

ESTUDO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DO DANO PRODUZIDO
POR FADIGA EM JAQUETAS DE PLATAFORMAS MARÍTIMAS

Luiz Cláudio de Marco Meniconi

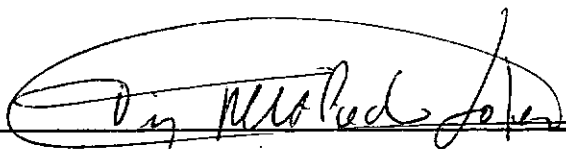
TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL.

Aprovada por :

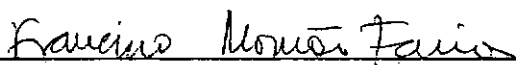


Prof. Nelson Francisco Favilla Ebecken, D.Sc.

(Presidente)



Prof. Tiago Alberto Piedras Lopes, M.Sc.



Eng. Francisco Mourão Farias, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

ABRIL DE 1989

MENICONI, LUIZ CLAUDIO DE MARCO

Estudo Numérico-Experimental do Dano Produzido
por Fadiga em Jaquetas de Plataformas Marítimas
[Rio de Janeiro] 1989.

VIII, 115 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc., Enge-
nharia Civil, 1989).

Tese - Universidade Federal do Rio de Janeiro,
COPPE.

1. Fadiga I. COPPE/UFRJ II. Título (série).

À minha esposa, Fátima;
meus pais, Márcio e Rosina
e à memória de meu avô, Mozart.

AGRADECIMENTOS

A PETROBRAS, por ter me concedido a oportunidade de realizar esta tese. Agradeço por isso ao geólogo Guilherme Oliveira Estrella e aos engenheiros Nelson Saback Velloso, Valter Rocha dos Santos e Aloísio Félix da Nóbrega.

Aos engenheiros da PETROBRAS Francisco Mourão Farias e César José Moraes del Vecchio pelo apoio e por valiosas sugestões apresentadas.

A engenheira da PETROBRAS Ana Lúcia Torres pelo inestimável auxílio na execução do programa ADEP-DINAL.

Ao pessoal do Laboratório de Estruturas Navais da COPPE/UFRJ pelo esforço na realização das medições no mar.

A Vanderley Gonzaga de Oliveira pela confecção dos desenhos.

Ao meu pai pela revisão ortográfica e gramatical do texto e à minha esposa pela paciência em suportar minhas ausências.

Finalmente, agradeço aos meus orientadores, professores Tiago Alberto P. Lopes e Nelson Favilla Ebecken pela orientação e incentivo na realização deste trabalho.

RESUMO DA TESE APRESENTADA A COPPE/UFRJ COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSARIOS PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS (M.Sc.).

ESTUDO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DO DANO PRODUZIDO
POR FADIGA EM JAQUETAS DE PLATAFORMAS MARÍTIMAS

Luiz Cláudio de Marco Meniconi

Abril de 1989

Orientadores : Prof. Nelson Francisco Favilla Ebecken

Prof. Tiago Alberto Piedras Lopes

Programa : Engenharia Civil

Este trabalho apresenta um método para a determinação do dano acumulado devido à fadiga nas juntas soldadas de uma plataforma do tipo jaqueta, a partir de medições realizadas na plataforma em operação.

Apresenta-se a técnica de medição e análise de dados aleatórios, com ênfase aos aspectos inerentes a medições no mar. Em seguida discute-se o modelamento matemático da estrutura com o auxílio de computador.

São levantadas funções de transferência entre deslocamentos de convés e tensões nos membros, com o auxílio de um programa de cálculo estrutural. De posse dessas, calculamos os danos de fadiga de algumas juntas selecionadas.

Os resultados obtidos pelo método proposto são comparados com os obtidos pela medição in situ e com as conclusões do projeto original da estrutura.

ABSTRACT OF THESIS PRESENTED TO COPPE/UFRJ AS PARTIAL FULFILLMENT OF THE REQUIREMENTS FOR THE DEGREE OF MASTER OF SCIENCE (M. Sc.)

NUMERICAL AND EXPERIMENTAL STUDY OF DAMAGE PRODUCED
BY FATIGUE ON JACKETS OF MARITIME PLATFORMS

Luiz Cláudio de Marco Meniconi

April of 1989

Thesis Supervisors : Prof. Nelson Francisco Favilla Ebecken
Prof. Tiago Alberto Piedras Lopes
Department : Civil Engineering

This work presents a method for obtaining the accumulated fatigue damage in the welded joints of a jacket type platform, based on measurements carried on the platform during its operation.

The technique of random data measurement and analysis is presented, emphasizing the aspects of measuring on the sea. After this the mathematical modeling of the structure, by means of a computer, is discussed.

Transfer functions are obtained between deck displacements and member stresses, with the help of a structural analysis program. Having them been determined, the fatigue damages are calculated for selected joints.

The results achieved by the proposed method are compared with those obtained by in situ measurements and with the conclusions of the structure original project.

ÍNDICE

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO II - MEDIÇÕES NO MAR	8
II.1 - INTRODUÇÃO	8
II.2 - MEDIÇÃO E PROCESSAMENTO DAS GRANDEZAS ENVOLVIDAS	14
II.3 - RESULTADOS DE UMA MEDIÇÃO	33
CAPÍTULO III - ESTABELECIMENTO DO MODELO MATEMÁTICO DA JAQUETA	39
III.1 - DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DINÂMICOS	39
III.2 - CARACTERIZAÇÃO E AJUSTE DO MODELO	56
CAPÍTULO IV - DETERMINAÇÃO DO DANO ACUMULADO POR FADIGA	68
IV.1 - DANO ASSOCIADO A UMA TENSÃO QUE VARIA NO TEMPO	68
IV.2 - OBTENÇÃO DO DANO ATRAVÉS DE FUNÇÕES DE TRANSFERÊNCIA	85
IV.3 - RESULTADOS	97

CAPÍTULO V - CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES 104

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 108

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Em meados da década de 70, com a descoberta do campo petrolífero de Garoupa, a atividade de produção de petróleo no Brasil voltou-se decididamente para a plataforma continental. Para viabilizar a produção, são aqui utilizados basicamente dois tipos de estruturas marítimas aptas a suportar as instalações necessárias: as plataformas fixas do tipo jaqueta e as unidades flutuantes semi-submersíveis.

As plataformas fixas objeto do presente estudo consistem de três elementos principais: as estacas, a estrutura reticulada chamada jaqueta e o convés onde se apoiam os equipamentos e alojamentos. Já estão operando meia centena dessas estruturas em águas brasileiras, em lâminas d'água de até 170 metros.

O estado da arte no Brasil estabelece como limite da viabilidade deste tipo de estrutura a profundidade de 400 metros. Com o avanço da atividade exploratória em direção a águas mais profundas as jaquetas continuam sendo uma das soluções para a exploração das reservas, quer estejam posicionadas sobre os poços produtores até aquela profundidade, quer atuem como ponto de coleta de poços satélites situados em profundidades maiores.

A confiabilidade dessas estruturas está relacionada com a frequência e qualidade das inspeções periódicas. Atualmente a inspeção depende muito da participação de mergulhadores, que se torna onerosa ou mesmo inviável à medida que aumentam o número de jaquetas e a profundidade.

Na tentativa de suplantar esta dificuldade duas áreas têm merecido atualmente a atenção dos pesquisadores : a robótica submarina e a monitoração estrutural. A monitoração estrutural vale-se de técnicas como a análise de vibrações, emissão acústica e extensometria para tornar a inspeção mais seletiva e reduzir a intervenção por mergulhadores a um mínimo.

O presente trabalho apresenta um procedimento que se enquadra na categoria de monitoração estrutural por análise de vibrações. A partir de medições sistemáticas das acelerações experimentadas pelo convés da plataforma e com o auxílio de um modelo matemático da estrutura, chega-se ao dano acumulado devido à fadiga de cada junta tubular importante, fornecendo à inspeção uma ordem de prioridade no que tange àquele modo de falha.

Desenvolvimentos semelhantes tornaram-se frequentes na literatura internacional a partir do início da presente década. NATARAJA [23] descreve sistemas de monitoração da integridade estrutural através da medição das vibrações de três plataformas no Mar do Norte : Forties Alfa, Montrose Alfa e Claymore. A resposta à excitação do mar, medida por

acelerômetros instalados no convés, é confrontada com a obtida através da análise numérica de um modelo da jaqueta.

O referido autor reporta ainda que só as frequências naturais mais baixas são detectadas inequivocamente quando se mede a resposta da estrutura à excitação ambiental, havendo boa estabilidade nos valores destas frequências ao longo do tempo. Um sistema de monitoração baseado em medições de acelerações da parte emersa da jaqueta é julgado um meio efetivo de acompanhamento das condições globais da estrutura.

LANGEN ET ALII [24] realizaram medições em duas plataformas também do Mar do Norte, Ekofisk 2/4H e Valhall QP, em condições de tormenta. Para este caso de carregamento constatou-se que as deformações nas jaquetas são induzidas predominantemente pela ação direta das ondas, num processo quasi-estático.

O comportamento estrutural apresentou características de linearidade no tocante à massa e à rigidez. O fenômeno de interação entre o solo e a estrutura e a componente da força de onda devida ao efeito de arraste são duas fontes de não linearidade observadas.

LAMB ET ALII [25] apresentam o sistema de monitoração estrutural da plataforma de Lena, no Golfo do México. Apesar de não se tratar de uma jaqueta e sim de uma torre estaiada, este trabalho é referido aqui por apresentar a mais intensiva aplicação da técnica de monitoração de que

se tem notícia.

Uma completa instrumentação foi utilizada como ferramenta de auxílio na fase de instalação da estrutura, como indicadora de seu estado durante a operação e como verificadora dos modelos analíticos utilizados no projeto. Foram empregados 12 tipos diferentes de sensores para a medição do comportamento estrutural e das condições ambientais.

FLOGELAND E FERRETI [26] apresentam as potencialidades do conjunto de técnicas conhecidas comercialmente como MOSER, sigla de Monitoring Services. Trata-se da aplicação dos resultados do projeto IMDS de instrumentação da plataforma de Bárbara A, no mar Adriático, conduzido em conjunto pela DnV norueguesa e pela Tecnomare italiana.

O projeto inclui sofisticações tecnológicas como a transmissão de dados via satélite e o uso de módulos muito versáteis para instrumentação submarina. Dentre as aplicações descritas ressaltamos aquela que os autores chamam de Monitoração da Fadiga, que é em tudo semelhante ao que pretendemos aqui desenvolver.

A partir de um sistema permanente de instrumentação da plataforma é realizada uma atualização sistemática e contínua do estado da estrutura, no que tange à fadiga do material com que foi erigida. Este procedimento pressupõe a gerência de bancos de dados que reúnem as informações

obtidas e a realização de calibrações frequentes do modelo matemático empregado.

Os objetivos são basicamente dois. Primeiro, detectar a tempo um desenvolvimento crítico do processo de fadiga e, segundo, orientar os responsáveis pela inspeção para as regiões com maior acúmulo de dano de fadiga, segundo o acompanhamento. Este processo está sendo aplicado às plataformas de Bárbara A e de Maureen GBS, esta última instalada no Mar do Norte.

Uma outra possibilidade da técnica, a verificação das premissas de cálculo e dos modelos adotados na fase de projeto, é mostrada por INGLIS E KINT [27], que desenvolveram estudos acerca da plataforma de Fulmar A, no Mar do Norte. Os resultados de uma análise espectral plena da estrutura, realizada quando do projeto, são confrontados com os obtidos da medição de deformações em oito membros escolhidos, ao longo de dois anos.

Como conclusões principais os autores afirmam que o processo de acúmulo de dano se dá principalmente nos meses de inverno, sendo que os esforços medidos nos membros foram menores que os calculados no projeto, num fator de até três vezes. A razão principal desta discrepância seria a consideração pelo projeto de um coeficiente de inércia maior que o real.

Os fatores de concentração de tensões medidos em geral concordavam com os obtidos das fórmulas paramétricas,

embora alguns fossem mais altos. Pelas informações colhidas, os autores concluem ter sido o projeto conservativo no tocante à fadiga.

Aplicação semelhante foi realizada por THEBAULT ET ALII [28], para uma jaqueta no campo de Frigg, também no Mar do Norte. Como no trabalho anterior, observou-se que o projeto foi conservativo. Os autores reportam uma boa estabilidade dos parâmetros dinâmicos ao longo do tempo, principalmente das frequências naturais.

Nossa análise concentrou-se na Plataforma Central de Garoupa (PGP-1), devido à sua importância estratégica por ser um ponto para onde converge a produção de outras plataformas. Ademais, todas as jaquetas da primeira fase da Bacia de Campos tiveram medidas suas respostas à ação do mar e Garoupa foi a que apresentou maior estabilidade nas frequências naturais e maiores amplitudes de aceleração, sendo assim a mais propícia à aplicação do método.

No Capítulo II aborda-se a medição in situ das características dinâmicas da jaqueta, com a apresentação dos equipamentos utilizados e da teoria inerente. Discute-se o processamento das informações e a maneira como os resultados são apresentados.

O Capítulo III mostra a determinação dos parâmetros dinâmicos da jaqueta de Garoupa e o estabelecimento de seu modelo matemático para depois discutir o ajuste dos mesmos

aos valores medidos no campo.

No Capítulo IV apresenta-se o método para cálculo do dano com sua utilização no modelo da jaqueta, comparando seus resultados com os efetivamente medidos in situ.

O Capítulo V reúne as conclusões e recomendações relativas à aplicação do procedimento e as sugestões para seu aperfeiçoamento.

CAPÍTULO II

MEDIÇÕES NO MAR

II.1 INTRODUÇÃO

Uma jaqueta instalada no mar está sujeita ao fenômeno de fadiga principalmente pela ação das ondas, uma vez que as cargas de vento e de corrente marinha ou são de intensidade menor ou variam mais lentamente com o tempo. As ondas de águas profundas de interesse quanto à fadiga, são do tipo controlado por forças inerciais e gravitacionais, caracterizadas por maiores velocidades de propagação à medida que o comprimento de onda aumenta.

De acordo com VON ARX [1], estas ondas se dividem em mar distante (também chamado swell ou mar de vagas) e mar local (ou sea). O mar distante é composto por ondas longas e relativamente simétricas e volumosas, com períodos da ordem de dez segundos, assim chamadas por serem produzidas por ventos e tempestades distantes do local de observação.

O mar local, resultado da ação dos ventos atuantes na região, é composto por ondas de período menor, assimétricas e agudas, podendo ter as cristas espumantes (os "carneirinhos") dependendo da intensidade do vento.

Como há sempre vários centros de propagação de ondas nos oceanos, a forma final da superfície do mar resulta da superposição dos dois tipos de ondas descritos, com várias componentes de altura, período e comprimento distintos propagando-se em várias direções, como mostra a figura II.1.

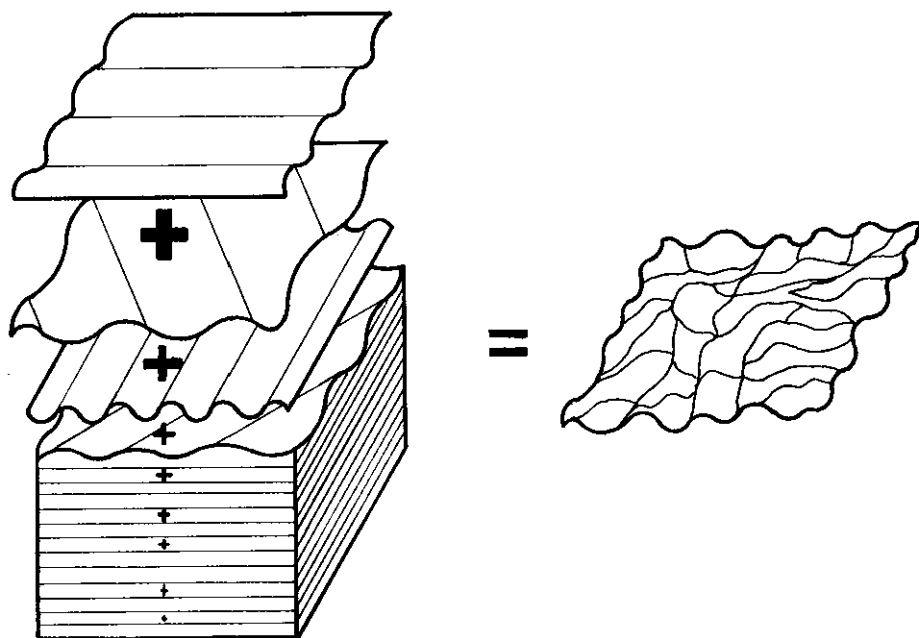


FIGURA II.1 - Superposição de ondas.

A medição mais simples que se pode fazer do estado do mar em dado local consiste na obtenção da elevação da superfície por meio de um ondômetro. A figura II.2 mostra um registro típico de elevação versus tempo, com a definição das grandezas mais usuais, segundo LOPES [2] :

$z(t)$ - elevação instantânea da superfície, elevação da onda

H_{cc} - altura de cava a crista

H_z - altura entre zeros ascendentes

T_c - período entre cristas

T_z - período entre zeros ascendentes.

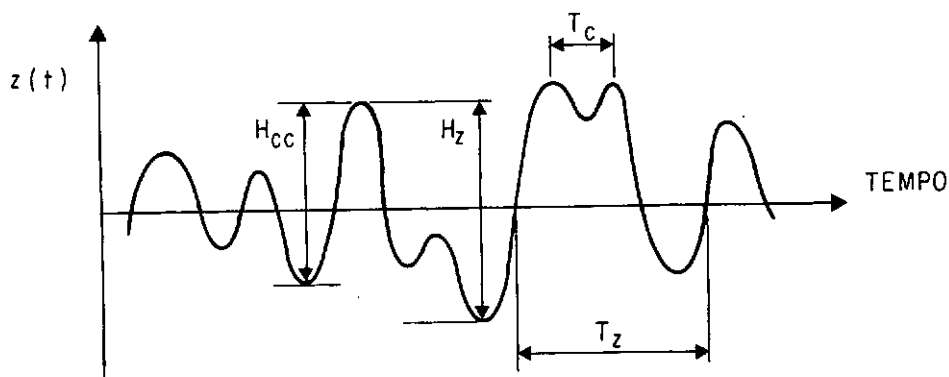


FIGURA II.2 - Registro de um ondômetro.

Dada a complexidade do fenômeno de geração das ondas, uma coleção de registros de altura de onda constitui um processo estocástico ou aleatório. Para o tratamento das informações neles contidas é necessário estabelecer hipóteses simplificadoras da natureza do processo.

Tais hipóteses, advindas da experiência no estudo do fenômeno, consistem em considerá-lo estacionário e ergódico num curto intervalo de tempo. O valor internacionalmente aceito para este intervalo é de três horas, quando se trata de levantar estatísticas de mar. Para caracterizar o processo neste período recomenda-se a realização de registros com vinte e dois minutos de duração.

De acordo com LOPES [2], quando se trata de medir a resposta de uma estrutura e o estado de mar que a causa - como é o nosso objetivo - o intervalo passa a ser de seis horas, no decorrer das quais se tomariam registros com meia hora de duração.

Sendo o processo estacionário, os parâmetros estatísticos de um registro (tais como valor médio e variância) permanecem invariáveis ao longo do período de tempo considerado. Se, além de estacionário, um processo é também ergódico, os parâmetros são os mesmos para todos os registros tomados para representá-lo.

Para bem caracterizar a evolução do processo ergódico, é suficiente a obtenção de apenas um registro a cada intervalo de tempo em que se admite a ergodicidade. No nosso caso, este princípio se traduz pela realização de um registro de meia hora a cada intervalo de seis horas.

O procedimento usual no tratamento dos dados de onda é, segundo GODA [3], estabelecer como nível zero o valor médio do registro e definir uma nova onda a cada intervalo entre zeros ascendentes. O que se chama de altura e período de onda são a altura (H_z) e o período (T_z) entre zeros ascendentes da figura II.2.

Uma grandeza muito utilizada na descrição de um dado estado de mar é a altura significativa de onda (H_s), definida como o valor médio do subconjunto formado pelas maiores alturas de onda, em ordem decrescente, até que se complete um terço do número total de ondas no registro.

Modelando-se a elevação do mar num ponto qualquer $z(t)$ por um processo estacionário e ergódico, resultante da soma de um número muito grande de componentes aleatórias independentes, o teorema do limite central mostra que $z(t)$ é

uma variável aleatória com distribuição normal, cujos máximos seguirão a distribuição de Rayleigh (LONGUET-HIGGINS [4]).

Um histograma de altura de onda contra número de ocorrências, referente a um curto intervalo de tempo (típicamente seis horas), se assemelhará, desde que o processo possa ser considerado de banda estreita, à função de densidade de probabilidade de Rayleigh, mostrada na figura II.3.

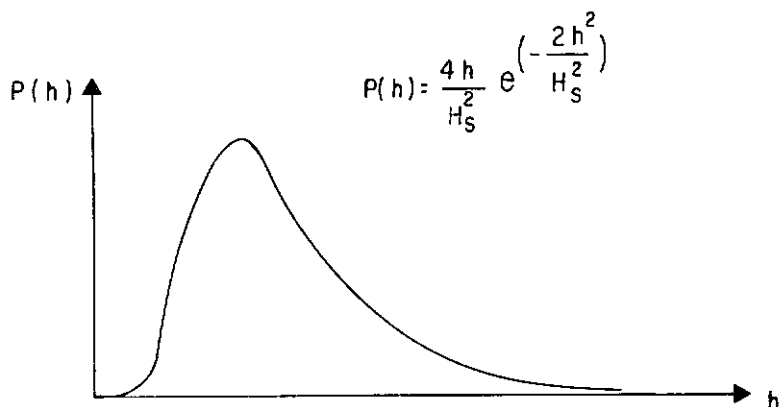


FIGURA II.3 - Distribuição de densidade de probabilidade de Rayleigh.

Esta aproximação se afasta da realidade sempre que o fenômeno não possa mais ser considerado de banda estreita, como é o caso do chamado mar bimodal, resultante da superposição de dois swells com períodos muito distintos. Apesar desta limitação, ela é de uso consagrado dada a sua simplicidade em estabelecer um histograma de altura de ondas para um estado de mar, tendo como único parâmetro a altura significativa.

A ação das ondas sobre a estrutura se traduz em grandezas como deslocamentos e tensões que também constituem

processos aleatórios ergódicos, se assumirmos o comportamento da jaqueta como linear, o que é razoável para a ordem de grandeza das ondas e deslocamentos envolvidos na análise de fadiga.

Como a bordo não se dispõe de um referencial fixo e não existem sensores inerciais de deslocamento para este tipo de aplicação, os deslocamentos são obtidos de duas integrações sucessivas dos sinais de acelerômetros, no domínio da frequência ou do tempo.

As tensões são calculadas a partir das deformações lidas por extensômetros elétricos de resistência colados diretamente sobre a estrutura ou por dispositivo atado a esta por meio de braçadeiras no caso de membros submersos. A medição de acelerações é mais corriqueira que a de tensões porque os sensores são de fácil instalação, acoplados à estrutura através de bases magnéticas.

As séries temporais medidas, quer se refiram a altura de onda, deslocamentos ou tensões, são processadas para obtenção da função densidade espectral de potência, que representa a distribuição do valor médio quadrático com a frequência.

O uso da função densidade espectral é interessante porque, através dela, se pode quantificar como a energia associada a um dado processo se distribui pelas frequências que o compõem, uma vez que a energia (ou potência) é proporcional ao quadrado da amplitude da grandeza inerente.

II.2 MEDIÇÃO E PROCESSAMENTO DAS GRANDEZAS ENVOLVIDAS

A coleta das informações eminentemente dinâmicas associadas ao presente trabalho se faz através de um sistema de aquisição de dados ilustrado na figura II.4. Conforme exposto, cada grandeza é monitorada de seis em seis horas, obtendo-se uma série temporal de aproximadamente meia hora de duração em cada horário de medição.

Os primeiros elementos do sistema de aquisição de dados são os sensores de altura de onda e de deformação e aceleração estruturais. Cada um desses sensores gera um sinal de voltagem em corrente contínua ou alternada, que multiplicado por um fator de conversão, indica o valor da variável medida.

O sinal obtido é amplificado para aumento da resolução final. Em seguida, percorre um filtro passa-baixa, que atenua as oscilações existentes acima de uma certa frequência, para eliminar ruídos e evitar uma fonte de erro no processo de digitalização, conforme adiante se verá.

Uma vez filtrado o sinal está pronto para o processamento, que pode se dar de duas maneiras. A primeira delas consiste em gravar as informações num gravador analógico, para serem posteriormente transformadas ao domínio da frequência por um equipamento especialmente desenvolvido para este fim, o analisador de espectro.

