

JOÃO ROBERTO DIEGO PETRECHE

**ANÁLISE PROBABILÍSTICA DO COMPORTAMENTO DINÂMICO
DE LINHAS DE AMARRAÇÃO**

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São Paulo
para obtenção do Título de Mestre em
Engenharia.

SÃO PAULO
1990

120°
P2



UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA POLITÉCNICA

TERMO DE JULGAMENTO
DE
DEFESA DE DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

Aos 27 dias do mês de fevereiro de 1991, às 10:00 horas,
no Departamento de Engenharia Naval

da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, presente a Comissão Julgadora, integrada
pelos Senhores Professores Drs. Carlos Alberto Nunes Dias Orientador do can-
didato, Oscar Brito Augusto e José Elias Laier

iniciou-se a Defesa de Dissertação de Mestrado do Senhor Engenheiro Naval
JOÃO ROBERTO DIEGO PETRECHE

Título da Dissertação: "Análise Probabilística do Comportamento Dinâmico de
Linhas de Amarração"

Concluída a arguição, procedeu-se ao julgamento na forma regulamentar, tendo a Comissão
Julgadora atribuído ao candidato as seguintes notas:

Prof.Dr.Carlos Alberto Nunes Dias (10,0) (dez)

Prof.Dr.Oscar Brito Augusto (10,0) (dez)

Prof.Dr.José Elias Laier (10,0) (dez)

Para constar, é lavrado o presente termo, que vai assinado pela Comissão Julgadora e pelo Secretário da Seção de Pós-Graduação

São Paulo, 27 de fevereiro de 1991.

Presidente

Carlos Alberto Nunes

Secretário Mara Fátima de Jesus Luz Sanches marafatimasanches

Observações:

Homologada pela C.P.G. em reunião realizada à 18/03/91

JOÃO ROBERTO DIEGO PETRECHE

Engenheiro Naval, Escola Politécnica da USP, 1988.

**ANÁLISE PROBABILÍSTICA DO COMPORTAMENTO DINÂMICO
DE LINHAS DE AMARRAÇÃO**

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São Paulo
para obtenção do Título de Mestre em
Engenharia.

Orientador: Prof. Dr. Carlos Alberto Nunes Dias
Prof. Assistente Doutor do Departamento
de Engenharia Naval da USP.

SÃO PAULO

1990

*Aos meus pais
João e Léa
que sempre me
incentivaram.*

AGRADECIMENTOS

Ao professor Dr. Carlos Alberto Nunes Dias, pela orientação e apoio, e às seguintes entidades:

- Departamento de Engenharia Naval da Escola Politécnica;
- Centro de Estruturas Navais e Oceânicas da Universidade de São Paulo (CENOP);
- Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP);
- Centro de Pesquisas da Petrobrás (CENPES/PETROBRÁS).

RESUMO

Os aspectos estatísticos inerentes à excitação provocada pelas condições ambientais sobre embarcações amarradas são estudados de forma a estabelecer parâmetros aceitáveis para avaliação da qualidade da resposta dinâmica não-linear de longo prazo das linhas de amarração, em termos de vida em fadiga e do risco de ruptura estática.

A abordagem proposta subdivide a resposta de longo prazo numa seqüência de eventos de curto prazo, nos quais o processo aleatório é considerado estacionário, embora não necessariamente de banda estreita. Nesses termos, o comportamento dinâmico não-linear das linhas de amarração pode ser tomado na sua essência fundamental, sem a necessidade de simplificações de grande vulto.

Como parte do procedimento de cálculo, propõe-se que as tensões de curto prazo sejam obtidas por integração direta, no domínio do tempo, do equilíbrio dinâmico de cada linha isolada de amarração, nos moldes já hoje consubstanciados em programas de computador comercialmente disponíveis.

Finaliza-se com a apresentação de um exemplo de aplicação do método, para o caso da plataforma semi-submersível GVA 4500 da Petrobrás, que vai operar na Bacia de Campos numa lâmina d'água ao redor de 1000 m. Atende-se com este trabalho, portanto, alguns dos anseios estabelecidos no "Programa de Capacitação Tecnológica em Sistemas de Exploração para Águas Profundas (PROCAP)" da citada empresa, buscando cumprir o objetivo de colocar o conhecimento tecnológico nacional adaptado à realidade do país, tornando-o menos dependente da importação de tecnologias estrangeiras, nem sempre, ou quase nunca, voltadas às nossas reais necessidades.

ABSTRACT

The inherent statistic aspects due to environmental loads acting on moored vessels are investigated in order to obtain reliable parameters to evaluate the long-term non-linear dynamic response of the mooring lines, as for the fatigue life and the risk of static failure.

The proposed approach divides the long-term response into a sequence of short-term events, in which the random process is regarded as stationary, but not narrow band. Thus the non-linear dinamic behavior of the mooring lines can be treated on its fundamental essence, without large simplifications.

As part of the calculation procedure, the short-term tensions are obtained by integrating directly the equations of motion for each single mooring line, as performed by the available commercial computer programs.

Finally an example of application is presented, for the Petrobrás semisubmersible platform GVA 4500, that will be operating at Bacia de Campos in a water depth of 1000 m. This work goes toward the aims of the "Programa de Capacitação Tecnológica em Sistemas de Exploração para Águas Profundas (PROCAP)", in order to take the national technological knowledge adapted to the country actuality, and avoid the importation of foreign technologies, that are, almost never, turned to our actual needs.

ÍNDICE

Dedicatória.....	I
Agradecimentos.....	II
Resumo.....	III
Abstract.....	IV
Índice.....	V
Simbologia.....	VIII
Lista de Figuras.....	XIV
Lista de Tabelas.....	XV

CAPÍTULO 1

Introdução.....	1
1.1 Justificativa do Trabalho.....	1
1.2 Organização do Texto.....	2

CAPÍTULO 2

Tipos Básicos de Falha Estrutural.....	5
2.1 Introdução.....	5
2.2 Ruptura Estática.....	7
2.3 Vida em Fadiga.....	10
2.4 Encaminhamento da Solução.....	14

CAPÍTULO 3

Comportamento das Linhas de Amarração.....	18
3.1 Introdução.....	18
3.2 Resposta da Embarcação Amarrada sob as Condições Ambientais.....	19
3.3 Tensões Dinâmicas nas Linhas de Amarração.....	21
3.3.1 A Solicitação pelo Ponto de Amarração.....	21
3.3.2 Fases de Classificação do Comportamento Isolado da Linha.....	23
3.4 Tratamento Probabilístico das Tensões.....	25
3.4.1 Função de Densidade de Probabilidade de Curto Prazo.....	25
3.4.2 Resposta de Longo Prazo.....	32
3.4.2.1 Vida em Fadiga.....	33
3.4.2.2 Risco de Ruptura Estática.....	36
3.4.3 Importância da Adoção de Distribuições de Probabilidade para Picos e Flutuações.....	37

CAPÍTULO 4

Cálculo das Tensões Dinâmicas de Curto Prazo.....	39
4.1 Introdução.....	39
4.2 Discretização do Espectro de Ondas.....	40
4.2.1 Formulação Adotada.....	40
4.2.2 Escolha da Gama de Freqüências.....	41
4.2.3 Tempo de Simulação x Propriedades Estatísticas	43
4.3 Equação de Equilíbrio Dinâmico da Linha Isolada.....	45
4.4 Integração do Equilíbrio no Domínio do Tempo.....	46
4.5 Contagem de Picos e Flutuações ("Rainflow").....	47
4.6 Ajuste da Função de Densidade de Probabilidade.....	49

CAPÍTULO 5

Algoritmo das Estatísticas de Longo Prazo.....	52
5.1 Discretização das Condições Ambientais.....	52
5.2 Densidade de Probabilidade de Picos de Longo Prazo.....	53
5.3 Acumulação de Danos na Fadiga.....	54
5.4 Exemplo de Aplicação.....	55

CAPÍTULO 6

Conclusões e Recomendações.....	62
---------------------------------	----

APÊNDICE A:

Representação Estatística das Ondas do Mar.....	65
---	----

APÊNDICE B:

Cálculo dos Movimentos da Embarcação.....	71
---	----

APÊNDICE C:

Comportamento em Fadiga de Cabos e Correntes.....	78
---	----

APÊNDICE D:

Interpretação da Teoria do Programa MODEX.....	97
--	----

APÊNDICE E:

Listagens dos Programas DMOOR, MODEX e FATAN.....	146
---	-----

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	205
---------------------------------	-----

SIMBOLOGIA

- P_f : probabilidade de falha.
- Q : nível de solicitação, carregamento ou força dinâmica.
- q_L : limite de resistência.
- p : função de densidade de probabilidade.
- \bar{q} : média do nível de solicitação.
- \bar{q}_L : média do limite de resistência.
- α : fator de risco.
- σ_u : tensão de ruptura estática.
- q_u : força nominal de ruptura estática.
- \hat{q}_c : valor característico da força dinâmica.
- N_p : número de picos da força dinâmica observados durante a vida operacional.
- P : função de distribuição acumulada de probabilidade.
- \tilde{q} : pico da força dinâmica.
- q_A : amplitude da flutuação (distância de pico a vale) da força dinâmica.
- s : tensão cíclica de amplitude constante.
- N : número de ciclos necessários para ocorrer a falha por fadiga.
- s_f : tensão limite de fadiga.
- L : parâmetro da curva S-N (inclinação) obtido através de regressão linear dos dados dos ensaios de fadiga.
- C : parâmetro da curva S-N obtido através de regressão linear dos dados dos ensaios de fadiga.
- E : módulo de elasticidade.

- K : rigidez efetiva.
- ϵ : deformação.
- η : dano em fadiga.
- n_i : número de ciclos que ocorrem da flutuação de amplitude a_{A_i} da força dinâmica .
- a_{A_i} : amplitude da i -ésima flutuação da força dinâmica.
- N_i : número de ciclos necessários para ocorrer a falha por fadiga com uma flutuação a_{A_i} da força dinâmica.
- N_A : número total de flutuações da força dinâmica.
- v_t : vida em fadiga.
- H_s : altura significativa das ondas = média do terço das maiores alturas de onda.
- $H_{1/3}$: média do terço das maiores alturas de ondas = altura significativa das ondas.
- T_z : período médio das ondas.
- c : parâmetro da distribuição gama generalizada.
- m : parâmetro da distribuição gama generalizada.
- λ : parâmetro da distribuição gama generalizada.
- Γ : função gama.
- Q_o : força dinâmica média.
- \tilde{q} : pico da força dinâmica subtraído da força dinâmica média.
- \hat{Q}_o : valor característico da força dinâmica subtraído da força dinâmica média.
- x_i : dado da amostra.
- \bar{x} : média dos valores amostrados.
- s_x^2 : variância dos valores amostrados.

- g_x : média do cubo dos valores amostrados, subtraídos da média da amostra.
- \bar{x} : moda da amostra.
- n_o : tamanho da amostra.
- m_k : momento de ordem k da função de densidade de probabilidade.
- \hat{x}_n : valor extremo assintótico.
- n : número de observações.
- n_s : número de condições ambientais.
- P_j : função de densidade de probabilidade na condição ambiental j .
- c_j : parâmetro da distribuição gama generalizada dos picos da força dinâmica na condição ambiental j .
- m_j : parâmetro da distribuição gama generalizada dos picos da força dinâmica na condição ambiental j .
- λ_j : parâmetro da distribuição gama generalizada dos picos da força dinâmica na condição ambiental j .
- c_{A_j} : parâmetro da distribuição gama generalizada das flutuações da força dinâmica na condição ambiental j .
- m_{A_j} : parâmetro da distribuição gama generalizada das flutuações da força dinâmica na condição ambiental j .
- λ_{A_j} : parâmetro da distribuição gama generalizada das flutuações da força dinâmica na condição ambiental j .
- T_j : tempo de simulação da força dinâmica na condição ambiental j .
- n_j : número de picos da força dinâmica, acima da força média, observados durante o tempo de simulação na condição ambiental j .

- n_{A_j} : número de flutuações da força dinâmica observadas durante o tempo de simulação na condição ambiental j.
- v_j : vida em fadiga na condição ambiental j.
- α_j : risco de ruptura estática na condição ambiental j.
- N_{A_j} : número de flutuações da força dinâmica na condição ambiental j, necessárias para ocorrer a falha por fadiga.
- η_j : taxa de dano na condição ambiental j.
- N_j : número de picos da força dinâmica, acima da força média, observados na condição ambiental j durante um tempo correspondente à vida operacional da amarração.
- V : vida operacional da amarração.
- FS : fator de segurança.
- $[p]_t$: função de densidade de probabilidade de longo prazo.
- PB_j : probabilidade de ocorrência da condição ambiental j.
- η_t : dano total acumulado durante a vida operacional da amarração.
- N_{A_t} : número de flutuações da força dinâmica observados durante a vida em fadiga da amarração.
- E : operador do cálculo da média (valor esperado).
- N_t : número de picos da força dinâmica, acima da força média, observados durante a vida operacional da amarração.
- α_t : fator de risco de longo prazo.
- P_j : função de distribuição acumulada de probabilidade na condição ambiental j.
- $[P]_t$: função de distribuição acumulada de probabilidade de longo prazo.

- $S(\omega)$: função de densidade espectral das ondas.
- ω : freqüência.
- C_1 : parâmetro do espectro de energia das ondas.
- C_2 : parâmetros do espectro de energia das ondas.
- δ : largura de banda da função de densidade espectral.
- M_k : momento de ordem k do espectro de energia.
- a_i : amplitude da i -ésima onda regular componente de uma onda irregular.
- ω_i : freqüência da i -ésima onda regular componente de uma onda irregular.
- σ_x^2 : variância do deslocamento horizontal do ponto de amarração da linha na embarcação.
- σ_z^2 : variância do deslocamento vertical do ponto de amarração da linha na embarcação.
- $X(\omega)$: amplitude da função de transferência do deslocamento horizontal do ponto de amarração.
- $Z(\omega)$: amplitude da função de transferência do deslocamento vertical do ponto de amarração.
- $\theta_x(\omega)$: ângulo de fase da função de transferência do deslocamento horizontal do ponto de amarração.
- $\theta_z(\omega)$: ângulo de fase da função de transferência do deslocamento vertical do ponto de amarração.
- ξ_i : ângulo de fase aleatória.
- M : número de freqüências utilizadas na discretização do espectro de energia das ondas.
- $X(t)$: histórico do deslocamento horizontal do ponto de amarração.
- $Z(t)$: histórico do deslocamento vertical do ponto de amarração.

- \bar{x} : média temporal do deslocamento horizontal do ponto de amarração.
 \bar{z} : média temporal do deslocamento vertical do ponto de amarração.
 T : tempo de simulação.
 T_r : intervalo aproximado de tempo para repetição da série temporal.
 $\Delta\omega$: intervalo médio das freqüências.
 M : matriz de massa.
 $\ddot{\mathbf{p}}$: vetor das acelerações nodais.
 \mathbf{F} : vetor das forças de extremidade.
 \mathbf{R} : vetor das forças externas nodais equivalentes.
 Δt : passo de integração ("time step").
 Δt_{cr} : "time step" crítico.
 σ^2 : parâmetro da distribuição de Rayleigh dos picos da força dinâmica= variância dos picos.
 K_h : número de classes do histograma.
 $x_{máx}$: valor máximo da amostra.
 n_k : número de elementos da amostra na classe k.
 x_k : valor de um elemento da amostra na classe k.
 f_{ij} : freqüência relativa de ocorrência do fator i ($i=1$: estado de mar, $i=2$: vento, $i=3$: correnteza, $i=4$: direção) da condição ambiental j.
 θ : ângulo de apropamento, entre condição ambiental e embarcação.

LISTA DE FIGURAS

Figura	Página
2.1 Funções de densidade de probabilidade do carregamento (a) e do valor limite (a_L).....	6
2.2 Funções de Densidade p_Q e de Distribuição Acumulada P_Q de Probabilidade de Picos.....	9
2.3 "Diagrama S-N" Típico.....	10
2.4 Função de densidade de probabilidade de flutuações	13
2.5 Exemplo de Contagem de Picos e Flutuações sobre um Histórico Típico da Força Dinâmica de Curto Prazo, numa dada Condição Ambiental.....	15
3.1 Fases de Classificação do Comportamento Dinâmico das Linhas de Amarração.....	24
3.2 Função de Densidade de Probabilidade Gama Generalizada.....	26
4.1 Geração de uma onda irregular a partir do espetro de ondas.....	42
4.2 Teste do procedimento para estimativa dos parâmetros da função de densidade de probabilidade.....	50
5.1 Configuração do Sistema de Amarração da Plataforma GVA 4500.....	56

LISTA DE TABELAS

Tabela	Página
2.1 Ação das condições ambientais de curto prazo, conjuntamente associadas a uma determinada probabilidade de ocorrência.....	17
5.1 Características dos Segmentos das Linhas de Amarracão da Plataforma GVA 4500.....	57
5.2 Estados de mar da Bacia de Campos.....	58
5.3 Resultados da Análise de Fadiga para cada Condição Ambiental. GVA 4500.....	59
5.4 Riscos de ruptura para cada condição ambiental. GVA 4500.....	61

CAPÍTULO 1

Introdução

1.1 Justificativa do Trabalho

Com a descoberta de reservas petrolíferas em águas profundas, a necessidade de operar embarcações em tais regiões vem exigindo o projeto de sistemas de amarração que atendam a requisitos mais rígidos de segurança e efetividade na manutenção do posicionamento das embarcações [1]. Em face da necessidade de se ter instalações permanentes de produção, em unidades flutuantes que devem permanecer amarradas por longos períodos, a análise do comportamento dinâmico das linhas de amarração necessita de uma abordagem estatística na avaliação de sua resistência de longo prazo, quer seja no tocante a vida em fadiga, quer seja na determinação do risco de ruptura estática.

Nestes termos, a partir das técnicas que incorporam as teorias do cálculo não linear determinístico das forças dinâmicas de amarração no domínio do tempo, procurou-se estudar os aspectos estatísticos inerentes à excitação provocada pelas ondas sobre a embarcação amarrada e, como consequência, sobre as linhas de amarração, de forma a estabelecer parâmetros aceitáveis para avaliação da resposta dinâmica de longo prazo dessas linhas.

Como objetivo maior, procurou-se estabelecer uma ferramenta de cálculo voltada ao preenchimento de uma lacuna do desenvolvimento tecnológico nacional, capacitando o país a atender suas necessidades próprias, e por seus próprios meios, em que sua realidade específica requer. O desafio da exploração de petróleo em águas profundas é típico de nosso país, não se justificando, portanto, a importação de

tecnologias estrangeiras na forma em que estas são industrializadas nos países mais desenvolvidos, pois, ou atendem mais apropriadamente às especificidades deles, e não as nossas, ou são, apenas, produto de exportação imperialista, gerador de dependência tecnológica.

Nesse termos, buscou-se contribuir no esforço da capacitação tecnológica em águas profundas, deflagrado pela Petrobrás através de seu programa PROCAP definido nos idos de 1988.

