente na direção Y do auto-vetor relativo ao 1^o modo de torção mostrou-se muito mais sensível aos danos impostos ao modelo do que à variação de massa.

Em função do exposto acima, com a realização de uma monitoração da estrutura e aplicação dos procedimentos citados, três situações poderiam ser diferenciadas:

1. variação somente da massa do convés: esta situação pode ser identificada quando forem observadas variação da frequência natural associada ao 1^o modo de flexão, Diferença Relativa com grande variação para o 1^o modo de torção, variação de COMAC em praticamente todos os graus de liberdade medidos e alteração da componente na direção predominante do 1^o modo de flexão na direção X medido no convés;
2. apenas ocorrência de dano estrutural: pode ser identificada pela variação da frequência natural associada aos 2^o e 3^o modos de flexão, variação de COMAC de maneira mais localizada e grande variação das componentes nas direções X e Y do auto-vetor relativo ao 1^o modo de torção;

3. variação da massa do convés + surgimento de dano: neste caso, são observadas todas as variações apresentadas para as duas situações anteriores, além das variações observadas nos parâmetros que mostraram-se sensíveis às duas situações: MAC, MSF e componente do auto-vetor na direção perpendicular à direção predominante do 1º modo de flexão na direção X medida no convés.

A situação 1 não requer procedimento algum, uma vez que é situação de rotina. Para a situação 2, devem-se aplicar diretamente os procedimentos apresentados que mostraram sensibilidade aos danos: todos com exceção da Diferença Relativa. Para a situação 3 é fundamental que tenha ocorrido uma monitoração da massa do convés quando foram realizadas as medições de referência (estrutura sem danos) e as medições periódicas e viabilizar condições operacionais semelhantes aquela de referência, para somente então proceder novas medições, sendo que após tal procedimento pode-se considerar tal situação como sendo igual à situação 2.

Considerando-se somente a presença de danos, a existência destes poderia ser identificada, tomando-se como base os resultados obtidos com os procedimentos aplicados ao modelo:

- o parâmetro MAC mostrou que, considerando-se os 2º e 3º modos de flexão juntos, é sensível para identificar presença da maioria dos danos impostos ao modelo;
- o MSF mostrou-se bastante sensível à presença de danos, sendo que, considerando-se todos os modos analisados, o MSF indicou a presença de todos os danos;
- a componente na direção perpendicular (Y) do auto-vetor medido no convés apresentou grandes variações quando foram impostos danos ao modelo, considerando-se na análise somente os 1º modo de flexão e 1º modo de torção.

A Diferença Relativa apresentou resultados pouco satisfatórios, uma vez que as DRs observadas foram praticamente da mesma ordem de grandeza que aquelas obtidas para dois ensaios repetidos em situação semelhante.

O COMAC não identificou a posição exata do dano em nenhum dos casos analisados, sendo que para maioria deles, este parâmetro mostrou sensibilidade para definir a região do modelo onde o dano estava localizado. Acredita-se que, com uma instrumentação mais detalhada, este procedimento mostrará um melhor desempenho.

Os procedimentos utilizados nesta pesquisa foram aplicados também a outra estrutura. Trata-se de um modelo reduzido em escala de uma das plataformas fixas instaladas na Bacia de Campos (Plataforma de Carapeba) - Rio de Janeiro, para lâmina d'água em torno de 90 m [21]. Os resultados obtidos para este modelo estão apresentados a seguir, sendo que alguns destes resultados já foram apresentados em trabalho anterior [40].

IV.3.6. Resultados Obtidos para o Modelo 2

Serão apresentados a seguir os resultados obtidos quando os procedimentos citados foram aplicados ao modelo reduzido da Plataforma de Carapeba. A descrição sucinta deste modelo e dos ensaios realizados estão apresentados no Apêndice A.

A figura IV.19 mostra a posição dos acelerômetros utilizados e dos danos impostos ao Modelo 2.

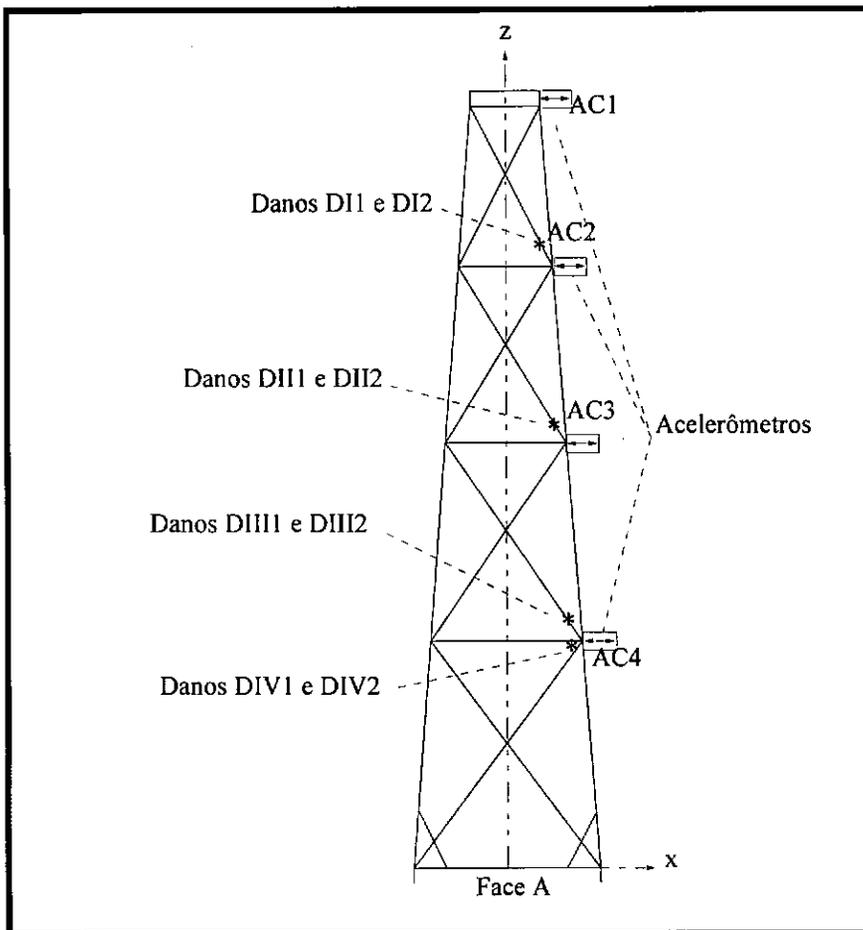


Figura IV.19 - Localização dos acelerômetros e dos danos - Modelo 2

A Diferença Relativa (%) observada em cada ensaio realizado está apresentada nas figuras IV.20 e IV.21 considerando-se dois ensaios similares (figura IV.20) e todos os casos de danos (figura IV.21). Os graus de liberdade foram considerados na mesma ordem da numeração dos acelerômetros apresentados na figura IV.19 (GL1≡AC1, GL2≡AC2, GL3≡AC3 e GL4≡AC4).