Na segunda alternativa passa-se o sinal analógico de

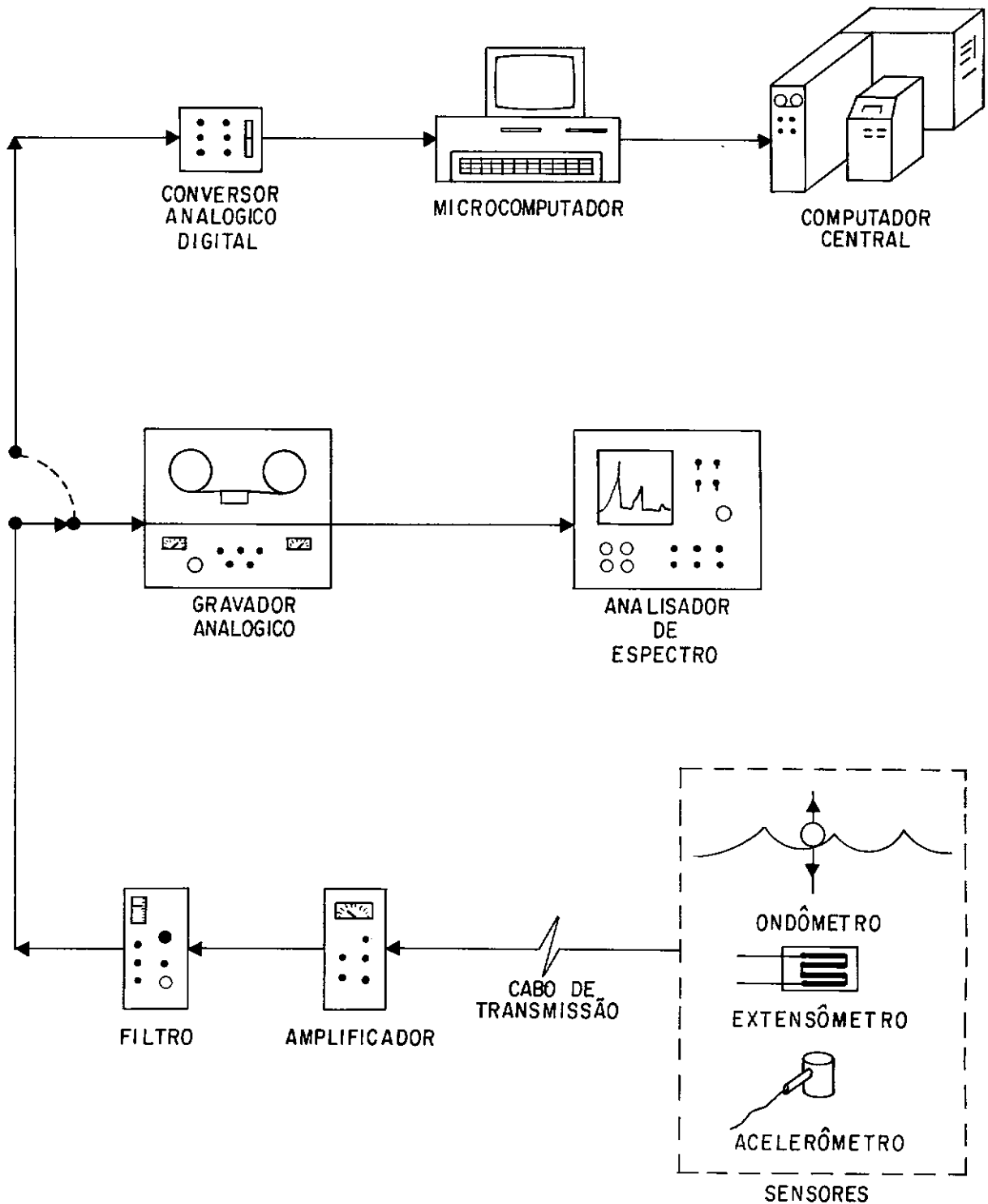


FIGURA II.4 - Sistema de aquisição de dados.

voltagem por um conversor analógico/digital, com o que as informações podem ser armazenadas e processadas por um microcomputador. Esta opção permite maior flexibilidade, uma vez que o microcomputador pode ser programado para as necessidades específicas do usuário, além de facilitar o pós-processamento em um computador de maior porte, se a aplicação o exigir.

Foram realizadas campanhas de medição mensais na plataforma de Garoupa, ao longo de dois anos, para que se pudesse dispor de informações representativas no tocante à fadiga. Estas campanhas tiveram duração média de uma semana e nelas foi utilizado o sistema de aquisição com gravador analógico, com as fitas das séries temporais processadas em terra por um analisador de espectro.

Alguns desenvolvimentos que serão apresentados aqui exigiram a adoção do segundo tipo de processamento, com conversor A/D e microcomputador. O tratamento rigoroso da teoria de análise de dados aleatórios é apresentado por BENDAT E PIERSOL [5]. Limitar-nos-emos a uma formulação de caráter mais prático, voltada para o tratamento de dados experimentais digitalizados.

A seguir abordaremos o processamento de um sinal descrito por uma série discreta $u(t_n)$ com N pontos igualmente espaçados de Δt segundos e duração total de $T = (N-1) \cdot \Delta t$ segundos. Esta série de valores, também chamada registro, é mostrada na figura II.5. Este registro $u(t_n)$

representa um processo aleatório estacionário e ergódico $\{u(t)\}$, sendo representado por valores reais e discretos nos instantes :

$$t_n = t_0 + n\Delta t \quad n = 0, 1, \dots, N-1 \quad (\text{II.1})$$

o instante t_0 é arbitrário por se tratar de um processo estacionário. Um parâmetro importante é a frequência de amostragem, dada por :

$$f_a = 1/\Delta t \quad (\text{II.2})$$

O valor médio do registro é :

$$\bar{u} = (1/N) \cdot \sum_{n=0}^{N-1} u(t_n) \quad (\text{II.3})$$

em seguida definimos uma nova série $x(t_n)$ com valor médio \bar{x} nulo, para retirada da componente estática do sinal :

$$x(t_n) = u(t_n) - \bar{u} \quad n = 0, 1, \dots, N-1 \quad (\text{II.4})$$

a variância s^2 deste novo registro se confunde com o valor médio quadrático \bar{x}^2 :

$$s^2 = (1/N) \cdot \sum_{n=0}^{N-1} [x(t_n) - \bar{x}]^2$$

mas $\bar{x} = 0$, logo

$$s^2 = (1/N) \cdot \sum_{n=0}^{N-1} x^2(t_n) = \bar{x}^2 \quad (\text{II.5})$$

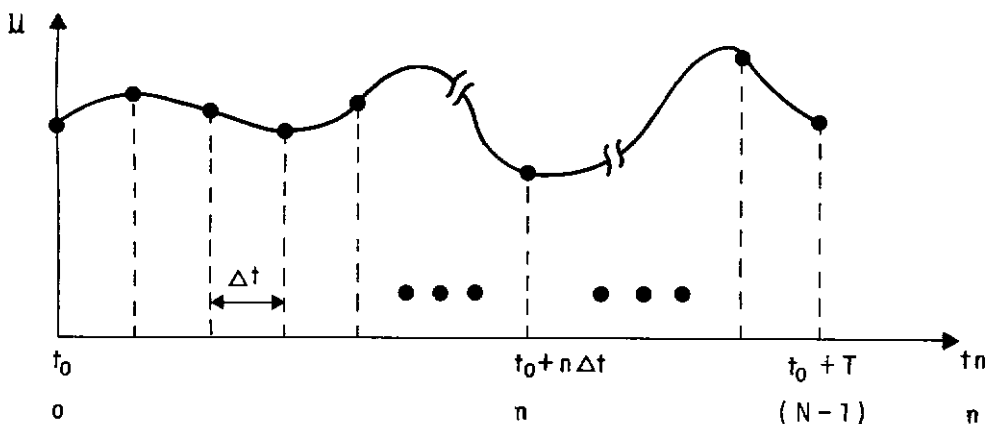


FIGURA II.5 - Série temporal digitalizada.

A frequência de amostragem f_a deve ser escolhida de maneira a se evitar o erro de identificação (aliasing error) relacionado ao processo de digitalização. Primeiramente, o sinal a ser digitalizado deve passar por um filtro analógico que elimine todas as componentes com frequência acima da frequência máxima de interesse na análise, que chamaremos f_m .

Como um filtro que atenua uma oscilação a zero exatamente a partir da frequência desejada não é fisicamente realizável, a frequência de corte na verdade deve ser um pouco mais baixa que f_m , numa proporção que depende das características do equipamento.

Numa série discreta amostrada a cada Δt segundos define-se também a frequência de Nyquist f_n , dada por :

$$f_n = 1/(2\Delta t) \quad (II.6)$$

donde

$$f_a = 2 \cdot f_n \quad (II.7)$$

dada uma certa frequência de amostragem f_a , a frequência de Nyquist f_n é aquela da onda de maior frequência que se pode definir na série digitalizada. A figura II.6 ilustra o erro de identificação associado a uma frequência de amostragem baixa, em relação a um sinal de frequência f_n que se deseja definir.

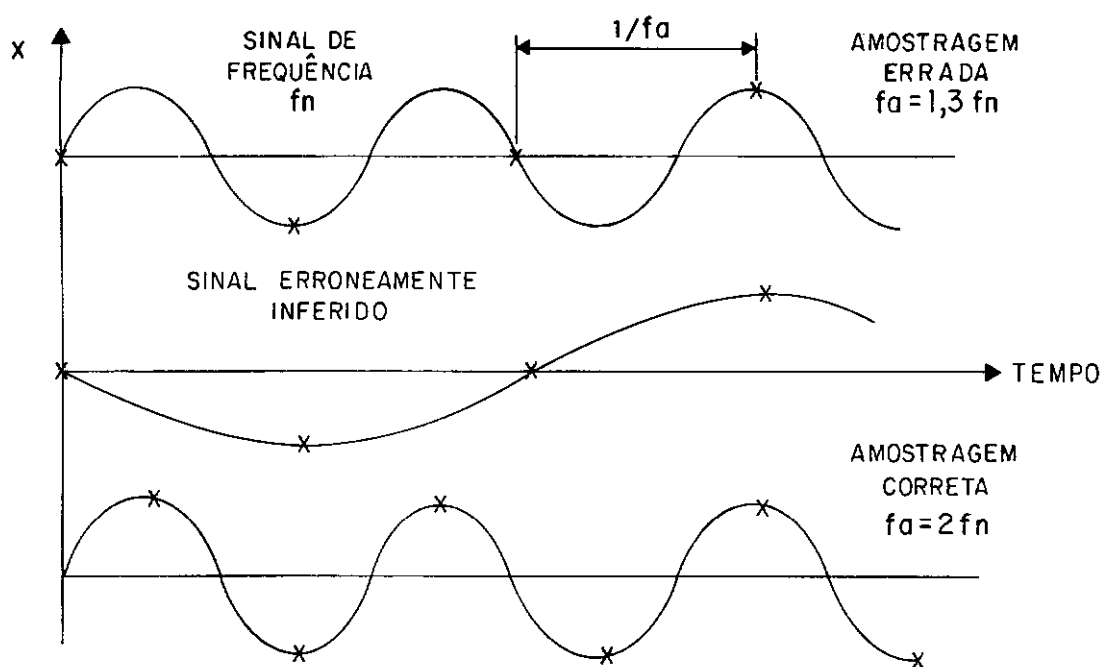


FIGURA II.6 - Erro de Identificação.

GERGES [6], no entanto, sugere uma frequência de amostragem relacionada à frequência máxima de interesse na análise, sendo f_a de 4 a 10 vezes f_m , para bem caracterizar o sinal sem ainda onerar muito o armazenamento dos dados pela retenção de informações desnecessárias.

Em se tratando de jaquetas para aproximadamente cem metros de lâmina d'água, a frequência máxima de interesse f_m

é de 1,0 Hz, valor que abrange o primeiro grupo de frequências naturais, com o que se adotou uma frequência de amostragem f_a de 4,0 Hz, resultando uma frequência de Nyquist f_n de 2,0 Hz.

Sejam dois registros estacionários e ergódicos $x(t)$ e $y(t)$ de duração T_t , divididos em M segmentos ou sub-registros $x_i(t)$ e $y_i(t)$ - $i=1,2,\dots,M$ - contíguos e de duração T segundos cada um, conforme mostra a figura II.7.

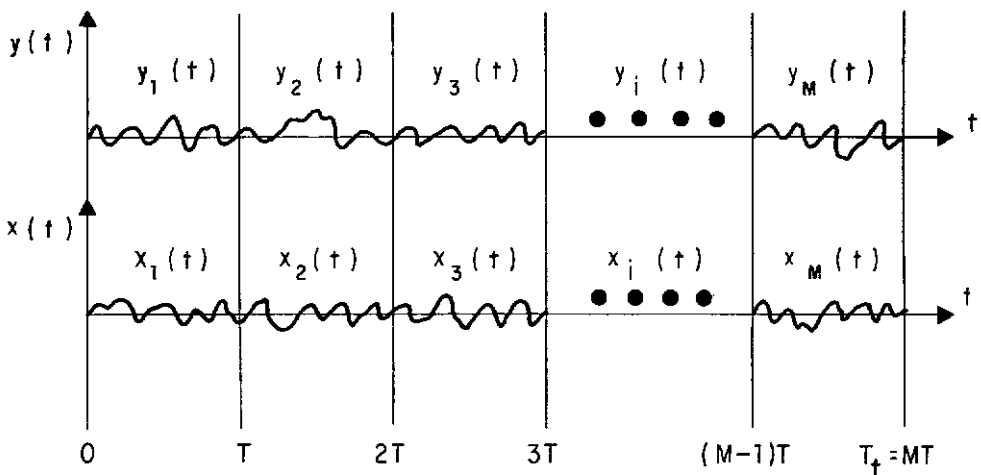


FIGURA II.7 - Subdivisão de um registro.

Define-se a função densidade espectral cruzada unilateral estimada como :

$$\hat{G}_{xy} = 2/(MT) \cdot \sum_{i=1}^M [X_i^*(f, T) \cdot Y_i(f, T)] \quad (\text{II.8})$$

onde

$$X_i(f, T) = \int_{t_0}^{t_0+T} x_i(t) \cdot e^{-j2\pi f t} dt$$

$$Y_i(f, T) = \int_{t_0}^{t_0+T} y_i(t) \cdot e^{-j2\pi f t} dt \quad (\text{II.9})$$

representam as transformadas finitas de Fourier das funções $x_i(t)$ e $y_i(t)$ no domínio $[t_0, t_0+T]$. O asterisco em $X_i(f, T)$ significa conjugado complexo. O termo "estimada" se prende ao fato de que um parâmetro avaliado em uma amostra finita constitui uma estimativa do valor real associado a um processo aleatório teóricamente infinito.

Em termos digitais, cada sub-registro $x_i(t)$ e $y_i(t)$ é representado por séries $x_i(t_n)$ e $y_i(t_n)$ de N valores discretos amostrados a cada Δt segundos, com valores médios \bar{x}_i e \bar{y}_i nulos, obtidos como mostrado anteriormente :

$$x_i(t_n), y_i(t_n) \quad ; \quad t_n = t_0 + n\Delta t$$

$$i = 1, 2, \dots, M \quad n = 0, 1, \dots, N-1 \quad (\text{II.10})$$

e as transformadas finitas de Fourier vão gerar valores complexos e discretos nas frequências :

$$f_k = k/T \cong k/(N\Delta t) \quad k = 0, 1, \dots, N-1 \quad (\text{II.11})$$

sendo reescritas como :

$$X_i(f_k) = \Delta t \cdot \sum_{n=0}^{N-1} x_i(t_n) \cdot e^{-j2\pi kn/N}$$

$$Y_i(f_k) = \Delta t \cdot \sum_{n=0}^{N-1} y_i(t_n) \cdot e^{-j2\pi kn/N} \quad (\text{II.12})$$

a função densidade espectral cruzada unilateral estimada se torna

$$\hat{G}_{xy}(fk) = 2/(MN\Delta t) \cdot \sum_{i=1}^M [X_i^*(fk) \cdot Y_i(fk)]$$

$$k = 0, 1, \dots, N/2 \quad fk = 0, 1/N\Delta t, \dots, 1/2\Delta t \quad (\text{II.13})$$

Note-se que o domínio de definição de \hat{G}_{xy} é $[0, f_n]$, no caso 0 a 2,0 Hz, embora somente nos interesse o intervalo $[0, f_m]$, de 0 a 1,0 Hz. Observe-se também que a resolução em frequência de \hat{G}_{xy} é igual ao inverso do período de duração de cada sub-registro, $T \approx N\Delta t$.

A função densidade espectral cruzada bilateral estimada é dada por :

$$\hat{S}_{xy}(fk) = \hat{G}_{xy}(fk)/2 \quad , \quad fk \geq 0$$

$$\hat{S}_{xy}(fk) = \hat{G}_{xy}^*(-fk)/2 \quad , \quad fk < 0$$

$$k = -N/2, \dots, 0, \dots, N/2 \quad (\text{II.14})$$

ela é dita bilateral porque é matematicamente definida para frequências negativas, o que não tem significado físico; daí termos optado pela unilateral, cujo domínio é real e positivo.

Como visto, a função é dita "estimada" por causa da duração temporal finita do registro a que ela se refere. Para facilidade de notação, passaremos a nos referir a G_{xy} como densidade espectral cruzada somente, retirando inclusive o chapéu (^) sobre o símbolo, que significa valor estimado.

A função G_{xy} calculada a partir de N valores discretos no domínio do tempo, é definida para $N/2$ frequências, o que aparentemente representa uma perda de informações. Ocorre que G_{xy} é uma função complexa, sendo escrita como :

$$G_{xy}(fk) = C_{xy}(fk) + j.Q_{xy}(fk) \quad ; \quad k = 0, 1, \dots, N/2 \quad (\text{II.15})$$

onde o termo real C_{xy} é chamado co-espectro e o termo imaginário Q_{xy} quad-espectro. Para cada frequência fk são gerados dois valores, não havendo perda de informação e sim mudança de contra domínio.

Um caso particular importante de G_{xy} ocorre quando os sub-registros $x_i(t_n)$ e $y_i(t_n)$ coincidem, quando a função densidade espectral cruzada é chamada densidade espectral de potência, densidade espectral ou simplesmente espectro, dada por:

$$G_{xx}(fk) = 2/(MN\Delta t) \cdot \sum_{i=1}^M [X_i^*(fk) \cdot X_i(fk)]$$

$$G_{xx}(fk) = 2/(MN\Delta t) \cdot \sum_{i=1}^M |X_i(fk)|^2$$

$$k = 0, 1, \dots, N/2 \quad (\text{II.16})$$

note-se que G_{xx} é sempre real e positiva. Ela é dita "de potência" porque a potência (ou energia) de um dado processo está normalmente relacionada ao quadrado da grandeza que o descreve.

Definem-se os momentos espectrais de ordem L como:

$$m_L = \Delta f \cdot \sum_{k=0}^{N/2} f k^L \cdot G_{xx}(fk) \quad (\text{II.17})$$

a partir da relação de Wiener-Khinchine, que diz que a função densidade espectral é a transformada de Fourier da função autocorrelação (SCHWARTZ & SHAW [29]), conclui-se que a área sob a curva (ou momento de ordem zero) de G_{xx} é igual ao valor médio quadrático \bar{x}^2 do registro:

$$m_0 = \Delta f \cdot \sum_{k=0}^{N/2} G_{xx}(fk) = \bar{x}^2 \quad (\text{II.18})$$

a energia total associada a um processo aleatório é então proporcional à área sob G_{xx} , que é uma função que indica como a energia se distribui pelas frequências que o compõem.

O cálculo das transformadas discretas de Fourier como indicadas em (II.12) implica na realização de $2N^2$ multiplicações reais, o que pode inviabilizar a análise à medida que o número de pontos N em cada sub-registro cresça. Em 1965 COOLEY e TUKEY introduziram um algoritmo para o cálculo das expressões (II.12) que envolve $4N \cdot (\log_2 N)$ multiplicações reais.

O algoritmo, chamado Transformada Rápida de Fourier (TRF), é apresentado por PAZ [10] e foi aqui utilizado. Ele exige que o número de pontos N seja uma potência de dois, resultando uma redução no tempo de processamento de :

$$r = 4N \cdot \log_2 N / (2N^2) \quad ; \quad N = 2^P \quad r = p / (2^{P-1}) \quad (\text{II.19})$$

se por exemplo tomarmos cada sub-registro com 512 (2^9) pontos, o uso do algoritmo TRF reduz o tempo de processamento a 3,5% do tempo original.

A definição do número de sub-registros M e de pontos em cada sub-registro N é feita a partir da análise dos erros estatísticos inerentes ao processo de amostragem. Tais erros são mostrados na figura II.8 através de uma analogia ao tiro-ao-alvo e se classificam em erro sistemático (ou desvio do valor correto) e erro aleatório (ou dispersão dos resultados).

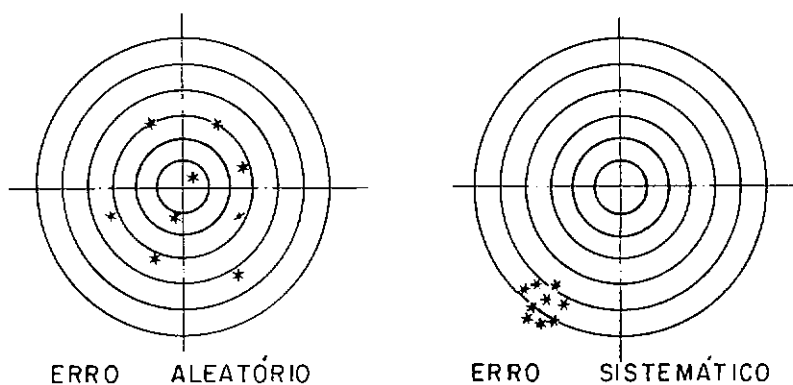


FIGURA II.8 - Erros aleatório e sistemático.

O erro quadrático médio em uma amostra resulta da soma do erro aleatório com o quadrado do erro sistemático :

$$\xi^2 = \xi_a^2 + \xi_s^2 \quad (\text{II.20})$$

BENDAT E PIERSON desenvolvem expressões para cálculo desses erros quando da determinação da função densidade espectral G_{xx} :

$$\xi_a = 1/\sqrt{M} \quad (\text{II.21})$$

$$\xi_s = \frac{1}{3} \left(\frac{\Delta f}{B} \right)^2 \quad (\text{II.22})$$

a última fórmula é válida para sistemas com um grau de liberdade, sendo B a largura de meia potência e Δf a resolução em frequência de G_{xx} .

Partindo-se da comprovação experimental de que os modos fundamentais da jaqueta têm frequências suficientemente distintas para que não haja interação entre eles, a função densidade espectral de deslocamentos terá picos separados e bem definidos em cada frequência natural, validando o uso da fórmula (II.22) para uma estimativa do erro sistemático.

A figura II.9 mostra a curva de densidade espectral de deslocamento de um sistema com um grau de liberdade. A curva tem um pico na frequência de ressonância f_r do sistema, de ordenada G_{MAX} . A largura do pico na ordenada $G_{MAX}/2$ é a largura de meia potência B , como indicado.

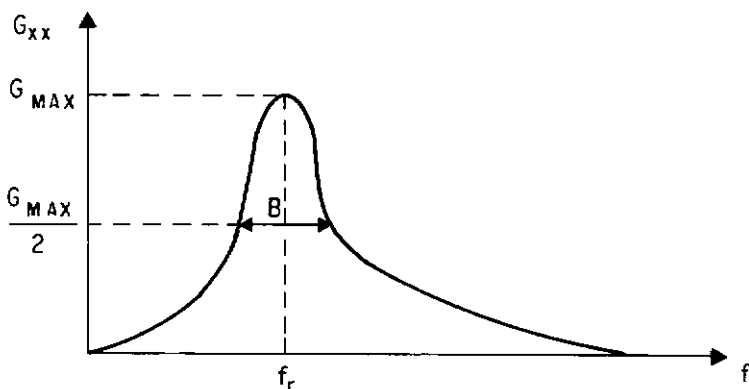


FIGURA II.9 - Densidade espectral de deslocamento.

Em sistemas com um grau de liberdade com razão de amortecimento ζ abaixo de 10% é válida a seguinte relação aproximada :

$$B = 2\zeta.f_r \quad (\text{II.23})$$

e o erro quadrático médio se torna, através de (II.2) e (II.13), considerando $T \approx N.\Delta t$:

$$\xi^2 = \sqrt{\frac{N}{f_a.Tt}} + \frac{1}{9} \cdot \left(\frac{I_0}{2\zeta.f_r.N} \right)^4 \quad (\text{II.24})$$

expressão que depende apenas do número de pontos em cada sub-registro N, uma vez que todos os outros parâmetros são conhecidos.

Como visto, o tempo total de medição Tt é de aproximadamente meia hora, a uma taxa de amostragem f_a de 4,0 Hz. Para a plataforma de Garoupa podemos tomar uma razão de amortecimento de 2% e uma frequência de 0,36 Hz para o primeiro modo de vibração, valores que maximizam o erro sistemático.