1.2 Organização do Texto

Nos capítulos seguintes, apresentamos um procedimento para análise probabilística da resposta dinâmica das linhas de amarração. Este procedimento busca avaliar o risco de ruptura devido aos picos da força dinâmica, e a vida em fadiga da amarração para sistemas permanentes, levando-se em consideração a variação das condições ambientais durante longos períodos (resposta de longo prazo), os movimentos de 1^a e 2^a ordem da embarcação e os efeitos não lineares da dinâmica das linhas de amarração.

No Capítulo 2 conceituam-se os tipos básicos de falha de uma linha de amarração, introduzindo-se o tratamento probabilístico essencial à correta avaliação da ocorrência dessas falhas, no contexto geral da análise de probabilidades em estruturas navais e oceânicas. Define-se nesse capítulo, portanto, os dois elementos fundamentais da análise probabilística proposta no trabalho: "risco de ruptura estática" e "vida em fadiga". Finaliza-se com uma exposição do modo pelo qual a solução teórica deve ser obtida, de sorte a se cumprir o objetivo de quantificar, estatisticamente, as falhas definidas no contexto particular de embarcações amarradas.

Partindo da particularização estabelecida no Capítulo 2, reserva-se ao Capítulo 3 uma descrição conceitual detalhada do modo pelo qual da teoria se obtém as tensões dinâmicas nas linhas de amarração. A modelagem global do problema pauta-se

em moldes clássicos, sendo, nesses termos, subdividida em problemas mais específicos. Em primeiro lugar, resolve-se o problema de cálculo dos movimentos da embarcação amarrada, sob hipóteses que simplificam substancialmente o comportamento da amarração, para depois, numa segunda etapa, voltar-se a atenção para o cálculo do comportamento isolado de cada uma das linhas, quando, então, todas as relações de causa e efeito, relevantes para a obtenção das tensões dinâmicas, são consideradas.

Este trabalho parte da premissa de que todo o problema de cálculo de tensões dinâmicas, em cada uma das linhas de um sistema de amarração, encontra-se satisfatoriamente resolvido, a partir da modelagem clássica exposta no Capítulo 3. Considerando o resultado que se obtém da solução de tal problema, em termos de uma descrição das tensões no domínio do tempo (a rigor, por razões estatísticas, válidas para curtos períodos de tempo), aplica-se, como contribuição do trabalho, o tratamento probabilístico delineado no item 3.4, com especial ênfase ao modo pelo qual constroem-se as estatísticas de curto prazo visando a necessária análise de longo prazo.

Uma vez, então, estabelecida a espinha dorsal que sustenta todo o conteúdo do trabalho, o Capítulo 4 é dedicado à colocação de aspectos particulares que enriquecem o corpo da teoria, relacionando premissas de sorte a definir completamente o âmbito da solução proposta. Nesse contexto, hipóteses e procedimentos, específicos deste trabalho, são descritos, ficando relegado aos apêndices tudo aquilo que, embora importante para o método proposto, não tenha sido de lavra direta do autor e que, por razões didáticas, mereceu posição secundária no texto. Nesse aspecto, destaca-se, particularmente, o problema da solução do equilíbrio dinâmico não linear de uma linha isolada de amarração que, pelas razões expostas, é tratado em detalhes apenas no Apêndice D.

O Capítulo 5 fecha o conteúdo do trabalho, procurando descrever de modo sintético, sem reapresentação da formulação já vista, a linha mestra do algoritmo de cálculo das estatísticas de longo prazo, estabelecida em detalhes nos

capítulos precedentes. Assim, visando o objetivo claro de fornecer subsídios ao entendimento do modo pelo qual são obtidos os dois parâmetros estatísticos básicos do problema (consustanciados nos termos: "risco de ruptura" e "vida em fadiga"), recorre-se a um exemplo real de aplicação que, em primeira instância, justifica o desenvolvimento do presente ferramental de cálculo.

O último capítulo fica reservado às considerações finais, conclusões gerais e recomendações para trabalhos futuros.

Reservamos para os apêndices tudo aquilo que pôde ser considerado subsidiário, no sentido de que já é de domínio público, registrado na literatura e por nós usado como peças para o desenvolvimento do método proposto. Nesses termos, o Apêndice A reproduz a abordagem, já consagrada em Engenharia Naval, do tratamento estatístico das ondas do mar que, para este trabalho, é o elemento gerador de toda a conceituação estatística.

O Apêndice B descreve o modo pelo qual o tratamento dado à representação das ondas do mar presta-se ao cálculo dos movimentos de uma embarcação de superfície, amarrada ou não, relacionando as hipóteses gerais da modelagem do problema, estendendo-se na descrição do enfoque clássico de subdivisão da excitação das ondas em componentes de 1^a ordem (linear) e 2^a ordem (não linear).

No Apêndice C, a mecânica estrutural do comportamento de cabos e correntes é apresentada em termos de atender a necessidade de estabelecer parâmetros de resistência com base em resultados experimentais com corpos de prova.

O cálculo das tensões dinâmicas numa linha de amarração, como capítulo a parte do capítulo geral do comportamento de embarcações amarradas, mereceu o Apêndice D, na exata medida em que é importante conhecer as principais hipóteses e métodos matemáticos de solução do problema, tal como consustanciado no programa de computador usado para tal fim do qual restringimo-nos a extrair potencialidades, sem responsabilidade pelo seu desenvolvimento.

CAPÍTULO 2

Tipos Básicos de Falha Estrutural

2.1 Introdução

Na determinação da solicitação sob a qual uma determinada estrutura oceânica estará submetida durante sua vida útil, é fundamental para o projetista naval compreender os aspectos básicos da avaliação dos esforços causados pelas ondas do mar que, essencialmente, são de natureza probabilística (Apêndice A).

Associado a este fato, incertezas decorrentes do comportamento da estrutura, da definição de limites admissíveis e do próprio procedimento de cálculo determinam, sempre, um certo risco de que uma falha ocorra. Nestes termos, considerando-se a possibilidade de que o estado real de solicitação exceda o valor limite de resistência da estrutura, pode-se definir Probabilidade de Falha por

$$P_f = \text{PROB} [q \geq q_L] \quad (2.1)$$

onde: q - nível de solicitação sobre a estrutura como efeito do carregamento

q_L - limite de resistência da estrutura

Como todas as variáveis do problema são essencialmente aleatórias, o cálculo da probabilidade de um tipo particular de falha envolve as funções de densidade de probabilidade do carregamento que pode causar a falha e do valor limite para este carregamento, denotadas por $p_q(q)$ e $p_{q_L}(q_L)$ respectivamente.

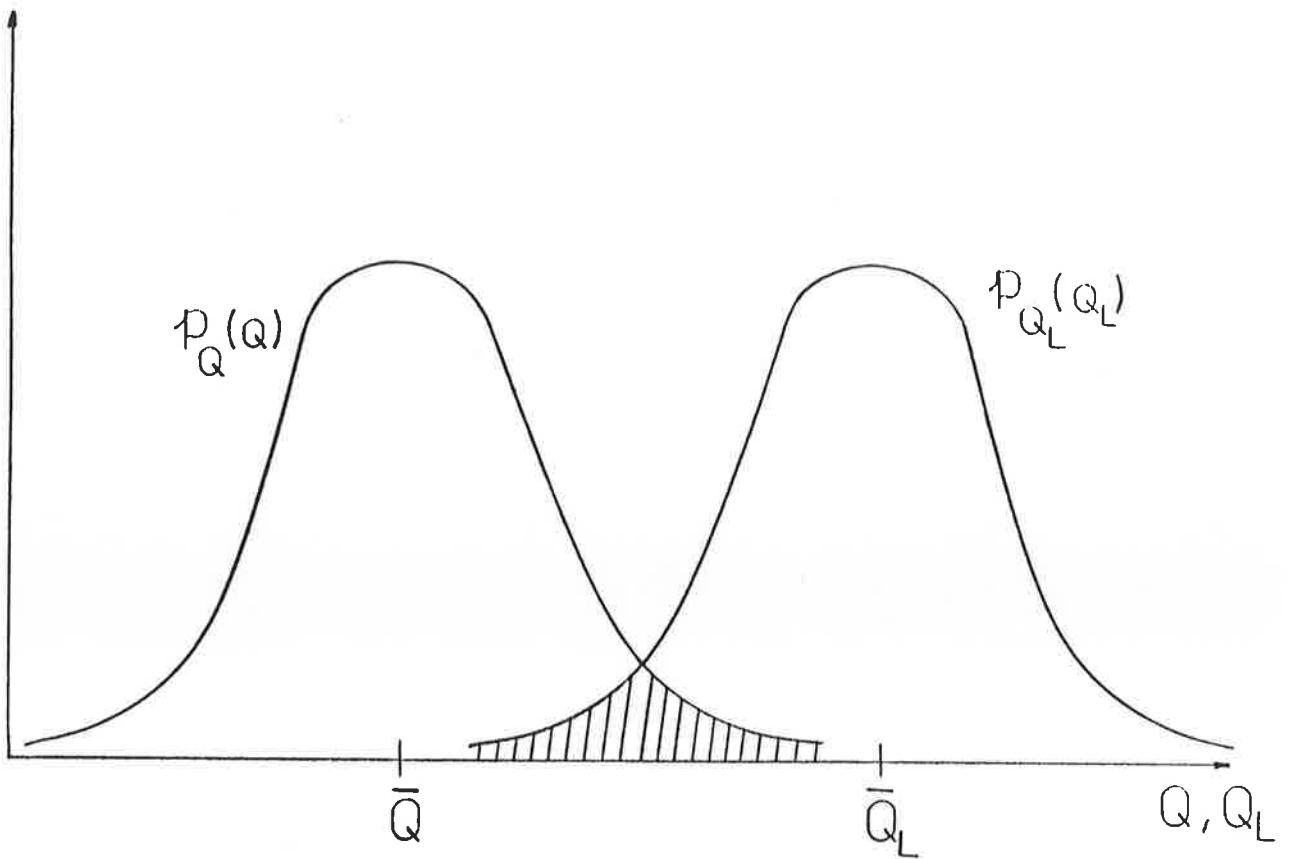


Figura 2.1 - Funções de densidade de probabilidade do carregamento (Q) e do valor limite (Q_L).

A Figura 2.1 mostra que, mesmo quando a média do valor limite \bar{Q}_L está bem acima da média do carregamento \bar{Q} , existe ainda um trecho onde as curvas se sobrepõem, ou seja, existe ainda alguma possibilidade de falha.

Desta forma, não é possível fazer uma estrutura absolutamente segura. Ao invés disto, ela pode ser feita "suficientemente segura", desde que a probabilidade de falha seja levada a níveis considerados aceitáveis.

Admitindo que Q e Q_L são variáveis aleatórias independentes, a probabilidade de falha é calculada por [2]:

$$P_f = \int_0^\infty \left(\int_0^\nu p_{q_L}(\xi) d\xi \right) p_q(\nu) d\nu \quad (2.2)$$

pois,

$$\text{PROB} [\nu \leq q \leq \nu + d\nu] = p_q(\nu) d\nu \quad (2.3)$$

e

$$\text{PROB} [q_L \leq \nu] = \int_0^\nu p_{q_L}(\xi) d\xi \quad (2.4)$$

Assim,

$$\begin{aligned} & \text{PROB} [q_L \leq \nu \text{ e } \nu \leq q \leq \nu + d\nu] = \\ & = \left(\int_0^\nu p_{q_L}(\xi) d\xi \right) p_q(\nu) d\nu \end{aligned} \quad (2.5)$$

Considerando todos os valores possíveis que o carregamento q pode atingir, obtém-se a equação (2.2) a partir da equação (2.5).

Vamos introduzir aqui o conceito de fator de risco α , que é um parâmetro através do qual o projetista tem controle sobre a probabilidade, ou risco, de que o carregamento de projeto seja excedido durante a vida operacional da estrutura. Sendo assim, o fator de risco está associado a apenas um valor determinístico do limite do carregamento (o valor de projeto), ou seja, não considera a distribuição de probabilidade $p_{q_L}(q_L)$.

No presente estudo, vamos analisar as falhas dos sistemas permanentes de amarração, que podem ocorrer por Ruptura Estática ou por Fadiga, no contexto estatístico menos amplo do fator de risco, quando apenas a solicitação é considerada probabilística.

2.2 Ruptura Estática

Para evitar a falha das linhas de amarração por ruptura estática, devemos manter o nível das tensões suficientemente

abaixo da tensão de ruptura do material (σ_u). Conhecendo-se a força estática que causa a ruptura da linha (q_u) - conforme fornecida pelo fabricante e, de agora em diante, deterministicamente considerada - abordaremos o problema a partir da determinação do fator de risco α , como sendo a probabilidade de que algum pico do histórico da força dinâmica venha a exceder um dado valor característico (\hat{q}_c) - o qual pode ser tomado igual a q_u , por exemplo - durante a vida operacional da amarração.

Sendo N_p o número de picos da força dinâmica observados durante a vida operacional da amarração, a probabilidade de que todos os N_p picos, admitidos estatisticamente independentes [25], sejam menores do que o valor característico é:

$$\left[P_{\tilde{q}}(\hat{q}_c) \right]^{N_p} = \left[\int_0^{\hat{q}_c} p_{\tilde{q}}(\tilde{q}) d\tilde{q} \right]^{N_p} = \\ = \text{PROB} [\text{todos } N_p \text{ pico } \leq \hat{q}_c] \quad (2.6)$$

Na fórmula (2.6) $P_{\tilde{q}}(\tilde{q})$ e $p_{\tilde{q}}(\tilde{q})$ são, respectivamente, a função de distribuição acumulada, e a função de densidade de probabilidade dos picos (\tilde{q}) da força dinâmica (q). Assim, por definição, temos que:

$$P_{\tilde{q}}(\hat{q}_c) = \text{PROB} [\tilde{q} \leq \hat{q}_c] \quad (2.7)$$

Desta forma, o fator de risco α pode ser calculado por :

$$\alpha = 1 - \left[P_{\tilde{q}}(\hat{q}_c) \right]^{N_p} \quad (2.8)$$

pois,

$$\alpha = \text{PROB} [\text{pelo menos um pico } > \hat{q}_c] \quad (2.9)$$

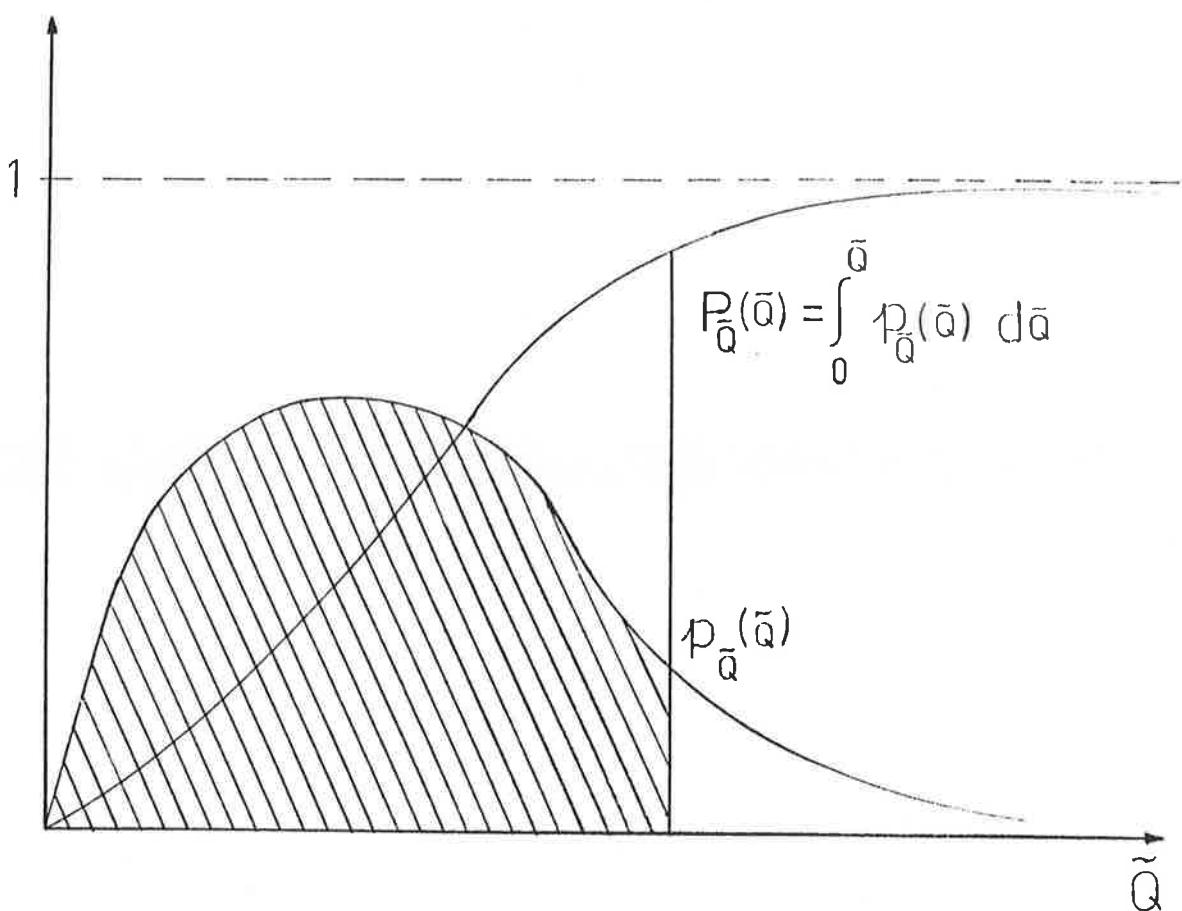


Figura 2.2 - Funções de Densidade $p_{\tilde{Q}}$ e de Distribuição Acumulada $P_{\tilde{Q}}$ de Probabilidade de Picos

Usando (2.6) em (2.8), vem

$$\alpha = 1 - \left(\int_0^{\tilde{Q}_L} p_{\tilde{Q}}(\tilde{q}) d\tilde{q} \right)^N \quad (2.10)$$

Conforme vimos anteriormente, o fator de risco α não é a probabilidade de falha P_f , pois esta também depende da função de densidade de probabilidade $p_{Q_L}(q_L)$ do valor limite de ruptura estática da linha (q_u).

2.3 Vida em Fadiga

No aço, e em outros metais, um esforço variável - inferior ao que leva a ruptura estática - pode causar a iniciação e o crescimento de trincas microscópicas. Depois de um dado número de ciclos, a trinca se torna tão grande que uma ruptura ocorre por insuficiência de material resistente ou por fratura frágil. Na fadiga o parâmetro mais importante é a amplitude da flutuação do carregamento α_A , definida pelas variações de pico a vale da tensão cíclica.