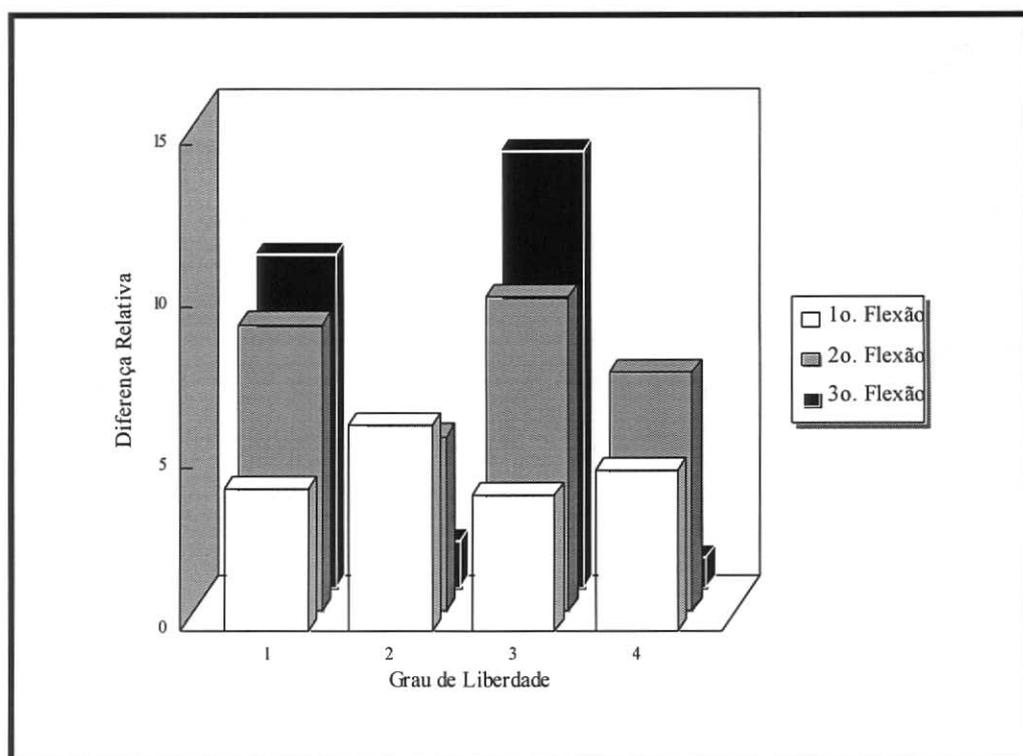
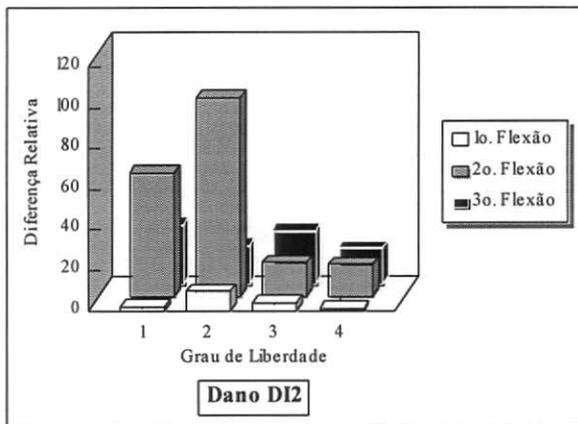
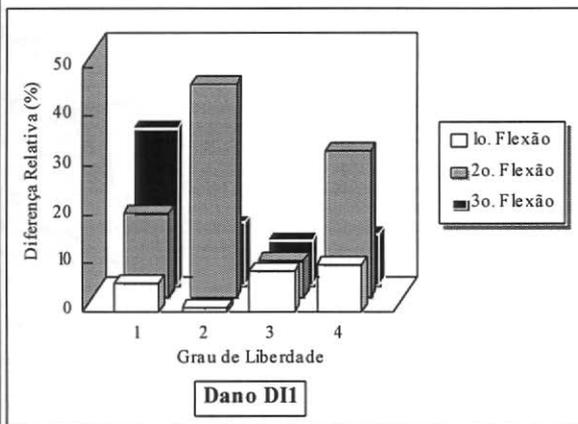
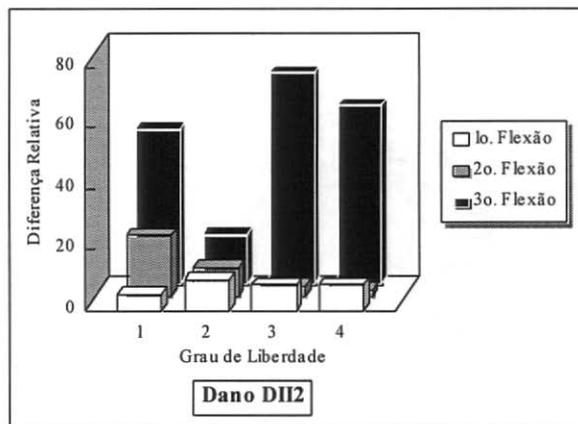
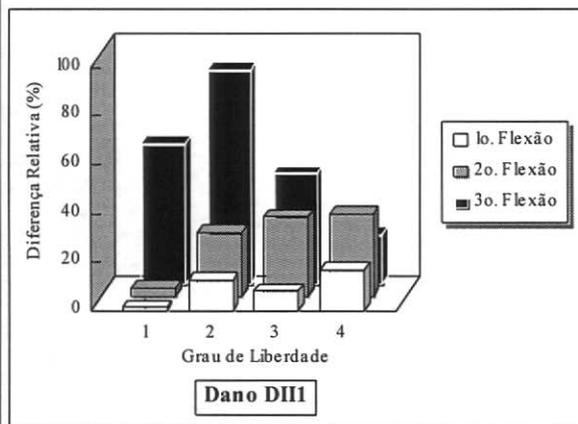


Figura IV.20 - Diferença Relativa para Dois Ensaios Similares - Modelo 2

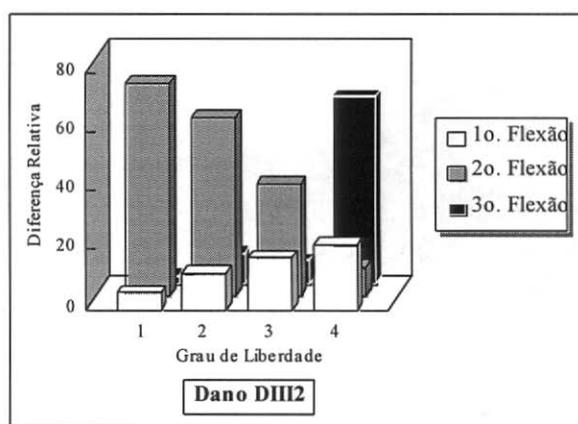
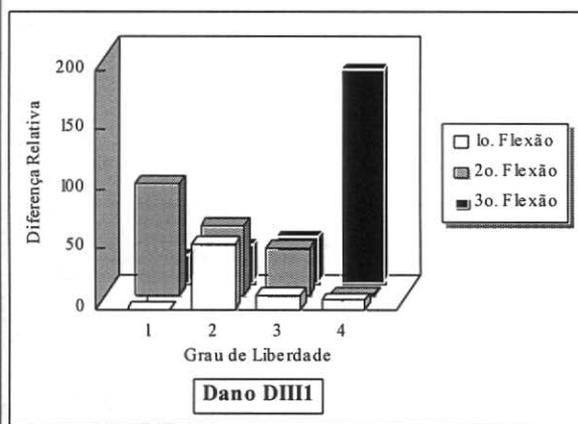
Analisando-se as figuras IV.20 e IV.21 pode-se observar que a Diferença Relativa é um parâmetro sensível para indicar a presença de danos, uma vez que apresentou variações significativas quando foram impostos danos ao modelo (figura IV.21), sendo estas variações bem maiores que aquelas observadas para dois ensaios em situações similares (figura IV.20). Considerando-se agora somente as DR do modelo mediante danos (figura IV.21), pode-se notar que o 1º modo de flexão é praticamente insensível a todos os danos impostos, e os 2º e 3º modos de flexão apresentaram variações em praticamente todos os casos de danos. Com relação a localização do dano imposto, as maiores variações de DR ocorreram na região do dano em praticamente todos os casos (com exceção do caso DIII2), sendo que para os casos DI1 e DI2 (GL2), DII2 (GL3) e DIII1 (GL4) a máxima variação ocorreu exatamente na posição do dano.



a) Danos no Andar I



b) Danos no Andar II



c) Danos no Andar III

Figura IV.21 - Diferença Relativa para Estrutura com Danos - Modelo 2

A tabela IV.16 mostra os valores diagonais de MAC obtidos em dois ensaios similares e para cada um dos danos impostos ao modelo.

Tabela IV.16 - Valores Diagonais de MAC

MODO de VIBRAÇÃO	SEM DANOS	DANOS					
		DI1	DI2	DII1	DII2	DIII1	DIII2
1ª Flexão	1.00	1.00	1.00	1.00	0.99	0.99	0.99
2ª Flexão	1.00	0.99	0.94	0.91	1.00	0.97	0.96
3ª Flexão	1.00	0.99	1.00	0.95	0.89	0.89	0.96

Pela análise da tabela IV.16 pode-se dizer que o 1º modo de flexão é insensível a danos e os 2º e 3º modos de flexão apresentaram variações na maioria dos casos de danos (em negrito na tabela IV.16), sendo que se analisados juntos poderiam indicar a presença da maioria dos danos (exceto o dano DI1).

Os valores de COMAC estão apresentados na tabela IV.17. Os graus de liberdade seguem o mesmo padrão utilizado para a DR, e os valores sublinhados na tabela indicam a altura do dano imposto ao modelo em relação aos graus de liberdade, conforme pode ser observado na figura IV.19.

Tabela IV.17 - Valores de COMAC

GRAU DE LIBERDADE	SEM DANO	DANOS					
		DI1	DI2	DII1	DII2	DIII1	DIII2
1	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	0.99	1.00
2	1.00	<u>0.99</u>	<u>0.93</u>	0.95	0.98	0.99	0.98
3	1.00	0.99	1.00	<u>0.93</u>	<u>0.98</u>	0.98	0.99
4	1.00	0.97	1.00	0.96	0.84	<u>0.90</u>	<u>0.95</u>

Pode-se observar na tabela IV.17 a sensibilidade do COMAC aos danos impostos em praticamente todos os casos (exceto DI1). A localização exata do dano foi identificada nos casos DI2, DII1, DIII1 e DIII2 e a região aproximada no caso DII2. Para o dano DI1 o COMAC não se mostrou sensível.

A tabela IV.18 apresenta os valores de MSF para o Modelo 2 considerando-se dois ensaios similares e todos os casos de danos.

Tabela IV.18 - Valores de MSF

MODO de VIBRAÇÃO	SEM DANOS	DANOS					
		DI1	DI2	DI11	DI12	DI111	DI112
1º Flexão	1.00	1.02	0.99	1.04	0.98	1.05	1.01
2º Flexão	1.11	1.22	1.33	0.79	1.03	1.33	1.29
3º Flexão	1.00	1.00	1.18	1.50	0.60	2.12	1.39

A tabela IV.18 mostra que o MSF para o 1º modo de flexão não apresentou variações quando o modelo foi submetido a danos. Para os demais modos, o MSF mostrou-se bastante sensível na maioria dos danos: 2º modo - todos, com exceção do caso DI12; 3º modo - todos, com exceção dos casos DI1 e DI2.

As variações das coordenadas dos auto-vetores associados ao 1º modo de flexão na direção X medidos no convés mediante a imposição de danos é apresentada na tabela IV.19. A indicação da localização dos sensores posicionados no convés para estes testes é apresentada na figura IV.22.