Minimizando o erro quadrático médio temos :

$$\frac{d\xi^2}{dN} = \sqrt{\frac{f_a.Tt}{N}} - \frac{16}{9} \left(\frac{f_a}{2\zeta.f_r.N} \right)^5 \cdot \zeta.f_r.Tt = 0 \quad \text{para } N = 379 \quad (\text{II.25})$$

mas, como sabemos ser necessário que N seja potência de 2, calculamos o erro quadrático médio para valores de N iguais a 256 e 512, que são as potências de 2 mais próximas de 379 e obtemos os valores 33% e 28% , respectivamente.

Cumpra observar que o erro dado por (II.24) representa a diferença existente entre o valor estimado de um parâmetro, em um registro temporal finito, e o valor teóricamente correto, relacionado com um processo ergódico de duração infinita que na realidade não existe.

Para que o erro assim definido fôsse baixo, menor que 5% por exemplo, teríamos que ter um registro com mais de seis horas de duração. Além do problema de armazenar dados tão extensos, isto representaria uma contradição, já que admitimos que o processo só é ergódico dentro de um período de seis horas.

De qualquer forma, a utilização da expressão (II.25) é interessante do ponto de vista de optarmos pelo melhor número de pontos em um sub-registro, dentre os valores realizáveis, de modo a minimizar o erro quadrático médio.

Adotamos então $N = 2^9 = 512$ e fazendo também do número de sub-registros M uma potência de dois completamos o conjunto de valores que definem o processo de amostragem :

- taxa de amostragem $f_a = 4,0$ Hz
- duração de cada sub-registro, com
512 pontos amostrados a 4,0 Hz $T = 128$ s
- resolução em frequência de $\Delta f = 1/T = 0,008$ Hz
- número de sub-registros $M = 16$
- duração total de um registro,
composto de 16 sub-registros $T_t = 2048$ s (34 min)

note-se que a resolução em frequência da função densidade espectral é menor que um centésimo de Hertz, valor típico para o estudo de fadiga que se pretende efetuar.

A divisão de um registro em sub-registros para cálculo da densidade espectral é chamada de "alisamento", porque o valor obtido por (II.16) representa o comportamento médio dos sub-registros, menos variável que o de um sub-registro individual. Este conceito está embutido na própria definição do erro aleatório ξ_0 , que diminui com o aumento do número de sub-registros.

Como mostra MITCHELL [7], a Transformada Rápida de Fourier assume que o sub-registro seja periódico de período igual a seu intervalo de duração T . Como isto normalmente não ocorre, o truncamento do sinal acarreta o aparecimento de componentes da função densidade espectral em frequências que não existem no sinal original, à semelhança de um espectro de choque.

As figuras II.10a e II.10b ilustram este fenômeno para um sinal senoidal, cuja densidade espectral seria teóricamente a função delta de Dirac. Este efeito é chamado "vazamento" porque ocasiona um espalhamento da energia do sinal pelas frequências, embora as ordenadas diminuam de maneira a conservar a energia total. O vazamento é atenuado pelo uso das funções janela que, multiplicadas pelo sinal, no domínio do tempo, garantem sua continuidade nos extremos pela redução a zero, como mostra a figura II.10c.

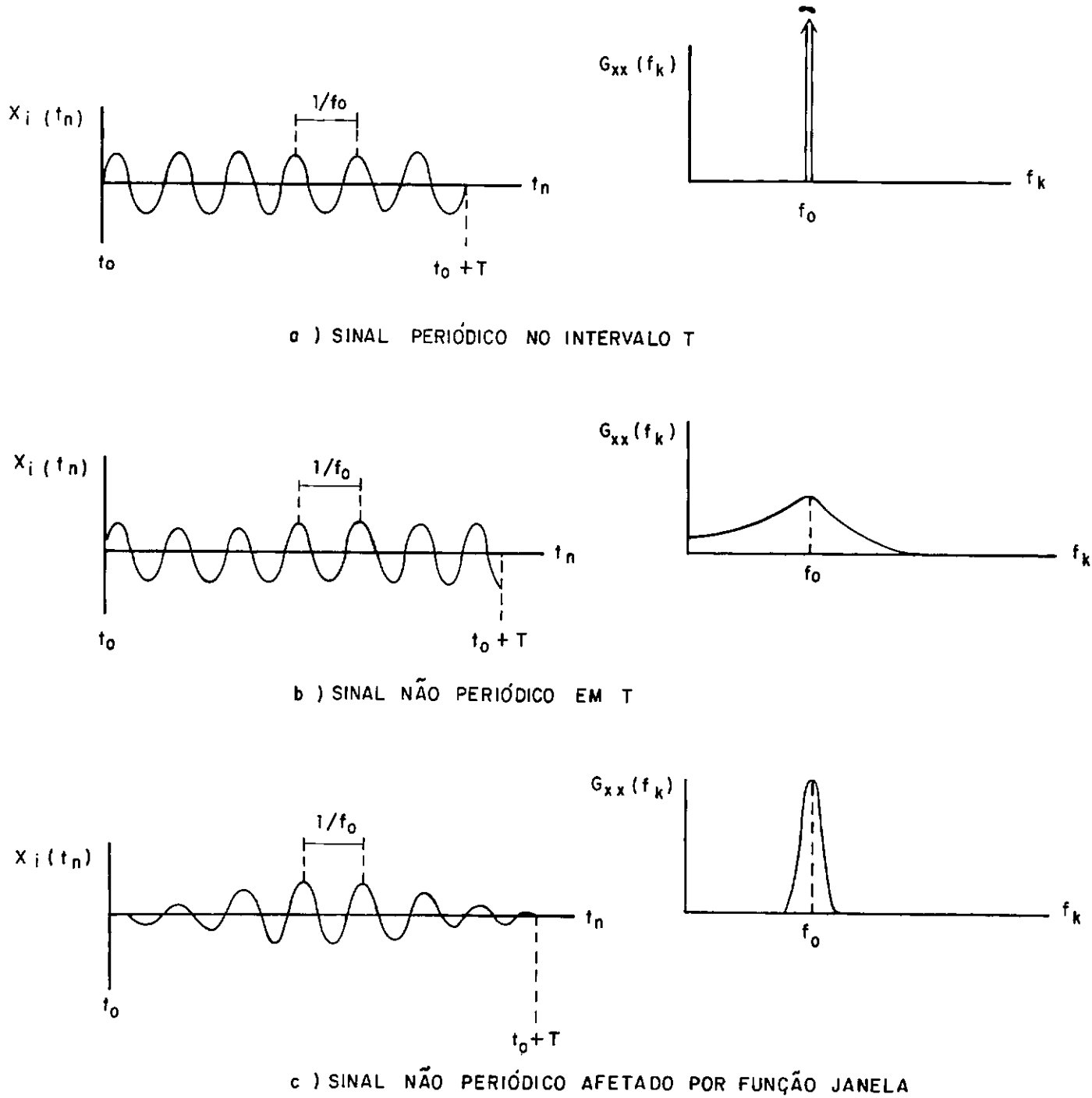


FIGURA II.10 - Vazamento e função janela.

A função janela altera a largura e amplitude dos picos espectrais, uma vez que altera o sinal temporal. Funções janela existem em profusão, cada uma com características especiais para uma dada aplicação. De acordo com GADE E HERLUFSEN [9], para a análise de sinais contínuos as funções janela mais indicadas seriam :

- Janela Retangular (ou ausência de janela)

$$w(t_n) = 1 \quad \text{se} \quad t_o \leq t_n < t_o + T$$

$$w(t_n) = 0 \quad \text{se} \quad t_n < t_o \text{ e } t_n \geq t_o + T \quad (\text{II.26})$$

para o caso particular de se ter certeza da periodicidade do sinal no intervalo de tempo considerado, quando inexistiria o problema do vazamento. A definição como função nula fora do domínio do sub-registro é comum a todas as janelas.

- Janela Hanning

$$w(t_n) = 1 - \cos 2\pi(t_n - t_o)/T \quad t_o \leq t_n < t_o + T \quad (\text{II.27})$$

de uso geral, com características medianas para resolução em frequência e determinação de amplitudes.

- Janela Kaiser-Bessel

$$w(t_n) = 1 - 1,24 \cdot \cos 2\pi(t_n - t_o)/T + 0,244 \cdot \cos 4\pi(t_n - t_o)/T - 0,00305 \cos 6\pi(t_n - t_o)/T$$

$$t_o \leq t_n < t_o + T \quad (\text{II.28})$$

de grande seletividade em frequência, devendo ser usada quando se deseja separar picos muito próximos no espectro.

- Janela Flat Top

$$w(t_n) = 1 - 1,93 \cdot \cos 2\pi(t_n - t_0)/T + 1,29 \cdot \cos 4\pi(t_n - t_0)/T - 0,388 \cdot \cos 6\pi(t_n - t_0)/T + 0,0322 \cdot \cos 8\pi(t_n - t_0)/T$$

$$t_0 \leq t_n < t_0 + T \quad (\text{II.29})$$

usada para correta medição das amplitudes dos sinais a partir da função densidade espectral. A figura II.11 plota as funções janela mencionadas.

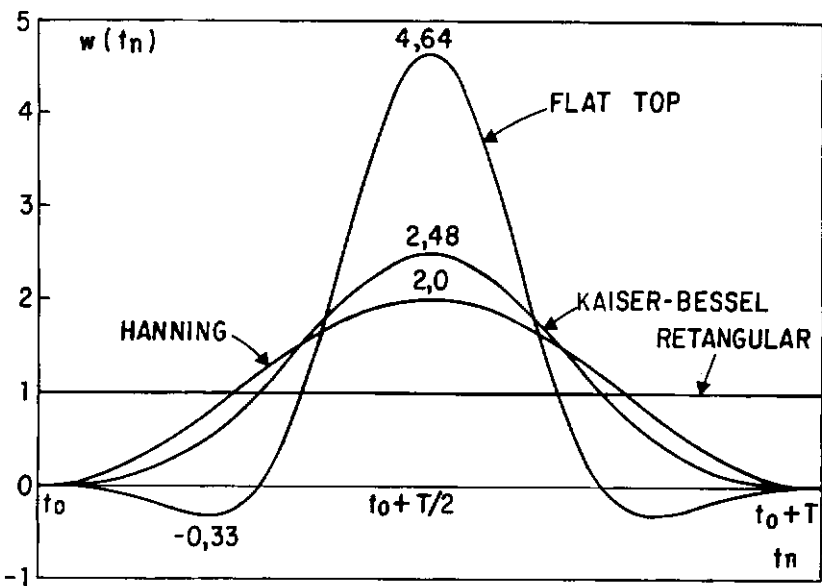


FIGURA II.11 - Funções janela, no domínio do tempo.

II.3 RESULTADOS DE UMA MEDIÇÃO

Para serem representativas no tocante à fadiga as medições teriam que ser de médio a longo prazo. Foram realizadas 19 campanhas de medição na plataforma de Garoupa, de Novembro de 1984 a Setembro de 1986, perfazendo quase uma campanha por mês ao longo de dois anos. Cada campanha durava uma semana, envolvendo quatro medições diárias de meia hora de duração, realizadas de seis em seis horas, conforme justificado antes.

A medição mais usual consistiu em obter registros de altura de onda e aceleração de pontos do convés, realizando-se excepcionalmente medições de deformação da estrutura para aferição do método. O processamento das séries temporais obtidas resultava num conjunto de cinco gráficos de densidade espectral, como mostra a figura II.12.

O gráfico mais ao alto é relativo à densidade espectral de altura de onda. Podemos dividir o seu domínio de acordo com a classificação das ondas. Normalmente o pico mais acentuado ocorre na faixa de 0,08 a 0,17 Hz (períodos de 12,5 a 6,0 segundos) correspondendo ao swell ou mar distante, com ondas de maior altura e período.

Na faixa de 0,17 a 0,50 Hz (períodos de 6,0 a 2,0 segundos) a densidade espectral de altura de onda decai continuamente por ser esta a região relativa ao mar local, composto de ondas com altura e período cada vez menores, até não serem mais detectados pelo ondômetro.

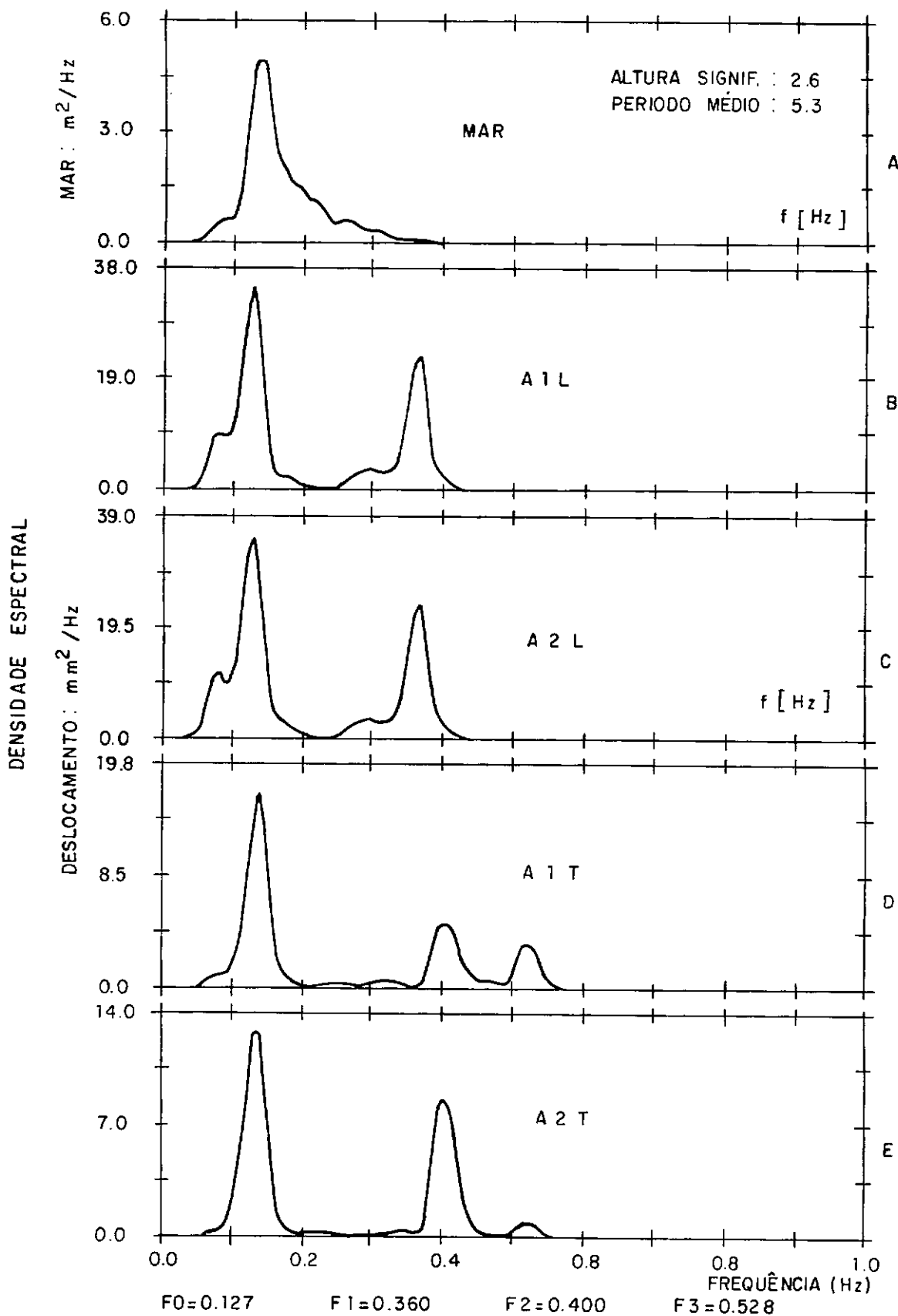


FIGURA II.12 - Curvas de densidade espectral.

Os valores da altura significativa e período médio entre zeros ascendentes estão escritos à direita do gráfico e foram obtidos a partir dos momentos da curva de densidade espectral. Para tal, admite-se que o processo aleatório, associado à elevação da superfície do mar, possa ser considerado de banda estreita e que as alturas de onda sigam a distribuição de probabilidade de Rayleigh, com o que :

$$H_s = 4 \sqrt{m_0}$$

$$T_z = 2\pi \sqrt{m_0 / m_2} \quad (\text{II.29})$$

Evidente que o mar nem sempre tem o comportamento descrito, afastando-se mais ou menos do modelo de banda estreita conforme a ocasião. Isto fica patente ao analisarmos a figura II.14, onde são mostrados vários espectros de mar escolhidos ao acaso ao longo dos dois anos de medição.

Os quatro gráficos que se seguem referem-se aos quatro acelerômetros instalados no convés de produção junto às pernas conforme mostra a figura II.13. Os índices L e T dizem respeito às direções longitudinal (eixo x) e transversal (eixo y) da jaqueta.

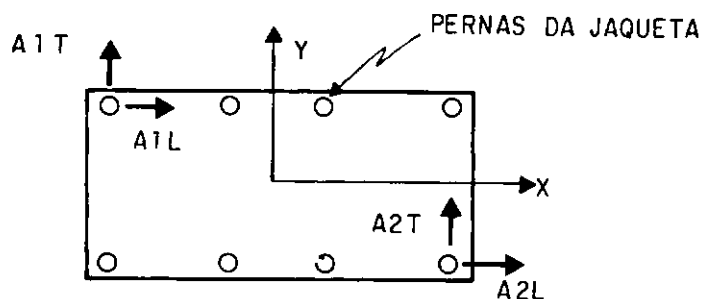


FIGURA II.13 - Disposição dos acelerômetros no convés.

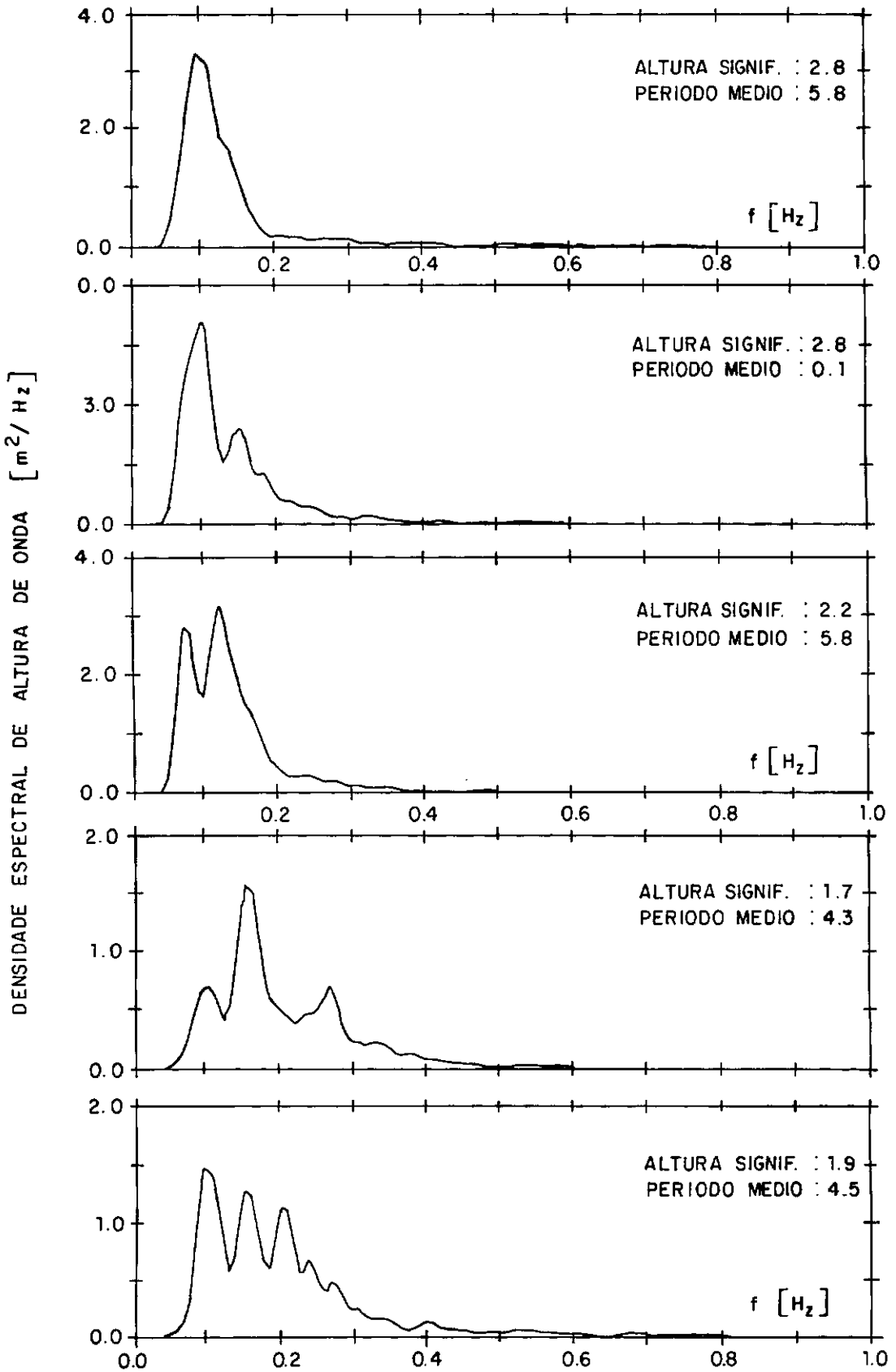


FIGURA II.14 - Variedade dos espectros de mar.

O sinal de aceleração é processado para obtenção da densidade espectral de acelerações, a partir da qual se chega à densidade espectral de deslocamentos pela relação :

$$G_{xx}(fk) = (2\Pi fk)^{-4} \cdot G_{\ddot{x}\ddot{x}}(fk) \quad (II.30)$$

os quatro gráficos mostram as funções densidade espectral de deslocamento obtidas como acima.

Observa-se que a resposta da plataforma à ação do mar, traduzida pelos movimentos do convés, se divide em duas componentes bem definidas. A primeira delas, chamada resposta direta ou quasi-estática, é identificada pelo pico espectral na mesma faixa de frequência do mar distante, onde se concentra a maior parcela da energia das ondas. Esta componente é detectada por todos os sensores.

Em seguida aparecem picos em valores mais altos de frequência, onde a energia do mar decai continuamente por ser a região do mar local. Apesar disso, os picos são pronunciados por corresponderem a frequências naturais da jaqueta, constituindo a resposta ressonante. O valor da frequência do pico neste caso depende da direção de montagem do sensor.

Os acelerômetros longitudinais detectam a frequência ressonante mais baixa, chamada fundamental, que na jaqueta de Garoupa corresponde a um modo de flexão na direção da maior largura da estrutura. Os sensores transversais detectam a frequência ressonante seguinte, relacionada a um modo de

flexão na direção da menor largura.

Os sensores transversais indicam ainda um terceiro pico, correspondente a um modo de torção da jaqueta em torno de um eixo vertical. Eles o fazem com mais intensidade que os longitudinais porque seu raio de giração em torno do eixo de torção é maior.

Na linha abaixo dos gráficos aparecem listadas as frequências relacionadas aos picos, F_0 sendo a frequência predominante na resposta quasi-estática e F_1 , F_2 e F_3 as de ressonância. A maior ou menor importância de cada componente na resposta total depende da distribuição da energia do mar num dado período, prevalecendo quase sempre a resposta direta.

No caso da jaqueta em estudo, para a determinação da resposta total basta nos atermos ao primeiro grupo de frequências ressonantes da estrutura, da primeira à terceira, sendo que esta última normalmente só é detectada pelos sensores transversais, por ser já muito fracamente excitada.

CAPÍTULO III

ESTABELECIMENTO DO MODELO MATEMÁTICO DA JAQUETA

III.1 DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DINÂMICOS

As curvas de densidade espectral de deslocamento obtidas para o convés da plataforma de Garoupa têm suas características ditadas pelos parâmetros dinâmicos da estrutura. Os parâmetros dinâmicos de interesse são as frequências naturais e razões de amortecimento, fundamentais para o estabelecimento do modelo matemático da jaqueta.

A determinação das características dinâmicas da estrutura é também importante do ponto de vista de retro-alimentação do projeto, de maneira a verificar se as premissas assumidas se manifestaram na plataforma em operação.

Para tornar possível o cálculo dos parâmetros é necessário o estabelecimento de algumas hipóteses simplificadoras. A estrutura possui um vasto número de frequências naturais, embora somente o primeiro grupo delas seja relevante na formulação da resposta global à ação do mar.

Como discorrem BREBBIA E ORZAG [12] e VANDIVER [14],

é prática corrente considerar cada modo natural como um sistema independente de um grau de liberdade. Para tal assume-se que :

- os coeficientes de amortecimento modais são desacoplados,
- as frequências naturais de interesse são bem separadas,
- a estrutura se comporta linearmente e
- o amortecimento é baixo.

Estas hipóteses são aproximadamente satisfeitas numa jaqueta para cem metros de lâmina d'água, sujeita a ondas de pequena altura, com que lida o estudo de fadiga. A análise matemática, ao invés de lidar com um sistema de vários graus de liberdade acoplados, trata de alguns sistemas simples do tipo massa, mola e amortecedor, excitados por forças de natureza aleatória, como mostra a figura III.1.