Para uma tensão cíclica de amplitude constante S , o número de ciclos N que é necessário para que ocorra a fadiga do material tem sido determinado experimentalmente utilizando-se corpos de prova com dimensões normalizadas, sendo esta informação apresentada em "Diagramas S-N" - ou diagramas de Wohler - do tipo mostrado na Figura 2.3 - e, para linhas de amarração, mais detalhadamente apresentados no Apêndice C.

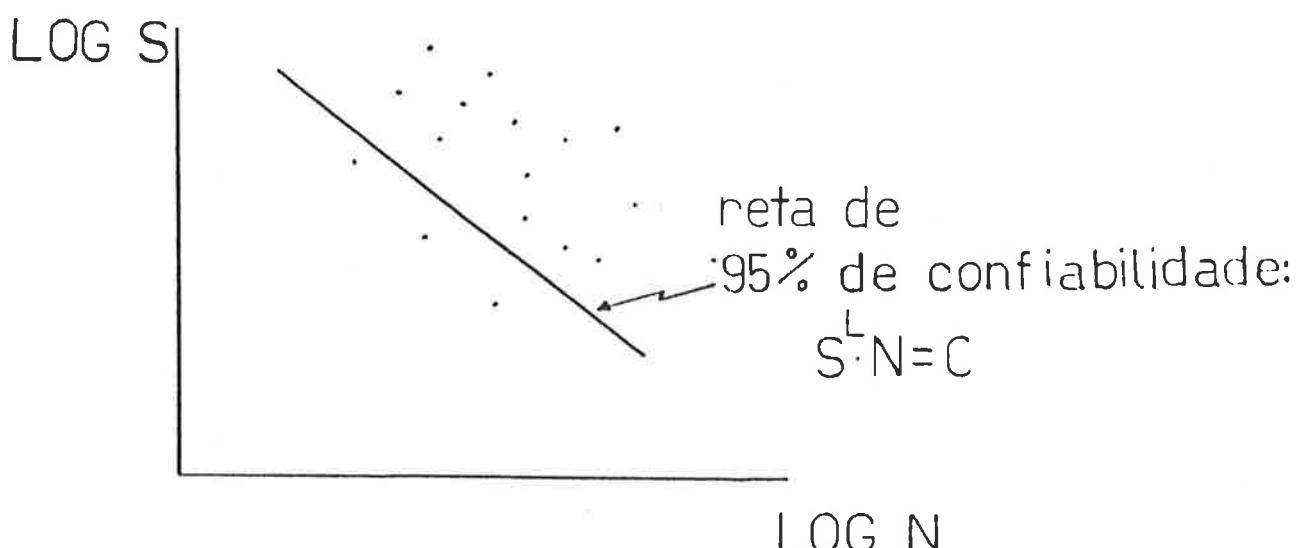


Figura 2.3 - "Diagrama S-N" Típico

Para a maioria dos materiais, existe um nível da amplitude de tensão S_f abaixo do qual o dano em fadiga não ocorre, independentemente do número de ciclos. A amplitude de tensão S_f é conhecida como tensão limite de fadiga, a qual não costuma ser definida para linhas de amarração (Apêndice C).

Assim, através da regressão linear dos valores logarítmicos dos dados dos ensaios, com digamos um limite de confiabilidade de 95 %, obtém-se uma relação linear da forma:

$$\log N + L \cdot \log S = \log C \quad (2.11)$$

a qual pode ser reescrita como :

$$N \cdot S^L = C \quad (2.12)$$

onde, N = Número de ciclos até a ruptura por fadiga para uma flutuação de tensão igual a S

L, C = Parâmetros obtidos através da regressão linear (Apêndice C)

S = Flutuação da tensão (constante)

A relação entre a flutuação da força Q_A e a flutuação da tensão S , para linhas de amarração é dada por :

$$S = \frac{E}{K} \cdot Q_A \quad (2.13)$$

onde, E = Módulo de elasticidade

K = Rígidez efetiva da linha (obtida de dados do fabricante), sendo proporcional ao produto do módulo de elasticidade pela área da seção transversal equivalente.

Ao invés de definir a área da seção transversal equivalente das linhas de amarração, o fabricante obtém o valor da rígidez fazendo ensaios de tração, e determinando a

constante que relaciona a força α com a deformação ϵ :

$$\alpha = K \cdot \epsilon \quad (2.14)$$

Assim, substituindo (2.13) em (2.12), temos:

$$N \cdot \left(\frac{E}{K} \right)^L \cdot \alpha_A^L = C \quad (2.15)$$

Como, no caso do presente estudo, as tensões não têm natureza harmônica simples, o método que será usado para tratar a falha por fadiga utiliza, além da equação (2.15), a hipótese de acúmulo linear do dano (Palmgren-Miner) [26], considerando-se todas as componentes harmônicas da tensão que solicita a linha de amarração. De acordo com esta hipótese, o dano em fadiga η fica definido por:

$$\eta = \sum_i \frac{n_i}{N_i} \quad (2.16)$$

onde, sendo definida,

α_{A_i} = i-ésima flutuação extraída da resposta no domínio do tempo por um processo de contagem de picos e vales ("rainflow", "racetrack", etc [26])

temos

η = dano acumulado em fadiga (hipoteticamente, ocorre a falha quando $\eta = 1$)

N_i = Número de ciclos até a fadiga para uma flutuação da força igual a α_{A_i} (valor extraído do diagrama S-ND)

n_i = Número de ciclos ocorrendo com a flutuação α_{A_i}

A partir da função de densidade de probabilidade de flutuações do carregamento (entendido como a força na linha de amarração atuante em local que pode vir a romper por fadiga), $p_{\alpha_A}(\alpha_A)$, temos que o número de ciclos n_i - observados durante

um determinado tempo T de simulação da força na linha de amarração - com um valor da flutuação em torno de a_{A_1} , é dado por:

$$\frac{n_i}{N_A} = \left[P_{Q_A}(a_{A_1}) \cdot \Delta a_{A_1} \right] \quad (2.17)$$

onde N_A é o número total de todas as flutuações da força contadas durante o mesmo intervalo de tempo T.

O lado direito da equação (2.17) é igual a :

$$P_{Q_A}(a_{A_1}) \cdot \Delta a_{A_1} = \text{PROB} [a_{A_1} - \frac{\Delta a_{A_1}}{2} \leq Q_A \leq a_{A_1} + \frac{\Delta a_{A_1}}{2}]$$

conforme mostrado na Figura 2.4.

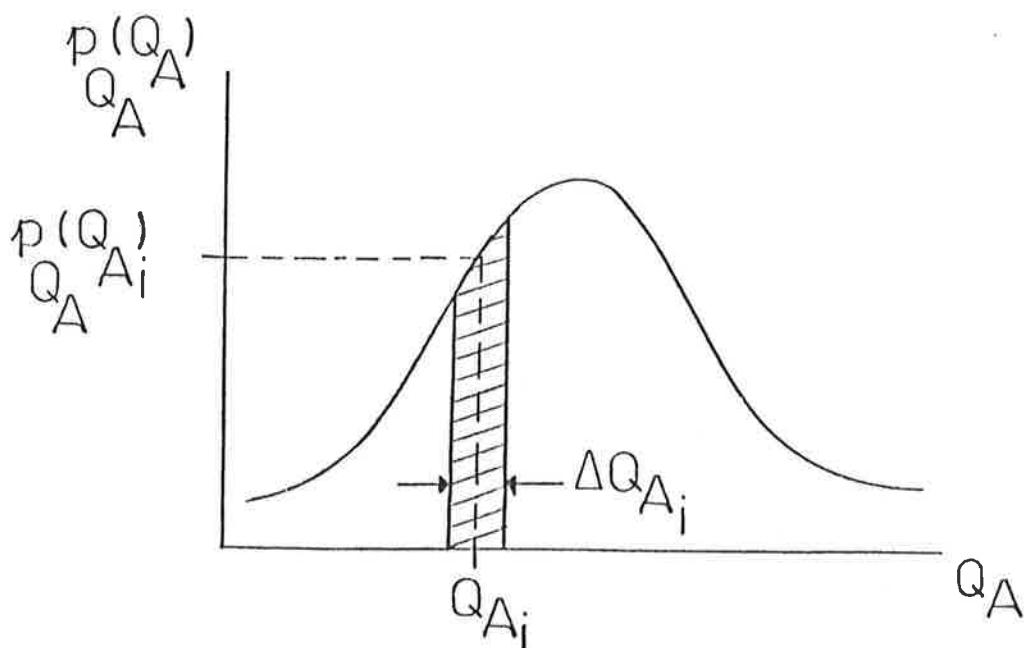


Figura 2.4 - Função de densidade de probabilidade de flutuações

Substituindo (2.17) e (2.15) em (2.16), e tomando o limite para $\Delta q_{A_i} \rightarrow 0$, temos :

$$\eta = \frac{N_A}{C} \cdot \left(\frac{E}{K} \right)^L \cdot \int_0^\infty q_A^L \cdot p_{q_A}(q_A) dq_A \quad (2.18)$$

A integral da equação (2.18) é o valor esperado, ou valor médio, da variável aleatória q_A^L (q_A elevado à potência L) a qual é escrita como $E(q_A^L)$. Assim, o dano acumulado torna-se :

$$\eta = \frac{N_A}{C} \cdot \left(\frac{E}{K} \right)^L \cdot E(q_A^L) \quad (2.19)$$

, onde

$$E(q_A^L) = \int_0^\infty q_A^L \cdot p_{q_A}(q_A) dq_A \quad (2.20)$$

Fazendo o dano igual a unidade ($\eta = 1$) na equação (2.19), podemos determinar o número total de flutuações até a ocorrência de ruptura por fadiga. Ou, por outro lado, sendo T o tempo total de simulação da força dinâmica na linha, vem

$$v_f = T/\eta = \text{Vida em Fadiga} \quad (2.21)$$

2.4 Encaminhamento da Solução

Pelo exposto nos itens precedentes, percebe-se que, para podermos analisar as falhas por ruptura estática e por fadiga, será necessário determinarmos as funções de densidade de probabilidade de picos e flutuações: $p_q(\tilde{q})$ e $p_{q_A}(q_A)$, respectivamente. Resumidamente falando, isto será feito determinando-se os deslocamentos do ponto de amarração a partir da projeção dos movimentos da embarcação - deslocamentos estático e dinâmicos de 1^a e 2^a ordem - no plano da linha, para cada condição ambiental a que esta estará sujeita durante a sua vida operacional. Em seguida, calculando-se o histórico da força dinâmica, e contando os

picos e flutuações (Figura 2.5), podemos estimar os parâmetros das distribuições de probabilidade para cada condição ambiental. Tais resultados serão combinados levando-se em consideração a quantidade relativa de exposição da embarcação a cada uma das condições ambientais.

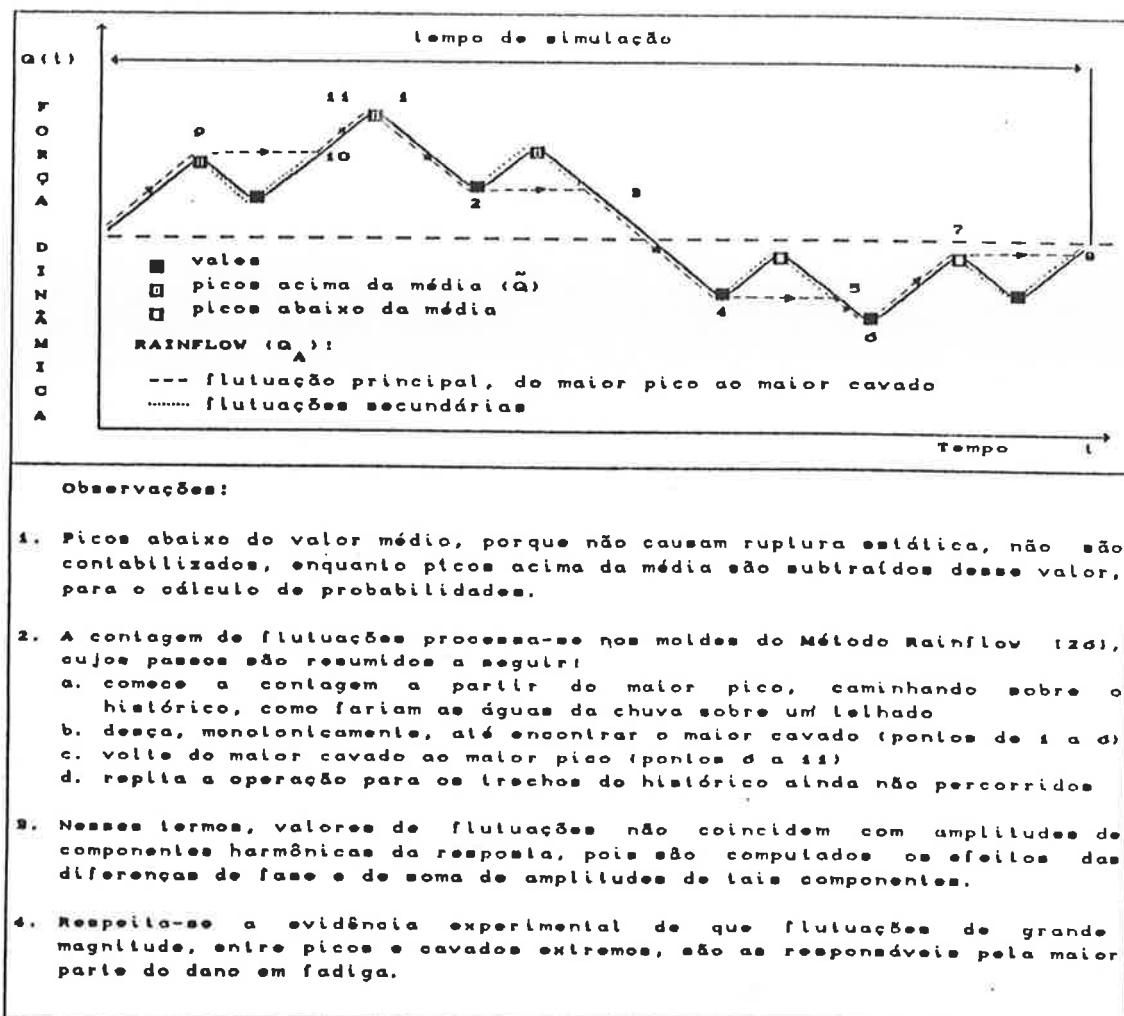


Figura 2.5 - Exemplo de Contagem de Picos e Flutuações sobre um Histórico Típico da Força Dinâmica de Curto Prazo, numa dada Condição Ambiental

Nos capítulos que se seguem, procuraremos analisar, com mais detalhes, cada um dos passos da obtenção das estatísticas de curto e de longo prazo.

A idéia, ou necessidade, de estabelecer o comportamento de longo prazo, como uma seqüência de eventos de curto prazo,

reside na propriedade essencial da excitação por ondas do mar que, em termos estatísticos, pode ser considerada um processo estacionário para curtos períodos de tempo. Nestes termos, é possível precisar valores estatísticos constantes, como as propriedades do histórico de tensões, apenas para estes intervalos de tempo.

Assim, já que não basta resolver o problema para um único e curto intervalo de tempo, mas sim determinar sua solução para toda vida útil prevista para a amarração, resta a possibilidade de, arbitrariamente, considerar todo o histórico de tensões como uma seqüência de históricos calculados para prazos curtos, acumulando resultados de sorte a obter uma representação estatística da resposta de longo prazo.

Essencialmente, esse procedimento decorre do modo pelo qual costuma-se [3] resolver problemas de excitação causada por ondas, de sorte que o processo estatístico estacionário, admitido para cada curto prazo, caracteriza um Estado de Mar. Como se mostra no Apêndice A, especifica-se o Estado de Mar pela adoção de um espectro de potência que, determinando o montante de energia contido nas ondas, pode ser quantificado pela escolha apropriada de parâmetros estatísticos, obtidos experimentalmente por região marítima [4].

Assim, para cada região marítima, é possível conhecer, de resultados observados e/ou medidos [4], a probabilidade de ocorrência dos vários Estados de Mar que aí podem surgir, quantificados, cada um deles, através de propriedades estatísticas relevantes (como, por exemplo, a média do terço das maiores alturas de onda $H_{1/3}$, também chamada altura significativa H_s ; e o período médio das ondas T_z).

Neste trabalho, em função do fato de a embarcação amarrada ser adicionamente excitada por vento e correnteza, utilizamos o conceito de condição ambiental para reunir todas as excitações provocadas pelo meio ambiente: ondas + vento + correnteza. Nesse contexto, e a título de simplificação, consideraremos que vento e correnteza têm natureza determinística durante o curto período de duração do Estado de Mar, sendo quantificados pelos esforços médios que exercem,

hipoteticamente, apenas sobre a embarcação amarrada. Sendo assim, na exata medida em que a prática parece indicar ser esta uma abordagem aceitável, vento e correnteza têm papel de relevância apenas no estabelecimento das tensões médias constantes sobre a linha de amarração.

Em resumo, a excitação de longo prazo é admitida como uma seqüência, probabilisticamente ponderada, de condições ambientais de curto prazo, cada uma das quais definida por uma condição de vento, uma condição de correnteza e um Estado de Mar. As relações de causa e efeito, entre ações do ambiente e tipo de resposta do sistema, já consideradas algumas das ponderações do Capítulo 3 a seguir, resumem-se na Tabela 2.1. Desprezam-se, portanto, como decorrência da dificuldade de equacionamento associada à relativa pouca importância das consequências, o efeito da ação direta das ondas sobre a linha, bem como de formação de vórtices no escoamento ao redor dela.

Os efeitos dos movimentos oscilatórios da embarcação devidos à deriva variável (Teoria de 2a. Ordem) também causam tensões variáveis nas linhas de amarração; no entanto, o estudo deste fenômeno pode ser feito de maneira independente (Capítulo 3).

AÇÃO AMBIENTAL	EXCITAÇÃO NA EMBARCAÇÃO	EXCITAÇÃO NA AMARRAÇÃO	TENSÃO NA AMARRAÇÃO
Vento —————> constante —→	constante —→	constante —→ estática	
Correnteza —————> constante —→	constante —→	constante —→ estática	
ONDA 2 ^a ORDEM			
Deriva Média —————> constante —→	constante —→	constante —→ estática	
Deriva Variável —————> oscilatória —→	constante —→	constante —→ estática	
 —→	oscilatória —→	estática
ONDA 1 ^a ORDEM —————> oscilatória —→			
	oscilatória —→	oscilatória —→	dinâmica

Tabela 2.1 - Ação das condições ambientais de curto prazo, conjuntamente associadas a uma determinada probabilidade de ocorrência

CAPÍTULO 3

Comportamento das Linhas de Amarração

3.1 Introdução

O estudo probabilístico do comportamento das linhas de amarração envolve considerações acerca dos seguintes aspectos:

- Levantamento Estatístico das Condições Ambientais;
- Determinação dos Movimentos da Embarcação Amarrada;
- Cálculo das Forças Estáticas e Dinâmicas nas Linhas de Amarração;
- Análise da Resposta de Longo Prazo (Vida em Fadiga e Risco de Ruptura Estática).