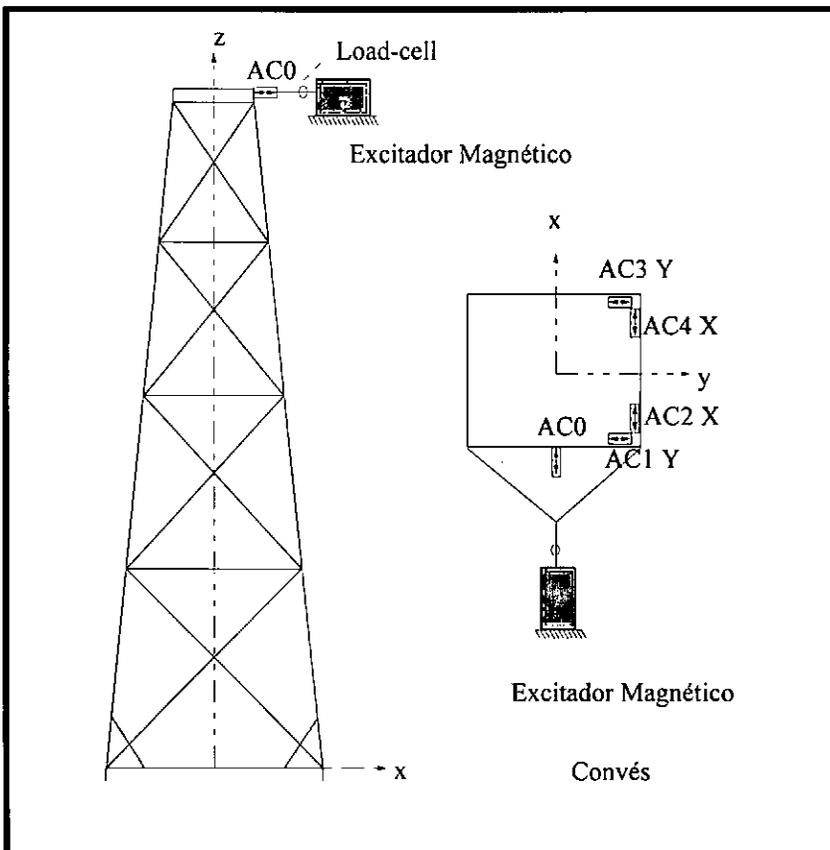


Figura IV.22 - Localização dos Sensores Posicionados no Convés

**Tabela IV.19 - Variação das Coordenadas dos Auto-vetores medidos no Convés(%)
1º Modo de Flexão**

ACEL	VARIAÇÃO DOS AUTO-VETORES							
	DII	D I2	DIII	DII2	DIII1	DIII2	DIV1	DIV2
AC1 Y	41.3	42.3	31.4	58.3	3.5	34.2	32.1	13.5
AC3 Y	44.9	41.7	22.1	49.7	10.9	30.4	23.9	22.7
AC2 X	14.67	15.7	13.7	10.4	7.6	13.8	11.8	7.9
AC4 X	11.5	4.4	4.8	8.1	3.0	4.9	4.2	2.6

Analisando-se a tabela IV.19 pode-se observar a sensibilidade das componentes dos auto-vetores na direção perpendicular à direção predominante do modo considerado (1º modo de flexão na direção X).

De uma forma geral, analisando-se as figuras IV.20 e IV.21 e as tabelas IV.16 a IV.19 apresentadas, pode-se observar que os resultados obtidos para o Modelo 2 vêm ratificar os resultados obtidos para o Modelo 1. Deve-se observar que o Modelo 2 é mais sensível que o Modelo 1, uma vez que mostrou variações mais significativas que o Modelo 1 em praticamente todos os procedimentos aplicados. No entanto, deve-se considerar que para o Modelo 2 o 1º modo de torção não foi analisado. Deve-se destacar ainda que, para o Modelo 2, o COMAC localizou a posição do dano em quase todos os casos (as exceções foram os danos DII - praticamente não variou e DIII2 - que indicou a região do dano) e os gráficos de DR mostram que, para o Modelo 2, este procedimento mostrou-se sensível para identificação da posição do dano (ou pelo menos a região) em quase todos os casos (com exceção do dano DIII2). Esta maior sensibilidade do Modelo 2 se deve a menor redundância deste modelo se comparado ao Modelo 1.

IV.3.7. Viabilidade de Aplicação dos Procedimentos Propostos

Neste item será realizada uma avaliação da viabilidade de aplicação dos procedimentos utilizados na pesquisa em uma estrutura real (protótipo). Para estruturas aporticadas em geral (torres de transmissão e telecomunicação, guindastes, prédios industriais metálicos, etc.), a executabilidade de tais procedimentos torna-se mais viável do que para estruturas offshore em função do “meio” em que estas estruturas estão localizadas. Em função disso, a análise da viabilidade será direcionada para estruturas offshore.

Considerando-se inicialmente o procedimento baseado somente na medição dos auto-vetores no convés da estrutura para o 1º modo de flexão e 1º modo de torção, este poderia ser aplicado utilizando-se como força de excitação a própria onda. Esta hipótese é levantada baseada em medições realizadas na plataforma de Garoupa [42]. Esta estrutura atua em lâmina d'água de aproximadamente 90 m e a força de onda excitou os três primeiros modos naturais da estrutura (1º modo de flexão - direções X e Y e 1º modo de torção). Deve-se salientar que esta estrutura é semelhante ao protótipo 2, e que o protótipo 1, por ser mais flexível e ter frequências naturais mais baixas, teria os seus sinais de resposta ainda mais amplificados em torno destas frequências naturais. Obviamente haveria a necessidade de se caracterizar a onda atuante no momento da medição, em função de sua altura, período e direção. Seria necessário também a obtenção de várias FRFs de referência para a estrutura íntegra, considerando-se para cada uma delas a onda atuando em uma determinada direção, para que este fator fosse levado em consideração na análise. Os sensores posicionados no convés teriam suas respostas normalizadas em relação a uma função característica da onda (função do espectro das alturas de onda) e seriam comparadas com a FRF de referência que considera a direção da onda. Assim, seriam consideradas quaisquer alterações nos sinais provocadas por variações ambientais deste tipo.

Torna-se importante salientar que nos ensaios realizados nesta pesquisa a estrutura foi excitada em direção coincidente com um dos eixos de simetria da estrutura. No caso de excitação com a onda, a força de onda pode estar atuando em uma direção qualquer. Esta situação foi simulada experimentalmente com o objetivo de verificar o comportamento dos auto-vetores medidos no convés mediante esta situação. Para tanto, a estrutura foi excitada com impactos (através de martelo instrumentado com load-cell piezo-resistivo) em uma direção qualquer (inclinada em relação aos eixos de simetria do modelo) e foram considerados os mesmos sensores adotados nos ensaios anteriores (ver figura IV.5). As variações observadas no caso de dano D8, na componente do auto-vetor na direção perpendicular à predominante quando utilizou-se excitação na direção de um dos eixos de simetria do modelo ocorreram também para a excitação na direção inclinada. Assim, pode-se dizer que o comportamento dos auto-vetores medidos no convés, quando a estrutura é submetida a danos, independe da direção de excitação utilizada.

Para aplicação dos demais procedimentos torna-se necessária a medição das FRFs ao longo da estrutura e a identificação de modos mais elevados (2º e 3º modos de flexão), e isto

somente é possível com a utilização de excitação forçada. O procedimento baseado somente na medição dos auto-vetores no convés da estrutura para os 1º modo de flexão e 1º modo de torção também poderia ser aplicado utilizando-se a excitação forçada.

A excitação forçada pode ser realizada através de três tipos de equipamentos:

- excitador excêntrico;
- excitador eletromagnético;
- atuador hidráulico.

O excitador excêntrico utiliza sinal de excitação do tipo harmônico, sendo necessário excitar a estrutura em torno de cada uma das frequências em análise, o que torna a sua aplicação mais demorada. Entretanto, este sistema apresenta a vantagem de não necessitar de massa de reação para sua aplicação.

O excitador eletromagnético e o atuador hidráulico poderiam utilizar sinal do tipo ruído branco abrangendo todo o intervalo de frequência a ser analisado, agilizando assim, a realização dos ensaios. Para estes dois equipamentos o esquema para excitar a estrutura seria semelhante: o excitador seria posicionado no convés da jaqueta reagindo contra uma massa que poderia estar suspensa ou apoiada sobre roletes no próprio convés.

A fim de avaliar a possibilidade de aplicação prática desta pesquisa, será feita a extrapolação de alguns resultados experimentais do Modelo 1 para o protótipo. Os resultados obtidos a partir desta extrapolação estão apresentados na tabela IV.20. Foram adotados os menores valores da inércia (I_{n_m}) obtidos experimentalmente para cada modo em estudo (2ª coluna da tabela IV.20). Para o cálculo da força mínima necessária a ser aplicada ao modelo (F_m), foram considerados sensores do tipo “Servo-Acelerômetro” (ASQ) com condicionadores especiais (VAQ) - fabricante Kyowa, com precisão de 0.0001g ($g = 9.81 \text{ m/s}^2$). Esta força para o protótipo (F_p) foi obtida através da escala das forças $K_F = K_L^3$, sendo $K_L = 1/85$. Com estas considerações, tem-se:

$$F_m = \frac{\text{acel.}}{I_{n_m}} \quad (3^{\text{a}} \text{ coluna da tabela IV.20})$$

$$F_p = F_m \times K_L^3 \quad (4^{\text{a}} \text{ coluna da tabela IV.20})$$

Considerando-se as frequências naturais do protótipo (ver tabela II.4) e lembrando que

$$F = m \times A_{ac} \quad \text{e} \quad A_{ac} = A_{desl} \times (2\pi f)^2$$

onde:

- m é a massa;
- A_{ac} é a amplitude da aceleração;
- A_{desl} é a amplitude do deslocamento;
- f é a frequência natural.