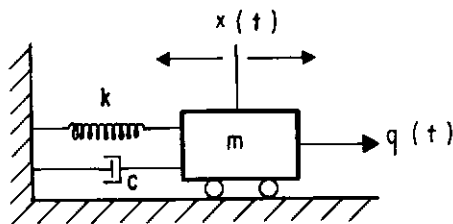


FIGURA III.1 - Sistema mecânico excitado por força aleatória.

A massa m do sistema engloba a massa estrutural, a massa no convés e a massa hidrodinâmica adicional. O coeficiente de amortecimento c inclui o atrito interno da estrutura e do solo, o atrito viscoso hidrodinâmico e o atrito associado à geração de ondas pela jaqueta ao vibrar.

A rigidez k , a massa m e o amortecimento c passam a se referir a um determinado modo da estrutura e são considerados invariáveis, configurando um sistema linear. Como já dito, ater-nos-emos ao primeiro grupo de modos globais de vibração, composto por dois modos de flexão e um de torção.

O equilíbrio de forças atuantes na partícula de massa m conduz a :

$$m.\ddot{x}(t) + c.\dot{x}(t) + k.x(t) = q(t) \quad (\text{III.1})$$

equação diferencial em que :

$$\dot{x}(t) = \frac{dx(t)}{dt} \quad \text{e} \quad \ddot{x}(t) = \frac{d^2x(t)}{dt^2} \quad (\text{III.2})$$

$x(t)$ é a posição da partícula num instante qualquer, $\dot{x}(t)$ a velocidade e $\ddot{x}(t)$ a aceleração.

Conforme mostram BENDAT E PIERSON, o comportamento dinâmico do sistema linear pode ser descrito pela função de resposta unitária $h(\tau)$, definida como o deslocamento em um dado instante t resultante de um impulso unitário $\delta(t-\tau)$ (função delta de Dirac).

Para qualquer força de excitação arbitrária $q(t)$ a resposta em deslocamento $x(t)$ do sistema é dada pela convolução

$$x(t) = \int_0^{\infty} h(\tau).q(t-\tau)d\tau \quad (\text{III.3})$$

o limite inferior de integração é zero porque tratamos aqui de sistemas fisicamente realizáveis, que respondam somente a ações passadas.

Define-se também para o sistema a função de resposta em frequência $H(f)$ como sendo a transformada de Fourier de $h(\tau)$:

$$H(f) = F[h(\tau)] = \int_0^{\infty} h(\tau) \cdot e^{-j2\pi f\tau} d\tau \quad (\text{III.4})$$

em (III.1), se fizermos então $q(t) = \delta(t - \tau)$, vem :

$$X(f) = F[x(t)] = F[h(\tau)] = H(f) \quad (\text{III.5})$$

e

$$F[\dot{x}(t)] = j \cdot 2\pi f \cdot F[x(t)] = j \cdot 2\pi f \cdot H(f) \quad (\text{III.6})$$

$$F[\ddot{x}(t)] = -(2\pi f)^2 \cdot F[x(t)] = -(2\pi f)^2 \cdot H(f) \quad (\text{III.7})$$

Neste caso particular a transformada de Fourier de ambos os lados da equação (III.1) fornece, sabendo-se que a transformada de Fourier da função delta de Dirac é a unidade

$$[-(2\pi f)^2 \cdot m + j \cdot 2\pi f \cdot c + k] \cdot H(f) = 1$$

donde

$$H(f) = [-(2\pi f)^2 \cdot m + j \cdot 2\pi f \cdot c + k]^{-1} \quad (\text{III.8})$$

definindo agora os parâmetros razão de amortecimento ζ e frequência natural não amortecida f_n como

$$\zeta = \frac{c}{2\sqrt{k \cdot m}} \quad (\text{III.9})$$

$$f_n = 1/(2\pi) \cdot \sqrt{k/m} \quad (\text{III.10})$$

a expressão (III.8) se reescreve

$$H(f) = \left\{ k \cdot [1 - (f/f_n)^2 + j \cdot 2\zeta \cdot f/f_n] \right\}^{-1} \quad (\text{III.11})$$

Podemos também escrever a função $H(f)$ na notação complexa polar, em termos de um fator de ganho $|H(f)|$ e um fator de fase $\theta(f)$:

$$H(f) = |H(f)| \cdot e^{-j\theta(f)} \quad (\text{III.12})$$

onde

$$|H(f)| = \left\{ k \cdot \sqrt{[1 - (f/f_n)^2]^2 + (2\zeta \cdot f/f_n)^2} \right\}^{-1} \quad (\text{III.13})$$

$$\theta(f) = \arctan \left[\frac{2\zeta \cdot f/f_n}{1 - (f/f_n)^2} \right] \quad (\text{III.14})$$

As figuras III.2 e III.3 mostram os gráficos de $|H(f)|$ e $\theta(f)$ contra a razão de frequências f/f_n . O fator de ganho $|H(f)|$ tem um máximo sempre que $\zeta \leq 1/\sqrt{2}$ e a frequência na qual este máximo se dá é chamada frequência de ressonância do sistema, f_r . Minimizando o denominador na expressão (III.13), vem :

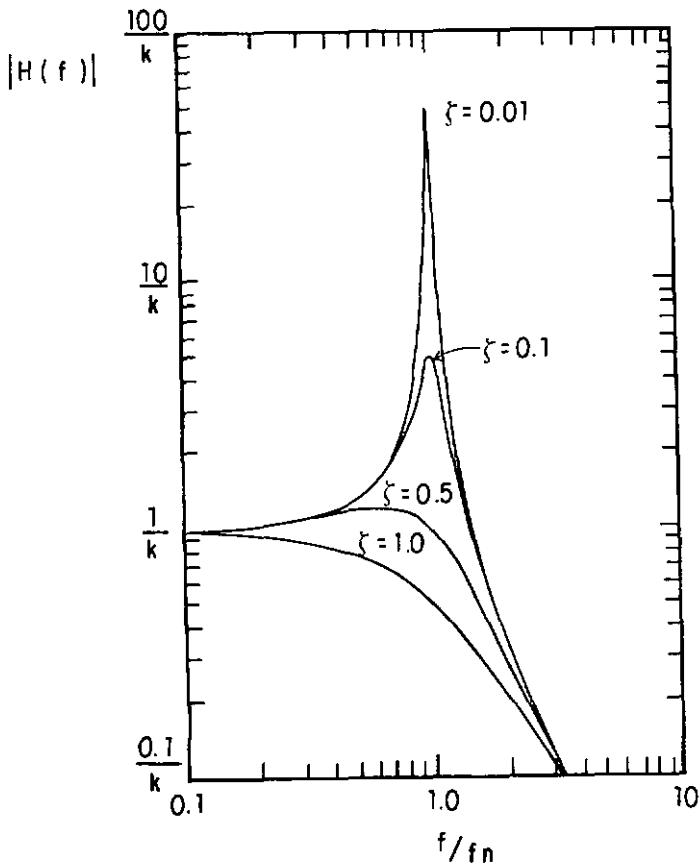


FIGURA III.2 - Fator de ganho $|H(f)|$.

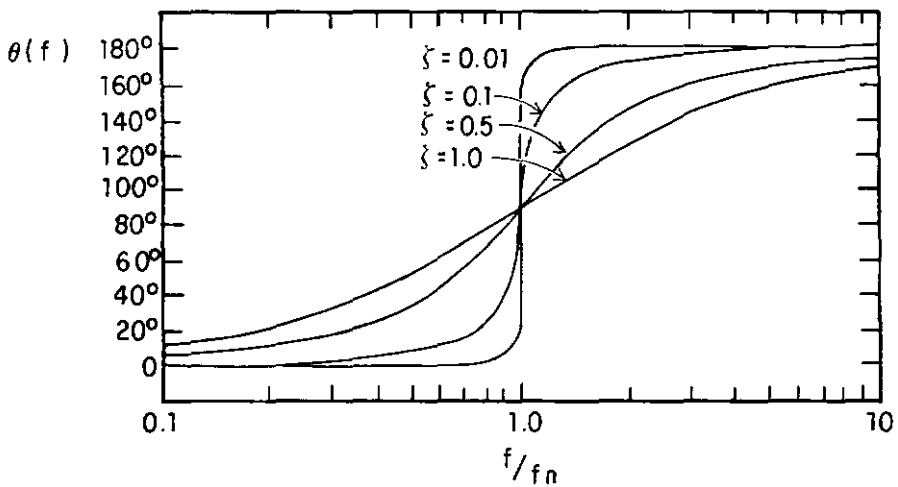


FIGURA III.3 - Fator de fase $\theta(f)$.

$$f_r = f_n \cdot \sqrt{1 - 2\zeta^2} \quad (\text{III.15})$$

O fator de fase $\theta(f)$ vai de 0° para frequências muito menores que f_n até 180° para frequências muito maiores que f_n . A maneira como ele varia entre estes limites depende da razão de amortecimento ζ . Para qualquer valor de ζ , no entanto, o fator de fase é sempre 90° quando $f=f_n$.

Pela propriedade da convolução a equação (III.3) se escreve, no domínio da frequência, como :

$$X(f) = H(f) \cdot Q(f) \quad (\text{III.16})$$

onde $X(f)$ e $Q(f)$ são as transformadas de Fourier do deslocamento $x(t)$ e da força aleatória $q(t)$ no domínio do tempo. O conjugado complexo de (III.16) é :

$$X^*(f) = H^*(f) \cdot Q^*(f) \quad (\text{III.17})$$

donde

$$X(f) \cdot X^*(f) = H(f) \cdot H^*(f) \cdot Q(f) \cdot Q^*(f)$$

$$|X(f)|^2 = |H(f)|^2 \cdot |Q(f)|^2 \quad (\text{III.18})$$

A expressão (II.16) mostra que a função densidade espectral $G_{xx}(f)$ é proporcional ao quadrado do módulo da função $X(f)$, com a constante de proporcionalidade dependendo dos parâmetros associados ao processo de amostragem. Se

mantivermos os mesmos parâmetros tanto para processar a série temporal $q(t)$ relativa ao carregamento quanto a série $x(t)$ de resposta do sistema, vem :

$$G_{xx}(f) = |H(f)|^2 \cdot G_{qq}(f) \quad (\text{III.19})$$

Logo

$$G_{xx}(f) = \frac{G_{qq}(f)/k}{[1 - (f/f_n)^2]^2 + (2\zeta \cdot f/f_n)^2} \quad (\text{III.20})$$

Esta última expressão apresenta uma forma analítica para cada pico observado nas curvas de densidade espectral de deslocamento da plataforma, considerado isoladamente. Como a expressão (III.20) envolve a razão de amortecimento ζ e a frequência natural f_n , torna-se possível determinar estes parâmetros a partir das curvas obtidas.

A determinação das razões de amortecimento a partir de espectros obtidos por Transformada Rápida de Fourier não é, entretanto, considerada precisa, porque o comprimento (finito) dos registros e o uso das funções-janela afetam a forma do espectro. A resolução em frequência tem que ser alta, o que conduz a registros muito demorados.

Ocorre, porém, que dispomos de medições que cobrem o período de dois anos e que foram processadas por Transformada Rápida de Fourier. Isto porque, como o próprio nome diz, o processamento dos dados é bem mais rápido. O objetivo principal do presente trabalho é calcular o dano de fadiga da estrutura, para o que aquela técnica se presta bem.

Procuramos avaliar o cálculo dos amortecimentos a partir de espectros obtidos por TRF como uma maneira de extrair o máximo de informações possíveis dos resultados obtidos. Faz-se a ressalva de que os valores encontrados devem ser interpretados como indicativos.

A literatura apresenta métodos considerados mais adequados para o cálculo. DLAGNON E PREVOSTO [18] apresentam a técnica da Média Móvel Auto-Regressiva. GREWATZ E SUNDER [13] mostram o processo dos Momentos Espectrais, com a densidade espectral sendo obtida pelo método da Máxima Entropia, que é também discutido por CAMPBELL E VANDIVER [17].

No presente estudo, procuramos um método para a determinação das características dinâmicas da jaqueta que fosse de fácil programação e execução. Optamos pelo conhecido processo da Largura de Meia Potência, dada a sua simplicidade.

Como visto no capítulo II, a resolução em frequência da função densidade espectral de deslocamentos é de 0,008 Hz. Os espectros são na realidade compostos por pontos discretos igualmente espaçados a cada 0,008 Hz, o que é uma característica do processamento digital de dados (as séries temporais também são discretas).

Para poder automatizar o cálculo foi realizado um processo de ajuste dos pontos discretos por uma curva contínua, de formulação matemática conhecida. A curva mais

adequada para este fim é composta por polinômios de terceiro grau e resulta num ajuste como o que se obteria ligando os pontos manualmente por uma curva francesa.

Este procedimento é conhecido como ajuste de pontos por splines, apresentado por CHAPRA E CANALE [22]. Além de permitir automatizar o processo, este ajuste conduz a maior precisão na determinação das frequências associadas aos picos espectrais, necessárias ao cálculo subsequente.

Cada pico de interesse é ajustado matematicamente a partir de um terço de sua altura, mais ou menos, para bem definir sua largura (ou diferença de frequências) na cota correspondente à metade do valor máximo.

A geometria dos picos observados foi tal que a região a ser ajustada englobava normalmente seis ou sete pontos discretos. Entre cada par de pontos sequenciais é passado um polinômio completo do terceiro grau.

Chamando de n o número de pontos, temos $n-1$ polinômios, resultando então um total de $4(n-1)$ coeficientes (a, b, c e d) que precisamos determinar, da forma :

$$G_i(f) = a_i \cdot f^3 + b_i \cdot f^2 + c_i \cdot f + d_i \quad ; \quad i = 1, 2, \dots, n-1 \quad (\text{III.21})$$

sendo necessário então o estabelecimento de $4(n-1)$ equações para resolução do problema.

O primeiro conjunto de $2(n-2)$ equações é obtido

considerando-se que o valor de duas funções de interpolação comuns a um mesmo ponto interno tem que ser o mesmo :

$$G_i(f_i) = a_{i-1}f_i^3 + b_{i-1}f_i^2 + c_{i-1}f_i + d_{i-1}$$

$$G_i(f_i) = a_i f_i^3 + b_i f_i^2 + c_i f_i + d_i \quad ; \quad i = 2, 3, \dots, n-1 \quad (\text{III.22})$$

Para um ajuste contínuo e suave as derivadas primeiras devem ser iguais nos pontos internos, o que dá (n-2) equações, perfazendo um total de 3(n-2) :

$$3 \cdot a_{i-1}f_i^2 + 2 \cdot b_{i-1}f_i + c_{i-1} = 3 \cdot a_i f_i^2 + 2 \cdot b_i f_i + c_i$$

$$i = 2, 3, \dots, n-1 \quad (\text{III.23})$$

fazendo também contínuas as derivadas segundas temos mais (n-2) equações, totalizando 4(n-2) :

$$6 \cdot a_{i-1}f_i + 2 \cdot b_{i-1} = 6 \cdot a_i f_i + 2 \cdot b_i \quad ; \quad i = 2, 3, \dots, n-1 \quad (\text{III.24})$$

A primeira e a última funções têm que passar pelos pontos extremos. Isto fornece 2 equações (total 4n-6) :

$$G_1(f_1) = a_1 f_1^3 + b_1 f_1^2 + c_1 f_1 + d_1$$

$$G_n(f_n) = a_{n-1}f_n^3 + b_{n-1}f_n^2 + c_{n-1}f_n + d_{n-1} \quad (\text{III.25})$$

finalmente mais 2 equações são obtidas, completando as 4(n-1) necessárias, fazendo-se nulas as derivadas segundas nos pontos extremos, com o que se obtém o ajuste chamado natural

$$6 \cdot a_1 f_1 + 2 \cdot b_1 = 0$$

$$6 \cdot a_{n-1}f_n + 2 \cdot b_{n-1} = 0 \quad (\text{III.26})$$

Resolvido o sistema linear constituído pelas expressões (III.22) a (III.26) temos os coeficientes dos polinômios de terceiro grau e, em última análise, uma representação matemática do pico, agora tratado como um contínuo e não mais um conjunto de seis ou sete pontos discretos. A figura III.4 ilustra o ajuste de um pico espectral que resulta da aplicação do método exposto.

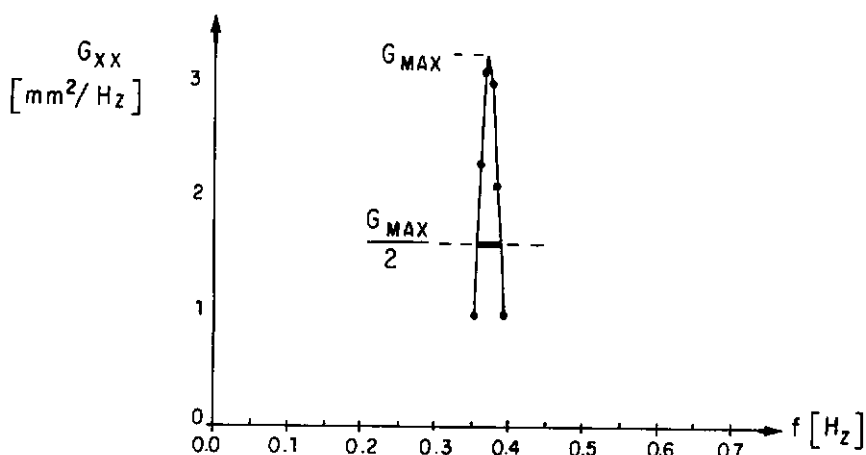


FIGURA III.4 - Ajuste de um pico por splines.

A frequência natural de um dado modo de vibração se relaciona com a frequência ressonante (ou de pico), de acordo com a equação (III.15). No caso presente, em que lidamos com razões de amortecimento não maiores que 10% e frequências naturais de no máximo 1,0 Hz, a diferença entre a frequência natural e a ressonante é menor que 0,01 Hz, ou seja, da ordem de grandeza da resolução em frequência da função densidade espectral.

Portanto, em termos práticos, a frequência natural de um modo de vibração é a frequência relativa ao máximo do pico correspondente. Ressalte-se que a acuidade da determinação das frequências naturais é aceitável mesmo que

os espectros sejam obtidos por TRF (CAMPBELL & VANDIVER [17]).

As frequências dos três primeiros modos de vibração são aquelas em que as derivadas das curvas ajustadas em cada pico se anulam. Elas foram determinadas a partir de espectros escolhidos aleatoriamente ao longo do período de dois anos em que se mediu o comportamento da estrutura.

Foram escolhidos de três a seis espectros para cada altura significativa de onda, tomando-se a frequência média apurada entre eles. Procuramos com isso investigar a correlação entre as frequências naturais e o nível de excitação da estrutura, traduzido pela altura de onda.

A figura III.5 apresenta o resultado, nela se percebendo que as variações nas frequências fundamentais com a altura de onda são muito pequenas. Pode-se inferir que a variação no tempo também é irrelevante, pois os dados foram amostrados das informações referentes a dois anos.

Para os fins do presente trabalho as frequências fundamentais da jaqueta foram estabelecidas com precisão de centésimo de Hertz e são os valores médios finais apurados :

- Primeiro modo : 0,36 Hz
- Segundo modo : 0,40 Hz
- Terceiro modo : 0,52 Hz

Determinadas as frequências naturais de interesse,

passamos às razões de amortecimento. O método que usaremos baseia-se no conceito de largura espectral de meia potência. O método é sabidamente aproximado e parte das premissas que se seguem.

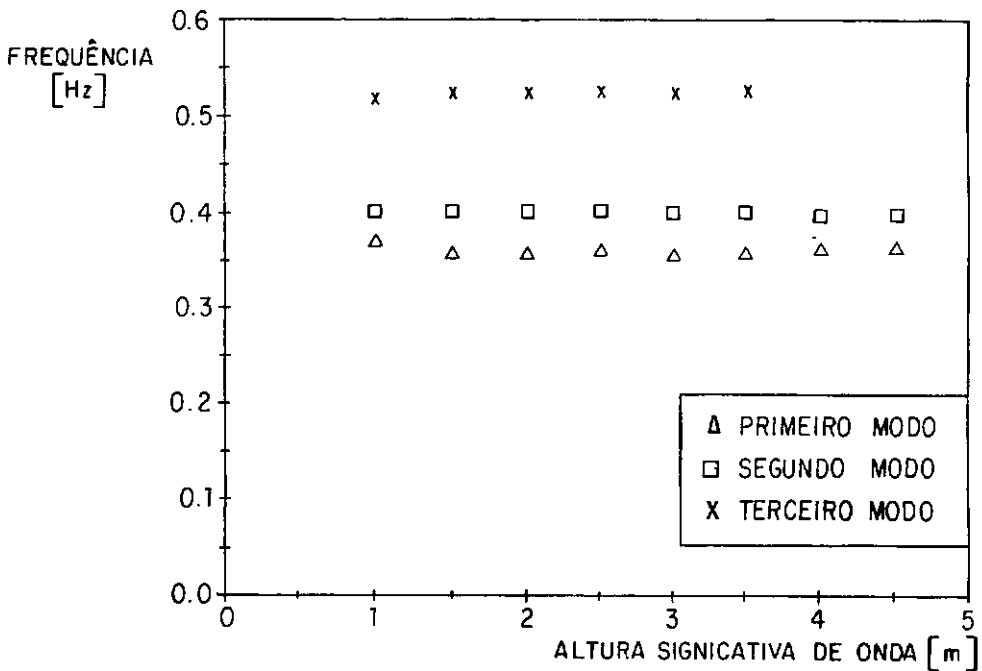


FIGURA III.5 - Frequências naturais versus altura significativa de onda.

A excitação pelo mar é considerada um ruído branco (possui densidade espectral constante) nas frequências em que ocorre o pico de resposta. Isto é aceitável porque os picos de resposta ressonante ocorrem numa faixa estreita de frequências e em regiões em que o espectro de mar já está bastante atenuado.

O amortecimento é baixo (menor do que 10%), com o que a frequência ressonante se confunde com a frequência natural. Neste caso o pico é praticamente simétrico em

relação à frequência natural, no patamar correspondente à metade da densidade espectral máxima. Como a densidade espectral é associada à energia do processo a largura deste patamar, ilustrado na figura III.4, é chamada de largura espectral de meia potência.

A densidade espectral máxima é obtida da expressão (III.20) fazendo-se $f=f_n$:

$$G_{xx_{\max}} = \frac{G_{qq}(f_n)/k}{4\zeta^2} \quad (\text{III.27})$$

o valor de meia potência se torna, uma vez que a densidade espectral da força de onda foi feita constante; $G_{qq}(f)=G_{qq}$:

$$G_{xx_{1/2}} = \frac{G_{qq}/k}{8\zeta^2} \quad (\text{III.28})$$

igualando-se este último valor à expressão (III.20) advém uma equação biquadrada em frequência :

$$\left(\frac{f}{f_n}\right)^4 + (4\zeta^2 - 2) \cdot \left(\frac{f}{f_n}\right)^2 + (1 - 8\zeta^2) = 0 \quad (\text{III.29})$$

O discriminante da equação, sendo a razão de amortecimento menor que 10%, pode ser aproximado para :

$$\Delta = 16\zeta^2(\zeta^2 + 1) \approx 16\zeta^2 \quad (\text{III.30})$$

Chamando de f_1 e f_2 as frequências inicial e final do patamar temos :

$$(f_1/f_n)^2 = 1 - 2\zeta - 2\zeta^2 ; \quad (f_2/f_n)^2 = 1 + 2\zeta - 2\zeta^2 \quad (\text{III.31})$$

subtraindo a primeira expressão anterior da segunda, vem :

$$\frac{f_2^2 - f_1^2}{f_n^2} = 4\zeta \quad (\text{III.32})$$

como se assume que o pico seja simétrico em relação à frequência natural na altura do patamar de meia potência, resulta :

$$\frac{f_1 + f_2}{2} = f_n \quad (\text{III.33})$$

donde a fórmula (III.32) se transforma em :

$$\zeta = \frac{f_2 - f_1}{2f_n} \quad (\text{III.34})$$

A expressão (III.34), simples e fácil de aplicar, constitui um estimador da razão de amortecimento de sistemas grandemente sub-amortecidos de aplicação generalizada. Os mesmos espectros escolhidos para a determinação das frequências naturais foram processados para se estimar as razões de amortecimento.

Igualmente aqui procurou-se obter uma variação do amortecimento com a altura significativa de onda, sendo o valor correspondente a cada altura resultante da média de pelo menos três valores, escolhidos aleatoriamente na massa de dados.

Como os picos são representados por conjuntos de polinômios do terceiro grau, a determinação das frequências f_1 , f_2 e f_n para cada um não apresenta dificuldades. A figura

III.6 mostra os valores obtidos.