O presente trabalho pressupõe resolvido o problema da determinação dos movimentos da embarcação amarrada, de sorte que, a excessão dos aspectos conceituais, não abordaremos detalhes matemáticos desse cálculo. O problema geral de análise do comportamento do navio no mar, seguindo procedimento usualmente aceito, encontra-se delineado no Apêndice B.

Uma vez determinados os movimentos do centro de gravidade da embarcação, como decorrência da ação das condições ambientais nos termos anteriormente prescritos, pode-se, através de simples relações geométricas, obter os deslocamentos dos pontos de amarração que excitarão o comportamento dinâmico das linhas e aí, então, aplicar a análise apresentada neste trabalho.

Fundamentalmente, portanto, trataremos com maior profundidade apenas o problema de equacionamento e solução do

comportamento dinâmico de linhas isoladas de amarração, atribuindo o tratamento probabilístico necessário à determinação do risco de ruptura e da vida em fadiga.

3.2 Resposta da Embarcação Amarrada Sob as Condições Ambientais

O problema mais comum de estudo do comportamento do navio no mar, já de longa data, tem sido enfrentado e resolvido a contento pelo projetista naval, pois disso depende a obtenção de um eficiente veículo de transporte através dos oceanos.

O caso particular envolvendo embarcações amarradas, apenas mais recentemente, tem adquirido relevância em função do fato de agora, mais constantemente, haver a necessidade de manter barcos e plataformas semi-submersíveis sitiadas em alto mar, por longos períodos de tempo durante as operações de exploração de petróleo em águas profundas (até 1000 m de LDA).

Nesses termos, o tradicional problema de estudo do comportamento do navio no mar ganhou uma componente adicional envolvendo a interação barco x amarração que, como primeira aproximação, é consideradas as restrições atuais de cálculo, é teoricamente equacionada tomando-se apenas as propriedades estáticas de rigidez das linhas de amarração. Desprezam-se, portanto, as propriedades de inércia e amortecimento das linhas ante a magnitude das mesmas grandezas da embarcação amarrada. Somente quando do cálculo do comportamento isolado da linha, há a necessidade de se voltar a considerar inércia e amortecimento, de sorte a bem estabelecer parâmetros de verificação de sua resistência.

Considerando a interação com a amarração, é comum [5] descrever os movimentos de uma embarcação amarrada em termos das seguintes componentes:

- "Offset" médio : é o deslocamento médio no plano horizontal em relação à configuração de equilíbrio estático inicial (águas tranqüilas, sem ventos, ondas ou correntezas) produzido pelas forças médias constantes (ventos, ondas e correntezas) em uma dada condição ambiental. Neste caso, a rigidez do sistema

de amarração funciona no sentido de limitar a um máximo admissível as excursões da embarcação no plano horizontal.

- Movimentos devido à excitação das ondas: referem-se aos movimentos da embarcação devidos aos carregamentos cíclicos de 1^a ordem das ondas - (ver Apêndice B). Neste caso, supostas pequenas oscilações da embarcação em torno da posição de equilíbrio estático, ou quasi-estático, atingida após o deslocamento no plano horizontal ("offset" médio mais movimentos de baixa freqüência) é possível desprezar integralmente a presença da amarração.
- Movimentos de baixa freqüência: são os movimentos no plano horizontal devidos aos carregamentos cíclicos de baixa freqüência (vento e "slow drift" - carregamentos cíclicos de 2^a ordem devido às ondas). Neste caso, exerce a amarração papel de vital importância no surgimento de eventuais ressonâncias, pois sua rigidez, associada à inércia da embarcação, provoca a existência de freqüências naturais de movimentos no plano horizontal.

O deslocamento horizontal ("offset") médio pode ser tratado como um fenômeno estático, enquanto os movimentos na freqüência das ondas e de baixa freqüência, por princípio oscilatórios, podem ser considerados como dois fenômenos físicos estatisticamente independentes. Sendo assim, as componentes do deslocamento são calculadas separadamente e, em seguida, superpostas obtendo-se o deslocamento dinâmico total da embarcação.

Esta é a essência do procedimento de cálculo implantado no programa DMOOR [6], utilizado neste trabalho como subsídio na obtenção dos movimentos dos pontos de amarração das linhas.

Vamos descrever, em linhas gerais, a estrutura do programa. O DMOOR foi desenvolvido em um total de oito módulos, dos quais utilizou-se os quatro seguintes: DETER, STEADY, WAVFRQ, LOWFRQ. O módulo DETER tem a função primária de definir o tipo de análise requerida, e fornecer dados necessários à definição do problema: estado de mar; direções de ventos, onda e correnteza; número de linhas à serem analisadas; etc. O módulo STEADY é usado para análise convencional estática das linhas de amarração. Os módulos

WAVFRQ e LOWFRQ fazem a análise no domínio da freqüência dos movimentos de 1^a e 2^a ordem da embarcação, respectivamente, sendo que o WAVFRQ fornece também as funções de transferência de deslocamento dos pontos de amarração das linhas.

3.3 Tensões Dinâmicas nas Linhas de Amarração

Como os movimentos da embarcação, as tensões nas linhas de amarração podem ser agrupadas por faixas de freqüência, [5] como se segue:

- Tensão média: é o nível de tensão médio constante para uma dada condição ambiental. Decorre, fundamentalmente, do "offset" médio atingido pela embarcação, do peso próprio da linha, assim com da ação constante da correnteza marítima sobre a linha.
- Tensões de baixa freqüência: refere-se às variações cíclicas nas tensões associadas com os movimentos de baixa freqüência da embarcação no plano horizontal.
- Tensões com as freqüências das ondas: tensões que variam ciclicamente devido aos movimentos de 1^a ordem - seis graus de liberdade - da embarcação.
- Tensões de alta freqüência: são tensões devidas à propagação de ondas na linha e vibrações laterais devidas à formação de vórtices.

As tensões de alta freqüência, do ponto de vista de projeto, envolvem, primariamente, apenas efeitos locais e, por isso, costumam ser desprezadas [5].

3.3.1 A Solicitação Pelo Ponto de Amarração

Neste contexto, as linhas de amarração podem responder aos movimentos da embarcação de duas formas: (i) mudança na configuração de catenária (rigidez geométrica); (ii) deformação elástica.

Se o ponto de amarração se move lentamente ("offset" médio e movimentos de baixa freqüência), a linha irá se mover

na direção da nova posição de equilíbrio estático. A linha estará essencialmente em equilíbrio estático em cada instante. As perturbações nas tensões podem ser calculadas usando-se as equações da catenária, sem esforços de inércia e/ou amortecimento.

Se o movimento do ponto de amarração é rápido (movimentos da embarcação devidos à excitação das ondas - 1^a ordem), observam-se grandes mudanças na forma da catenária, surgindo as forças de arrasto e inércia na linha, em alguns casos até muito maiores do que a força gravitacional. Estas forças fazem com que a forma de catenária não mais exista, dando-se a acomodação aos movimentos através de nova posição geométrica e da deformação elástica, induzindo maiores tensões na linha.

Não se pode calcular independentemente cada uma das componentes de tensão e então promover a superposição, da mesma forma que é feito para os movimentos da embarcação, pois o cálculo das tensões dinâmicas, associadas com os movimentos de 1^a ordem da embarcação, depende de:

- tensão média instantânea, a qual resulta do "offset" médio e dos movimentos de baixa freqüência;
- movimentos da embarcação devido às ondas (1^a ordem);
- configuração geométrica da linha.

Um método que pode ser usado para a análise dinâmica da linha isolada consiste em considerar simultaneamente os efeitos: estático, dinâmico de baixa freqüência e dinâmico nas freqüências das ondas. Esta abordagem requer uma análise não linear com simulações no domínio do tempo, que para atingir significância estatística necessita de grande esforço computacional, tornado o método inviável.

Uma outra forma consiste em analisar seqüencialmente tais efeitos, quando então, uma análise estática é realizada inicialmente. Em seguida, uma análise que contabilize os efeitos dos movimentos de baixa freqüência da embarcação é efetuada, e finalmente, a análise dinâmica das tensões devidas

aos movimentos da embarcação na freqüência das ondas (1^{a} ordem) pode ser feita em relação à configuração de equilíbrio quasi-estático, que combina os efeitos estático e dinâmico de baixa freqüência. Esta última análise pode ser realizada para a seguinte configuração de equilíbrio estático inicial:

$$\blacksquare (\text{"Offset" médio}) + \left[\begin{array}{l} \text{Máximo deslocamento de baixa} \\ \text{freqüência da embarcação} \end{array} \right]$$

As tensões variáveis devidas aos movimentos oscilatórios de 2^{a} ordem da embarcação vão causar danos em fadiga que podem ser calculados de maneira independente dos danos devidos aos movimentos de 1^{a} ordem [12].

3.3.2 Fases de Classificação do Comportamento Isolado da Linha

Podemos classificar [15] o comportamento dinâmico de uma linha de amarração em função do nível de solicitação dinâmica a que esta fica submetida. Define-se quatro condições mostradas na Figura 3.1 - onde a força dinâmica de amarração está sendo plotada, para movimentos harmônicos do ponto de amarração, em quatro faixas de freqüência:

- [I] Fase Quasi-Estática - A resposta em tensão é senoidal, e pode ser calculada com boa aproximação utilizando as equações da catenária estática. Não há amplificação dinâmica significativa.
- [III] Fase Quasi-Harmônica - A tensão varia de forma quase senoidal. Com um aumento da freqüência de excitação, a tensão máxima aumenta, e a tensão mínima diminui, como efeito de sensível amplificação dinâmica.
- [III] Fase de Chicoteamento - A tensão mínima na linha torna-se nula por instantes, com subsequente aumento repentino, gerando um carregamento de impacto de grande amplificação dinâmica.
- [IV] Fase de Queda Livre - as acelerações são tão elevadas (acima da aceleração da gravidade) que o movimento da linha ocorre desordenadamente, sem nenhuma caracterização de catenária.

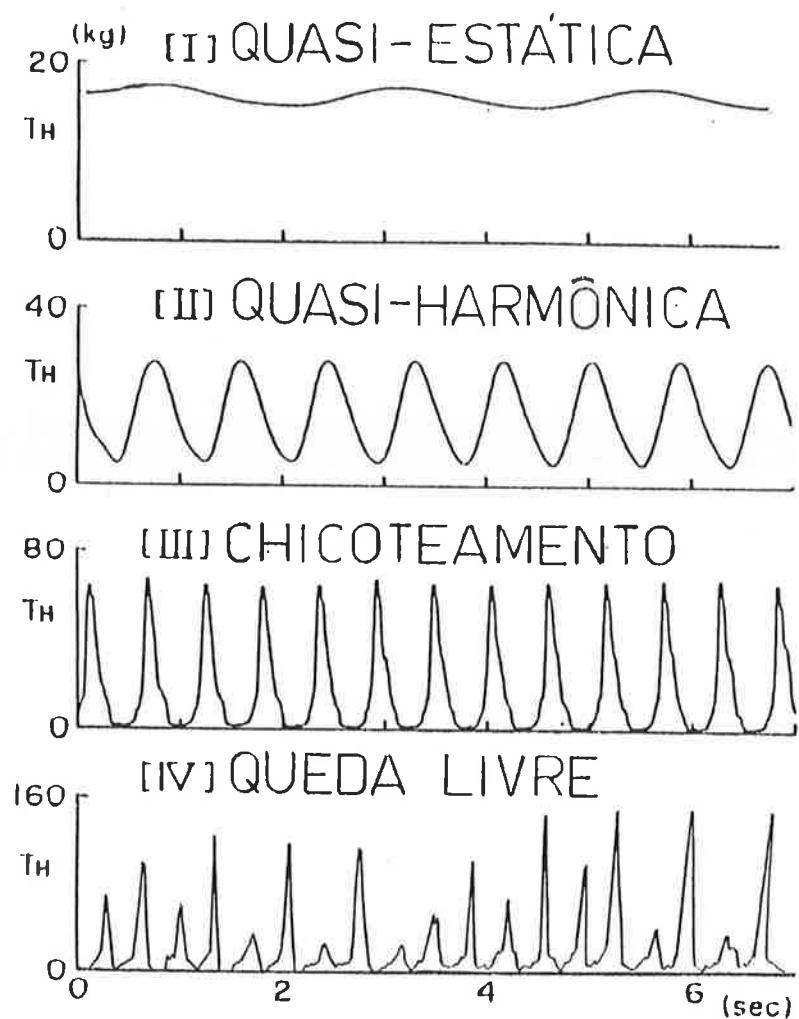


Figura 3.1 - Fases de Classificação do Comportamento Dinâmico das Linhas de Amarração [15]

No projeto do sistema de amarração, adequadas medidas de segurança devem ser tomadas no sentido de que seja evitado o funcionamento das linhas nas fases [III] e [IV], particularmente nas condições normais de operação da embarcação amarrada. A previsão teórica do comportamento dinâmico das linhas nessas fases é de muito pouca confiabilidade e o elevado nível de solicitação, a elas imposto, não recomenda que sejam projetadas para trabalhar usualmente em tais situações.

Nestes termos, a apresentação da formulação detalhada do cálculo dinâmico de tensões na linha fica reservada ao Capítulo 4 - e Apêndice D - deste texto, onde se estuda a teoria do programa MODEX [16] de elementos finitos, de utilização confiável para as fases [I] a [III].

3.4 Tratamento Probabilístico das Tensões

3.4.1 Função de Densidade de Probabilidade de Curto Prazo

Após calcular as tensões na linha de amarração, podemos obter o histórico das forças dinâmicas (domínio do tempo), a partir do qual vamos contar os picos e flutuações, durante um tempo de simulação que caracterize estatisticamente a duração das condições ambientais.

Estas amostras de picos e de flutuações permitem a estimativa dos parâmetros das funções de densidade de probabilidade, na forma da Distribuição Gama Generalizada [7], que melhor se ajustem aos histogramas obtidos:

$$p(x) = \frac{c}{\Gamma(m)} \cdot \lambda^m x^{m-1} e^{-(\lambda x)^c}; \quad 0 \leq x < \infty \quad (3.1)$$

onde

$$\Gamma(m) = \text{função gama} = \int_0^\infty z^{m+1} e^{-z} dz$$

A Figura 3.2 mostra a forma da expressão (3.1) para alguns valores de m e c na variável aleatória adimensional $y = \lambda x$.

Desde que a resposta da linha de amarração não é necessariamente gaussiana de banda estreita, os picos e flutuações não vão ter necessariamente uma distribuição de Rayleigh. Desta forma, como melhor aproximação, podemos utilizar a Distribuição Gama Generalizada - equação (3.1), da qual Rayleigh é um caso particular.

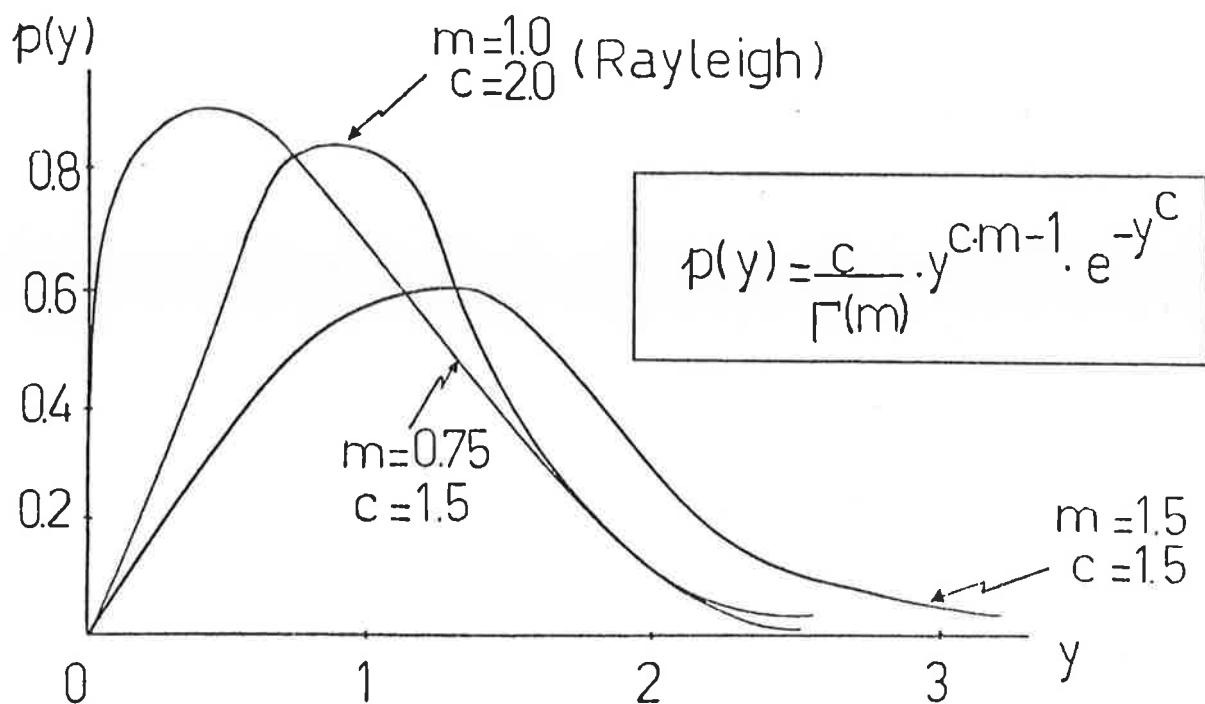


Figura 3.2 - Função de Densidade de Probabilidade Gama Generalizada

Essa distribuição, no entanto, admite que a estatística é feita para um processo aleatório que tenha média zero, o que não é o caso da força na linha. Desta forma, ao invés de calcular a distribuição dos picos da força, vamos estimar os parâmetros da função gama generalizada para os valores dos picos subtraídos da força média \bar{q}_o , que é constante.

$$\tilde{q} = \hat{q} - q_o \quad (3.2)$$

Sendo assim, o risco (α) de um dos picos ultrapassar um

valor característico (\hat{Q}_c) em N_p ocorrências - equação (2.10)
- pode ser expressa por:

$$\alpha = 1 - \left[\int_{-\infty}^{\hat{Q}_c} p_{\tilde{Q}}(\tilde{Q}) d\tilde{Q} \right]^{N_p} \quad (3.3)$$

onde

$$\hat{Q}_c = \bar{Q}_c - Q_0 \quad (3.4)$$

Obviamente, o fato da força média não ser zero não altera a distribuição das flutuações da força , que poderia ser a mesma para qualquer nível de força média.