Foram calculadas as massas de reação necessárias para o protótipo, considerando-se dois equipamentos diferentes:

- **Situação 1:** foi considerado um excitador eletromagnético com deslocamento máximo de 5 cm (5ª coluna da tabela IV.20);
- **Situação 2:** foi considerado um atuador hidráulico com deslocamento máximo de 30 cm (6ª coluna da tabela IV.20).

A partir das massas obtidas, calculou-se o volume equivalente em aço para as duas situações apresentadas (7ª e 8ª colunas da tabela IV.20).

Tabela IV.20 - Extrapolação dos Resultados do Modelo para o Protótipo

MODO de VIBRAÇÃO	INERTÂNCIA (m/s ²)/N	FORÇA		MASSA (t)		VOLUME (m ³ de aço)	
		Modelo (N)	Protót. (kN)	Situação 1	Situação 2	Situação 1	Situação 2
1º Flexão	0.028	0.035	21.49	161.3	26.9	20.55	3.43
1º Torção	0.030	0.033	20.30	20.2	3.40	2.57	0.43
2º Flexão	0.029	0.034	20.88	11.0	1.80	1.40	0.23
3º Flexão	0.026	0.038	23.34	4.60	0.80	0.59	0.10

Considerando-se inicialmente a Situação nº 1, pode-se observar que a utilização do excitador eletromagnético é inviável na prática, uma vez que seria necessária uma massa de reação de 161.30 t - 20.55 m³ de aço para o 1º modo de flexão. Este tipo de excitador tem seu uso limitado em função do seu curso máximo - 5 cm.

A excitação através de atuador hidráulico seria exequível, uma vez que os valores obtidos para a massa de reação são perfeitamente viáveis de se obter na prática. Considerando-se a força necessária para excitar o protótipo, esta seria facilmente alcançada com equipamentos existentes no mercado, tanto utilizando atuadores hidráulicos como excitadores excêntricos.

Nos cálculos apresentados na tabela IV.20 foi considerada uma força harmônica. No caso de se desejar uma excitação do tipo ruído branco para um determinado intervalo de frequência, obviamente a força de excitação necessária seria maior. Neste caso, a força de deveria ser calculada em função do intervalo de frequência e da resolução desejados.

A sensibilidade do modelo à excitação no próprio convés foi avaliada através de ensaio realizado no modelo construído considerando este tipo de excitação. A montagem utilizada é mostrada esquematicamente na figura IV.23 e a foto IV.1 mostra uma vista geral desta montagem. Foram utilizados sensores do tipo piezo-resistivo.

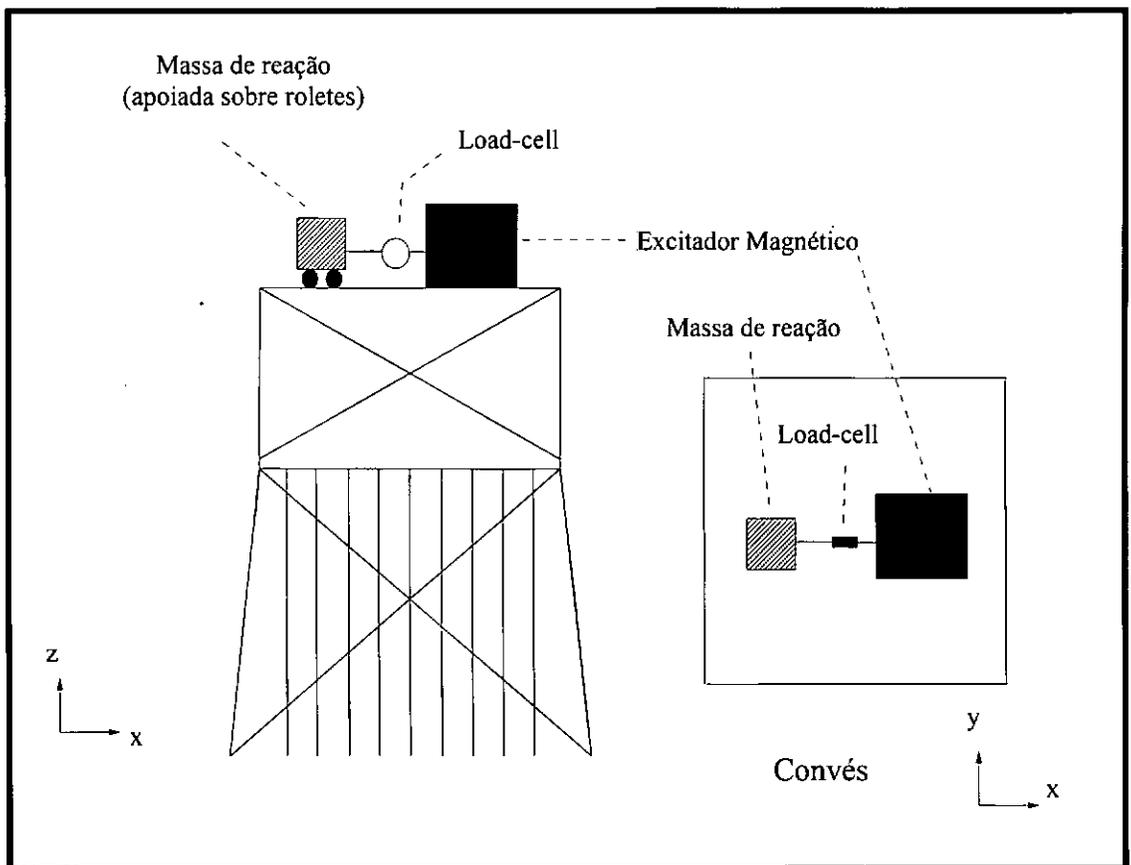


Figura IV.23 - Esquema de Ensaio com o Excitador Posicionado no Convés

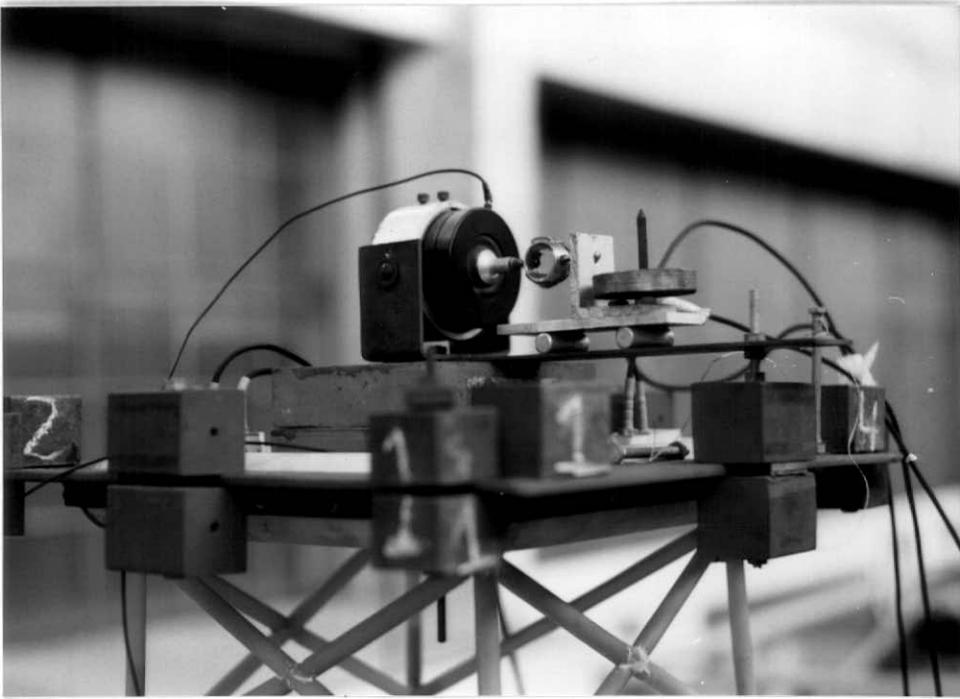


Foto IV.1 - Vista Geral da Montagem para Excitação no Convés

Nos ensaios realizados utilizando-se excitação no convés do modelo conforme mostrado na figura IV.23 e foto IV.1, o modelo mostrou-se bastante sensível a este tipo de excitação e os sensores utilizados mediram a resposta da estrutura com precisão muito boa para todos os modos de vibração analisados nesta pesquisa.

Considerando-se a extrapolação dos resultados do modelo para o protótipo apresentada na tabela IV.20 e o ensaio realizado no modelo para avaliar a sensibilidade deste modelo à excitação no próprio convés, pode-se dizer que este ensaio seria perfeitamente factível no protótipo.

Nesta seção, mostrou-se que a estrutura tanto poderia ser excitada pela força de onda (considerando-se somente os modos mais baixos - 1^o de flexão e 1^o de torção) como por excitação forçada (excitador excêntrico e atuador hidráulico). Entretanto, deve-se salientar que é preferível a utilização de excitação forçada em períodos de mar calmo, pois além de facilitar a consideração da influência da onda atuante, com este tipo de excitação, seriam identificados todos os modos de vibração de interesse para aplicação dos procedimentos apresentados.