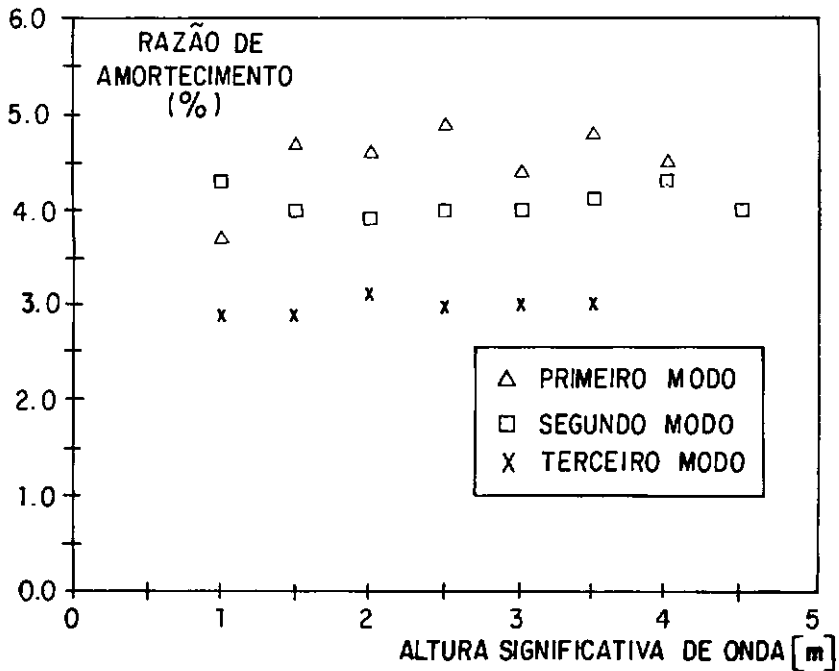


FIGURA III.6 - Razões de amortecimento versus altura significativa de onda.

Na figura se percebe que não há lei de variação das razões de amortecimento com a altura significativa de onda. Existe maior dispersão em torno da média do que a verificada nas frequências naturais. A dispersão é maior no primeiro modo, diminui no segundo e é menor no terceiro.

Os valores finais apurados para as razões de amortecimento foram :

- primeiro modo : 4,5 %
- segundo modo : 4,1 %
- terceiro modo : 3,0 %

III.2 CARACTERIZAÇÃO E AJUSTE DO MODELO

Este item procurará descrever de maneira sucinta as considerações efetuadas quando do estabelecimento do modelo matemático da estrutura. Como princípio geral procuramos representar de maneira mais fidedigna possível os componentes estruturais de importância para a análise em questão, sem perder de vista o problema do tempo de processamento.

O modelo tem que ser suficientemente detalhado para representar bem o fenômeno de fadiga das juntas estruturais, mas não ao ponto de inviabilizar o cálculo, por ser grande demais e exigir muito esforço computacional.

Para a execução das análises foi utilizado o sistema computacional ADEP, para o cálculo de estruturas marítimas. As facilidades nele incluídas tornam possível a representação de processos complexos, tais como a interação entre o solo e a estrutura e o carregamento ocasionado pelas ondas com um mínimo de esforço do usuário.

Os conveses, divididos em convés principal e convés de produção, foram representados por seu vigamento principal. As massas dos módulos, equipamentos e estruturas secundárias foram consideradas concentradas nos pontos nodais da estrutura reticulada.

Esta aproximação não leva em conta o efeito total sobre o comportamento dinâmico da estrutura de elementos com

centro de gravidade alto em relação ao plano do convés, como é o caso do heliponto e da torre do flare. As massas inicialmente consideradas foram as que constavam de relatório da projetista, totalizando 16.500 toneladas, entre carga útil e peso próprio do convés.

A jaqueta foi representada por tubos de seção constante. Na verdade os tubos têm seção variável, dado o aumento de espessura na região das juntas tubulares. O programa RDEP, módulo análise dinâmica, não permite a especificação de membros de seção variável, sendo necessário dividir cada tubo em elementos com diferentes espessuras, o que aumentaria o tamanho do modelo.

De qualquer forma a mudança de espessura não é grande e se dá em regiões muito localizadas, nas extremidades dos membros. Sua eliminação não conduz a grandes erros na determinação dos esforços. Para o cálculo das tensões a partir dos esforços utilizamos as espessuras reais.

Os fatores de concentração de tensões foram obtidos considerando-se cada junta estrutural como decomposta em juntas de configuração mais simples, conforme a prática corrente (API RP 2A [35]). Para estas juntas mais simples - dos tipos T, Y e K - existem fórmulas paramétricas para o cálculo dos fatores de concentração de tensões (FCT's).

No presente trabalho foram utilizadas as fórmulas de KUANG ET ALII [30], GIBSTEIN [31] e WORDSWORTH E SMEDLEY [32]. Independentemente do resultado das fórmulas não foram

utilizados FCT's menores que 2,5 ,conforme prescreve a Sociedade Classificadora norueguesa Det norske Veritas, DnV [34]. Juntas com reforços internos como as da carreira de lançamento tiveram seus FCT's reduzidos como orienta o Department of Energy do Reino Unido, DoE [33]. Neste último caso, o limite inferior para os FCT's foi de 1,5.

As fórmulas citadas consideram os carregamentos referidos a planos definidos pela própria junta, dividindo-os em esforço axial, momento no plano da junta e momento fora do plano. Em função disto, os sistemas locais de coordenadas de cada membro estrutural foram especificados de sorte que o momento em torno do eixo local y fosse o momento fora do plano da junta e o momento em torno do eixo local z fosse o momento no plano da junta.

Além dos tubos estruturais em si, a plataforma tem uma série de outros elementos sujeitos ao carregamento pelas ondas. Estes elementos podem estar somente na zona de variação de maré, como é o caso do atracadouro e das defensas. Podem ir até uma certa profundidade, como os tubos sump e as tubulações de sucção das bombas. Podem abranger toda a lâmina d'água, caso das guias de estaca, condutores, risers e j-tubes.

Para bem definir a distribuição dos esforços ocasionados pelas ondas nas mesas da jaqueta foi necessário discretizar estes elementos, com o cuidado de não aumentar muito o número de graus de liberdade. As guias de estacas e defensas foram representadas por áreas hidrodinâmicas

equivalentes.

As tubulações foram efetivamente representadas até a profundidade de 55 metros, onde se localiza uma das mesas da jaqueta. A partir daí só se computa a influência das tubulações pela consideração de suas massas, que são adicionadas aos pontos nodais da estrutura mais próximos.

De acordo com FARIAS E HIRATA [36], as forças ocasionadas pelas ondas já estão reduzidas a 4% de seus valores na superfície em profundidades iguais a um comprimento de onda. Considerando (para análise de fadiga) a ocorrência predominante de ondas com até 3 metros de altura e uma relação média de 1/16 entre altura e comprimento, obtemos forças de onda já bastante atenuadas em profundidades de 48 metros, o que corrobora a simplificação efetuada.

As ligações entre os elementos secundários considerados e a estrutura foram representadas por molas lineares. As grelhas que guiam os condutores em cada mesa foram substituídas por membros fictícios de rigidez equivalente. Os 15 condutores da plataforma foram reduzidos para 9, com área externa e massa total iguais.

A consideração do fenômeno da massa hidrodinâmica adicionada aos elementos imersos é feita de forma automática pelo programa. Sempre que possível, foi evitada a colocação de pontos nodais adicionais para fazer a ligação entre os elementos acessórios e a jaqueta, procurando-se aproveitar os

já existentes.

O solo pode ser representado por uma série de molas lineares colocadas ao longo de cada estaca da jaqueta, providas pelo próprio sistema ADEP a partir de suas propriedades geofísicas. Isto não foi feito aqui, para não gerar-se um número muito grande de graus de liberdade adicionais.

Começamos por analisar uma estaca isoladamente, discretizando-a em um número de pontos suficientemente alto para obtermos uma boa representação do fenômeno. A estratificação do solo foi obtida dos dados de projeto. Aplicamos uma carga conhecida no topo da estaca e anotamos o deslocamento resultante, conforme ilustra a figura III.7.

Este procedimento foi repetido para diversas cargas, considerando o comportamento não linear do solo. O que se observou é que para deslocamentos pequenos, até um ou dois milímetros, o processo pode ser considerado linear. Como o estudo de fadiga envolve deslocamentos pequenos, esta hipótese foi considerada aceitável.

Em seguida dividimos a carga aplicada ao topo da estaca pelo deslocamento que ela provoca, obtendo uma mola linear equivalente. Cada uma das estacas da jaqueta foi então representada por três molas, uma em cada direção cartesiana. Onde havia um conjunto de estacas próximas foi desconsiderado o efeito de grupo, fazendo-se a soma de cada rigidez individual para se obter a rigidez total.

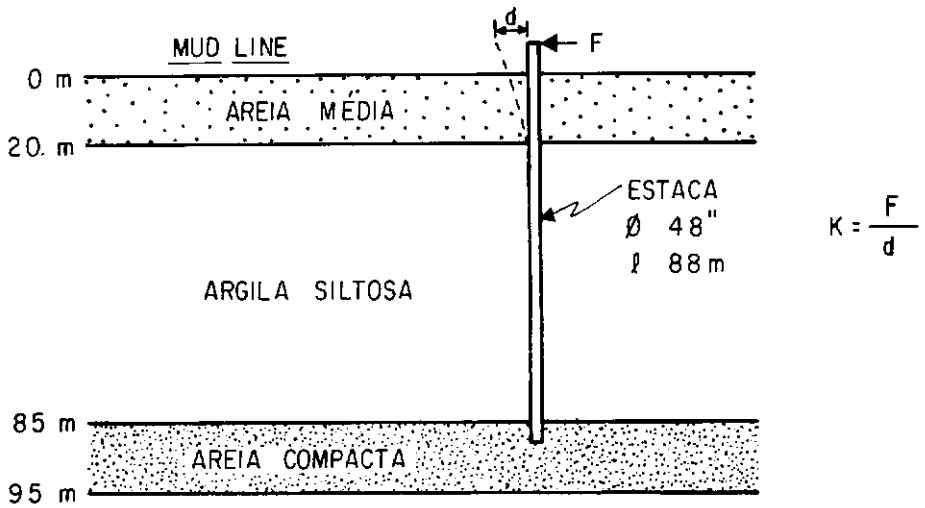


FIGURA III.7 - Determinação das constantes de mola.

Os valores obtidos para as constantes de mola foram

$$k_z = 7600 \text{ MN/m}$$

$$k_x = k_y = 370 \text{ MN/m}$$

molhas estas que substituem o solo da maneira mais sintética possível.

O modelo obtido tem um total de 590 pontos nodais e 1265 membros. Uma primeira análise de vibrações livres certamente mostrará discrepâncias entre os valores calculados e os medidos dos autovalores e autovetores. Isto porque as premissas de projeto dificilmente coincidirão com a realidade atual da estrutura.

Torna-se necessário então um ajuste que faça com

que o modelo tenha o mesmo comportamento dinâmico que a estrutura real. Este ajuste se dá atuando nas grandezas que mais influenciam as características dinâmicas globais da jaqueta, que são a massa do convés e a rigidez das fundações.

O ajuste dos autovalores pode ser feito automaticamente por meio do método da Identificação Bayesiana de Parâmetros, conforme mostram FARIAS ET ALII [37]. A nossa experiência mostrou, no entanto, que ajustar somente os autovalores não garante a equivalência entre modelo e realidade pois para tal é necessário ajustar também a geometria dos autovetores, o que o citado método não faz.

Optamos por um ajuste "manual", considerando que em seus modos fundamentais a jaqueta se comporta como um sistema massa-mola, com as frequências naturais aumentando com o aumento de rigidez das fundações e com a diminuição de massa no convés.

O objetivo é facilmente atingido quando se adquire prática do problema, dadas a precisão de um centésimo de Hertz e ao ajuste somente dos dois primeiros modos, suficientes à nossa análise. Em verdade não ajustamos os autovetores propriamente ditos, apenas procuramos obter geometrias de deformadas mais próximas das reais.

Para caracterizar a geometria dos autovetores utilizamos como parâmetro razões entre deslocamentos medidos nas frequências ressonantes, que equivalem a componentes dos autovetores, no modelo. Chamamos estas razões de R_1 e R_2 e as

definimos como mostrado na figura III.8.

Os deslocamentos D1L e D2L foram obtidos a partir da ordenada do pico verificado a 0,36 Hz (primeiro modo) nas densidades espectrais de deslocamentos, já mostradas na figura II.12. Os deslocamentos D1T e D2T são relativos à frequência de 0,40 Hz, do segundo modo.

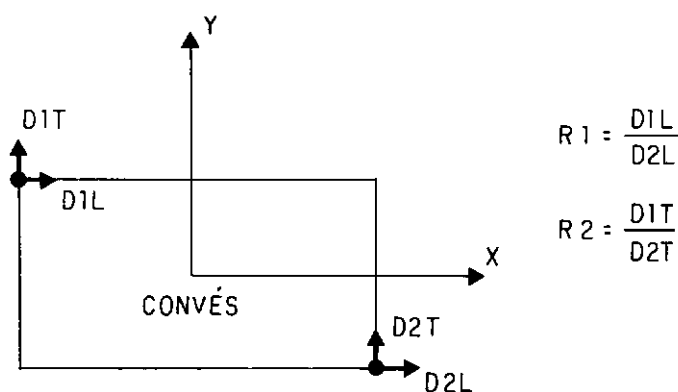


FIGURA III.8 - Razões geométricas relativas aos dois primeiros autovetores.

Nas 25 campanhas efetuadas na plataforma PGP-1, ao longo de dois anos, os valores de R_1 e R_2 flutuaram entre uma medição e outra, sendo que em 12 delas o desvio padrão foi menor do que 10% do valor médio. Trabalhando com este universo de valores com dispersão menor chegamos a valores médios finais de R_1 e R_2 :

$$R_1 = 0,96$$

$$R_2 = 0,62$$

e lembrando as frequências naturais dos primeiros modos :

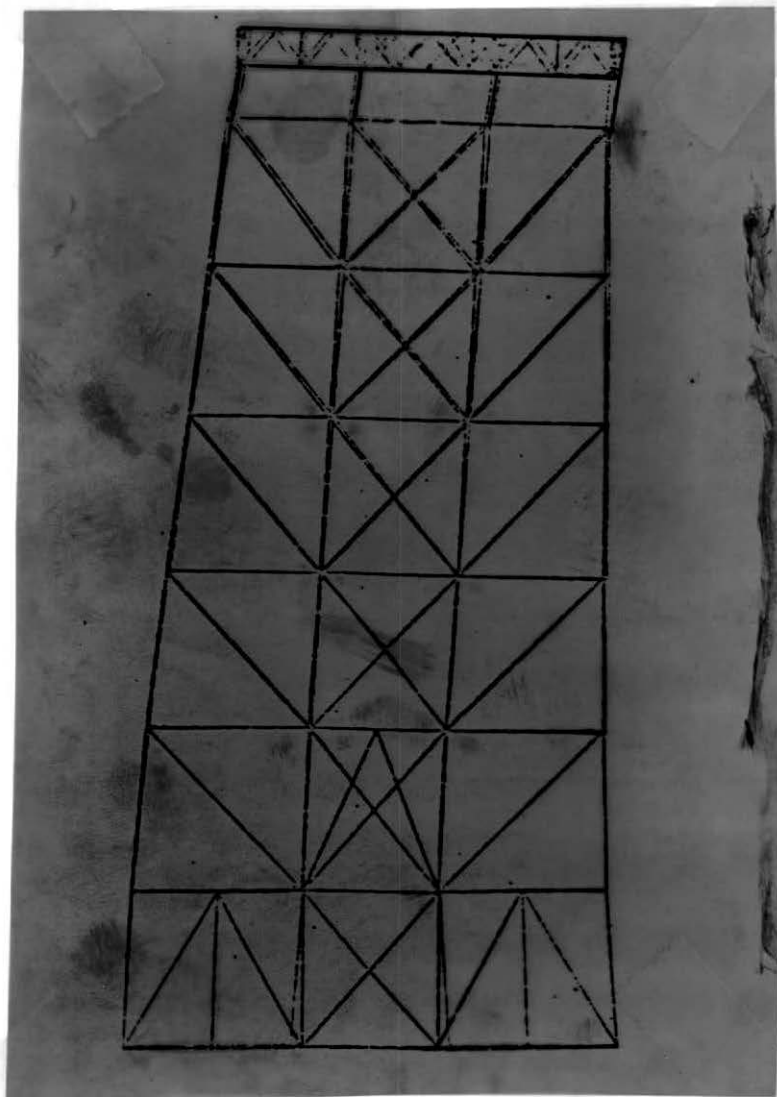


FIGURA III.8a - Primeiro modo de vibração da
jaqueta de Garoupa.

$$f1 = 0,36 \text{ Hz}$$

$$f2 = 0,40 \text{ Hz}$$

$$f3 = 0,52 \text{ Hz}$$

damos início ao processo de ajuste do modelo.

Considerando uma massa total no convés (estrutura mais módulos) de 16.500 toneladas obtida dos dados do projeto, e as constantes de molas para as estacas já mostradas resultou da análise de vibrações livres do modelo

$$R1 = 0,94 \qquad f1 = 0,35 \text{ Hz}$$

$$R2 = 0,89 \qquad f2 = 0,40 \text{ Hz}$$

$$f3 = 0,46 \text{ Hz}$$

o parâmetro R1 ficou próximo ao medido e R2 bem acima. A frequência f2 coincidiu com a real, f1 ficou bem próxima e f3 bem abaixo. O ajuste que se seguiu foi efetuado por partes, procurando-se primeiro acertar o valor de f1.

Assumindo como corretas as características do solo obtidas do projeto, efetuamos o ajuste pela retirada de massa do convés principal. Foi retirado um total de 800 toneladas dos quatro pontos nos vértices do convés, procurando aumentar a terceira frequência também. Resultou :

$$R1 = 0,94 \qquad f1 = 0,36 \text{ Hz}$$

$$R2 = 0,90 \qquad f2 = 0,40 \text{ Hz}$$

$$f3 = 0,47 \text{ Hz}$$

com isto ajustam-se as frequências f_1 e f_2 e obtém-se uma discreta melhoria de f_3 .

Tentativas efetuadas para aumentar significativamente o valor de f_3 apenas retirando massa dos vértices do convés e concentrando-a no centro, não resultaram eficientes. Seria necessário alterar a rigidez lateral das fundações, o que afetaria os valores já acertados de f_1 e f_2 .

Optamos por não ajustar a terceira frequência, uma vez que sua influência no comportamento da estrutura é pequena. O método que será proposto, por outro lado, só considera diretamente os dois primeiros modos.

Para ajustar agora os valores de R_1 e R_2 retiramos 2.000 toneladas da lateral esquerda do convés principal e tornamos a repô-las na região central. Obtivemos :

$$\begin{array}{ll} R_1 = 0,95 & f_1 = 0,36 \text{ Hz} \\ R_2 = 0,62 & f_2 = 0,40 \text{ Hz} \\ & f_3 = 0,47 \text{ Hz} \end{array}$$

com isto consideramos ajustados os dois primeiros modos da jaqueta. Notar que f_3 não se alterou mesmo deslocando-se 2.000 toneladas para o centro, o que corrobora a observação anterior. A figura III.9 mostra o aspecto geral do modelo obtido.

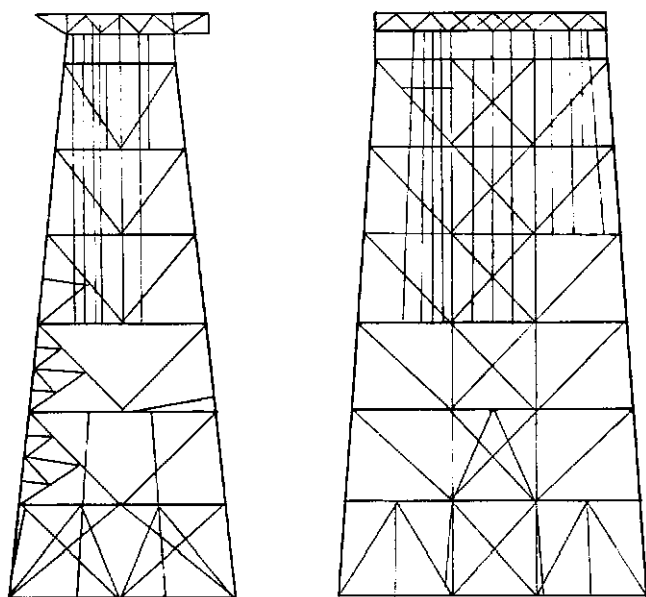


FIGURA III.9 - Modelo da jaqueta.

CAPÍTULO IV

DETERMINAÇÃO DO DANO ACUMULADO POR FADIGA

IV.1 DANO ASSOCIADO A UMA TENSÃO QUE VARIA NO TEMPO

O fenômeno de fadiga pode ser descrito como uma degradação progressiva da estrutura de um material sujeito a uma tensão variável no tempo. Uma característica importante do processo é de que as tensões não são altas o suficiente para causar a falha imediata. A falha ocorre após um certo número de flutuações do carregamento, quando a degradação citada - também chamada dano acumulado - atinge um valor crítico.

No caso de materiais metálicos o dano se traduz fisicamente pela perda da continuidade estrutural, com o aparecimento de trincas que aumentam de tamanho conforme o processo progride. No nosso caso específico lidaremos com fadiga em aço, que é o material construtivo das jaquetas e mais especificamente com fadiga em juntas tubulares soldadas, local onde o fenômeno ocorre preferencialmente.

As juntas tubulares, pela transição de geometria e rigidez que representam, são os locais mais solicitados da jaqueta, dado o efeito de concentração de tensões e, portanto, os que sofrem mais intensamente os efeitos da fadiga.

Ademais, o próprio processo construtivo - soldagem - introduz defeitos no material que vão agir como aceleradores do fenômeno.

De acordo com ALMAR-NAESS [38], a evolução da fadiga se divide em três estágios : iniciação ou nucleação da trinca, crescimento estável e falha final, instável. Em se tratando de fadiga em juntas tubulares soldadas, o processo consiste primordialmente do segundo estágio, crescimento estável da trinca.

Um cordão de solda, mesmo que bem executado, apresenta defeitos microscópicos do tipo falta de penetração, mordedura e micro-trinca. Estes defeitos podem ser de tamanho grande o suficiente para que, sob solicitação suficiente, eles cresçam por fadiga e se conectem a outros defeitos adjacentes, gerando uma trinca macroscópica.

Nas juntas soldadas o estágio de nucleação da trinca representa então uma parcela mínima do tempo total do processo de fadiga. A fadiga só se dá se os defeitos existentes forem maiores que um tamanho crítico, relacionado às variações de tensão atuantes. Existe um valor de variação de tensão, chamado de limite de resistência à fadiga, abaixo do qual o fenômeno não se processa.

O terceiro estágio, falha final, representa a perda total da capacidade de resistência da junta. Isto dificilmente ocorre numa jaqueta bem construída, dada a redundância estrutural com que são projetadas. Se a

capacidade de suportar carga de uma junta for afetada por uma trinca de fadiga, ocorre naturalmente uma redistribuição dos esforços, aliviando a junta comprometida.

As juntas tubulares, por outro lado, são capazes de manter sua resistência estrutural mesmo na presença de trincas consideráveis, dada a redistribuição dos esforços na própria seção remanescente da junta.

O crescimento de trincas de fadiga em juntas tubulares se processa no modo de fratura I, de abertura, num plano perpendicular à direção da tensão principal máxima. Normalmente a trinca se inicia no pé do cordão de solda e progride rapidamente junto à superfície, dada a concentração de tensões e defeitos naquela região.

Em seguida, a trinca cresce tanto circunferencialmente quanto penetrando na parede até que sua profundidade atinja a espessura do tubo, quando vem a se denominar passante. A partir daí é como se tivéssemos duas trincas se propagando em direções opostas.

A figura IV.1 mostra o gráfico da taxa de crescimento do tamanho de trinca a com o número de ciclos N versus variação do fator de intensidade de tensões ΔK , onde se pode observar os três estágios discutidos.

O trecho médio da curva, relativo ao estágio de crescimento estável da trinca, pode ser aproximado por uma linha reta, cuja expressão matemática é a conhecida Lei de

Paris, da Mecânica da Fratura :

$$\frac{da}{dN} = C.(\Delta K)^m \quad (IV.1)$$

onde C e m são constantes dependentes do material.