Como pode ser visto na eq. (3.1), a função de probabilidade gama generalizada possui três parâmetros: m , c e λ que devem ser estimados a partir dos dados observados. No entanto, sua determinação requer a solução de um sistema de equações não lineares , que surge quando igualamos três momentos dos dados observados com os correspondentes momentos teóricos:

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{x} = \frac{1}{n_o} \sum_{i=1}^{n_o} x_i \\ S_x^2 = \frac{1}{(n-1)} \sum_{i=1}^{n_o} (x_i - \bar{x})^2 \\ g_x = \frac{1}{n_o} \sum_{i=1}^{n_o} (x_i - \bar{x})^3 \end{array} \right. \quad (3.5)$$

onde x_i = dado da amostra

n_o = tamanho da amostra

Desta forma, devemos ter:

$$\bar{x} \approx \frac{1}{\lambda} \frac{\Gamma(m + \frac{1}{c})}{\Gamma(m)} \quad (3.6)$$

$$S_x^2 \approx \frac{1}{\lambda^2} \left\{ \frac{\Gamma(m + \frac{2}{c})}{\Gamma(m)} - \left[\frac{\Gamma(m + \frac{1}{c})}{\Gamma(m)} \right]^2 \right\} \quad (3.7)$$

$$g_x \approx \frac{1}{\lambda^3} \left\{ \frac{\Gamma(m + \frac{3}{c})}{\Gamma(m)} - 3 \frac{\Gamma(m + \frac{1}{c}) \Gamma(m + \frac{2}{c})}{[\Gamma(m)]^2} + \right. \\ \left. + 2 \left[\frac{\Gamma(m + \frac{1}{c})}{\Gamma(m)} \right]^3 \right\} \quad (3.8.a)$$

Este método para estimar os parâmetros - "método dos momentos" [11] - não garante que as estimativas sejam não-tendenciosas e de variância mínima [10].

Pode-se encontrar alguma dificuldade para resolver numericamente o sistema de equações (3.6), (3.7) e (3.8.a). Uma alternativa é substituir a equação (3.8.a) por:

$$m = (\lambda \bar{x})^c + \frac{1}{c} \quad (3.8.b)$$

onde \bar{x} é a moda

Algumas propriedades da distribuição gama generalizada, que vão nos interessar para a análise das falhas das linhas de amarração, são:

■ Momento de ordem k:

$$m_k = \int_0^\infty x^k p(x) dx = \frac{1}{\lambda^k} \cdot \frac{\Gamma\left(m + \frac{k}{c}\right)}{\Gamma^{(m)}} \quad (3.9)$$

- Valor extremo assintótico para o qual existe uma probabilidade α de ser excedido em n observações:

$$(\lambda \hat{x}_n)^{c(m-1)} e^{-\lambda \hat{x}_n^c} = \Gamma(m) \frac{\alpha}{n} \quad (3.10)$$

O valor extremo (pico) \hat{x}_n é obtido resolvendo a eq.(3.10), a qual é válida para n grande e α pequeno. Esta equação foi obtida utilizando-se uma aproximação assintótica para a função de distribuição acumulada:

$$P(x) = \int_0^x p(x) dx \quad (3.11)$$

Assim, temos que o valor extremo para o qual a probabilidade de ser excedido em n observações (\hat{x}_n) é α , pode ser obtido resolvendo-se a equação:

$$\left[P(\hat{x}_n) \right]^n = 1 - \alpha \quad (3.12)$$

Para α pequeno e n grande, a equação (3.12) pode ser escrita como:

$$1 - P(\hat{x}_n) = 1 - (1 - \alpha)^{1/n} \approx \frac{\alpha}{n} \quad (3.13)$$

O primeiro membro da eq. (3.13) pode ser aproximado assintoticamente por:

$$1 - P(\hat{x}_n) \approx (\lambda \hat{x}_n)^{c(m-1)} e^{-\lambda \hat{x}_n^c} \cdot \frac{1}{\Gamma(m)} \quad (3.14)$$

Combinando as eqs. (3.13) e (3.14) obtemos a equação (3.10).

Desta forma, após a contagem dos picos e flutuações do histórico de força na linha de amarração, e da estimativa dos parâmetros das respectivas funções de densidade de probabilidade, teremos definido para cada condição ambiental:

■ Função de densidade de probabilidade de picos (acima a força média):

$$p_{\tilde{q}_j}(\tilde{q}) = \frac{c_j}{\Gamma(m_j)} \lambda_j^{c_j \cdot m_j} \cdot \tilde{q}^{c_j \cdot m_j - 1} \cdot e^{-\lambda_j \tilde{q}} \quad (3.15)$$

■ Função de densidade de probabilidade de flutuações:

$$p_{q_A}(\alpha_A) = \frac{c_{A_j}}{\Gamma(m_{A_j})} \lambda_{A_j}^{c_{A_j} \cdot m_{A_j}} \cdot \alpha_A^{c_{A_j} \cdot m_{A_j} - 1} \cdot e^{-\lambda_{A_j} \alpha_A} \quad (3.16)$$

para $j = 1, 2, \dots, n_s$

onde n_s = número de condições ambientais.

Se durante o tempo de simulação T_j da força na linha, forem observados n_j picos (acima da força média) e n_{A_j} flutuações, podemos estimar a vida em fadiga v_j e o risco α_j de um pico exceder um dado valor característico, se a condição ambiental j permanesse durante toda a vida da amarração:

■ vida em fadiga v_j :

A partir da eq. (2.19) para um dano unitário ($\eta=1$), obtemos o número total de flutuações necessárias para a

ocorrência de ruptura por fadiga sob a j-ésima condição ambiental:

$$N_{A_j} = \frac{C}{\left\{ \left[\frac{E}{K} \right]^L \cdot E_j(a_A^L) \right\}} \quad (3.17)$$

onde $E_j(a_A^L)$, eq. (2.20), pode ser obtido a partir da equação (3.9) :

$$\begin{aligned} E_j(a_A^L) &= \int_0^\infty a_A^L \cdot p_{a_A}(a_A) da_A = m_{L_j} = \\ &= \frac{1}{\lambda_{A_j}^L} \cdot \frac{\Gamma \left(m_{A_j} + \frac{L}{c_{A_j}} \right)}{\Gamma(m_{A_j})} \end{aligned} \quad (3.18)$$

Por outro lado, tendo-se obtido N_{A_j} , a vida em fadiga para esta condição ambiental seria:

$$v_j = \frac{N_{A_j}}{\left[\frac{n_{A_j}}{T_j} \right]} \quad (3.19)$$

com uma taxa de dano dada por:

$$\eta_j = \frac{\left[\frac{n_{A_j}}{N_{A_j}} \right]}{T_j} = \frac{1}{v_j} \quad (3.20)$$

■ Risco de ruptura estática α_j :

Durante a vida operacional da amarração V, o número de picos (acima da força média), sob a j-ésima condição ambiental seria:

$$N_j = \left(\frac{n_j}{T_j} \right) \cdot V \quad (3.21)$$

A partir das eqs. (3.3) e (3.4), usando a equação (3.10), teríamos o fator de risco, de que pelo menos um pico seja maior do que o limite de ruptura estática, dado por:

$$\alpha_j = \frac{N_j \cdot (\lambda_j \cdot \hat{q}_c)^{c_j(m_j-1)} \cdot e^{-(\lambda_j \cdot \hat{q}_c)^{c_j}}}{\Gamma(m_j)} \quad (3.22)$$

onde N_j é dado pela eq. (3.21) e

$$\hat{q}_c = \hat{q}_c - q_0 \quad (3.23a, b)$$

$$\hat{q}_c = \frac{q_u}{FS}$$

sendo

FS = Fator de Segurança

3.4.2 Resposta de Longo Prazo

Para análise do comportamento de longo prazo, deve-se considerar todas as condições ambientais encontradas pela embarcação durante sua vida útil, e a probabilidade de ocorrência de cada uma delas.

A partir das funções de densidade de probabilidade de picos e de flutuações da força dinâmica, para cada condição

ambiental específica, obtém-se as respectivas funções de densidade para longo prazo, como sendo a soma ponderada destas várias funções de curto prazo ("Lifetime Weighted Sea Method" [2]) :

- função de densidade de probabilidade de picos (menos a força média) de longo prazo:

$$\left[P_{\tilde{q}}(\tilde{\alpha}) \right]_t = \frac{\sum_{j=1}^n PB_j \left(\frac{n_j}{T_j} \right) P_{\tilde{q}_j}(\tilde{\alpha})}{\sum_{j=1}^n PB_j \left(\frac{n_j}{T_j} \right)} \quad (3.24)$$

onde PB_j é a probabilidade de ocorrência da condição ambiental j .

- função de densidade de probabilidade de flutuações de longo prazo:

$$\left[P_{q_A}(q_A) \right]_t = \frac{\sum_{j=1}^n PB_j \left(\frac{n_{A_j}}{T_j} \right) P_{q_{A_j}}(q_A)}{\sum_{j=1}^n PB_j \left(\frac{n_{A_j}}{T_j} \right)} \quad (3.25)$$

3.4.2.1 Vida em Fadiga

O dano total acumulado, durante toda a vida operacional V da amarração, pela regra linear de Palmgren-Miner é computado pela soma ponderada dos danos causados pelas condições ambientais:

$$\eta_t = \left[\sum_{j=1}^n PB_j \eta_j \right] V \quad (3.26)$$

de onde, usando (3.17), (3.18), (3.19) e (3.20), resulta

$$n_t = \frac{V}{C} \left(\frac{K}{E} \right)^L \left[\sum_{j=1}^{n_s} PB_j \left(\frac{n_{A_j}}{T_j} \right) - \frac{1}{\lambda_{A_j}^L} \cdot \frac{\Gamma \left(m_{A_j} + \frac{L}{c_{A_j}} \right)}{\Gamma (m_{A_j})} \right] \quad (3.27)$$

Agora, considerando que a vida em fadiga v_t é o valor da vida operacional para o qual ocorre ruptura por fadiga ($n_t = 1$, $V = v_t$), resulta

$$v_t = C \left(\frac{E}{K} \right)^L \left[\sum_{j=1}^{n_s} PB_j \left(\frac{n_{A_j}}{T_j} \right) - \frac{1}{\lambda_{A_j}^L} \cdot \frac{\Gamma \left(m_{A_j} + \frac{L}{c_{A_j}} \right)}{\Gamma (m_{A_j})} \right]^{-1} \quad (3.28)$$

Um outro meio de se obter a equação (3.28) da vida em fadiga, é utilizando a função de densidade de probabilidade de flutuações de longo prazo - eq.(3.25). Embora esta outra dedução da equação (3.28) pareça mais confusa do que a já apresentada, julgo de interesse didático mostrá-la:

O número de flutuações de força observados durante a vida em fadiga v_t da linha de amarração, pode ser estimado como sendo:

$$N_{A_t} = \left[\sum_{j=1}^{n_s} PB_j \left(\frac{n_{A_j}}{T_j} \right) \right] \cdot v_t \quad (3.29)$$

onde, o termo entre parênteses corresponde ao número médio de flutuações por unidade de tempo.

O valor de N_{A_L} será obtido da eq. (2.19) para um dano unitário:

$$N_{A_L} = \frac{C}{\left\{ \left[\frac{E}{K} \right]^L \cdot E_L(a_A^L) \right\}} \quad (3.30)$$

sendo $E_L(a_A^L)$ o valor esperado da variável aleatória a_A^L :

$$\begin{aligned} E_L(a_A^L) &= \int_0^\infty a_A^L \left[P_{a_A}(a_A) \right]_L da_A = \\ &= \int_0^\infty a_A^L \left[\frac{\sum_{j=1}^{n_s} P_{B_j} \left(\frac{n_{A_j}}{T_j} \right) P_{a_{A_j}}(a_A)}{\sum_{j=1}^{n_s} P_{B_j} \left(\frac{n_{A_j}}{T_j} \right)} \right] da_A = \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &= \frac{\sum_{j=1}^{n_s} P_{B_j} \left(\frac{n_{A_j}}{T_j} \right) \left[\int_0^\infty a_A^L P_{a_{A_j}}(a_A) da_A \right]}{\sum_{j=1}^{n_s} P_{B_j} \left(\frac{n_{A_j}}{T_j} \right)} = \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &= \frac{\sum_{j=1}^{n_s} P_{B_j} \left(\frac{n_{A_j}}{T_j} \right) E_j(a_A^L)}{\sum_{j=1}^{n_s} P_{B_j} \left(\frac{n_{A_j}}{T_j} \right)} \quad (3.31) \end{aligned}$$

onde $E_j(a_A^L)$ é dado pela eq. (3.18).

Assim, obtendo-se N_{A_f} e utilizando-se a eq.(3.29), obtemos a expressão da vida em fadiga v_f da linha de amarração que é a mesma dada pela equação (3.28), embora obtida por uma abordagem diferente.

3.4.2.2 Risco de Ruptura Estática

Durante a vida operacional da amarração V , podemos determinar qual será o risco α_f de que pelo menos um pico de tensão ultrapasse a tensão de ruptura a_u .

O número de picos de força (acima do valor médio) será estimado por :

$$N_f = \left[\sum_{j=1}^n PB_j \left(\frac{n_j}{T_j} \right) \right] V \quad (3.32)$$

Usando a função de distribuição acumulada de longo prazo, o risco α_f pode ser obtido da solução da equação:

$$\left[P_{\tilde{a}}(\hat{a}_c) \right]_f = \int_0^{\hat{a}_c} \left[P_{\tilde{a}}(\tilde{a}) \right]_f d\tilde{a} = \left(1 - \alpha_f \right)^{1/N_f} \quad (3.33)$$

onde

$$\hat{a}_c = \hat{a}_c - a_0$$

$$\hat{a}_c = \frac{a_u}{FS}$$

sendo

FS = Fator de Segurança

Substituindo (3.24) em (3.33), e subtraindo de um, temos:

$$1 - \left[P_{\tilde{\alpha}}(\hat{\alpha}_c) \right]_t = 1 - \frac{\sum_{j=1}^n PB_j \left(\frac{n_j}{T_j} \right) P_{\tilde{\alpha}_j}(\hat{\alpha}_c)}{\sum_{j=1}^n PB_j \left(\frac{n_j}{T_j} \right)} = 1 - (1-\alpha_t)^{1/N_t} \approx \frac{\alpha_t}{N_t}$$

ou seja, temos que :

$$\frac{\sum_{j=1}^n PB_j \left(\frac{n_j}{T_j} \right) \left[1 - P_{\tilde{\alpha}_j}(\hat{\alpha}_c) \right]}{\sum_{j=1}^n PB_j \left(\frac{n_j}{T_j} \right)} \approx \frac{\alpha_t}{N_t} \quad (3.34)$$

fazendo a aproximação assintótica da eq. (3.14) na eq. (3.34), temos:

$$\alpha_t \approx N_t \frac{\sum_{j=1}^n PB_j \left(\frac{n_j}{T_j} \right) \left[\left(\lambda_j \hat{\alpha}_c \right)^{c_j(m_j-1)} e^{-\left(\lambda_j \hat{\alpha}_c \right)^{c_j}} \right] \frac{1}{\Gamma^{(m_j)}}}{\sum_{j=1}^n PB_j \left(\frac{n_j}{T_j} \right)} \quad (3.35)$$

3.4.3 Importância da Adoção de Distribuições de Probabilidade para Picos e Flutuações

A partir dos dados amostrados poderíamos obter algumas estatísticas para estimar diretamente a vida em fadiga e o risco de ruptura estática. Por exemplo, poderíamos utilizar a frequência relativa dos picos abaixo de um dado valor característico para estimar $P_{\tilde{\alpha}_j}(\hat{\alpha}_c)$, e o fator de risco pelas

equações (3.34) e (3.32); ou ainda, calcular diretamente a média $E(a^L)$ das flutuações elevadas à potência L para obtermos a vida em fadiga - equações (3.17), (3.19), (3.20) e (3.26). No entanto, pelo fato de termos "uma" única amostra, que resulta de cálculo e não de medições, julgamos conveniente adotarmos distribuições de probabilidade para os picos e flutuações, e o fizemos buscando representar melhor o fenômeno estatístico.

Imaginemos que tivéssemos construído um histograma a partir dos dados da amostra. Mesmo escolhendo as classes de maneira apropriada, sem dúvida poderiam existir valores para os quais, a partir do histograma, a probabilidade de ocorrência seria nula. Por outro lado, adotando-se distribuições de probabilidade, à todos os valores positivos de picos e flutuações fica associado um valor da função de densidade de probabilidade. Isto parece bastante conveniente, quando lembrarmos que, em geral, os fatores de risco são valores pequenos, e que num histograma, existe sempre um valor máximo, acima do qual a probabilidade de ocorrência não é significativa.

CAPÍTULO 4

Cálculo das Tensões Dinâmicas de Curto Prazo

4.1 Introdução

A vida útil de uma embarcação pode ser vista como a sucessão de uma série de eventos de curto prazo, em que as condições ambientais são estacionárias, sendo estas caracterizadas por:

- Altura significativa, período médio, e forma do espectro de ondas;
- Intensidade e forma do espectro de ventos;
- Perfil das correntes marítimas;
- Orientação da embarcação em relação às direções de ventos, ondas e correntezas;
- etc.

Os efeitos das solicitações sobre as linhas de amarração são cumulativos (fadiga). Desta forma, deve-se considerar todas as condições ambientais encontradas pela embarcação durante sua vida útil, e a exposição relativa à cada uma delas.

Para cada condição ambiental, deve-se determinar os movimentos da embarcação, e as forças dinâmicas nas linhas de amarração, para então poder-se estimar as distribuições de probabilidade de curto prazo de picos e de flutuações da força dinâmica, as quais serão utilizadas na determinação das distribuições de probabilidade de longo prazo.

As distribuições de probabilidade de longo prazo são necessárias para a análise probabilística do comportamento das linhas de amarração, sendo estas utilizadas no cálculo da vida.

em fadiga e do risco de ruptura estática (Capítulo 5).

4.2 Discretização do Espectro de Ondas

A fim de determinar os movimentos de 1a. ordem da embarcação, o estado de mar correspondente a cada condição ambiental deve ser definido por meio de uma função de densidade espectral (espectro de energia) - Apêndice A - que caracteriza a excitação das ondas para períodos de curto prazo.

A seleção de uma formulação para o espectro de energia das ondas vai depender das condições locais da região marítima.

4.2.1 Formulação Adotada

O espectro de energia das ondas tem sido formulado a partir de dados estatísticos e modelos analíticos. O espectro de Pierson-Moskowitz, que é bastante utilizado, foi formulado para mares plenamente desenvolvidos. A definição deste espectro (unidimensional) de ondas é essencialmente a seguinte [29] :

$$S(\omega) = (C_1/\omega^5) \cdot \exp(-C_2/\omega^4) \quad \text{m}^2 \cdot \text{s} \quad (4.1.a)$$

onde

$$C_1 \approx [0,11 (2\pi)^4] H_s^2 / T_z^4 \quad \text{m}^2 / \text{s}^4 \quad (4.1.b)$$

$$C_2 \approx [0,44 (2\pi)^4] / T_z^4 \quad 1 / \text{s}^4 \quad (4.1.c)$$

sendo H_s - altura significativa: média do terço das maiores alturas ($H_{1/3}$)

T_z - período médio

O espectro descrito é unidimensional, para o qual admite-se que as ondas se propagam em uma direção somente (Apêndice A).