CAPÍTULO V

V.CONCLUSÕES

Neste trabalho foram avaliados a aplicação e o desempenho de alguns procedimentos adotados para identificação de danos estruturais quando aplicados a plataformas offshore fixas. Estes procedimentos fazem uso dos modos de vibração e partem do princípio que qualquer dano estrutural pode alterar as características dinâmicas da estrutura, provocando redução da rigidez e mudanças nos modos de vibração.

Para realização da pesquisa, os procedimentos propostos foram aplicados a dois modelos reduzidos projetados e construídos de acordo com a Teoria da Semelhança, sendo que o Modelo 1, referente a uma plataforma para atuar em lâmina d'água de 300 m, apresenta maior grau de redundância que o Modelo 2, que é para atuar em lâmina d'água de 90 m. A correlação entre as frequências naturais associadas aos primeiros modos de flexão e de torção considerando-se o modelo ideal (obtido via Teoria da Semelhança) e o modelo construído (resultados experimentais) mostra que os modelos construídos são representativos das estruturas reais, uma vez que o ajuste entre as frequências naturais foi realizado com sucesso. A correlação entre os auto-vetores numéricos (modelo idealizado) e experimentais pode ser considerada bastante satisfatória, uma vez que nenhuma técnica de ajuste foi utilizada.

A aplicação do parâmetro MAC (Modal Assurance Criterion) para verificar se os modos de vibração identificados eram modos naturais da estrutura mostrou que o fator preponderante na verificação da ortogonalidade entre modos de vibração é a consideração dos seis graus de liberdade, e não o nível de discretização adotado. Desta forma, pode-se concluir que para se obter um modelo numérico bem ajustado aos resultados experimentais, deve-se medir também os graus de liberdade de rotação.

Para aplicação dos procedimentos citados para identificação de danos, é importante fazer uma diferenciação clara entre as variações no comportamento da estrutura provocadas por danos e aquelas provocadas por variações operacionais. Estudos experimentais realizados com o Modelo 1 mostraram que com a realização de uma monitoração da estrutura e aplicação dos procedimentos citados, três situações poderiam ser diferenciadas:

1. variação somente da massa do convés. Esta situação poderia ser detectada através dos seguintes comportamentos: alteração na frequência natural associada ao 1º modo de flexão, Diferença Relativa com grande variação para o 1º modo de torção, variação de COMAC em praticamente todos os graus de liberdade medidos e alteração da componente na direção predominante do 1º modo de flexão na direção X medido no convés. Esta situação é de rotina e não requer procedimento algum.
2. Ocorrência somente de danos estruturais. Estes poderiam ser detectados através de: variação da frequência natural associada aos 2º e 3º modos de flexão, da variação de COMAC de maneira mais localizada e grande variação das componentes nas direções X e Y do auto-vetor relativo ao 1º modo de torção.
3. variação da massa do convés + surgimento de dano: neste caso devem ser observadas todas as variações apresentadas para as duas situações anteriores, as variações nos parâmetros MAC, MSF e componente do auto-vetor na direção perpendicular à direção predominante do 1º modo de flexão na direção X medida no convés;

Para a situação 3 é fundamental que tenha ocorrido uma monitoração da massa do convés quando foram realizadas as medições de referência (estrutura sem danos) e as medições periódicas e que sejam viabilizadas condições operacionais semelhantes àquelas de referência, para somente então proceder a novas medições, sendo que após tal procedimento pode-se considerar tal situação como sendo igual à situação 2.

Considerando-se somente a presença de danos (situação 2), a existência destes poderia ser identificada tomando-se como base os resultados obtidos com os procedimentos aplicados ao Modelo 1:

- o parâmetro MAC mostrou que, considerando-se os 2º e 3º modos de flexão juntos, é sensível para identificar presença da maioria dos danos impostos ao modelo;
- o MSF mostrou-se bastante sensível à presença de danos, sendo que, considerando-se todos os modos analisados, o MSF indicou a presença de todos os danos;

- a componente na direção perpendicular (Y) do auto-vetor medido no convés apresentou grandes variações quando foram impostos danos ao modelo, considerando-se na análise somente os 1º modo de flexão e 1º modo de torção.

Com relação à localização dos danos, a Diferença Relativa apresentou resultados pouco satisfatórios para o Modelo 1, pois as DRs observadas foram da mesma ordem de grandeza, tanto considerando-se a imposição de danos, quanto para dois ensaios repetidos em condições semelhantes. O COMAC mostrou sensibilidade para definir a região do modelo onde estava localizado o dano para a maioria dos casos analisados, sem entretanto identificar a posição exata destes.

Os resultados obtidos para o Modelo 2, considerando-se a detecção da presença de danos, foram semelhantes àqueles obtidos para o Modelo 1, sendo que o Modelo 2 mostrou-se mais sensível que o Modelo 1, uma vez que mostrou variações mais significativas em praticamente todos os procedimentos aplicados para este fim. Considerando-se a localização do dano, tanto a DR quanto o COMAC mostraram-se eficientes para identificar a posição do dano (ou pelo menos a região) na maioria dos casos. Esta maior sensibilidade do Modelo 2 se deve à menor redundância deste modelo se comparado ao Modelo 1.

Os estudos realizados para avaliar a viabilidade de aplicação dos procedimentos utilizados na pesquisa em uma estrutura real mostraram que:

- o procedimento baseado somente na medição dos auto-vetores no convés da estrutura para o 1º modo de flexão e 1º modo de torção poderia ser aplicado utilizando-se como força de excitação a própria onda. As FRFs obtidas no convés teriam suas respostas normalizadas em relação a uma função característica da onda (função do espectro das alturas de onda) e seriam comparadas com as FRFs de referência (estrutura íntegra) obtidas para algumas direções de onda. Assim, seriam consideradas quaisquer alterações nos sinais provocadas por variações ambientais deste tipo;
- os procedimentos que necessitam da medição das FRFs ao longo da estrutura e da identificação de modos mais elevados poderiam ser aplicados utilizando-se excitação forçada. A extrapolação de alguns resultados experimentais do Modelo 1 para o protótipo e testes realizados neste modelo para verificar a sua sensibilidade à excitação no próprio

convés, mostraram que este ensaio seria perfeitamente exequível no protótipo utilizando-se atuadores hidráulicos ou excitadores excêntricos;

- apesar de ter sido mostrado que a estrutura tanto poderia ser excitada pela força de onda (considerando-se somente os modos mais baixos - 1^o de flexão e 1^o de torção) como por excitação forçada, deve-se salientar que é preferível a utilização de excitação forçada em períodos de mar calmo, pois além de facilitar a consideração da influência da onda atuante, com este tipo de excitação seriam identificados todos os modos de vibração de interesse para aplicação dos procedimentos apresentados.

Considerando-se então que seria possível medir as FRFs da estrutura quando esta fosse excitada de forma similar a descrita na seção IV.3.7, pode-se concluir que para estruturas offshore fixas é possível detectar a presença de danos com os procedimentos utilizados nesta pesquisa. Com relação à localização desses danos, seria possível indicar apenas a região onde estariam localizados sendo necessário estudos complementares para uma identificação mais precisa da posição dos danos.

Para melhorar a eficiência dos procedimentos utilizados, principalmente para localização de falhas estruturais, e possibilitar a aplicação de outras técnicas para identificação de danos baseadas em sistemas de identificação, é necessário o desenvolvimento de técnicas para ajuste de modelos numéricos a partir de resultados experimentais. Além disso, poderia também ser realizada a modelagem numérica dos danos, bem como seu ajuste numérico.

BIBLIOGRAFIA

- [1] Kaouk, M. e Zimmerman, D.C., “Structural Damage Detection using Measured Modal Data and No Original Analytical Model”, In: *Proceedings of the 12th International Modal Analysis Conference*, pp. 731-737, Honolulu, Hawaii, USA, 1994.
- [2] Vandiver, J.K., “Detection of Structural Failure on Fixed Platforms by Measurement of Dynamic Response”, *Offshore Technology Conference*, paper n^o OTC 2267, Dallas, Texas, USA, 1975.
- [3] Nataraja, R., “Structural Integrity Monitoring in Real Seas”, *Offshore Technology Conference*, paper n^o OTC 4538, Houston, Texas, USA, 1983.
- [4] Loland, O. e Dodds, C.J., “Experiences in Developing and Operating Integrity Monitoring Systems in the North Sea”, *Offshore Technology Conference*, paper n^o OTC 2551, Dallas, Texas, USA, 1976.
- [5] Coppolino, R.N. e Rubin, S., “Detectability of Structural Failures in Offshore Platforms by Ambient Vibration Monitoring”, *Offshore Technology Conference*, paper n^o OTC 3865, Houston, Texas, USA, 1980.
- [6] Shahrivar, F. e Bouwkamp, J.G., “Damage Detection in Offshore Platforms using Vibrations Information”, *International Offshore Mechanics and Artic Engineering*, 1984.
- [7] Idichandy, V.G., Ganapathy, C, e Rao, P.S., “Structural Integrity Monitoring of Fixed Offshore Platforms”, *IABSE Colloquium*, Bergamo, 1987.
- [8] Salawu, O.S. e Williams, C., “Damage Location using Vibration Mode Shapes”, In: *Proceedings of the 12th International Modal Analysis Conference*, pp. 933-939, Honolulu, Hawaii, USA, 1994.