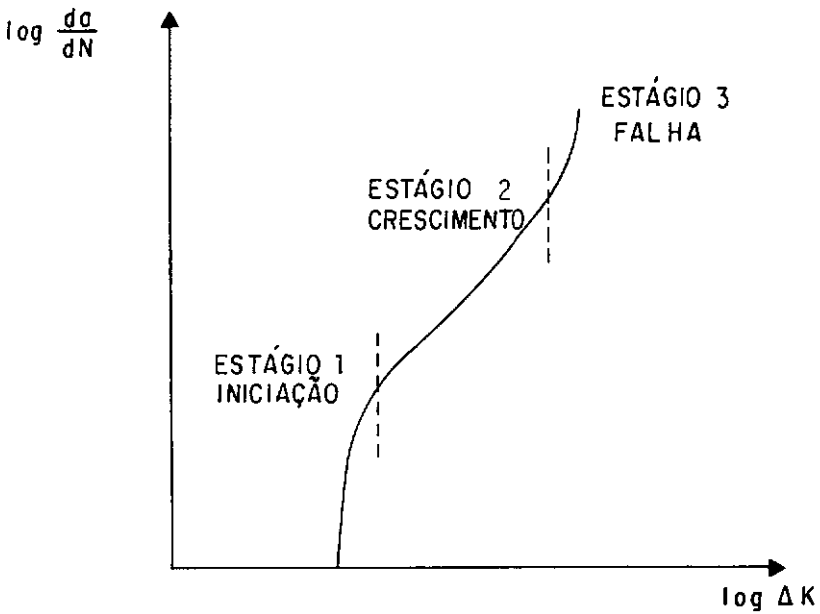


FIGURA IV.1 - Comportamento da trinca de fadiga.

Como o modo de propagação da trinca é o de abertura, seu crescimento só ocorre sob tensões trativas. As juntas soldadas empregadas nas jaquetas normalmente não sofrem tratamento térmico de alívio de tensões. No cordão de solda existem tensões residuais de tração altas, podendo chegar ao limite de escoamento do material.

Assume-se então (GURNEY [39]) que, mesmo que a junta como um todo esteja sob variação de tensões compressivas, no pé do cordão, onde se localiza a trinca, teremos variação

entre tensões tratativas, que causam a propagação. Em outras palavras, o fenômeno depende somente da variação de tensão, não importando a tensão média.

O projeto quanto à fadiga de uma junta tubular através da Lei de Paris esbarra na sua complexidade geométrica, que obriga à aplicação de métodos numéricos, tais como Elementos Finitos, uma vez que é necessário conhecer o campo de tensões numa região muito localizada. Uma jaqueta de porte possui centenas de juntas, o que torna proibitivo o custo da análise.

Para fins de projeto adotou-se um procedimento de caráter mais prático, baseado em experimentação. Foram realizados ensaios de fadiga em laboratório, com várias geometrias de juntas sujeitas a diversas variações de tensão. O ensaio é conduzido até se ter uma trinca passante, quando se anota num gráfico log-log o número de ciclos e a variação de tensão experimentada pela junta durante o teste.

A vida à fadiga é considerada completa quando se tem uma trinca passante, porque este defeito é facilmente detectável e reparável na plataforma real. Como dito, uma junta pode suportar tal defeito sem transferir carga para as outras juntas adjacentes e causar-lhes um possível dano.

A tensão considerada na análise é a chamada tensão de hot spot, atuante no pé do cordão de solda e que incorpora a concentração de tensões devida à geometria da junta

tubular. Nos testes a tensão de hot spot é obtida extrapolando-se para o cordão de solda as tensões medidas ao longo da parede do tubo, desconsiderando-se o efeito local de concentração de tensões devido à geometria do cordão.

O objetivo de se usar a tensão assim definida é evitar a grande dispersão que se observa em seu valor quando se considera o efeito local do cordão de solda, cuja geometria varia muito na prática. As fórmulas paramétricas usadas para o cálculo dos fatores de concentração de tensões utilizam este conceito de tensão. A figura IV.2 mostra o procedimento de obtenção da tensão de hot spot.

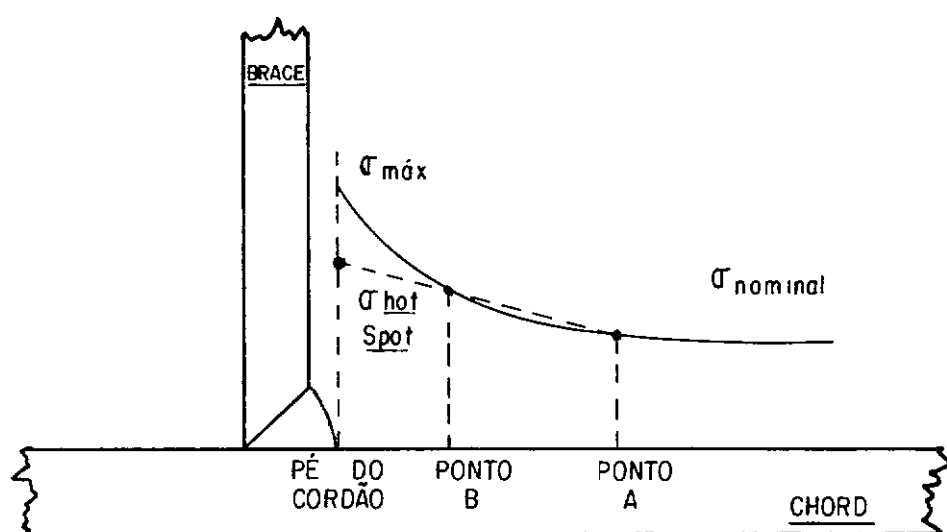


FIGURA IV.2 - Determinação da tensão de hot spot.

A variedade de geometrias de cordão e de defeitos de soldagem se traduz na dispersão obtida ao se lançar no diagrama log-log o resultado de vários testes de fadiga. Estes resultados dispersos são aproximados por uma reta de expressão :

$$\log(N) = \log(R) - m \cdot \log(\Delta S) \quad (IV.2)$$

ou

$$N \cdot \Delta S^m = R \quad (IV.3)$$

conhecida como curva S-N, onde N é o número de ciclos, ΔS a variação de tensão de hot spot, R e m constantes.

A curva S-N de projeto é definida de maneira tal que em 97,5 % dos casos seja conservativa, isto é, indique um número menor de ciclos do que os efetivamente necessários para fadigar uma junta sujeita a uma dada variação de tensão. Existem curvas S-N propostas por diferentes organismos, como a curva X da American Welding Society (AWS) e a curva T do Department of Energy (DoE) da Inglaterra.

As curvas S-N de juntas tubulares normalmente adotam o limite de resistência à fadiga, existindo uma variação de tensão abaixo da qual o fenômeno não ocorre. A curva T do DoE [40] não possui este limite, sob a alegação de que os testes realizados não são em número suficiente para corroborar aquela hipótese, pois é demorado e oneroso trabalhar com alto número de ciclos e baixas tensões.

Os testes foram executados com carregamentos cíclicos de amplitude constante, quando na realidade as juntas se sujeitam a carregamentos randômicos. O comportamento das juntas nestas condições ainda é pouco conhecido, havendo necessidade de mais experimentação. Por

tudo isto é que , numa abordagem conservativa, a curva T não possui limite de resistência à fadiga.

Neste trabalho adotamos a curva T de projeto, cuja expressão é (DoE [40]), sendo as tensões dadas em MPa (N/mm²)

$$N \cdot \left(\frac{\Delta S}{F}\right)^3 = 1,45 \times 10^{12} \quad \text{para } N \leq 10^7 \text{ ou } \Delta S \geq 53 \text{ MPa} \quad (\text{IV.4})$$

e

$$N \cdot \left(\frac{\Delta S}{F}\right)^5 = 4.07 \times 10^{15} \quad \text{para } N \geq 10^7 \text{ ou } \Delta S \leq 53 \text{ MPa} \quad (\text{IV.5})$$

a curva T incorpora um fator de correção F relativo à espessura dos tubos, pois existem indicações de que a resistência a fadiga diminui com o aumento daquela. O fator é dado por :

$$F = (32/t)^{0,25} \quad (\text{IV.6})$$

sendo t a maior espessura dos tubos da junta, em milímetros. A curva T básica se refere à espessura de 32,0 mm. Para espessuras abaixo de 22,0 mm , o fator se mantém constante e igual ao valor relativo a esta espessura.

A figura IV.3 mostra a curva T básica, podendo-se observar a mudança de inclinação na região de alto número de ciclos. O uso desta curva permite computar a contribuição de todas as variações de tensão, mesmo as pequenas, ao dano total de fadiga.

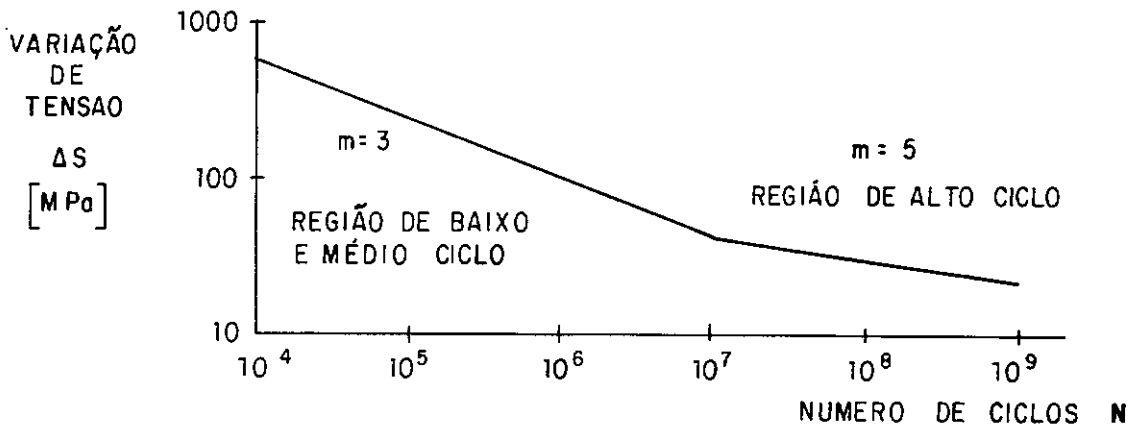


FIGURA IV.3 - Curva T básica de projeto.

Se houver uma falha no sistema de proteção catódica, a corrosividade do meio marinho pode agravar os defeitos inicialmente existentes no cordão de solda. Pode também haver um processo de corrosão-fadiga na ponta de uma trinca. Nestes casos adota-se uma curva ainda mais rigorosa, diminuindo à metade as variações de tensão admissíveis e estendendo a curva da região de baixo ciclo para a de alto ciclo.

Séries de tensão de hot spot versus tempo são obtidas pela multiplicação da tensão nominal no brace de uma junta pelo FCT calculado pelas fórmulas paramétricas. Em uma das campanhas realizadas na plataforma PGP-1 foram colados extensômetros nos membros 5701 e 5708 da mesa situada na cota +5,5 metros. A figura IV.4a mostra os locais de instalação dos sensores.

Uma série temporal de tensão típica obtida nesta medição é mostrada na figura IV.4b, já majorada pelo FCT,

calculado igual a cinco. Dada a natureza aleatória do processo, uma primeira questão se coloca : como definir o que seja um ciclo. Vários métodos foram propostos neste intuito, sendo que o mais utilizado é o método rainflow.

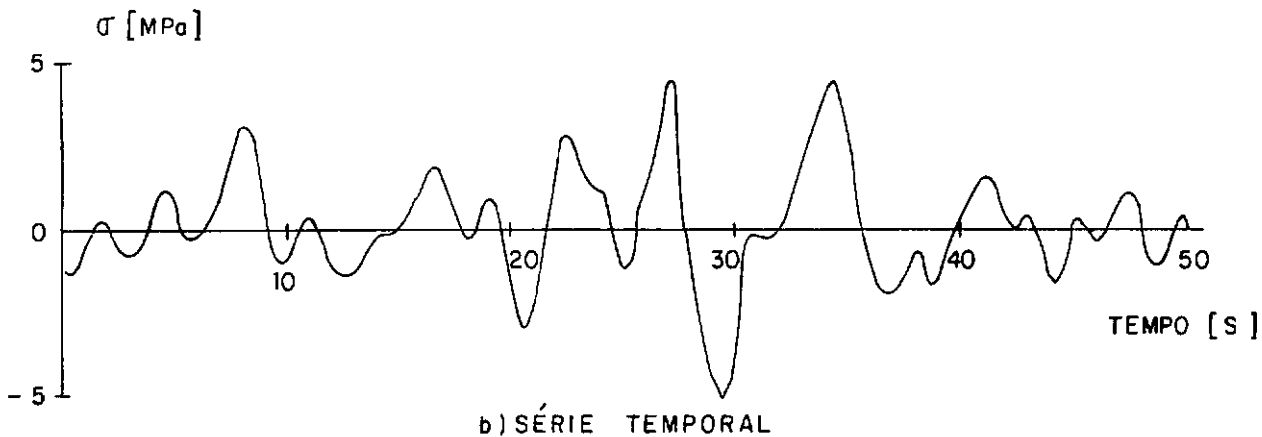
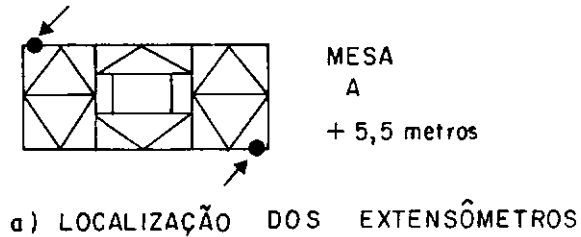
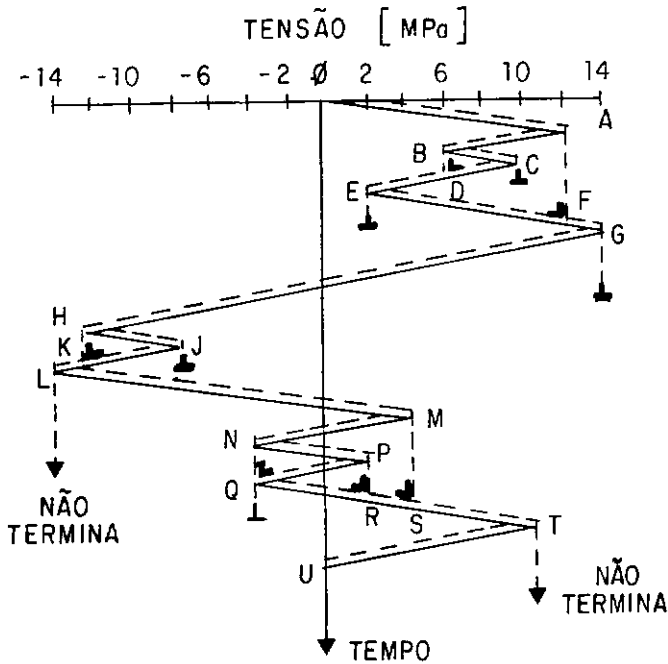


FIGURA IV.4 - Tensão versus tempo.

Para explicar o método rainflow reproduziremos o exemplo de GURNEY [41], ilustrado na figura IV.5. Para melhor visualização é feita uma rotação de eixos colocando na vertical o eixo dos tempos. O método tem seu nome derivado da semelhança entre o processo de contagem e o fluxo das águas da chuva no teto de um pagode.

Duas regras compõem o método :

- A trajetória da água sempre se inicia num vale ou num pico e não pode cortar a trajetória de uma corrente que caia de um teto superior. Exemplos dessa restrição são os trechos CD, EF e JK na figura IV.5.



VARIAÇÃO DE TENSÃO	MEIO-CICLOS POSITIVOS	MEIO-CICLOS NEGATIVOS
4	BC, HJ	CD, JK
6	QR	PQ
8	NS	MN
10	EF	AE
12		
14	∅G	

FIGURA IV.5 - Contagem rainflow.

- Para a chuva que cai da extremidade de um teto, a corrente se interrompe se passar por um pico mais positivo ou um vale mais negativo do que aquele em que se originou o fluxo. Na figura, a chuva caindo de C se interrompe porque o vale E é mais negativo do que B, onde se originou o fluxo em questão. Similarmente, o fluxo se interrompe em E porque o pico G é mais positivo do que A.

O processo na verdade conta meio-ciclos, gerando um histograma de faixa de tensões contra número de ocorrências conforme indicado na figura anterior. Os diferentes métodos de contagem dão resultados semelhantes quando o processo é de banda estreita, ou seja, quando só há uma frequência preponderante.

O método rainflow é apropriado à contagem de séries

temporais com componentes em duas ou mais frequências bem distintas (processos de banda larga). Ele consegue separar as variações de tensão relativas a cada frequência, como se percebe no exemplo dado.

Existe uma infinidade de algoritmos computacionais para a realização de contagem rainflow de séries temporais, dentre os quais o de DOWNING & SOCIE [42]. A tabela IV.1 apresenta o histograma de faixa de tensões versus número de ocorrências que resulta da aplicação daquele algoritmo à série temporal da figura IV.4b.

FAIXA DE TENSÃO [MPa]	NÚMERO DE OCORRÊNCIAS
0 - 1.5	102
1.5 - 3.0	139
3.0 - 4.5	104
4.5 - 6.0	91
6.0 - 7.5	51
7.5 - 9.0	24
9.0 - 10.5	13
10.5 - 12.0	1
12.0 - 13.5	1

TABELA IV.1 - Histograma de faixas de tensão.

A menor variação de tensão computada no histograma foi de 0,5 MPa (valor já de hot spot). Ela está relacionada à

precisão dos sensores e ao nível de ruído observado. Para calcular o dano de fadiga D referente ao histograma usamos a regra de Miner

$$D = \sum n_i / N_i \quad (IV.7)$$

onde N_i é o número admissível de ciclos para o valor médio de variação de tensão de cada faixa do histograma, segundo a curva T do DoE. O valor n_i é o número de ocorrências de cada faixa de tensão, obtido diretamente do histograma. O dano é relativo ao período de 34 minutos de duração da série e resultou, tendo o chord da junta em análise uma espessura de 51 mm :

$$D = 1.45 \times 10^{-9}$$

Ressalve-se que a regra de Miner não leva em conta o efeito da sequência de carregamento, aplicando uma curva que foi obtida de uma série de ensaios a variação de tensão constante para um caso de carregamento randômico. De qualquer forma, até que o fenômeno seja melhor conhecido, a regra de Miner é o procedimento mais simples e racional para a determinação do dano.

Alternativamente ao procedimento acima, que lida com a série temporal, é possível obter-se o dano de fadiga através da função densidade espectral de tensões. Isto faz sentido porque ela resume em si as informações relevantes ao cálculo, que são as variações de tensão ocorridas e as frequências (ou número de ocorrências) respectivas.

Existem várias formulações para a determinação do dano de fadiga a partir das propriedades espectrais, tal como expostas por WIRSCHING & SHEHATA [44], TUNNA [45] e SKJONG & MADSEN [46]. O tratamento dado por CHAUDHURY [48] e CHAUDHURY & DOVER [49] nos pareceu mais adequado, porque não limita os espectros de tensões a distribuições estatísticas conhecidas e considera o método rainflow de contagem de ciclos.

O dano de fadiga pode ser obtido, para processos de banda larga, pela expressão :

$$D = \frac{T_t \cdot E(P) \cdot \left[\frac{\epsilon^{m+2}}{2\sqrt{\pi}} \cdot \sqrt{\frac{m+1}{2}} + a \cdot \sqrt{\frac{m+2}{2}} \right] \cdot (2\sqrt{2} \cdot \sigma)^m}{A \cdot F^m} \quad (IV.8)$$

onde :

T_t é o tempo de duração de um registro, em segundos.

No nosso caso 2048 s.

$E(P)$ é a frequência esperada de picos, em hertz, definida como

$$E(P) = \sqrt{m_4 / m_2} \quad (IV.9)$$

$E(0)$ é a frequência esperada de zeros, em hertz,

$$E(0) = \sqrt{m_2 / m_0} \quad (IV.10)$$

m_0, m_2, m_4 são momentos espectrais de ordem par da função densidade espectral de tensões, obtidos conforme a expressão (II.17).

a é o fator de irregularidade,

$$a = E(O)/E(P) \quad (IV.11)$$

ϵ é o parâmetro de largura de banda,

$$\epsilon = \sqrt{1-a^2} \quad (IV.12)$$

A, m e F são os parâmetros da curva de fadiga adotada, no caso a curva T .

Γ é a função gama.

σ é o valor RMS da tensão, igual à raiz quadrada do momento de ordem zero (ou área) do espectro, conforme mostra (II.18).

A curva S-N adotada muda de formulação conforme tenhamos variações de tensão maiores ou menores que 53 MPa, o que a expressão (IV.8) não prevê. Torna-se necessário então escolher a priori qual trecho da curva T utilizaremos. Isto não constitui problema, pois a análise de fadiga sabidamente lida com tensões baixas, menores que 53 MPa, fazendo com que na maioria dos casos usemos a parte de alto ciclo da curva.

A figura IV.6 mostra a função densidade espectral de tensão relativa à série temporal que nos serve de exemplo (figura IV.4). Dela se depreende que o processo é de banda larga, pois mostra componentes numa faixa ampla de frequências. Seus momentos espectrais são :

$$m_0 = 2.772 \text{ MPa}^2 \quad m_2 = 0.151 \text{ MPa}^2 \cdot \text{Hz}^2 \quad m_4 = 0.021 \text{ MPa}^2 \cdot \text{Hz}^4$$

chegamos ao valor do dano acumulado no período de duração do registro pela aplicação da fórmula (IV.8) :

$$D = 1.65 \times 10^{-9}$$

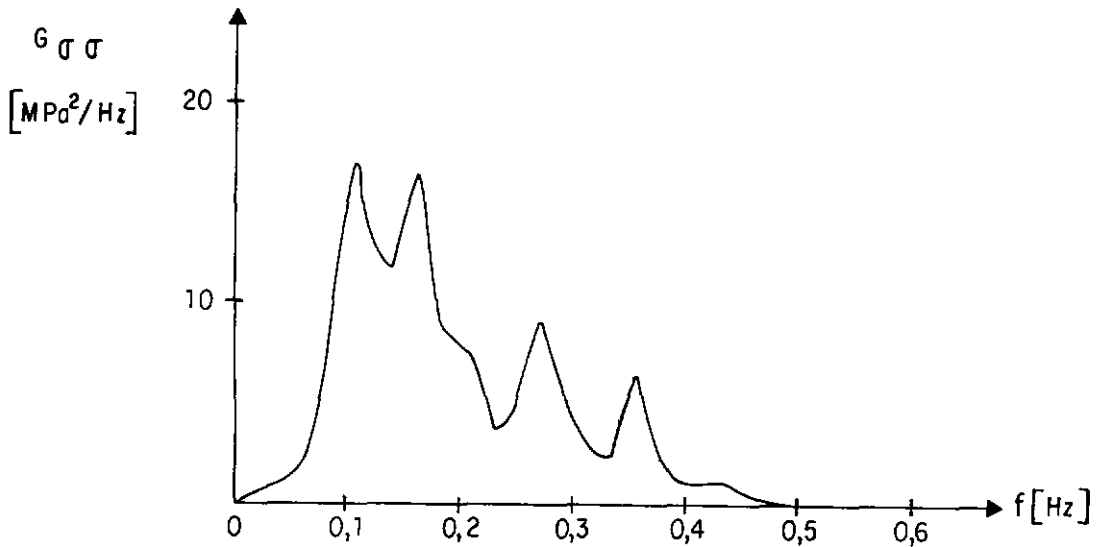


FIGURA IV.6 - Função densidade espectral de tensões.

Repetimos esta comparação para 24 séries temporais de tensão obtidas naquela campanha de medição. A figura IV.7 mostra graficamente o resultado, plotando em escala log-log o dano avaliado diretamente da série temporal contra o obtido do espectro. Pode-se perceber que, de forma geral, os valores de dano se compararam bem, ainda mais levando-se em conta a grande variação das ordens de grandeza.

A utilização da expressão (IV.8), para o cálculo do dano a partir das propriedades espectrais, mostra-se viável, levando a uma grande economia de tempo pois no método que proporemos adiante será possível conhecer os espectros

de tensão sem a necessidade de processar as séries temporais. Faz-se então a análise de fadiga inteiramente no domínio da frequência, de realização muito mais rápida que no domínio do tempo.

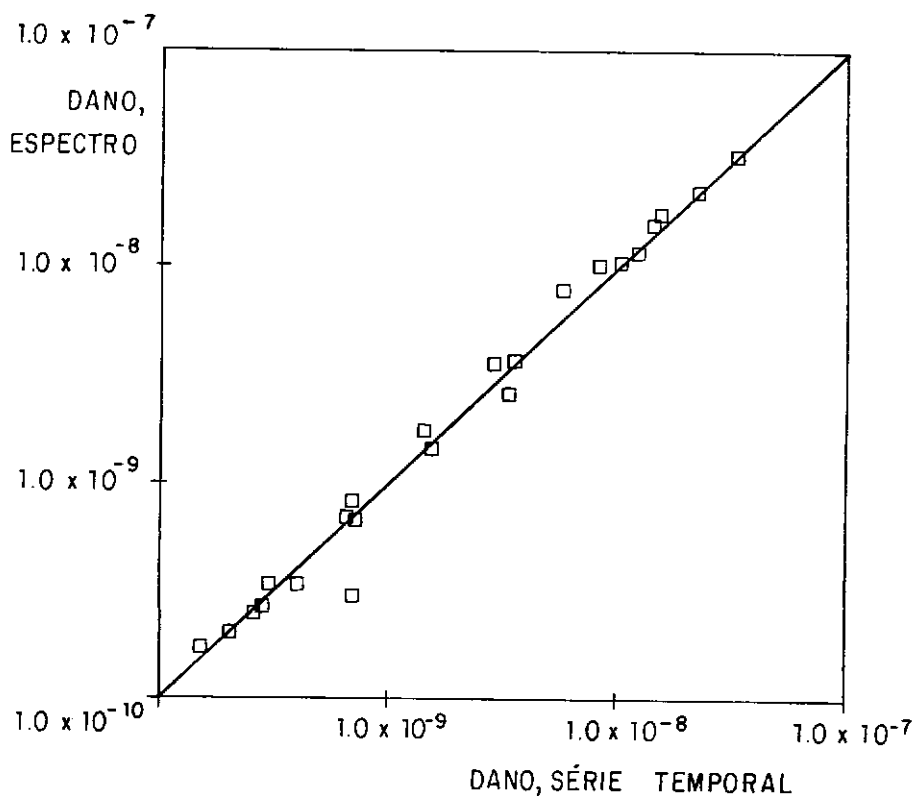


FIGURA IV.7 - Comparação entre os valores de dano.