A utilização de espectros bidimensionais direcionais seria mais adequada; no entanto, em geral não se dispõem de maiores informações quanto à direcionalidade das condições ambientais.

As distribuições estatísticas de curto prazo das alturas de onda são descritas adequadamente por uma distribuição de Rayleigh. Os parâmetros dos estados de mar, tais como a altura de onda significativa (H_s), o período médio (T_z) e a largura de banda do espectro (γ) estão relacionados com os momentos do espectro de mar:

$$M_k = \int_0^{\infty} \omega^k S(\omega) d\omega \quad (4.2)$$

$$\gamma = \text{largura de banda} = \left(1 - \frac{(m_2)^2}{m_0 m_4} \right)^{1/2} \quad (4.3.a)$$

$$T_z = \text{período médio} = 2\pi \left(\frac{m_0}{m_1} \right)^{1/2} \quad (4.3.b)$$

$$H_s = \text{altura significativa} = 2(m_0)^{1/2} \quad (4.3.c)$$

4.2.2 Escolha da Gama de Freqüências

Um histórico temporal de um trem de ondas irregulares pode ser sintetizado a partir do espectro de ondas (Apêndice A), utilizando a superposição linear de um número de ondas regulares com ângulo de fase aleatória (Figura 4.1).

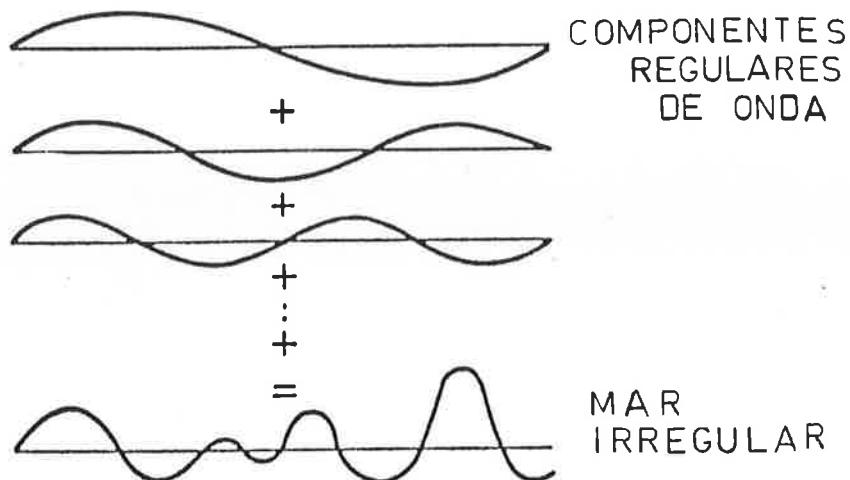
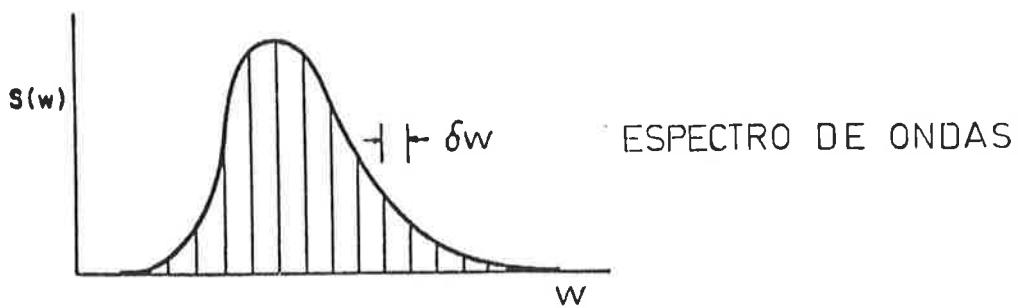


Figura 4.1 - Geração de uma onda irregular a partir do espectro de ondas [8]

Cada onda regular componente tem uma amplitude a_i dada por:

$$a_i = \sqrt{2 S(\omega_i) \delta\omega_i} \quad (4.4)$$

onde

ω_i = freqüência da i -ésima onda componente

$\delta\omega_i$ = largura da faixa de freqüência ao redor de cada componente

Mediante a utilização de funções de transferência de deslocamentos da embarcação, pode-se obter seus movimentos - em seis graus de liberdade - como função das freqüências de excitação ω_i de cada onda componente.

Visto que os movimentos da embarcação vão solicitar

dinamicamente as linhas de amarração, a escolha da gama de freqüências de excitação das ondas é de fundamental importância para a obtenção de resultados confiáveis da vida em fadiga e do risco de ruptura estática.

O histórico dos deslocamentos em cada ponto de amarração na embarcação é utilizado, como dado de entrada para uma análise dinâmica não linear no domínio do tempo, para obter-se o histórico das forças dinâmicas na linha de amarração. Sendo assim, o número de freqüências utilizado na discretização do espectro de mar não altera o esforço computacional necessário para o cálculo não linear da resposta das linhas de amarração; devendo-se escolher um número de freqüências discretas, e uma largura delas no domínio do espectro, suficientemente grandes para descrever adequadamente a forma do espectro de energia contida nas ondas, nos moldes que, considerado o tempo de simulação, adiante descrevemos.

4.2.3 Tempo de Simulação x Propriedades Estatísticas

O cálculo das forças dinâmicas, feito no domínio do tempo, permite que sejam levadas em consideração várias não-linearidades do comportamento das linhas de amarração, as quais não poderiam ser satisfatoriamente computadas por um cálculo linearizado no domínio da freqüência.

O tempo de simulação deve ser suficientemente grande para que se obtenha uma amostra significativa de picos e de flutuações da força na linha, levando a uma boa estimativa dos parâmetros das distribuições de probabilidade.

A partir do histórico de deslocamento obtido para o ponto de amarração, pode-se verificar se o tempo de simulação escolhido é suficientemente grande para preservar as propriedades estatísticas do evento de curto prazo. A variância estatística, para os deslocamentos horizontal e vertical, é calculada a partir do espectro de ondas por:

$$\sigma_x^2 = \int_0^\infty S(\omega) |X(\omega)|^2 d\omega \quad (4.5.a)$$

$$\sigma_z^2 = \int_0^\infty S(\omega) |Z(\omega)|^2 d\omega \quad (4.5.b)$$

onde $X(\omega)$ e $Z(\omega)$ são as amplitudes das funções de transferência dos deslocamentos horizontal e vertical, respectivamente, do ponto de amarração.

A partir do histórico dos deslocamentos horizontal e vertical $X(t)$ e $Z(t)$, obtido pela discretização da gama de freqüências e para um tempo específico de simulação T , pode-se obter também as respectivas variâncias e compará-las com as obtidas a partir dos espectros de energia - equações 4.5 .

$$X(t) = \sum_i^M a_i X(\omega_i) \cos[\omega_i t + \theta_x(\omega_i) + \xi_i]$$

$$\sigma_x^2 = \frac{1}{T} \int_0^T [X(t) - \bar{X}]^2 dt \quad (4.6.a)$$

$$\bar{X} = \frac{1}{T} \int_0^T X(t) dt$$

$$Z(t) = \sum_i^M a_i Z(\omega_i) \cos[\omega_i t + \theta_z(\omega_i) + \xi_i]$$

$$\sigma_z^2 = \frac{1}{T} \int_0^T [Z(t) - \bar{Z}]^2 dt \quad (4.6.b)$$

$$\bar{Z} = \frac{1}{T} \int_0^T Z(t) dt$$

onde M é o número de freqüências utilizadas na discretização do espetro.

$\theta_x(\omega)$ e $\theta_z(\omega)$ são os ângulos de fase das funções de transferência do deslocamento do ponto de amarração e ξ_i é um ângulo de fase aleatória.

Se as diferenças são pequenas (isto é, menores do que 1 a 3%), considera-se que o histórico do movimento manteve as características estatísticas do mar irregular e que, portanto, é satisfatória a aproximação obtida para a excitação da linha de amarração.

Uma outra observação que deve ser feita quanto ao caráter da série temporal obtida por aproximação, é que este deva repetir-se aparentemente a intervalos de tempo regulares, sendo, portanto, pseudo-periódica com período T_r dado por:

$$T_r = \frac{2\pi}{\overline{\Delta\omega}} \quad (4.7)$$

onde $\overline{\Delta\omega}$ é o intervalo médio entre freqüências discretas contíguas tomadas no domínio do espectro de ondas,

$$\overline{\Delta\omega} = \frac{\omega_M - \omega_1}{M} \quad (4.8)$$

Adicionalmente, como por hipótese a embarcação tem comportamento linear sob a ação das ondas, seus deslocamentos apresentam as mesmas propriedades das elevações de ondas, em termos de serem de distribuição gaussiana de média zero e de banda estreita. Logo pode-se, também, verificar se os picos do histórico do deslocamento têm a distribuição de Rayleigh, como comprovação do acerto da montagem do carregamento calculado para a linha de amarração.

4.3 Equação de Equilíbrio Dinâmico da Linha Isolada

Muitas abordagens diferentes têm sido propostas para a análise dinâmica das linhas de amarração, mas nenhuma delas, exceto a do Método dos Elementos Finitos (MEF), pode considerar adequadamente todos os fatores que afetam o cálculo

das tensões nas linhas [8].

A análise dinâmica de uma linha de amarração envolve considerações sobre a elasticidade da linha, forças de inércia, forças de arrasto e forças de contato com o fundo do mar, caracterizando-se efeitos não lineares causados por mudança de forma, atrito hidrodinâmico e iteração com o solo marítimo.

A equação do movimento para uma linha de amarração, discretizada por elementos finitos, numa aplicação do Princípio dos Trabalhos Virtuais, expressa-se por:

$$M \ddot{p} + F = R \quad (4.9)$$

onde M é a matriz de massa do sistema;

\ddot{p} é o vetor das acelerações nodais;

F é o vetor das forças internas nodais, causadas por deformação e atrito interno;

R é o vetor das forças externas nodais equivalentes causadas por arrasto hidrodinâmico, efeito catenária e contato com o fundo.

4.4 Integração do Equilíbrio no Domínio do Tempo

A solução da equação não linear (4.9), do equilíbrio dinâmico da linha de amarração discretizada, pode ser feita utilizando-se integração direta passo a passo [9]. O termo "direta" significa que a integração numérica é feita sem nenhuma transformação da equação de equilíbrio para uma forma desacoplada - como ocorreria no método de superposição modal.

Os métodos de integração passo a passo que necessitam do uso de um incremento de tempo Δt (passo de integração, "time step") menor do que um valor crítico Δt_{cr} , tal como o método das diferenças centrais (Apêndice D), são ditos condicionalmente estáveis. Se um "time step" Δt maior do que Δt_{cr} é usado, a integração é instável porque erros acumulativos, resultantes da integração numérica, tornam o

cálculo da resposta não convergente.

Maiores considerações sobre a formulação e a solução da equação de movimento (4.9) são feitas no Apêndice D, onde analisamos a teoria do programa MODEX dedicado, exclusivamente, à análise do comportamento dinâmico de uma linha isolada, quando submetida aos movimentos conhecidos do ponto de amarração. Como saída do programa, obtém-se um histórico da força dinâmica nos nós do modelo da linha de amarração, para instantes discretos de tempo distanciados de Δt ("time step") - ou um múltiplo de Δt .

4.5 Contagem de Picos e Flutuações ("Rainflow")

A fim de caracterizar as funções de densidade de probabilidade de curto prazo, dos picos e das flutuações da força dinâmica na linha de amarração, devemos contá-los (Figura 2.5) a partir do histórico obtido por integração do equilíbrio da linha isolada.

O histórico da resposta é de natureza multiharmônica, enquanto que os resultados dos ensaios de fadiga ("Diagramas S-N") correspondem a flutuações harmônicas do carregamento. Uma solução utilizada para resolver tal problema é utilizar os métodos ditos de "contagem de picos", dentre os quais destacam-se [28]: "Range-Pair", "Rainflow" e "Racetrack"; todos pautados em características de resolução gráfica, a partir do conhecimento do histórico de tensões. O método "Rainflow", conforme mostrado na Figura 2.5, considera o ciclo que se desenvolve do valor máximo (maior pico) ao valor mínimo (maior cavado ou vale), para depois computar os outros ciclos, maximizando as distâncias de pico a vale que são contadas. Estas regras justificam-se [28] pelas evidências experimentais de que o dano na fadiga é função da magnitude do ciclo de histerese do material, e de que flutuações intermediárias - de freqüências mais altas - são menos importantes do que a flutuação maior, do maior pico ao maior vale.

Na presente análise, estamos considerando que os efeitos não-lineares estão sendo computados e, portanto, não podemos

adotar a hipótese de banda estreita para o espectro da resposta. Nos casos em que tal hipótese é aceitável, poder-se-ia supor que os picos vão ter uma distribuição de Rayleigh, a semelhança do que ocorre para as elevações de onda que, na essência, são a causa original da excitação dinâmica da linha de amarração.

Assim, desconsiderados os efeitos das não-linearidades sobre o espectro de resposta das amplitudes da força dinâmica, $S_Q(\omega)$, poder-se-ia admitir para os picos:

$$p(\tilde{q}) = \frac{\tilde{q}}{\sigma^2} \exp(-\tilde{q}^2/2\sigma^2) \quad (4.10.a)$$

onde

$$\sigma^2 = \int_0^\infty S_Q(\omega) d\omega \quad (4.10.b)$$

Desta forma, para um processo de banda estreita, não necessitamos contar picos a partir do histórico das forças dinâmicas, bastando utilizar o espectro de energia da resposta.

A distribuição das flutuações (distâncias de pico a vale) poderia ser obtida da mesma forma, adotando-se que, uma vez sendo o processo de banda estreita, a cada pico corresponde um vale com mesma amplitude.

Por outro lado, o método "Rainflow" (a semelhança de outros equivalentes) de contagem de flutuações pode ser utilizado na contabilização de flutuações do histórico da força dinâmica com características não lineares, quando a largura de banda da resposta não é necessariamente estreita. Desta forma, a distribuição dos picos e flutuações não será, necessariamente, a de Rayleigh, podendo-se, alternativamente, adotar a distribuição de probabilidade Gama Generalizada [7]; da qual Rayleigh é um caso particular.

Nesse contexto, pelo fato de a força dinâmica na linha de amarração não ter média zero devemos estimar a distribuição dos picos subtraídos do valor médio, enquanto que a

distribuição das flutuações não é alterada por esse valor médio, como já mencionado anteriormente.

Uma vez determinado que tipo de distribuição de probabilidade será arbitrada para picos e flutuações, resta verificar o modo pelo qual, efetivamente, a função densidade de probabilidade se ajusta a um histograma, conhecido como resultado do processo de contagem.

4.6. Ajuste da Função de Densidade de Probabilidade

Para demonstrar a utilização das equações (3.6), (3.7) e (3.8 a ou b), podemos partir de uma função de densidade de probabilidade - equação (3.1) - conhecida. Isto é, com parâmetros m , c e λ definidos, constrói-se uma amostra a partir da qual estima-se esses mesmos parâmetros da distribuição. Por exemplo, para o caso particular da distribuição de Rayleigh, teremos:

$$m = 1$$

$$c = 2$$

Podemos também arbitrar o parâmetro $\lambda = 1$. Assim tem-se

$$p(x) = 2 \times e^{-x^2}$$

que será uma função de densidade de probabilidade conhecida.

A amostra será constituída por $n_0 = K_h^2$ elementos, onde K_h é o número de classes utilizadas para construir um histograma. Vamos adotar, ainda, que o valor máximo dos elementos da amostra seja X_{\max} . Sendo assim, teremos, para cada classe k , um número de elementos dado por:

$$n_k = p(X_k) n_0 \quad (4.11)$$

Embora os valores de m , c e λ obtidos não coincidam exatamente com os adotados, podemos observar na Figura 4.2 que as duas curvas são próximas; sendo que as diferenças decorrem da precisão numérica utilizada nos cálculos, e do próprio método numérico utilizado ("método da bissecção").

CAPÍTULO 5

Algoritmo das Estatísticas de Longo Prazo

Como descrito neste trabalho, a determinação da vida em fadiga e do risco de ruptura estática das linhas de amarração envolve o cálculo de estatísticas de longo prazo. A aplicação dos procedimentos propostos sintetiza-se no algoritmo cujas etapas e passos são agora relacionados, recorrendo-se a um exemplo de aplicação para melhor entendimento do significado dos resultados que podem ser obtidos.

5.1 Discretização das Condições Ambientais

Os estados de mar, numa seqüência de longo prazo, são geralmente descritos através da freqüência relativa conjunta de ocorrência de alturas de ondas significativas e períodos médios, com base em dados amostrados durante um período de um ano, ou maior.

As descrições dos ventos e correntezas marítimas de longo prazo, devem ser feitas estatisticamente, como para as ondas. Como primeira aproximação, contudo, considerada a pouca importância relativa da solicitação dinâmica imposta por tais agentes ambientais, é possível tomar apenas seus efeitos estáticos determinísticos.

Da mesma forma, se estiverem disponíveis informações quanto à direcionalidade das condições ambientais, pode-se também considerar sua freqüência relativa de ocorrência. Para a maioria dos estados de mar todas as direções são equiprováveis [2], exceto para condições severas, quando, então, medidas de segurança devem ser tomadas para reduzir os efeitos prejudiciais das condições ambientais sobre a embarcação.

A probabilidade de ocorrência de cada condição ambiental, caracterizada pela combinação das freqüências relativas dos fatores descritos acima, são utilizadas como pesos para a determinação das funções de densidade de probabilidade de longo prazo.

PB_j = probabilidade de ocorrência da condição ambiental j =

$$= f_{1j} \quad f_{2j} \quad f_{3j} \quad f_{4j} \quad (5.1)$$

onde f_{1j} = freqüência relativa de ocorrência do estado de mar da condição ambiental j
 f_{2j} = freqüência relativa de ocorrência dos ventos da condição ambiental j
 f_{3j} = freqüência relativa de ocorrência da correnteza da condição ambiental j
 f_{4j} = freqüência relativa de ocorrência da direção da condição ambiental j

5.2 Densidade de Probabilidade de Picos de Longo Prazo

Ao contrário dos métodos de análise determinísticos [12], onde apenas uma única condição ambiental (um estado de mar - associado a uma dada condição de vento e correnteza - normalmente com período de recorrência de 100 anos para o caso de sistemas de produção) é usada, o método probabilístico considera as contribuições de várias condições ambientais, com suas respectivas probabilidades de ocorrência.

O cálculo da probabilidade de que um dado nível de tensão seja excedido, durante a vida operacional da amarração, pode ser resumido nos seguintes passos:

- (1) Escolher uma condição ambiental caracterizada por: direção, estado de mar, vento e correnteza; associada a uma probabilidade de ocorrência - equação (5.1).