- [9] Meneghetti, U. E Maggiore, A., "Crack Detection by Sensitivity Analysis", *OIAZ*, v. 137, n^o 11, pp. 562-566, 1992.
- [10] Salawu, O.S. e Williams, C., "Structural Damage Detection Using Experimental Modal Analysis - A Comparison of Some Methods", In: *Proceedings of the 11th International Modal Analysis Conference*, v. I, pp. 254-260, Kissimme, Florida, USA, 1993.
- [11] Wolff, T. e Richardson, M., "Fault Detection in Structures from Changes in their Modal Parameters", In: *Proceedings of the 7th International Modal Analysis Conference*, v. I, pp. 87-94, Kissimme, Florida, USA, 1989.
- [12] Penny, J.E.T, Wilson, D.A.L. e Friswell, M.I., "Damage Location in Structures using Vibration Data", In: *Proceedings of the 11th International Modal Analysis Conference*, v. I, pp. 861-867, Kissimme, Florida, USA, 1993.
- [13] Kaouk, M. e Zimmerman, D.C., "Evaluation of the Minimum Rank Update in Damage Detection: an Experimental Study", In: *Proceedings of the 11th International Modal Analysis Conference*, v. II, pp. 1061-1068, Kissimme, Florida, USA, 1993.
- [14] Chen, Hung-Shi e Matzen, V.C., "Detection of Damage in a Space Truss using Modal Data", In: *Proceedings of the SPIE - The International Society for Optical Engineering*, v. 2191, pp. 232-243, Orlando, Florida, USA, 1994.
- [15] Viero, P.F. et al., "Modal Analysis Technique for Structural Damage Identification", In: *Proceedings of the International Symposium on Offshore Engineering*, Rio de Janeiro, 1991.
- [16] Cawley, P. e Adams, R.D., "The Location of Defects in Structures from Measurements of Natural Frequencies", *Journal of Strain Analysis*, v. 14, n^o 2, pp. 49-57, 1979.
- [17] Fox, C.H.J., "The Location of Defects in Structures: A Comparison of the Use of Natural Frequency and Mode Shape Correlation", In: *Proceedings of the 10th International Modal Analysis Conference*, v. I, pp. 522-1528, San Diego, California, USA, 1992.

- [18] Pandey, A.K., Biswas, M. e Samman, M.M., “Damage Detection from Changes in Curvature Mode Shapes”, *Journal of Sound and Vibration*, v. 145, nº 2, pp. 321-332, 1991.
- [19] Lieven , N.A.J. e Ewins, D.J., “Spatial Correlation of Mode Shapes, the Coordinate Modal Assurance Criterion (COMAC)”, In: *Proceedings of the 6th International Modal Analysis Conference*, v. I, pp. 690-695, Kissimme, Florida, USA, 1988.
- [20] Projeto de Albacora, CENPES - Petrobrás.
- [21] Viero, P.F., *Verificação da Influência de Danos Estruturais nos Parâmetros Modais de Estruturas Offshore Fixas*, Tese de M.Sc., Programa de Engenharia Civil, COPPE/UFRJ, 1991.
- [22] Allemang, R.J. e Brown, D.L., “ A Correlation Coefficient for Modal Vector Analysis”, In: *Proceedings of the 1st International Modal Analysis Conference*, pp. 110-116, Kissimme, Florida, USA, 1983.
- [23] Ewins, D.J., *Modal Testing: Theory and Practice*, London, Research Studies Press Ltd., 1984.
- [24] Lui, S.C. e Yao, J.T.P., “Structural Identification Concept”, *Journal of the Structural Division, ASCE*, v. 104, nº ST12, pp. 1845-1858, Dec, 1978.
- [25] Hart, G.C. e Yao, J.T.P., “System Identification in Structural Dynamics”, *Journal of Engineering Mechanics Division, ASCE*, v. 103, nº EM6, pp. 1089-1104, Dec, 1977.
- [26] Carneiro, F.L., *Análise Dimensional e Teoria da Semelhança e dos Modelos Físicos*, Rio de Janeiro, Editora UFRJ, 1993.
- [27] Hirth Jr., H., “Curso de Análise Estrutural Utilizando o Software SAP90”.
- [28] Manuais do ADEP.

- [29] Roitman, N., *Modelos Reduzidos Hidroelásticos de Estruturas para Plataformas Offshore*, Tese de D.Sc., Programa de Engenharia Civil - COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 1985.
- [30] Magluta, C., *Análise Dinâmica de Estrutura Flexível em Meio Fluido*, Tese de M.Sc., Programa de Engenharia Civil - COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 1985.
- [31] Duarte, M.L.M., *Estudo da Influência da Taxa de Amortecimento na Modelagem Reduzida via Teoria da Semelhança*, Tese de M.Sc., Programa de Engenharia Civil - COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 1990.
- [32] Carvalho, E.M.L., *Análise Experimental de uma Torre Complacente para Águas Profundas*, Tese de D.Sc., Programa de Engenharia Civil - COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 1989.
- [33] Andrade, R.F.M., *Análise da Resposta de Plataforma Offshore do Tipo T.L.P.*, Tese de M.Sc., Programa de Engenharia Civil - COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 1989.
- [34] Roitman, N., Batista, R.C. e Carneiro, F.L.L.B., "Reduced Models for Fixed Offshore Structures", In: *Proceedings of the International Symposium on Offshore Engineering*, Rio de Janeiro, Brasil, 1993.
- [35] Magluta, C. et al., "A Data Acquisition System for Structural Dynamic Analysis: Application on Special Tests", In: *Proceedings of the 4th International Conference on Computational Methods and Experimental Measurements*, Capri, Italy, 1989.
- [36] Mergeay, M., "Least Squares Complex Exponential Method and Global System Parameter Estimation Used by Modal Analysis", In: *Proceedings of the 8th International Seminar on Modal Analysis.*, Leuven, Belgium 1983.
- [37] Jr., S.L., *Marple, Digital Spectral Analysis*, Prentice - Hall Inc., 1987.
- [38] Rosa, L.F.L., *Estimação de Parâmetros Modais Através de Técnica de Otimização*, Tese de D.Sc., Programa de Engenharia Civil - COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 1996.

- [39] Verçosa, C.A.M., *Localização de Falhas Estruturais Utilizando Métodos de Ajuste de Modelos por Matriz Ótima*, Tese de D.Sc., Universidade Estadual de Campinas, Campinas, São Paulo, 1995.
- [40] Viero, P.F., *Verificação Experimental da Influência de Danos nos Parâmetros Modais de uma Estrutura Offshore Fixa*, Seminário de Doutorado, Programa de Engenharia Civil - COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 1994.
- [41] Rosa, L.F.L., *Desenvolvimento de um Sistema Computacional para a Determinação dos Parâmetros Modais de Estruturas Através do Método do Círculo Ajustado*, Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ, 1991.
- [42] Lopes, T.A.O. e Meniconi, L.C.M., "Evaluation of Fatigue Damage on Fixed Jacket Platforms", In: *Proceedings of the 3rd International Conference on Computer Aided Design, Manufacture and Operation in the Marine and Offshore Industries*, Key Biscayne, Florida, USA, 1991.

APÊNDICE A

MODELO DA PLATAFORMA DE CARAPEBA

(MODELO 2)

A. 1) DESCRIÇÃO DO MODELO REDUZIDO (MODELO 2)

O modelo reduzido foi projetado de acordo com a Teoria da Semelhança [25] e apresenta características físicas semelhantes ao protótipo - uma das sete plataformas fixas instaladas na Bacia de Campos, RJ (Plataforma de Carapeba), para lâmina d'água de 90 m. Foi adotado como material construtivo tubos de plástico dos tipos ABS e PVC ($E \cong 3140 \text{ N/mm}^2$) e considerou-se a escala geométrica de redução $K_L = 1/45$.

A figura A.1 mostra, uma vista frontal e uma vista lateral do modelo reduzido e a figura A.2 mostra uma das seções transversais típicas (andar) deste modelo. A foto A.1 mostra uma vista geral do modelo reduzido.

As principais características físicas e geométricas do protótipo e do modelo reduzido são apresentadas respectivamente nas tabela A.1 e A.2.

Tabela A.1 - Características Físicas e Geométricas do Protótipo

CARACTERÍSTICAS DO PROTÓTIPO
Peso do Convés = 7848.00 kN
Peso da Jaqueta + Condutores = 26935.55 kN
Altura da Jaqueta = 94.90 m
Dimensões da base = 42.35 m x 38.10 m
Dimensões do topo = 23.25 m x 14.35 m

Tabela A.2 - Características Físicas e Geométricas do Modelo Construído

CARACTERÍSTICAS DO MODELO
Peso do Convés = 85.94 N
Peso da Jaqueta = 244.22 N
Peso dos Condutores = 72.64 N
Altura da Jaqueta = 210.67 cm
Dimensões da base = 94.10 cm x 84.60 cm
Dimensões do topo = 51.90 cm x 31.90 cm

O projeto de acordo com a Teoria da Semelhança e os detalhes construtivos do modelo reduzido, bem como os demais dados do protótipo e do modelo estão descritos detalhadamente na referência [21].