IV.2 - OBTENÇÃO DO DANO ATRAVÉS DE FUNÇÕES DE TRANSFERÊNCIA

Seja um sistema linear a parâmetros constantes conforme ilustrado na figura IV.8.O comportamento do sistema é traduzido pelas funções complexas de transferência (ou funções de resposta em frequência) $H_u(f)$ e $H_v(f)$.O sistema tem como entrada duas séries temporais $u(t)$ e $v(t)$, relativas a processos aleatórios estacionários de média nula.

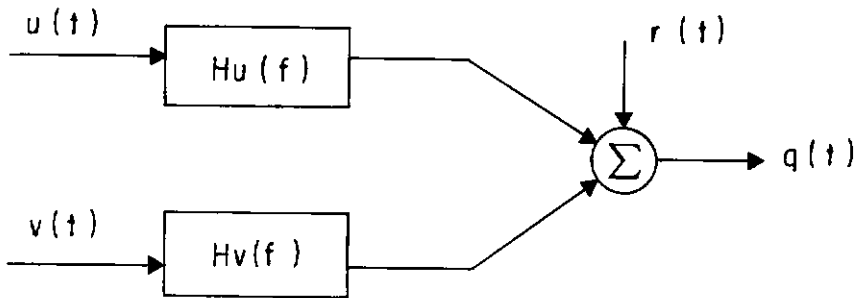


FIGURA IV.8 - Sistema linear, com duas entradas e uma saída.

Ocorre uma resposta ou saída $q(t)$ estacionária, cuja medição é afetada pelo ruído $r(t)$. De acordo com BENDAT & PIERSOL [5] é válida para o sistema a seguinte relação entre as funções de densidade espectral, onde se omitiu a dependência da frequência por simplicidade :

$$G_{qq} = |H_u|^2 \cdot G_{uu} + H_u^* \cdot H_v \cdot G_{uv} + H_u \cdot H_v^* \cdot G_{vu} + |H_v|^2 \cdot G_{vv} + G_{rr} \\ + H_u^* \cdot G_{ur} + H_u \cdot G_{ru} + H_v^* \cdot G_{vr} + H_v \cdot G_{rv} \quad (IV.13)$$

No nosso caso, o sistema representado é o modelo matemático da jaqueta, que é feito linear para possibilitar a análise dinâmica aleatória. Como visto, o solo foi substituído

por molas lineares. A formulação de onda utilizada foi a de Airy, que é linear e aplicável às condições naturais da costa brasileira, de acordo com FARIAS E HIRATA [36] e LIMA ET ALII [50].

As forças induzidas pelas ondas nos membros estruturais são obtidas pela equação de Morison, cujo termo de arraste é não linear com a velocidade das partículas, sendo linearizado pelo programa ADEP como prescrevem GUDMESTAD & CONNOR [51].

Os coeficientes de inércia e arraste foram considerados como sendo 2.0 e 1.2, respectivamente. Tomou-se uma razão de amortecimento linear equivalente de 4,3 %, valor médio entre os apurados para os modos 1 e 2, como mostrado no ítem III.1.

As grandezas $u(t)$ e $v(t)$ indicadas na figura IV.8 são os deslocamentos do convés nas direções x e y , obtidos do modelo. A série $q(t)$ se refere a um esforço na seção de um membro qualquer, também no modelo.

O ruído $r(t)$ incorpora os efeitos de não linearidade, não estacionaridade e ruído de medição propriamente dito. Assim, por definição, as parcelas referentes ao ruído são nulas, já que tratamos de um modelo.

Define-se a função coerência, real, como :

$$\gamma_{uv}^2 = |G_{uv}|^2 / (G_{uu} \cdot G_{vv}) \quad (\text{IV.14})$$

a imagem da função coerência é o intervalo $[0,1]$. Uma função coerência unitária significa que as duas séries temporais contêm informações redundantes, sendo uma dispensável. Função coerência nula implica em registros temporais desacoplados, sem relação de causa e efeito entre um e outro.

Nas situações práticas o que ocorre é uma gradação entre os dois extremos citados. No caso em estudo, em que lidamos com deslocamentos em duas direções ortogonais, ou dois graus de liberdade distintos, é de se esperar uma função de coerência baixa. Se o mar "entrar" preferencialmente pela direção x da jaqueta, a direção y será pouco excitada, a menos de efeitos de segunda ordem.

Esta consideração é suportada pela prática. A figura IV.9 mostra os gráficos da função coerência γ_{uv}^2 obtidos ao longo dos dois anos em que perduraram as medições na plataforma de Garoupa. Pode se ver que até a frequência de 0,2 Hz, faixa que corresponde à resposta direta ao mar, a coerência é da ordem de 0,5 e menor.

De 0,2 a 0,4 Hz, região do primeiro e segundo modos, o valor efetivamente tende a zero, elevando-se a quase 1,0 na frequência do terceiro modo, de 0,52 Hz, quando ocorre o acoplamento entre as duas direções dada a torção da estrutura.

Para o nosso estudo, em que consideramos representativas somente as contribuições da ação direta do mar e dos dois primeiros modos, os valores baixos de

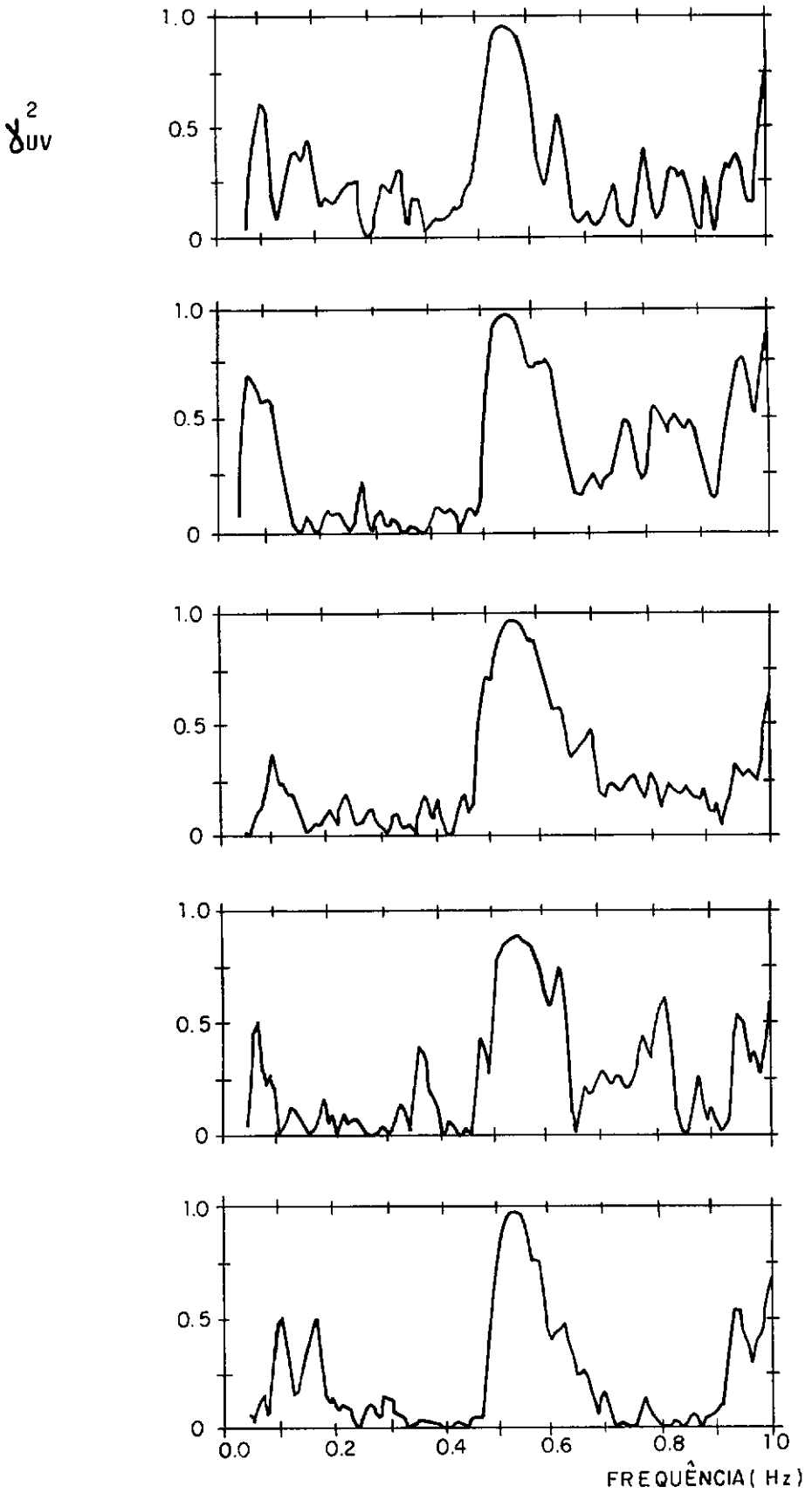


FIGURA IV.9 - Função coerência γ_{uv}^2 .

coerência permitem assumir a hipótese do desacoplamento. Com isto se anulam os termos cruzados na equação (IV.13) e ela se torna, na ausência de ruído :

$$G_{qq} = |H_u|^2 \cdot G_{uu} + |H_v|^2 \cdot G_{vv} \quad (\text{IV.15})$$

os fatores de ganho $|H_u|^2$ e $|H_v|^2$ são obtidos a partir da expressão (III.19), considerando-se cada direção como um sistema linear em separado.

O programa ADEP, módulo análise dinâmica aleatória (DINAL) utiliza como entrada um espectro de altura de onda dividido em uma série de faixas, de largura escolhida pelo usuário. A cada faixa é associada uma onda de altura igual ao dobro da raiz quadrada de sua área e período igual ao inverso de sua frequência média. Para cada onda é realizada uma análise no domínio da frequência.

Impomos um espectro de altura de ondas que se propagam na direção x do modelo, cobrindo a faixa de frequências de interesse, de 0,05 a 0,5 Hz, em intervalos de 0,01 Hz. Obtemos do programa tanto o espectro de deslocamento G_{uu} quanto o de forças na seção de um membro qualquer, G_{qq} . O fator de ganho $|H_u|^2$ é obtido por :

$$|H_u|^2 = G_{qq}/G_{uu} \quad (\text{IV.16})$$

para cada esforço é obtido um fator de ganho. O mesmo procedimento é repetido para a direção y para a obtenção de $|H_v|^2$.

Os esforços são os relevantes no caso de uma estrutura reticulada como é a jaqueta : a força axial e os dois momentos fletores, referenciados aos eixos locais da seção de cada membro. Os fatores de ganho obtidos do modelo são aplicados às funções densidade espectral de deslocamentos levantadas a cada medição, para se chegar aos esforços atuantes naquele período.

No modelo linear estes fatores de ganho são invariáveis. O que muda de uma medição para outra são os espectros de deslocamento. Utilizamos os deslocamentos reais experimentados pela estrutura sob a ação do mar.

Os fatores de ganho só são determinados uma única vez, não sendo necessário repetir a onerosa análise computacional envolvida. No advento de modificação importante na estrutura, por exemplo na massa de convés, o modelo deve ser revisto.

O método acima descrito só leva em conta a influência dos dois primeiros modos na resposta da jaqueta, já que não temos como simular no modelo um espectro "rotacional" que correspondesse ao terceiro modo. De qualquer forma, para esta dimensão de jaqueta, a influência do terceiro modo é bastante diminuta.

O efeito do terceiro modo se manifesta nas medições por pequenas diferenças de amplitude nos espectros de deslocamento referentes a uma mesma direção mas obtidos de pontos diagonalmente opostos. Para os fins do método

utilizamos o espectro médio de cada direção.

Obtidos os espectros de forças em uma seção extrema de um tubo, temos que chegar ao espectro de tensão de hot spot para poder calcular o dano de fadiga. A prática corrente de análise calcula a tensão de hot spot em oito locais ao longo da interseção entre os tubos, separados de 45 graus como indica a figura IV.10.

A tensão de hot spot pode ser obtida dos esforços pela relação, onde Φ é o ângulo indicado na figura IV.10 :

$$\sigma^{\phi}(t) = F_X.F(t)/S + \cos\Phi.F_Y.M_y(t)/Z + \sin\Phi.F_Z.M_z(t)/Z \quad (IV.17)$$

relação válida no domínio do tempo, onde $F(t)$ representa a força axial, $M_y(t)$ e $M_z(t)$ os momentos fletores referenciados aos eixos locais do membro. Os termos F_X , F_Y e F_Z são os fatores de concentração de tensões referentes a cada esforço. S e Z são respectivamente a área e o módulo de resistência à flexão do brace.

Para simplificar, reescrevemos a equação anterior em termos de tensões :

$$\sigma^{\phi}(t) = \sigma_{ax}(t) + \cos\phi.\sigma_{my}(t) + \sin\phi.\sigma_{mz}(t) \quad (IV.18)$$

a transformada de Fourier da expressão anterior e seu conjugado se escrevem :

$$\hat{\sigma}^{\phi}(f) = \hat{\sigma}_{ax}(f) + \cos\phi.\hat{\sigma}_{my}(f) + \sin\phi.\hat{\sigma}_{mz}(f)$$

$$S^{\phi}(f) = S_{ax}^*(f) + \cos\phi \cdot S_{my}^*(f) + \sin\phi \cdot S_{mz}^*(f) \quad (IV.19)$$

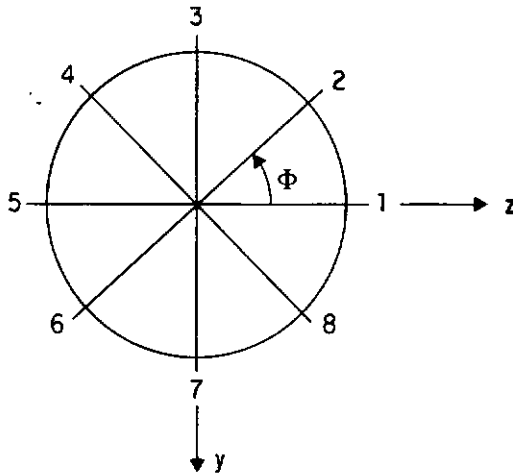


FIGURA IV.10 - Locais ao longo da junta onde normalmente se calcula o dano.

multiplicando lado a lado resulta :

$$\begin{aligned} S^{\phi} S^{\phi*} = & S_{ax} \cdot S_{ax}^* + \cos^2\phi \cdot S_{my} \cdot S_{my}^* + \sin^2\phi \cdot S_{mz} \cdot S_{mz}^* + \\ & + \cos\phi \cdot (S_{ax} \cdot S_{my}^* + S_{ax}^* \cdot S_{my}) + \sin\phi \cdot (S_{ax} \cdot S_{mz}^* + S_{ax}^* \cdot S_{mz}) + \\ & + \sin\phi \cdot \cos\phi \cdot (S_{my} \cdot S_{mz}^* + S_{my}^* \cdot S_{mz}) \end{aligned}$$

da expressão (II.13), que relaciona a função densidade espectral às transformadas de Fourier obtemos :

$$\begin{aligned} G_{\sigma\sigma}^{\phi} = & G_{\sigma_x\sigma_x} + \cos^2\phi \cdot G_{\sigma_y\sigma_y} + \sin^2\phi \cdot G_{\sigma_z\sigma_z} + \\ & + \cos\phi \cdot (G_{\sigma_x\sigma_y} + G_{\sigma_x\sigma_y}^*) + \sin\phi \cdot (G_{\sigma_x\sigma_z} + G_{\sigma_x\sigma_z}^*) + \\ & + \sin\phi \cdot \cos\phi \cdot (G_{\sigma_y\sigma_z} + G_{\sigma_y\sigma_z}^*) \end{aligned} \quad (IV.20)$$

Conhecidos os espectros de esforços (inclusive os cruzados) na seção extrema do brace e os fatores de concentração de tensão, temos as tensões de hot spot em qualquer ponto que se queira ao longo da linha de interseção

da junta tubular. A questão que se apresenta é que o programa ADEP não fornece os espectros cruzados.

Para ilustrar o procedimento que se adotou, vamos analisar a tensão de hot spot na posição 1 referenciada na figura IV.10 :

$$G_{\sigma\sigma}^1 = G_{\sigma_x\sigma_x} + G_{\sigma_y\sigma_y} + (G_{\sigma_x\sigma_y} + G_{\sigma_x\sigma_y}^*) \quad (IV.21)$$

relembrando as notações usuais da densidade espectral cruzada :

$$G_{ab} = C_{ab} + j.Q_{ab} = |G_{ab}| e^{-i\theta} = |G_{ab}| (\cos\theta + j.\text{sen}\theta) \quad (IV.22)$$

usando (IV.14) e (IV.22) em (IV.21) resulta :

$$G_{\sigma\sigma}^1 = G_{\sigma_x\sigma_x} + G_{\sigma_y\sigma_y} + 2 \cdot \sqrt{G_{\sigma_x\sigma_x} \cdot G_{\sigma_y\sigma_y}} \cdot (\gamma_{xy} \cdot \cos\theta) \quad (IV.23)$$

é possível uma análise conservativa, supondo que na expressão acima o termo $(\gamma_{xy} \cdot \cos\theta)$ seja máximo e igual a 1,0 em cada frequência :

$$G_{\sigma\sigma}^1 = G_{\sigma_x\sigma_x} + G_{\sigma_y\sigma_y} + 2 \cdot \sqrt{G_{\sigma_x\sigma_x} \cdot G_{\sigma_y\sigma_y}} \quad (IV.24)$$

por analogia, na posição 3 da figura IV.10 temos :

$$G_{\sigma\sigma}^3 = G_{\sigma_x\sigma_x} + G_{\sigma_z\sigma_z} + 2 \cdot \sqrt{G_{\sigma_x\sigma_x} \cdot G_{\sigma_z\sigma_z}} \quad (IV.25)$$

A aplicação das expressões (IV.24) e (IV.25) é rigorosa porque supõe que as tensões componentes do valor de

hot spot estarão sempre em fase e em alta coerência, proporcionando a maior resultante possível. Por outro lado, isto resulta numa análise conservativa que ainda serve ao propósito de compararmos os danos de duas juntas distintas.

Em uma das campanhas de medição foram obtidas as séries temporais tanto de tensão quanto de esforços em dois membros da mesa superior da jaqueta, conforme mostrado. Os espectros de hot spot obtidos conforme as expressões (IV.24) e (IV.25) indicaram tensões 30 % maiores que as máximas reais.

As medições foram muito limitadas para podermos generalizar este valor. Fica no entanto uma indicação da sobrevaloração da tensão que se comete ao usar as expressões propostas.

O processo de obtenção do dano numa junta tubular qualquer da jaqueta será esquematizado a seguir. Voltaremos à notação em frequências discretas inerente à análise digital de dados, já utilizando os valores usados nas nossas medições.

1 - De um registro que dura 2048 s obtemos quatro espectros de deslocamentos do convés, dois na direção x e dois na direção y, conforme mostrado. Calculamos os espectros médios de cada direção :

$$G_{uu}(fk), G_{vv}(fk) ; \quad fk = 0.048, 0.056, \dots, 0.496, 0.504 \text{ Hz}$$

limitamos as frequências à faixa de interesse - resposta direta, primeiro e segundo modos - embora os parâmetros da amostragem permitam uma faixa maior. Esta faixa de frequências é comum a todas as expressões que se seguem.

2 - Para cada seção extrema de tubo secundário obtemos os espectros dos esforços R_x, M_y e M_z , através dos fatores de ganho previamente calculados pelo programa ADEP, aplicados aos espectros de deslocamentos reais medidos

$$G_{a_x a_x}(fk) = |H_x^u(fk)|^2 \cdot G_{uu}(fk) + |H_x^v(fk)|^2 \cdot G_{vv}(fk)$$

$$G_{m_y m_y}(fk) = |H_y^u(fk)|^2 \cdot G_{uu}(fk) + |H_y^v(fk)|^2 \cdot G_{vv}(fk)$$

$$G_{m_z m_z}(fk) = |H_z^u(fk)|^2 \cdot G_{uu}(fk) + |H_z^v(fk)|^2 \cdot G_{vv}(fk)$$

3 - Calculamos os espectros de tensão, a partir dos espectros de esforços, já incluindo os fatores de concentração de tensões :

$$G_{\sigma_x \sigma_x}(fk) = (FX/S)^2 \cdot G_{a_x a_x}(fk)$$

$$G_{\sigma_y \sigma_y}(fk) = (FY/Z)^2 \cdot G_{m_y m_y}(fk)$$

$$G_{\sigma_z \sigma_z}(fk) = (FZ/Z)^2 \cdot G_{m_z m_z}(fk)$$

4 - Obtemos os espectros de tensão de hot spot, para as posições angulares 1 e 3 de cada junta tubular, de acordo com (IV.24) e (IV.25) :

$$G_{\sigma\sigma}^1(fk) = G_{\sigma_x\sigma_x}(fk) + G_{\sigma_y\sigma_y}(fk) + 2 \cdot \sqrt{G_{\sigma_x\sigma_x}(fk) \cdot G_{\sigma_y\sigma_y}(fk)}$$

$$G_{\sigma\sigma}^3(fk) = G_{\sigma_x\sigma_x}(fk) + G_{\sigma_z\sigma_z}(fk) + 2 \cdot \sqrt{G_{\sigma_x\sigma_x}(fk) \cdot G_{\sigma_z\sigma_z}(fk)}$$

5 - Conhecidos os espectros de tensão de hot spot em duas posições, calculamos os momentos de ordem par :

$$m_n = \sum_{fk} fk^n \cdot G_{\sigma\sigma}(fk) \quad ; \quad n = 0, 2, 4$$

de posse dos momentos calculamos o dano de fadiga relativo ao período de 2048 s pela aplicação da fórmula (IV.8), para as duas posições.

IV.3 - RESULTADOS

A aplicação do procedimento delineado no item anterior é precedida de uma última calibração do modelo matemático, a partir dos resultados da campanha em que se mediram tanto os deslocamentos de convés quanto os esforços em alguns membros.

O dano acumulado relativo aos dois membros instrumentados na primeira mesa da jaqueta foi obtido por duas maneiras diferentes. Na primeira delas usando-se diretamente os espectros de tensão medidos, majorados pelos FCT's para termos valores de hot spot.

A segunda maneira parte dos espectros de deslocamento do convés e chega aos espectros de tensão de hot spot via os fatores de ganho, definidos na relação (IV.16) e obtidos pelo programa ADEP para todos os membros de interesse.

A comparação dos dois espectros de tensão indicou que aquele obtido via ADEP tinha ordenadas dezesseis vezes mais altas que o espectro medido, em média. Isto implica em que as tensões calculadas pelo programa estavam quatro vezes maiores que as medidas, para os mesmos deslocamentos de convés.

Os fatores de ganho foram então divididos por dezesseis e novamente aplicados aos espectros de deslocamento para se obter os espectros de tensão. De posse

desses, calculamos o dano pela fórmula (IV.8). A figura IV.11 mostra a comparação entre os valores de dano medido e calculado, para espectros de tensão de hot spot obtidos tal como mostrado pelas expressões (IV.24) e (IV.25).