- (2) Calcular os esforços médios de vento, correnteza e deriva das ondas. Combinar estes esforços e obter a tensão média nas linhas de amarração e o "offset" médio.
- (3) A partir dos movimentos de baixa freqüência e do "offset" médio, definir a configuração de equilíbrio estático inicial da embarcação e, por decorrência, de cada uma das linhas de amarração.
- (4) A partir do espectro de mar, das funções de transferência dos movimentos de 1^a ordem da embarcação e das condições do equilíbrio estático inicial, calcular as forças dinâmicas nas linhas de amarração, por integração direta, do equilíbrio dinâmico, no domínio do tempo.
- (5) Contar os picos da força dinâmica - que estiverem acima da força média - a partir do histórico, e estimar os parâmetros da função de densidade de probabilidade de picos da distribuição gama generalizada - equação (3.15).
- (6) Repetir a análise para cada condição ambiental e ponderar as respectivas funções de densidade de probabilidade para obter a distribuição de picos de longo prazo - equação (3.24).
- (7) Calcular o risco de que um pico da força dinâmica exceda um dado valor característico durante a vida operacional - equação (3.33) ou (3.35).

Nessa análise probabilística, o comportamento dinâmico não linear do sistema de amarração, tanto para condições severas quanto para as condições amenas e normais de operação das embarcações, é considerado.

5.3 Acumulação de Danos na Fadiga

O cálculo do dano em fadiga de longo prazo envolve uma

pequena extensão aos cálculos feitos para a distribuição de probabilidade de picos de longo prazo. O processo é descrito nos itens seguintes:

- (1) Até (4) são os mesmos do cálculo da distribuição de probabilidade de picos de longo prazo.
- (5) Utilizando um método de contagem de flutuações da força dinâmica ("rainflow"), estimar os parâmetros da função de densidade de probabilidade da distribuição gama generalizada - equação (3.16).
- (6) Calcular a taxa de dano devido a condição ambiental - equação (3.20).
- (7) Repetir a análise para cada condição ambiental e ponderar as taxas de dano pela probabilidade de ocorrência das condições ambientais para obter o dano total acumulado para uma dada vida operacional - equação (3.26).
- (8) Calcular a vida em fadiga - equação (3.28) - a qual corresponde a vida operacional quando o dano total acumulado é unitário.

5.4 Exemplo de Aplicação

A partir da teoria apresentada, desenvolveu-se o programa FATAN para microcomputador, capaz de avaliar a resposta de longo prazo das linhas de amarração de sistemas permanentes de produção de petróleo. Na presente fase do seu desenvolvimento, o programa FATAN opera em conjunto com os programas DMOOR e MODEX - da Petrobrás - para cálculo dos movimentos da embarcação e das forças dinâmicas nas linhas de amarração, respectivamente, em cada condição ambiental.

Apenas a nível de ilustração, do que se está desenvolvendo com o auxílio do microcomputador, apresentamos no Apêndice E as listagens de saída dos programas DMOOR e MODEX, para um teste de uma das linhas de amarração da

plataforma semi-submersível GVA 4500, que vai operar na Bacia de Campos numa lâmina d'água de 1000 metros, assim como as listagens dos arquivos de dados e saídas de tela do programa FATAN, para uma das condições ambientais.

O sistema de posicionamento dessa unidade flutuante é do tipo convencional, com linhas em catenária por múltiplos pontos ("spread mooring" - figura 5.1), sendo dimensionado para atender a requisitos de amarração permanente, por períodos prolongados de eventualmente 20 ou 30 anos [1].

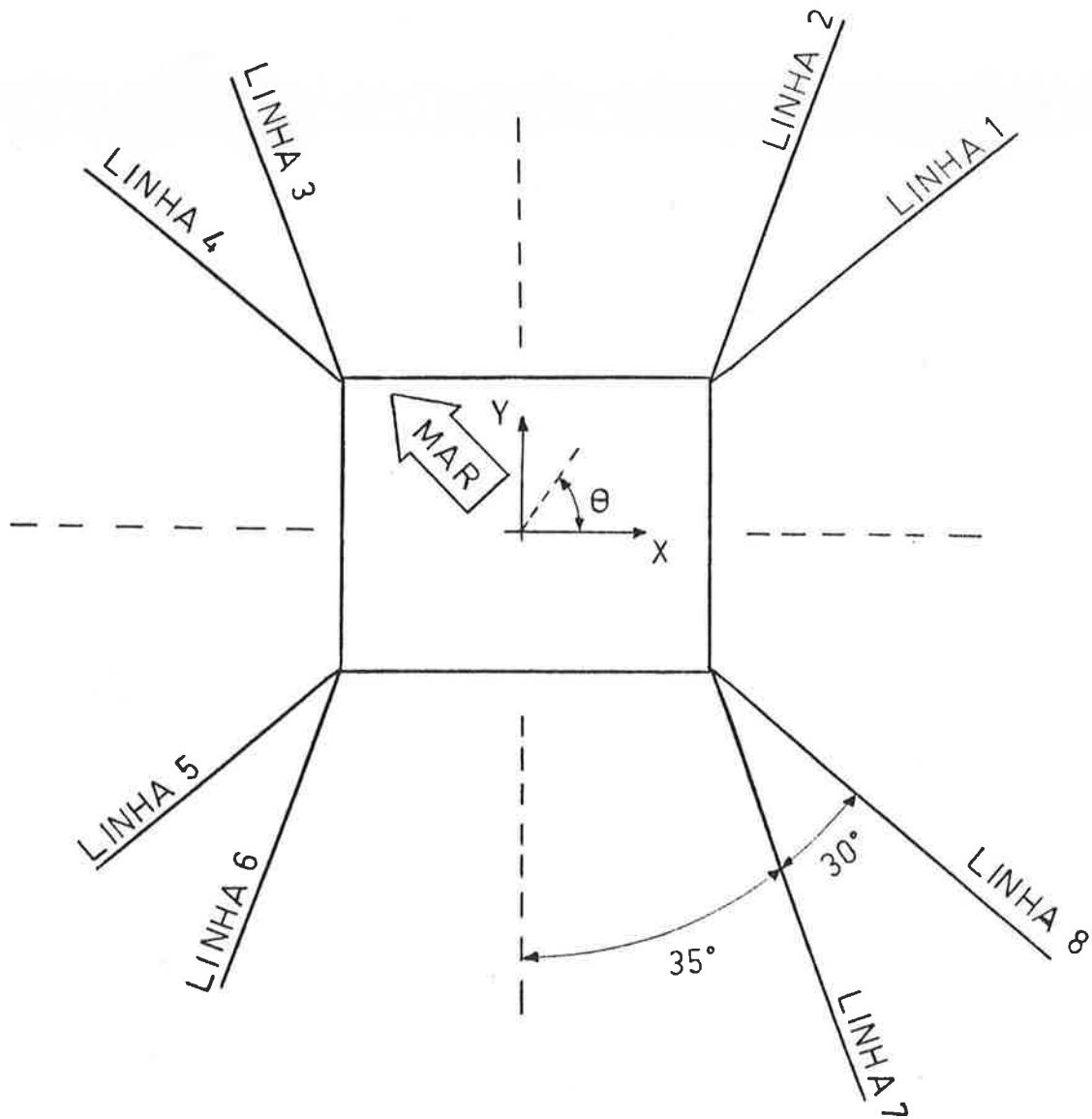


Figura 5.1 - Configuração do Sistema de Amarração da Plataforma GVA 4500

As linhas de amarração são compostas por três trechos (segmentos), cujas características estão apresentadas na tabela 5.1 - o segmento 1 é o mais próximo da âncora, junto ao fundo, enquanto os três ligam-se à plataforma.

SEGMENTO	(1) AMARRA ("Grade K4")	(2) CABO DE ARAME ("IWRC")	(3) AMARRA ("Grade K4")
comprimento (m)	1300,0	2500,0	150,0
massa p/unidade de comprimento (kg/m)	146,7	44,0	146,7
peso submerso p/unid. comprim. (N/m)	1250,6	375,3	1250,6
densidade (N/m ³)	7800,0	7852,9	7800,0
rígidez (N)	$5,77 \times 10^8$	$8,166 \times 10^8$	$5,77 \times 10^8$
tensão de ruptura (N)	$6,76 \times 10^6$	$6,52 \times 10^6$	$6,76 \times 10^6$
coeficiente de arrasto normal	1,75	0,70	1,75
coeficiente de arrasto tangencial	0,4	0,01	0,4
coeficiente de massa adicional	3,72	1,00	3,72
diâmetro equivalente (m)	0,081	0,103	0,081

Tabela 5.1 - Características dos Segmentos das Linhas de Amarração da Plataforma GVA 4500

A tabela 5.2 apresenta os dados dos estados de mar da bacia de campos [13].

MAR	ALTURA SIGNIFICATIVA Hs (m)	PERÍODO MÉDIO Tz (s)	PROBABILIDADE DE OCORRÊNCIA
1	0,75	5,24	0,0229
2	1,25	5,27	0,2561
3	1,75	5,77	0,3852
4	2,25	6,26	0,1962
5	2,75	6,89	0,0880
6	3,25	7,72	0,0328
7	3,75	7,89	0,0100
8	4,25	8,20	0,0068
9	4,75	9,00	0,0020
$\Sigma = 1,0000$			

Tabela 5.2 - Estados de mar da Bacia de Campos

Além dos estados de mar descritos na tabela 5.2, utilizaram-se os seguintes valores para as velocidades de vento e correnteza:

$$\begin{pmatrix} \text{velocidade} \\ \text{do vento} \end{pmatrix} = 22,40 \text{ m/s}$$

$$\begin{pmatrix} \text{velocidade da} \\ \text{correnteza} \end{pmatrix} = 0,93 \text{ m/s}$$

A análise foi feita para a linha 7, adotando-se um ângulo para posicionamento da embarcação em relação a direção da condição ambiental de $\theta = 135^\circ$, conforme figura 5.1, como provável direção de máxima solicitação dessa linha, obtida através de estudo determinístico.

Para o cálculo da vida em fadiga, analisou-se o segmento 3 da linha 7 de amarração, adotando-se [14] a seguinte curva S-N:

$$N \left(Q_A / Q_u \right)^{0.80} = 370$$

onde Q_A = flutuação (pico a vale) da força dinâmica
 Q_u = força de ruptura estática
 N = número de ciclos para falha por fadiga

A tabela 5.3 mostra os resultados - taxa de dano η_j (eq. 3.20) - da análise de fadiga para cada condição ambiental.

CONDICÃO AMBIENTAL j	PROBABILIDADE DE OCORRÊNCIA P_{B_j}	TAXA DE DANO $\eta_j (s^{-1})$	$P_{B_j} \times \eta_j$ (s^{-1})
1	0,0229	$3,82 \times 10^{-12}$	$8,75 \times 10^{-14}$
2	0,2561	$2,90 \times 10^{-12}$	$7,42 \times 10^{-13}$
3	0,3852	$2,93 \times 10^{-11}$	$1,13 \times 10^{-11}$
4	0,1962	$1,55 \times 10^{-10}$	$3,04 \times 10^{-11}$
5	0,0880	$8,08 \times 10^{-10}$	$7,11 \times 10^{-11}$
6	0,0328	$2,71 \times 10^{-9}$	$8,88 \times 10^{-11}$
7	0,0100	$5,22 \times 10^{-9}$	$5,22 \times 10^{-11}$
8	0,0068	$6,16 \times 10^{-9}$	$4,19 \times 10^{-10}$
9	0,0020	$9,47 \times 10^{-9}$	$1,89 \times 10^{-10}$
$\Sigma = 1,0000$			$\Sigma = 8,62 \times 10^{-10}$

Tabela 5.3 - Resultados da Análise de Fadiga para cada Condição Ambiental. GVA 4500

Utilizando a equação (3.26) para um dano unitário ($\eta_f = 1$), obtemos:

$$v_f = \frac{1}{\sum_{j=1}^9 PB_j \eta_j} = \frac{1}{8,62 \times 10^{-10}} = 1,159 \times 10^9 \text{ s} = 36,76 \text{ anos}$$

Uma análise de sensibilidade mostra uma forte dependência da vida em fadiga com a inclinação L da curva S-N :

$$N \left(\frac{Q_A}{Q_u} \right)^L = C$$

ou

$$\log N + L \log \left(\frac{Q_A}{Q_u} \right) = \log C$$

Variando-se L entre 3,20 e 3,40 obtém-se valores para a vida em fadiga entre 305,98 anos e 21,57 anos.

Desta forma, notamos a necessidade da obtenção - através de ensaios - de dados precisos de resistência à fadiga para as linhas de amarração.

Uma outra observação importante a ser feita é que o dano em fadiga, calculado pela equação (3.20), corresponde apenas às flutuações da força dinâmica provocadas pelos movimentos de 1ª ordem da embarcação. O cálculo do dano devido aos movimentos de 2ª ordem é feito nos mesmos moldes que para os de 1ª ordem, devendo-se então, somar as taxas de dano correspondentes, antes de aplicar a equação (3.26).

Para o cálculo do risco de ruptura estática, adotou-se uma vida operacional V = 20 anos - equação (3.32) - e um fator de segurança FS = 2, para definir o valor característico (\hat{Q}_c)

da força dinâmica na linha de amarração:

$$\hat{q}_c = q_u / FS = q_u / 2$$

Desta forma, utilizando a equação (3.35), obtivemos o risco α_f de um pico da força dinâmica ultrapassar um valor igual a 50% da força de ruptura estática (q_u), durante a vida operacional da linha de amarração:

$$\alpha_f = 1,1 \times 10^{-9} \%$$

A tabela 5.4 mostra os riscos de ruptura α_j para cada condição ambiental - equação (3.22).

CONDICÃO AMBIENTAL j	RISCO α_j (%)
1	$< 10^{-30}$
2	$< 10^{-30}$
3	$< 10^{-30}$
4	$< 10^{-30}$
5	$2,2 \times 10^{-30}$
6	$3,3 \times 10^{-11}$
7	$< 10^{-30}$
8	$1,6 \times 10^{-8}$
9	$5,7 \times 10^{-10}$

Tabela 5.4 - Riscos de ruptura para cada condição ambiental. GVA 4500

Para um fator de segurança $FS = 1$, teríamos α_f e todos os α_j menores do que $10^{-30} \%$.

CAPÍTULO 6

Conclusões e Recomendações

Ao leitor que tenha acompanhado o texto até este ponto, pedimos que abra seu ângulo de visão no sentido de compreender os aspectos mais amplos e gerais do problema, sem que se dedique especial atenção a detalhes particulares do cálculo. Estes, mesmo que tratados de forma distinta da vista neste trabalho, não terão a capacidade de alterar a essência do método proposto.

Em primeiro lugar é necessário que se destaque a importância do estabelecimento de bases probabilísticas, quando está em jogo a avaliação da vida em fadiga. Não faz sentido tomar, ou arbitrar, apenas cálculos determinísticos quando se pensa numa avaliação de longo prazo, tal como a necessária para a obtenção de uma estimativa do tempo de vida útil provável das linhas de amarração. Apenas como primeira aproximação, numa avaliação grosseira, pode-se tomar por exemplo, um único estado de mar e, deterministicamente, avaliar seus efeitos. Justifica-se tal procedimento apenas em fases iniciais do projeto do sistema amarrado, para a situação de solicitação imposta por condições extremas, com baixa probabilidade de ocorrência, na avaliação da ruptura estática.

Por outro lado, desenvolver um projeto probabilístico completo ("Fully Probabilistic Design" [2]), se desejável, por considerar todas as incertezas do fenômeno e até do próprio cálculo, é ainda um sonho, tendo em vista todas as dificuldades do levantamento dos dados necessários em padrões puramente estatísticos. Justifica-se, portanto, a presente abordagem que, se não probabilística completa, preserva ao menos o essencial: optamos pela tarefa factível de cálculo do

"risco de falha", abandonando o utópico desejo de obter a "probabilidade de falha", considerados os significados precisos desses termos [2].

Ao engenheiro, a rigor, não basta obter uma solução satisfatoriamente precisa do problema, é necessário que tal aconteça sob custos aceitáveis. Neste contexto, alguma crítica pode ser feita ao emprego da integração direta no domínio do tempo para o cálculo das tensões dinâmicas nas linhas isoladas. Por ser não linear, o comportamento das linhas dificulta o estabelecimento de bases de cálculo no domínio da freqüência, de custo computacional muito menor. Tal como implantado na sua atual versão, o programa FATAN pede, como dados de entrada, os históricos de tensão nas linhas que, por sua vez, devem ser obtidos, para cada condição ambiental, por simulações com o programa MODEX. O custo de todo esse processo, quer seja em horas de computador, quer seja em mão-de-obra de analista, é realmente grande, dificultando a obtenção de uma solução que se poderia chamar de "fácil".

Alternativamente, portanto, sugere-se, a título de trabalho futuro, uma reavaliação do cálculo de tensões nas linhas isoladas, estabelecendo bases para o levantamento teórico de Funções de Transferência de Tensões. Por esta nova abordagem, cada configuração de linha terá determinado para ela um cálculo expedito de tensões, totalmente desenvolvido no domínio da freqüência. É óbvio que se deverá abrir mão da profundidade com que os efeitos não-lineares são contabilizados, mas, ainda assim, será possível preservar de modo aproximado o que há de mais essencial. Com isso, definem-se Funções de Transferência Quasi-Não Lineares [27] que, uma vez aferidas, preferencialmente por resultados de ensaios com modelos em laboratório, podem ser introduzidas diretamente no programa FATAN.

No exemplo de aplicação do Capítulo 5, vimos que a qualidade dos resultados está, também, e muito fortemente, condicionada a uma adequada caracterização das propriedades de resistência estrutural dos elementos que compõem a linha de amarração. Tais propriedades, em particular aquelas do

diagrama S-N, são ainda hoje obtidas da literatura de modo insípiente, em pouca quantidade, e ainda sem atender às necessidades específicas do cálculo probabilístico. Em termos determinísticos, num projeto de síntese estrutural, é até recomendável tomar os limites inferiores impostos pelas normas para a reta do diagrama S-N. Para o cálculo probabilístico de longo prazo, contudo, isso não é suficiente, considerada a grande sensibilidade dos resultados à inclinação da reta. A exemplo de [13], onde a mesma conclusão é observada, sugere-se que ensaios experimentais sejam realizados na quantidade e no contexto desejáveis a uma boa definição dos parâmetros dos diagramas S-N.

Finalizando, muitas outras recomendações poderiam ser relacionadas, particularmente no tocante ao cálculo dos movimentos da embarcação amarrada. Contudo, nada de muito relevante há que desabone, no presente estágio do desenvolvimento do cálculo probabilístico, a modelagem descrita em 3.2 . Ela, obviamente estabelecida por inúmeras simplificações, exigiria, na sua revisão, o tratamento de conceituações que fogem ao âmbito do presente trabalho.