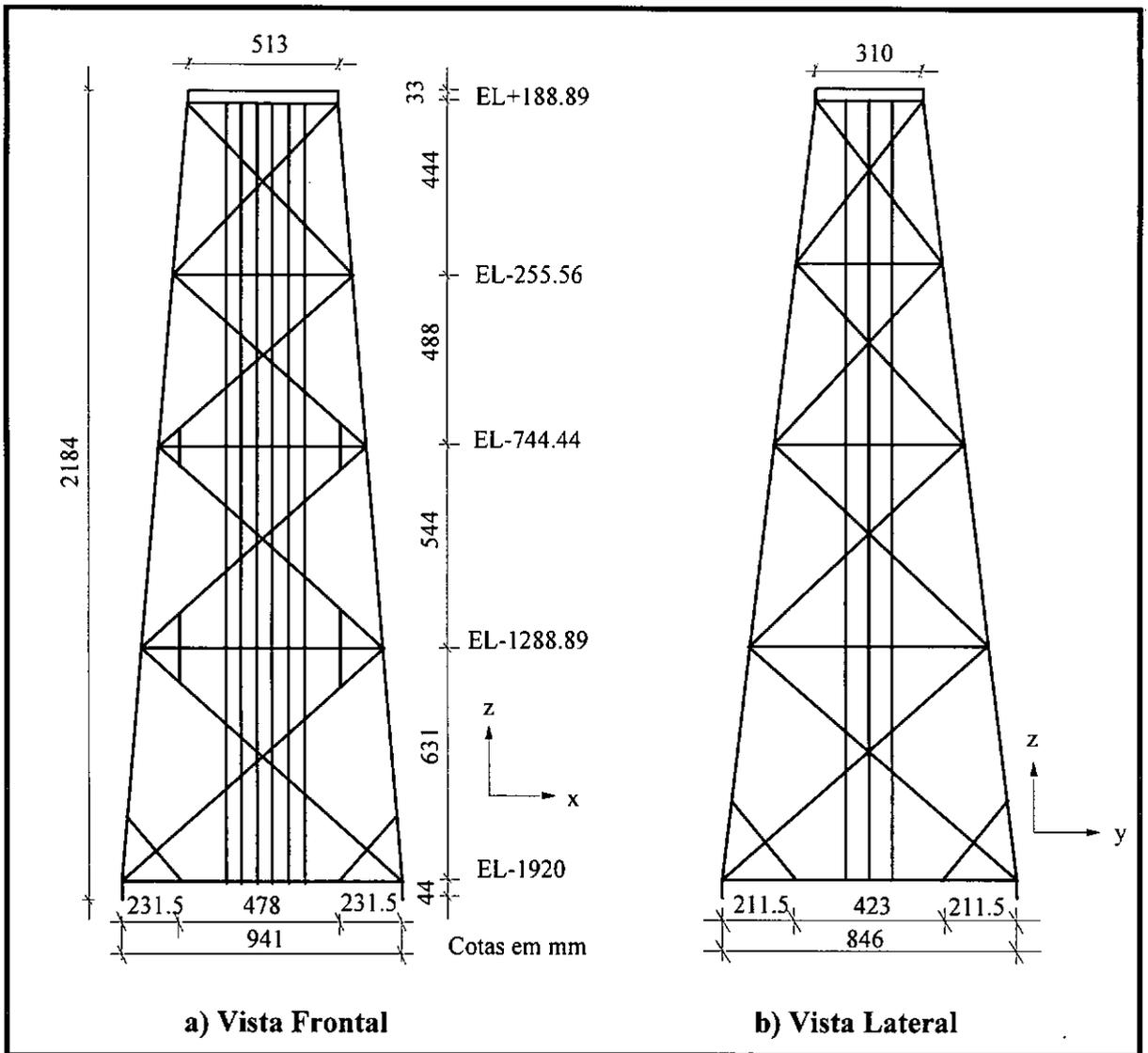


Figura A.1 - Modelo Reduzido

A tabela A.3 apresenta a correlação entre as frequências naturais obtidas experimentalmente e numericamente para o modelo construído.

Tabela A.3 - Correlação entre Frequências Naturais (Hz) Experimentais e Numéricas para o Modelo Construído

MODO DE VIBRAÇÃO	FREQUÊNCIA NATURAL (Hz)	
	MODELO EXPERIMENTAL	MODELO NUMÉRICO
1 ^o Flexão X	7.94	7.82
1 ^o Flexão Y	8.56	8.48
1 ^o Torção	13.24	12.79
2 ^o Flexão X	27.35	27.77
2 ^o Flexão Y	30.20	30.51
2 ^o Torção	34.40	41.96
3 ^o Flexão X	50.88	45.82

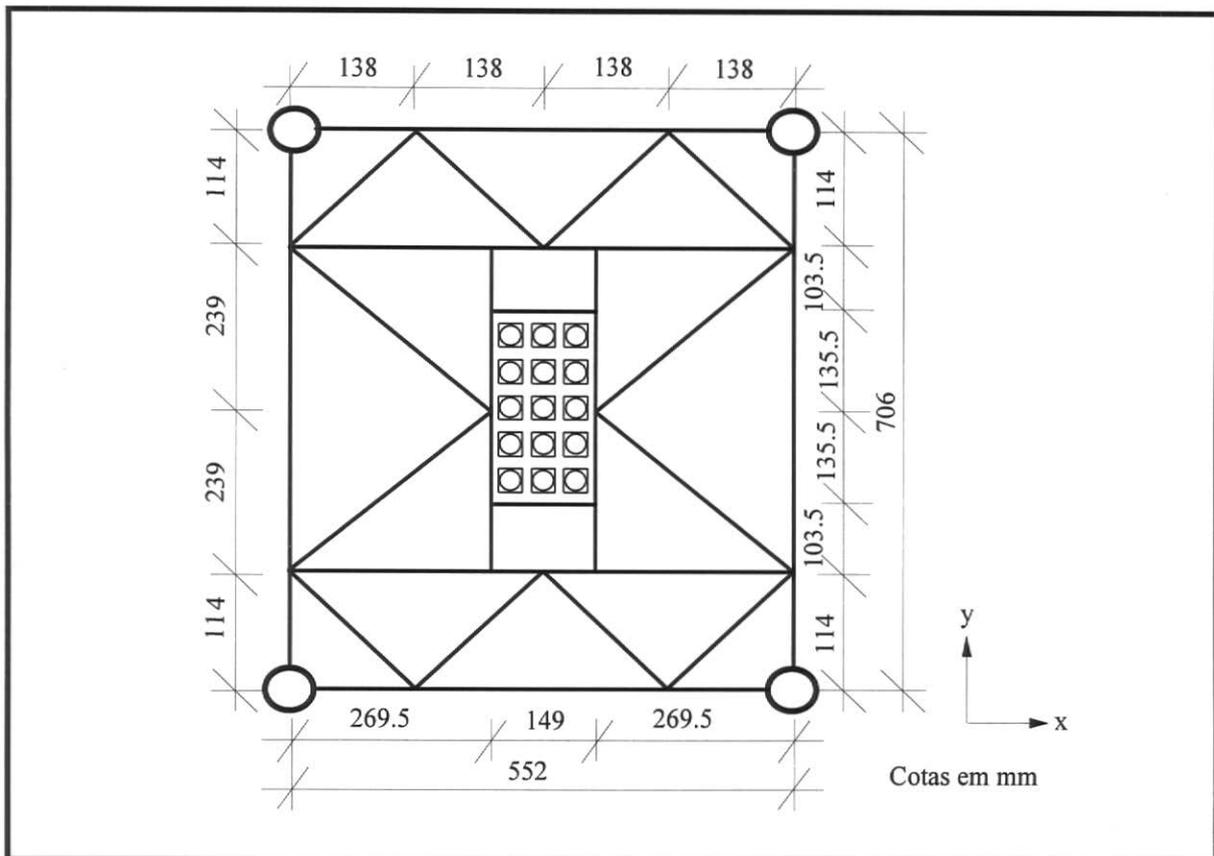


Figura A.2 - Seção Transversal Tipo (Elevação - 744.44)

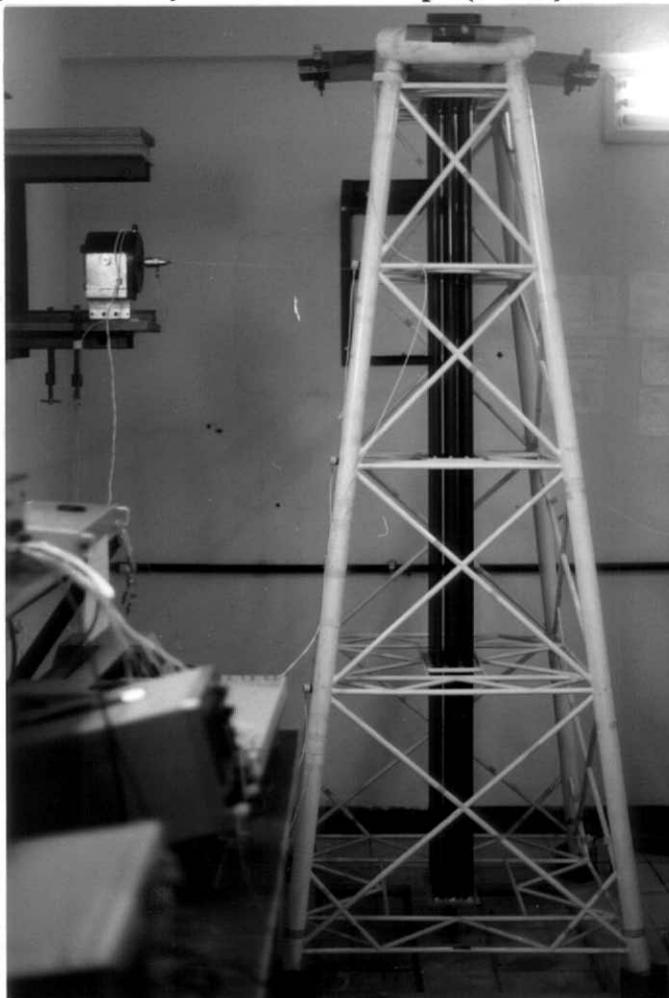


Foto A.1 - Vista Geral do Modelo

A. 2) DESCRIÇÃO DOS ENSAIOS

O principal objetivo dos ensaios é a obtenção das Funções de Resposta em Frequência (FRFs) da estrutura intacta e com danos, e a partir destas curvas, calculam-se os auto-vetores e faz-se a aplicação dos procedimentos em análise.