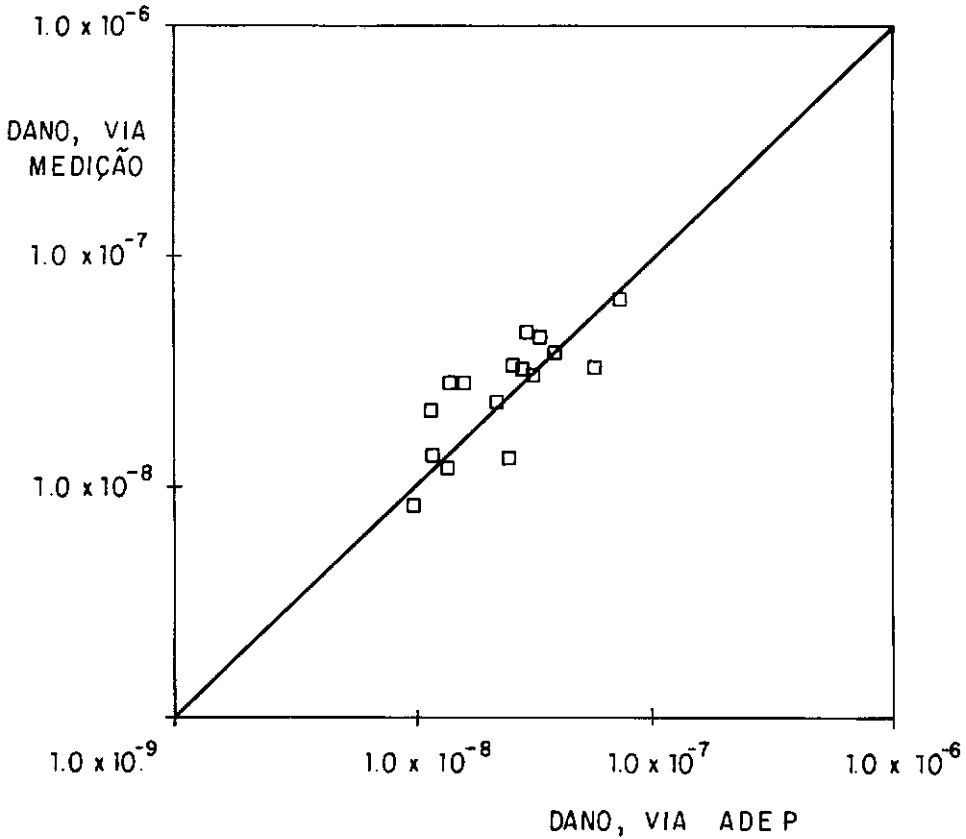


FIGURA IV.1 - Comparação entre os valores de dano.

Percebe-se pela análise da figura que a correção resultante da divisão dos fatores de ganho por dezesseis faz com que os valores de dano se comparem bem, embora observe-se uma certa dispersão em torno da reta que indica igualdade de valores.

Uma vez calibrado o modelo, podemos calcular o dano em qualquer junta, assumindo-se que a redução verificada nos fatores de ganho das juntas instrumentadas seja válida para

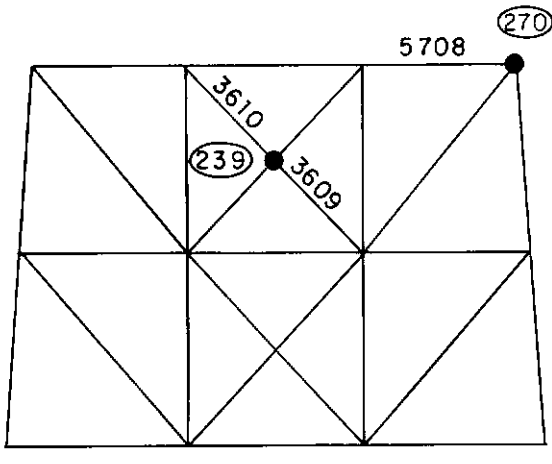
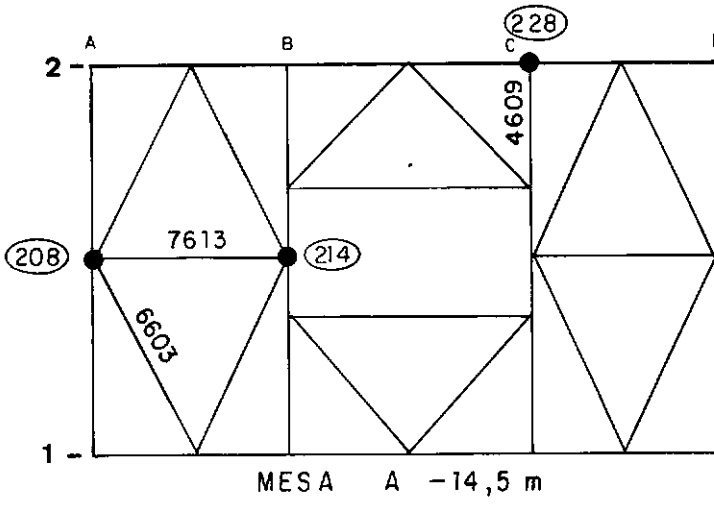
todas as outras juntas. Medições mais extensivas, que contemplem inclusive membros submersos, poderão verificar ou não esta hipótese.

Para fins de demonstração do método foram escolhidas 21 juntas da jaqueta, de acordo com três critérios. Pelo primeiro deles, procurou-se avaliar a dependência do dano de fadiga com a posição do membro ao longo da altura da estrutura, mantido o mesmo tipo de junta. Para tanto foram selecionadas as interseções dos membros 5401, 5501, 5601 e 5701 com uma perna da jaqueta.

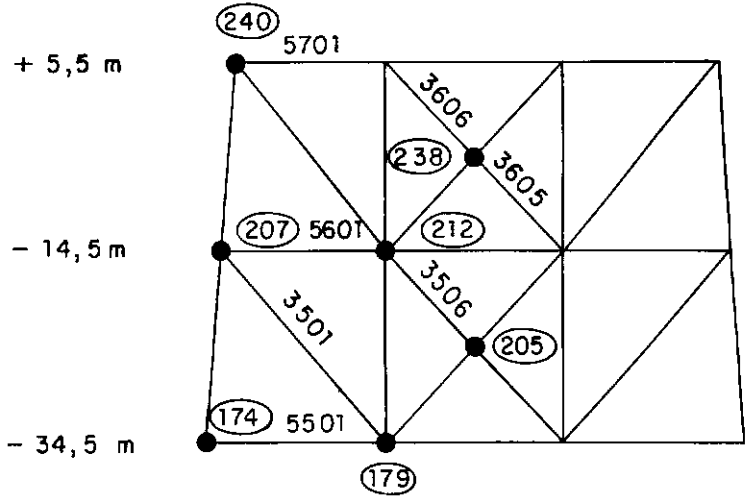
Foram analisadas também as juntas mais solicitadas à fadiga segundo o projeto, localizadas nas extremidades dos membros 2602, 3605, 3606, 3609 e 3610. Por fim foram escolhidas juntas representativas da diversidade de tipos encontrada na jaqueta. A figura IV.12 mostra as juntas escolhidas, bem como a localização das mesmas.

A aplicação da fórmula (IV.8) fornece o dano acumulado no período de uma medição, que dura 2048 segundos. Como se assume que cada medição representa o comportamento do fenômeno no intervalo de seis horas, o dano obtido da fórmula é multiplicado por 10,55 para se ter o seu valor em seis horas.

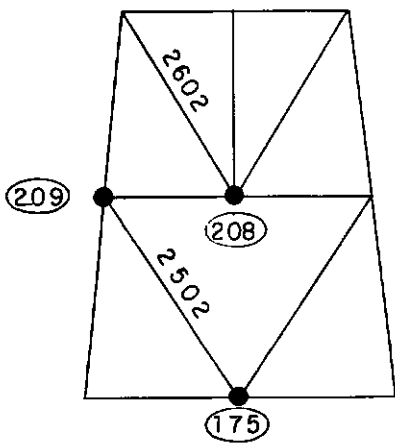
Os danos em seis horas, associados a cada medição, são somados até se ter o dano em 6,5 dias, que é quanto durou cada campanha, a uma taxa de 26 medições por campanha. Uma campanha representa o comportamento em um mês. O dano



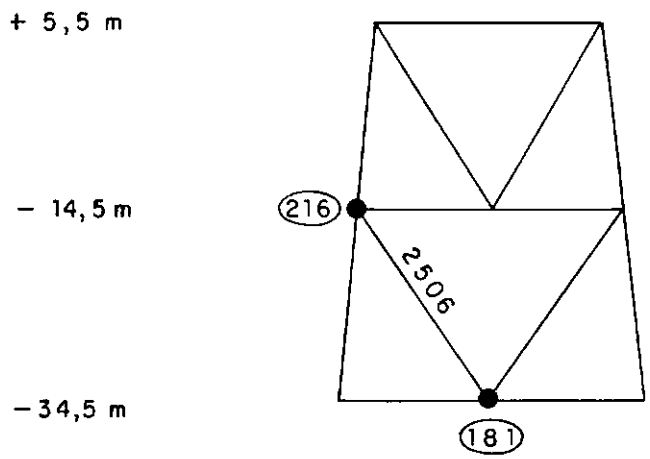
PLANO 1



PLANO 2



PLANO A



PLANO B

FIGURA IV.12 - Juntas seleccionadas.

acumulado em cada campanha de 6,5 dias é multiplicado por 4,61 para se ter o valor acumulado no mês.

Dentre as campanhas realizadas ao longo de dois anos as de número 6 a 17 foram realizadas mês a mês, perfazendo um ano de medições contínuas. A tabela IV.2 apresenta os valores de dano de fadiga acumulados durante aquele ano pelas juntas selecionadas, nas posições 1 e 3, como definidas na figura IV.10.

Uma outra forma de fornecer a mesma informação, de maneira mais representativa, é calcular a vida à fadiga, definida como o inverso do dano anual. A tabela IV.2 mostra tanto os danos acumulados como as vidas correspondentes a cada um.

A tabela mostra que a jaqueta está bem dimensionada quanto à fadiga, já que das juntas selecionadas nenhuma teve vida à fadiga abaixo de 30 anos, que é a vida operacional da plataforma. Esta conclusão é reforçada pelo fato de que o dano obtido aqui é maior que o real, dada a forma como foi calculado, a partir das expressões (IV.24) e (IV.25).

A avaliação dos resultados relativos aos membros 5401, 5501, 5601 e 5701 indica que, grosso modo, o dano aumenta com a diminuição da profundidade da junta ao longo da jaqueta, o que é bom para a atividade de manutenção. Os membros mais sujeitos a reparo devido aos efeitos da fadiga são de acesso mais fácil, embora o mergulho possa ser difícil na zona de variação de maré.

JUNTA

DANO ANUAL

VIDA (ANOS)

(X 1.000.000)

MEMBRO / N°	POS. 1 - POS. 3	POS. 1 - POS. 3
2502 / 175	8,70 - 3,89	115.000 - 257.000
2502 / 209	14,8 - 5,24	67.700 - 191.000
2506 / 181	21,7 - 4,48	46.000 - 223.000
2506 / 216	21,9 - 8,40	45.600 - 119.000
2602 / 208	22.600 - 12.100	44,2 - 82,4
3501 / 179	6,71 - 76,9	149.000 - 13.000
3501 / 207	20,1 - 442	49.800 - 2.260
3506 / 205	0,662 - 3,91	1.510.000 - 256.000
3506 / 212	2,53 - 3,85	395.000 - 260.000
3605 / 238	5,75 - 5,81	174.000 - 172.000
3606 / 238	10,8 - 78,1	93.000 - 12.800
3609 / 239	5,85 - 5,85	171.000 - 171.000
3610 / 239	11,2 - 86,2	89.000 - 11.600
4609 / 228	204 - 128	4.900 - 7.810
5401 / 146	82,0 - 188	12.200 - 5.330
5501 / 174	56,5 - 361	17.700 - 2.770
5601 / 207	382 - 9700	2.620 - 103
5701 / 240	2470 - 3720	405 - 269
5708 / 270	1750 - 1700	572 - 589
6603 / 208	59,2 - 1,63	16.900 - 612.000
7613 / 214	800 - 41,7	1.250 - 24.000

TABELA IV.2 - Dano acumulado e
vida à fadiga.

Das juntas que de acordo com o projeto tinham vida à fadiga menor que 200 anos - nos membros 2602,3605,3606,3609 e 3610 - apenas a primeira, localizada no membro 2602, continuou crítica. Em verdade foi a junta com menor vida entre as avaliadas, com 44,2 anos. As demais têm vidas de dezenas de milhares de anos, segundo nosso método.

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

A idéia central do presente trabalho foi propor uma metodologia para a avaliação do comportamento quanto à fadiga das juntas soldadas de uma jaqueta dimensionada para 120 metros de lâmina d'água, que é uma estrutura típica do estágio atual de desenvolvimento da Bacia de Campos.

Este objetivo nos parece ter sido atingido, com a constatação de que o fenômeno de fadiga não deve conduzir a trincas passantes nas juntas tubulares da jaqueta durante sua vida operacional, a julgar pelos resultados condensados na tabela IV.2.

Quanto ao aspecto de verificação do projeto, a afirmação acima permite inferir que o mesmo dimensionou bem a estrutura no tocante à falha por fadiga. Cumpre ressaltar no entanto que as juntas com maior dano acumulado em nosso estudo não coincidem com as do projeto, a menos de uma.

Isto pode levar à reformulação dos planos de inspeção, que se baseiam, entre outras coisas, nas informações oriundas do projeto. Evidente que estas conclusões precisam ser testadas à luz de mais medições, pois a calibração dos fatores de ganho obtidos pelo modelo foi realizada com os

resultados de uma única medição, restrita a membros localizados na mesa superior da jaqueta.

Pretende-se realizar pelo menos mais uma campanha, em que se meça inclusive os esforços em membros submersos, ao mesmo tempo em que repetem-se as medições nos membros da primeira mesa. De qualquer forma os resultados já obtidos são indicativos de uma situação segura, com baixas tensões de hot spot nas juntas tubulares.

No transcorrer do estudo surgiram questões paralelas, que, a despeito de sua importância, foram relegadas a um segundo plano para que pudéssemos concluir a idéia central. Fica como recomendação para futuras análises o melhor equacionamento daquelas questões.

A primeira delas diz respeito à melhor forma de determinar os coeficientes de amortecimento linear equivalente. A literatura faz referência a métodos tidos como mais adequados, como o da Média Móvel Auto-regressiva (OLAGNON & PREVOSTO [18]) e o dos Momentos Espectrais (GREWATZ & SUNDER [13]).

Para que os métodos citados sejam efetivos, os espectros de deslocamento têm que ter maior resolução em frequência, o que a Transformada Rápida de Fourier não proporciona com facilidade. Os espectros passariam a ser obtidos por outros processos, como por exemplo pelo método da Máxima Entropia, descrito por CAMPBELL & VANDIVER [17].

Em segundo lugar, faz-se necessário um aprofundamento da questão do ajuste entre modelo e estrutura real. No presente trabalho, como se viu, só conseguimos ajustar os dois primeiros modos de vibração. Dada as dimensões da jaqueta o ajuste foi considerado aceitável, visto serem as frequências naturais altas em geral, acima das frequências de maior energia do mar.

A medida em que se analisem estruturas para maiores profundidades os modos superiores de vibração passam a influir mais no comportamento dinâmico. Isto exigirá uma correspondência entre realidade e modelo para um bom número de modos. Por correspondência entenda-se semelhança tanto de autovalores quanto de autovetores. O trabalho de FARIAS ET ALII [37], a partir do método da Identificação Bayesiana de Parâmetros, talvez possa ser continuado nesta direção.

Por fim, a própria metodologia de determinação do dano precisa ser enriquecida, com a incorporação dos espectros cruzados para a exata definição das tensões atuantes em qualquer ponto ao longo do perímetro de uma junta tubular. Isto exigirá a medição não só das alturas de onda como também da direção em que cada uma se propaga. O programa de análise estrutural a ser utilizado deverá ser capaz de fornecer os referidos espectros.

A nossa análise só conseguiu obter o espectro de tensões de hot spot em dois pontos de uma junta, que chamamos de ponto 1 e ponto 3. Ainda assim não obtivemos os valores realmente existentes e sim máximos teóricos, que pelo menos

estão a favor da segurança no tocante à fadiga.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] VON ARX, William S., An Introduction to Physical Oceanography, New York, Addison-Wesley, 1977.
- [2] LOPES, Tiago A. P., Instrumentação de Plataformas Fixas de Produção na Bacia de Campos, Relatórios, 1987.
- [3] GODA, Yoshimi, Random Seas and Design of Maritime Structures, University of Tokyo Press, 1985.
- [4] LONGUET-HIGGINS, M. S., "On the Statistical Analysis of the Heights of Sea Waves", Journal of Maritime Research, vol.11, 1952.
- [5] BENDAT, Julius S. e PIERSON, Allan G., Random Data Analysis and Measurements Procedures, New York, John Wiley & Sons, 1986.
- [6] GERGES, Samir N.Y., Processamento e Análise de Sinais Notas de Aula, São Paulo, Bruel & Kjaer do Brasil, 1985.
- [7] MITCHELL, L. D., Signal Processing and the Fast Fourier Transform (FFT) Analyser, Experimental Techniques, October 1985.

- [8] HERLUFSEN, H., Dual Channel FFT Analysis (parts I & II), Naerum, Denmark, Bruel & Kjaer Technical Review, 1984.
- [9] GADE, S. e HERLUFSEN, H., Use of Weighting Functions in DFT/FFT Analysis (parts I & II), Naerum, Denmark, Bruel & Kjaer Technical Review, 1987.
- [10] PAZ, Mario, Structural Dynamics Theory and Computation, New York, Van Nostrand Reinhold Company, 1980.
- [11] CLOUGH, Ray W. e PENZIEN, Joseph, Dynamics of Structures, Tokyo, McGraw-Hill Kogakusha Ltd., 1975.
- [12] BREBBIA, C. A. e ORSZAG, S. A., editores, Vibrations of Engineering Structures, Berlin, Springer-Verlag, 1985.
- [13] GREWATZ, Stuart E. e SUNDER, S. S., "Vibration Monitoring in the Spectral Domain Using the Method of Moments", MIT Research Report n.R82-47, August 1982.
- [14] VANDIVER, J. K., "Prediction of the Damping-Controlled Response of Offshore Structures to Random Wave Excitation", Society of Petroleum Engineers Journal, pp. 5-14, February 1980.
- [15] GUNDY, William E., SCHARTON, Terry D. e THOMAS, Roger L., "Damping Measurements on an Offshore Platform", Offshore Technology Conference, pp.77-91, May 1980.

- [16] COOK, Michael F. e VANDIVER, J., "Measured and Predicted Dynamic Response of a Single Pile Platform to Random Wave Excitation", Offshore Technology Conference, pp. 637-646, May 1982.
- [17] CAMPBELL, R. B. e VANDIVER, J. K., "The Determination of Modal Damping Ratios from Maximum Entropy Spectral Estimates", Journal of Dynamic Systems Measurements and Control, Transactions ASME, vol.104, pp.78-85, March 1982.
- [18] OLAGNON, M. e PREVOSTO, M., "The Variations of Damping Ratios with Sea Conditions for Offshore Structure under Natural Excitation", Offshore Technology Conference, pp. 57-67, May 1984.
- [19] ALI, M. A. e GOULD, P. L., "On the Resonant Component of the Response of Single Degree-of-Freedom Systems under Random Loading", Engineering Structures, vol.7, pp. 280-282, 1985.
- [20] SPIDSOE, N. e LANGEN, I., "Damping of Fixed Offshore Platforms", Behaviour of Offshore Structures, Amsterdam, Elsevier Science Publishers B.V., pp.915-925, 1985.
- [21] TUNG, C.C., "A Study of Response and Response Spectra of Offshore Structures to Regular Waves", Applied Ocean Research, vol.8, no.1, pp. 38-41, 1986.

- [22] CHAPRA, Steven e CANALE, Raymond P., Numerical Methods for Engineers with Personal Computer Applications, New York, McGraw-Hill Book Company, 1985.
- [23] NATARAJA, Raj, "Structural Monitoring in Real Seas", Offshore Technology Conference, pp.221-228, May 1983.
- [24] LANGEN, I., SPIDSOE, N., BRUCE, R.L. e HEAVNER, J.W., "Measured Dynamic Behavior of North Sea Jacket Platforms", Offshore Technology Conference, pp.67-80, May 1984.
- [25] LAMB, W.C., HIBBARD, H.C., JAMES, A.L., KOERNER, W.A. e ROTHBERG, R.H., "Instrumentation for Monitoring Behavior of Lena Guyed Tower", Offshore Technology Conference, pp.329-337, May 1984.
- [26] FLOGELAND, S. e FERRETI, C., "A Systematic Development of Services for Instrumented Structural Monitoring", Offshore Technology Conference, pp.195-206, May 1985.
- [27] INGLIS, R.B. e KINT, T.E., "Predicted and Measured Long Term Stress Range Distributions for the Fulmar A Platform", Behaviour of Offshore Structures, Amsterdam, Elsevier Science Publishers B.V., pp.153-165, 1985

- [28] THEBAULT, J., ROBBERSTAD, L., LANGEN, I., AGNELLO, G.,
DOUCET, Y. e NERZI, R., "In-service Response Analysis
of Two Fixed Offshore Platforms", Behaviour of
Offshore Structures, Amsterdam, Elsevier Sciences
Publishers B.V., pp. 123-133, 1985.
- [29] SCHWARTZ, M. e SHAW, L., Signal Processing : Discrete
Spectral Analysis, Detection and Estimation, New York,
Mcgraw-Hill Book Company, 1975.
- [30] KUANG, J. G., POVTIN, A.B. e LEICK, R. D., "Stress
Concentration in Tubular Joints", Offshore Technology
Conference, Paper OTC 2205, May 1975.
- [31] GIBSTEIN, M. B., "Parametrical Stress Analysis of T
Joints", European Offshore Steels Research Seminar,
Paper 26, 1978.
- [32] WORDSWORTH, A.C. e SMEDLEY, G.P., "Stress Concentration
at Unstiffened Tubular Joints", European Offshore
Steels Research Seminar, Paper 31, 1978.
- [33] DEPARTMENT OF ENERGY, G.B., Complex Tubular Joints :
Assessment of Stress Concentration Factors for
Fatigue Analysis, London, Her Majesty's Stationery
Office, 1984.
- [34] DET NORSKE VERITAS, Rules for the Design, Construction
and Inspection of Offshore Platforms, Hovik, Norway,
1982.

- [35] AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, API RP 2A - Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms Washington, U.S.A, 1986.
- [36] FARIAS, F. M. , HIRATA, M. H. e HSU, L., "Risers" de Perfuração, Boletim Técnico da PETROBRAS, pp.275-297, Outubro/Dezembro de 1984.
- [37] FARIAS, F. M., MENICONI, L. C. e DEL VECCHIO, C. M. , Monitoração Estrutural de Plataformas "Offshore", Rio de Janeiro, Relatório PETROBRAS - CENPES - 564, 1984.
- [38] ALMAR-NAESS, A., editor , Fatigue Handbook : Offshore Steel Structures, Trondheim, Norway, Tapir, 1985.
- [39] GURNEY, T. R., Fatigue of Welded Structures, Cambridge, G.B., Cambridge University Press, 1979.
- [40] DEPARTMENT OF ENERGY, G.B. , Background to New Fatigue Design Guidance for Steel Welded Joints in Offshore Structures, London, Her Majesty's Stationery Office, 1984.
- [41] GURNEY, T. R., "A Comparison of Three Stress Counting Methods Using Simulated Stress Spectra", Research Report, Abington, G.B., The Welding Institute Press, 1978.

- [42] DOWNING, S. D. e SOCIE, D. F., "Simple Rainflow Counting Algorithms", International Journal of Fatigue, pp. 31-40, January 1982.
- [43] REBELLO, João M. A., Significado dos Defeitos em Juntas Soldadas, Notas de Aula, Rio de Janeiro, Associação Brasileira de Metais, 1987.
- [44] WIRSCHING, P. H. e SHEHATA, A. M., "Fatigue Under Wide Band Random Stresses Using the Rainflow Method", Journal of Engineering Materials and Technology, pp. 205-211, July 1977.
- [45] TUNNA, J. M., "Fatigue Life Prediction for Gaussian Random Loads at the Design Stage", Fatigue Fracture of Engineering Materials and Structures, vol. 9, n. 3, pp. 169-184, 1986.
- [46] SKJONG, R. e MADSEN, H., "Practical Stochastic Fatigue Analysis of Offshore Platforms", Ocean Engineering, vol. 14, n. 4, pp. 313-324, 1987.
- [47] HALDAR, A. e KANEGAONKAR, H. B., "Stochastic Fatigue Response of Jackets under Intermittent Wave Loading", Offshore Technology Conference, Paper OTC 5332, May 1986.
- [48] CHAUDHURY, G., "Spectral Fatigue of Broad-Band Stress Spectrum with One or More Peaks", Offshore Technology Conference, Paper OTC 5333, May 1986.

- [49] CHAUDHURY,G. e DOVER,W., "Fatigue Analysis of Offshore Platforms Subject to Sea Wave Loadings", International Journal of Fatigue, vol.7, n.1, pp.13-19, 1985
- [50] LIMA,E. C.,ELLWANGER,G. e TORRES,ANA L., Subsistema ADEP-DINAL : Manual de Teoria, Rio de Janeiro, PETROBRAS-CENPES, 1988.
- [51] GUDMESTAD,Ove T. e CONNOR,Jerome J., "Linearization Methods and the Influence of Current on the Nonlinear Hidrodynamic Drag Force", Applied Ocean Research, vol.5, n.4, pp. 184-194, 1983.