As FRFs foram obtidas para os três primeiros modos globais de flexão na direção X (ver figura A.3) para duas situações distintas: estruturas intacta e com danos. Nesta última condição, o modelo teve algumas juntas intencionalmente danificadas.

Os danos causados às barras diagonais das faces do modelo (em uma das suas juntas) são do tipo rompimento total. Foi realizado um certo controle dos danos impostos ao modelo na tentativa de eliminar qualquer contato entre a perna da jaqueta e a barra rompida, a fim de evitar-se o possível atrito entre elas. No entanto, conforme mostrado na referência [21], em alguns casos não foi possível evitar o atrito.

A figura A.3 mostra as barras que tiveram uma das suas juntas danificadas. Estes danos são classificados a seguir de acordo com a localização das barras danificadas ao longo da altura do modelo e do seu tipo:

- dano tipo nº 1 : barra A-J rompida (barra rompida apenas na Face A);
- dano tipo nº 2 : barras A-J e C-J rompidas (barras rompidas simultaneamente nas Faces A e C.

onde:

- A ou C : indica a face onde está contida a barra danificada (ver figura A.3);
- J = I, II, III, IV indica o andar ao qual pertence a barra danificada (ver figura A.3).

Desta forma, por exemplo, o dano denominado DIII significa um dano do tipo nº 1 no andar II.

Para os danos no andar IV somente foi analisado o procedimento que avalia a variação dos auto-vetores medidos no convés na direção perpendicular à direção do modo analisado.

As FRFs foram obtidas excitando-se a estrutura através de uma força randômica do tipo ruído branco. A força de excitação foi medida por um load-cell do tipo piezo-elétrico, e a resposta dinâmica foi medida por acelerômetros, do mesmo tipo, colados na estrutura

conforme esquema apresentado nas figuras A.3 e A.4. Na figura A.3 são mostradas a posição de excitação e a localização dos sensores para os procedimentos que necessitam da definição da forma modal dos modos de vibração em estudo. Na figura A.4 é mostrado o esquema de ensaio para o procedimento que utiliza somente o auto-vetor medido no convés.

Uma vez obtidas as FRFs foram determinadas as características modais da estrutura (frequência natural, taxa de amortecimento modal e auto-vetores) para os três primeiros modos de flexão (direção X). Isto foi realizado através do Método do Círculo Ajustado que está implementado em um software desenvolvido no Laboratório de Análise Dinâmica de Estruturas e Processamento de Imagens e Sinais (LADEPIS) [41].

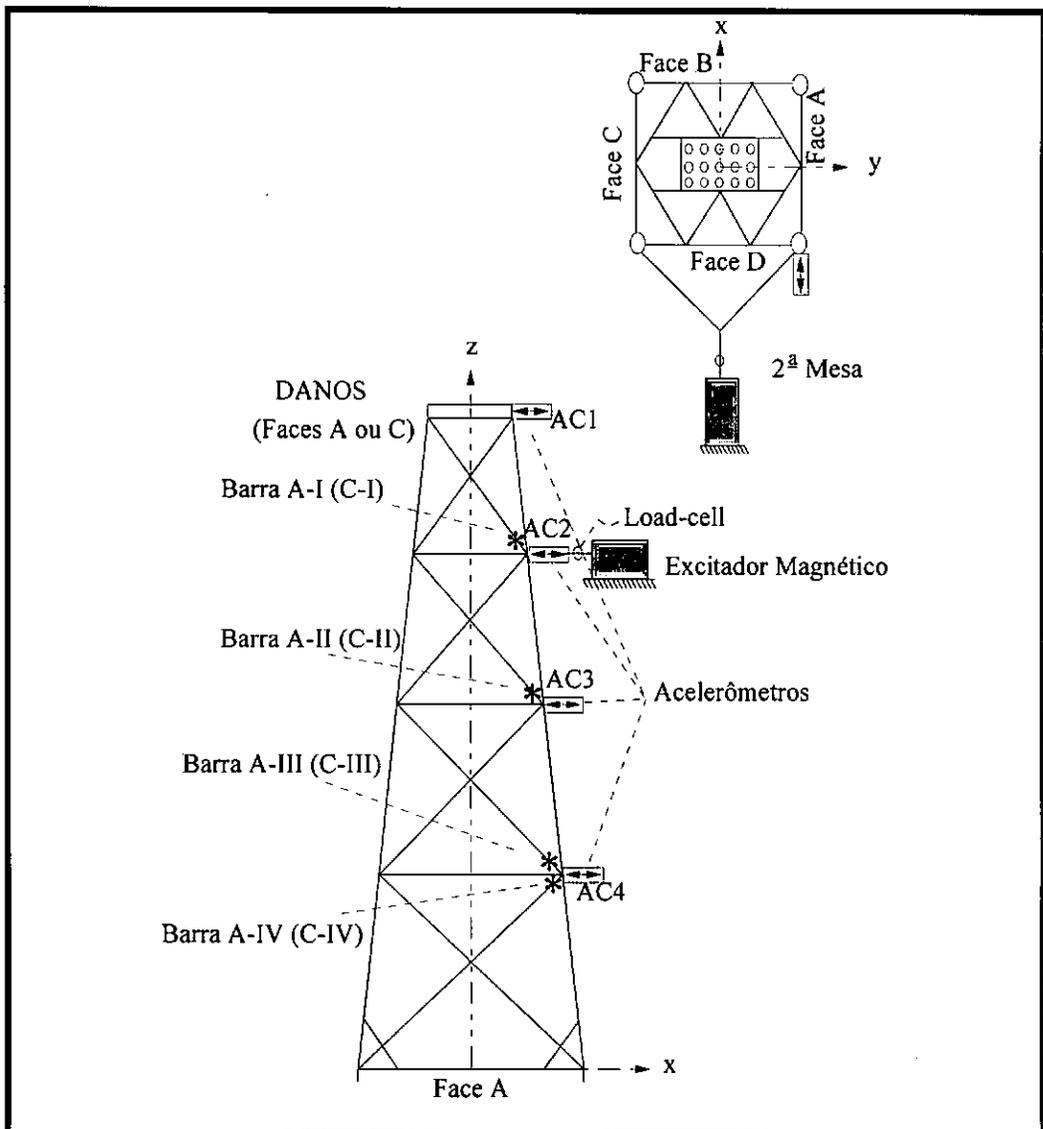


Figura A.3 - Localização dos Sensores e Identificação dos Danos

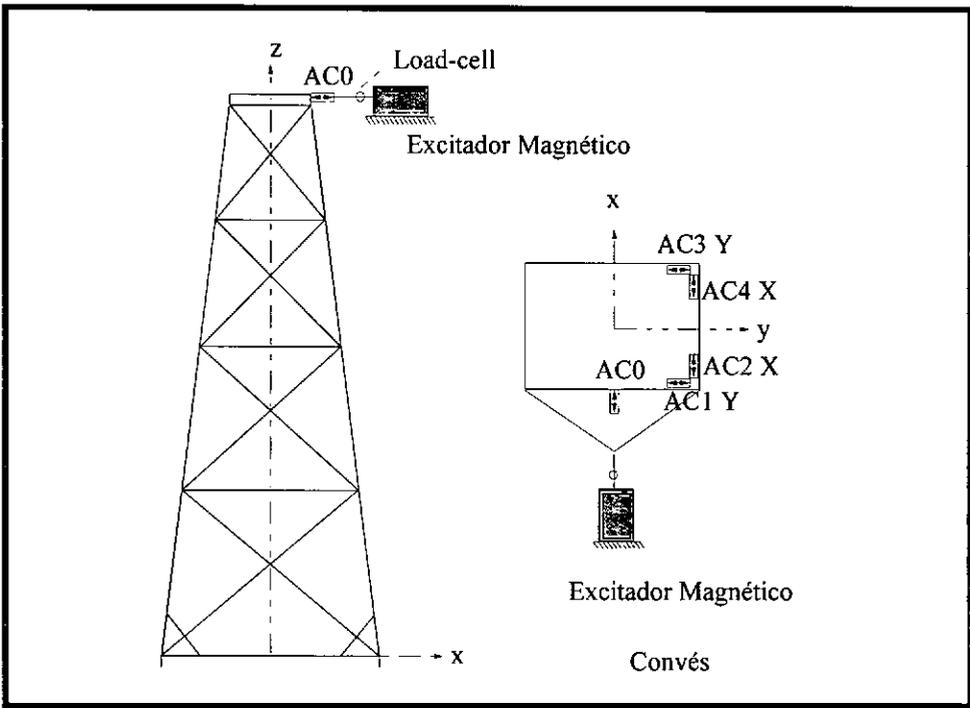


Figura A.4 - Localização dos Sensores Posicionados no Convés