APÊNDICE A

Representação Estatística das Ondas do Mar

A superfície do oceâno - isto é, suas elevações - são irregulares e totalmente aleatórias (não se repetem), mesmo sob condições de relativa calmaria [2]. Felizmente, para os arquitetos navais, os oceanógrafos descobriram que as irregularidades da superfície do oceâno podem ser representadas como a superposição de um grande número de ondas regulares tendo diferentes alturas, comprimentos, direções e diferenças aleatórias de fase:

$$h(t) = \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^n a_i \cos(-\omega_i t + \theta_i) \quad (1)$$

onde:

a_i = amplitude de onda

ω_i = freqüência de onda

θ_i = ângulo de fase (aleatória)

A expressão (1) representa a elevação de um ponto qualquer da superfície, para o caso em que, por hipótese, as ondas são todas paralelas ("long - crested sea").

A energia total (cinemática e potencial) por unidade de área da superfície d'água é

$$\Omega = \sum_i^{\infty} \Omega_i = \frac{1}{2} \rho g \sum_i^{\infty} a_i^2 \quad (2)$$

onde:

ρ = densidade d'água

g = aceleração gravitacional

Por ser a elevação da superfície $h(t)$ a soma de um grande número de variáveis aleatórias independentes, ela terá uma função de densidade de probabilidade normal ou gaussiana - teorema do limite central.

$$p_h(h) = \frac{1}{\sigma \sqrt{2\pi}} e^{-(h/\sigma)^2/2} \quad (3)$$

sendo a elevação média igual a zero, o que faz com que a variância σ^2 seja igual à média dos quadrados:

$$\sigma^2 = \mathbb{E}[h^2(t)] \quad (4)$$

Como $h(t)$ é uma função aleatória do tempo, é vantajoso descrevê-la em termos da sua função de densidade espectral $S(\omega)$:

$$S(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} R(\tau) e^{-j\omega\tau} d\tau = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} R(\tau) \cos \omega\tau d\tau \quad (5)$$

a qual é a transformada de Fourier da função de auto-correlação $R(\tau)$:

$$R(\tau) = \mathbb{E}[h(t) \cdot h(t+\tau)] = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_{-T/2}^{T/2} h(t) \cdot h(t+\tau) dt = R(-\tau)$$

que associa valores da variável aleatória $h(t)$ em instantes que diferem do intervalo de tempo τ . Assim,

$$R(\tau) = \int_{-\infty}^{+\infty} S(\omega) e^{j\omega\tau} d\omega = \int_{-\infty}^{+\infty} S(\omega) \cos \omega\tau d\omega \quad (6)$$

sendo $R(\tau)$ e $S(\omega)$ funções pares e reais de τ e ω ,

respectivamente, define-se a função de densidade espectral "one-sided" $S^+(\omega)$, como sendo :

$$S^+(\omega) = \begin{cases} 2 S(\omega) & \text{para } \omega \geq 0 \\ 0 & \text{para } \omega < 0 \end{cases}$$

Assim,

$$\begin{aligned} R(\tau) &= \int_0^\infty 2 S(\omega) \cos \omega \tau \, d\omega = \\ &= \int_0^\infty S^+(\omega) \cos \omega \tau \, d\omega \end{aligned}$$

Desde que utiliza-se na prática $S^+(\omega)$ ao invés de $S(\omega)$, não vamos mais nos preocupar em distingui-las pelo sinal +.

A área sob a curva $S(\omega)$ é a média dos quadrados, ou seja:

$$R(0) = \mathbb{E}[h(t) h(t+0)] = \int_0^\infty S(\omega) \cos \omega \cdot 0 \, d\omega \quad (7)$$

Observando as equações (4) e (7), notamos que:

$$\sigma^2 = \int_0^\infty S(\omega) \, d\omega \quad (8)$$

Por outro lado, utilizando a equação (1), teremos:

$$\mathbb{E}[h^2(t)] = \mathbb{E}\left[\sum_{i=1}^{\infty} a_i^2 \cos^2(-\omega_i t + \theta_i)\right] = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^{\infty} a_i^2 \quad (9)$$

Usando (9) e (8) em (2), obtemos

$$\Omega = \rho g \sigma^2 \quad (10)$$

ou seja:

$$\Omega = \rho g \int_0^\infty S(\omega) \, d\omega \quad (11)$$

Desta forma, notamos que a área sobre a curva da função de densidade espectral $S(\omega)$ é diretamente proporcional à

energia total das ondas por unidade de área da superfície; sendo assim, $S(\omega)$ é também chamada de "espectro de energia".

Para cada onda componente da elevação da superfície $h(t)$, a relação (11) será escrita como:

$$\frac{1}{2} \rho g a_i^2 = \rho g S(\omega_i) \delta\omega \quad (12)$$

assim, a relação entre o espectro de onda $S(\omega)$ e a amplitude de cada componente de onda é

$$a_i = \sqrt{\frac{2 S(\omega_i) \delta\omega}{\rho g}} \quad (13)$$

Sabe-se que a previsão estatística de um máximo (valores de pico) de um processo aleatório pode ser feita usando a distribuição de probabilidade de Rayleigh, se as seguintes condições [7] são satisfeitas:

- O processo aleatório é um processo permanente gaussiano (normal) com média zero
- O processo tem um espectro de banda estreita
- Os máximos são estatisticamente independentes

Os máximos \tilde{h} (picos) das alturas de ondas seguem aproximadamente a distribuição de Rayleigh:

$$p_{\tilde{h}}(\tilde{h}) = \frac{\tilde{h}}{\sigma^2} \exp(-\tilde{h}^2/2\sigma^2) \quad (14)$$

onde σ^2 é dado pela equação (8)

A largura de banda δ do espectro é dada [17] pela equação:

$$\delta = \text{largura de banda} = \left(1 - \frac{(m_2)^2}{m_0 m_4} \right)^{1/2} \quad (15)$$

onde $m_n = \int_0^{\infty} \omega^n S(\omega) d\omega$

Para um processo aleatório com espectro de banda estreita δ é igual a zero, e os picos positivos têm a distribuição de probabilidade de Rayleigh. Para um espectro de banda larga δ é igual a um, e os picos positivos têm uma distribuição normal truncada. A Figura A.1 ilustra a densidade de probabilidade de um processo gaussiano com média zero para várias larguras de banda δ .

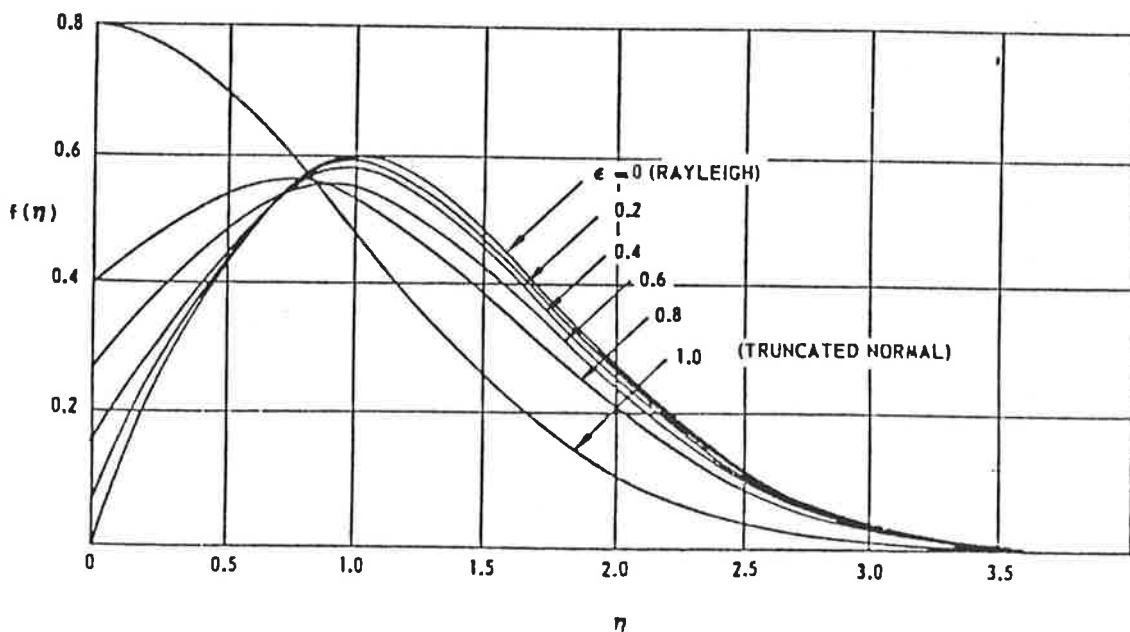


Figura A.1 - Função Densidade de Probabilidade para várias larguras de banda [17]

Um estado de mar corresponde a um período de tempo curto (horas) para o qual as propriedades estatísticas das ondas permanecem constantes (processo estacionário). O espectro de ondas para um dado estado de mar pode ser representado em função de dois parâmetros característicos: o período médio $T_z (= 2\pi / \omega_z)$ e a altura significativa H_s das ondas [2]:

$$S(\omega) = A \left(\frac{\omega_z}{\omega} \right)^k \frac{H_s}{\omega} e^{-B (\omega_z / \omega)^l} \quad (16)$$

onde os coeficientes A e B e os expoentes k e l são escolhidos para ajustar a curva aos dados experimentais e ao sistema de unidades.

O espectro de onda da equação (16) é unidimensional e corresponde a um mar irregular onde as ondas se propagam todas em uma mesma direção ("long-crested sea"). Uma representação mais completa do estado de mar é dada por um espectro bidimensional direcional $S(\omega, \theta)$, que indica a direção θ assim como as freqüências das ondas componentes.

APÊNDICE B

Cálculo dos Movimentos da Embarcação

É prática usual representar a superfície irregular do mar como uma superposição linear de um grande número de ondas regulares de várias amplitudes e freqüências, e a combinação resultante é descrita convenientemente em termos de um espectro de mar (Apêndice A).

Neste apêndice vamos calcular os movimentos da embarcação a partir do conhecimento do espectro de mar.

TEORIA DE RESPOSTA LINEAR - FUNÇÃO DE TRANSFERÊNCIA [2]

Fenômenos que variam no tempo podem ser representados em termos da função de densidade espectral. Existem muitas áreas na engenharia, que lidam com sistemas lineares nos quais a entrada e a saída são funções que variam no tempo, digamos $X(t)$ e $Y(t)$. Vamos mostrar agora que em todos estes casos a análise da resposta é grandemente simplificada se ela for feita usando-se a representação espectral de $X(t)$ e $Y(t)$, porque, se o sistema é linear, os dois espectros estão diretamente relacionados pela função de resposta em freqüência $\Phi(\omega)$, comumente referida como sendo uma função de transferência. A função de transferência depende das características do sistema, e pode ser determinada por análise matemática (se as equações que governam o sistema forem conhecidas) ou experimentalmente, ou por uma combinação de ambos. Para estabelecer as propriedades básicas desta função, vamos considerar a resposta a uma entrada que é uma onda sencoidal. Se a entrada é uma onda de cosseno com amplitude e freqüência fixas,

$$x(t) = X_0 \cos \omega t$$

então pode-se mostrar facilmente que a saída em regime permanente será também uma onda cossenoide com amplitude constante, com a mesma freqüência ω e uma diferença de fase θ . Isto é

$$y(t) = Y_0 \cos (\omega t - \theta) \quad (1)$$

Informações sobre a razão das amplitudes Y_0/X_0 e o ângulo de fase θ definem as características de transmissão ou função de transferência do sistema para uma freqüência fixa ω . Ao invés de lembrar da razão de amplitudes e do ângulo de fase como duas quantidades separadas, é costume usar um único número complexo para representar ambas as quantidades. Este é chamado de função de resposta em freqüência (complexa) $\Phi(\omega)$ que é definida de forma que sua magnitude é igual a razão de amplitudes, e a razão entre sua parte imaginária e sua parte real é igual a tangente do ângulo de fase.

Se

$$\Phi(\omega) = A(\omega) - i B(\omega) \quad (2)$$

onde $A(\omega)$ e $B(\omega)$ são funções reais de ω , então

$$|\Phi(\omega)| = \sqrt{A^2 + B^2} = \frac{Y_0}{X_0} \quad (3)$$

$$\frac{\text{parte imaginária}}{\text{parte real}} = \frac{B}{A} = \tan \theta \quad (4)$$

Usando a notação exponencial complexa, podemos dizer que se a entrada é uma onda harmônica de amplitude X_0

$$x(t) = X_0 \cos \omega t = X_0 [a \text{ parte real de } e^{i\omega t}] = X_0 R_* \{e^{i\omega t}\}$$

então a saída harmônica correspondente será

$$Y(t) = X_0 R \cdot \left\{ \Phi(\omega) e^{i\omega t} \right\}$$

Desejamos agora determinar a função de transferência para uma entrada genérica $X(t)$. Seja $\psi(t-\tau)$ a resposta $Y(t)$ do sistema para o caso especial em que a entrada é um impulso unitário no instante $t=\tau$; isto é $\psi(t-\tau)$ é a resposta para $X(t) = \delta(t-\tau)$, como mostra a Figura B.1.

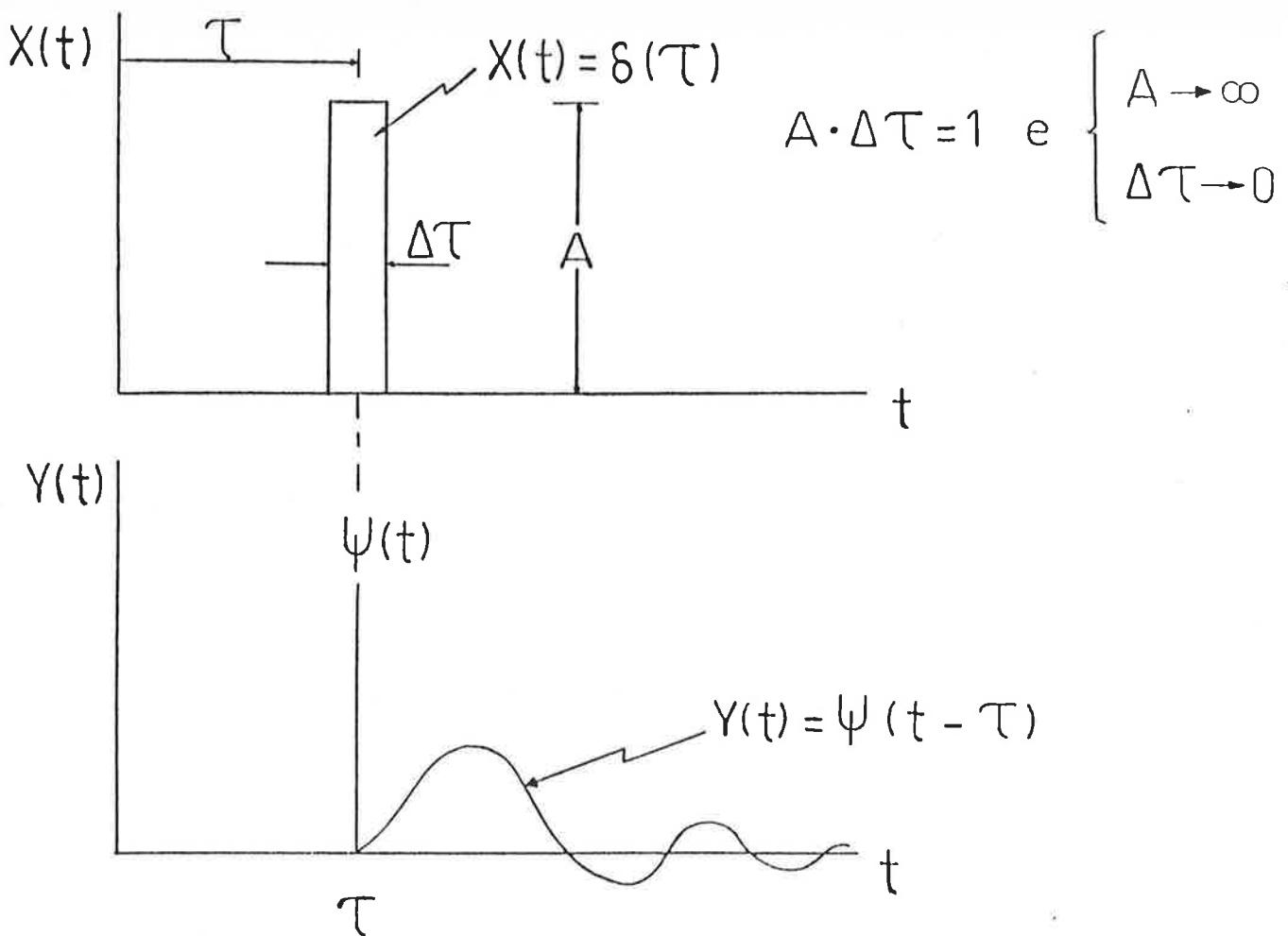


Figura B.1 - Resposta a um impulso unitário

Para obter a resposta para uma função geral de entrada $X(t)$, esta última deve ser dividida em uma série de impulsos, como mostrado na Figura B.2, e a resposta para cada impulso superposta

$$Y(t) = \sum [X(\tau_i) \Delta\tau] y(t-\tau_i)$$

No limite, como $\Delta\tau \rightarrow 0$

$$Y(t) = \int_{-\infty}^{+\infty} X(\tau) y(t-\tau) d\tau \quad (5)$$

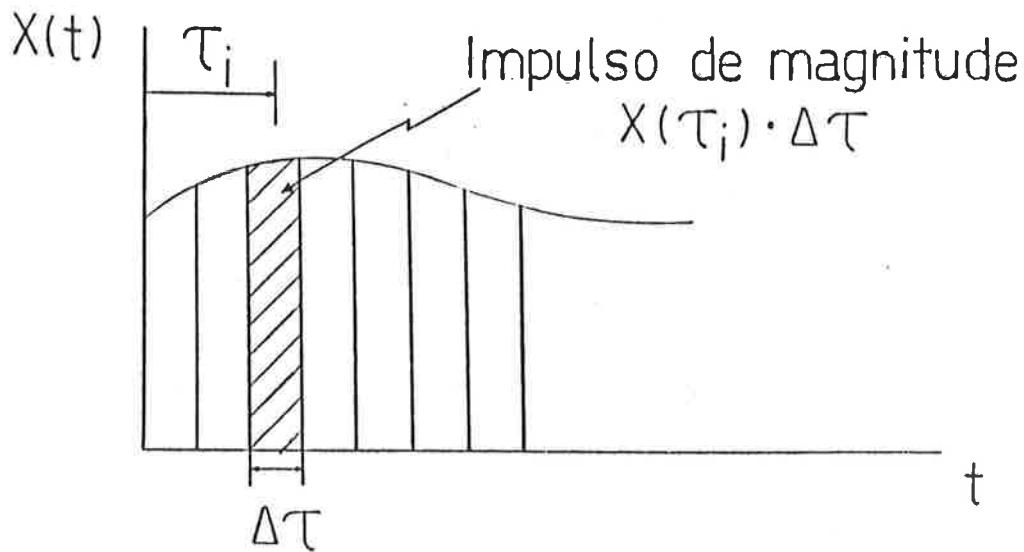


Figura B.2 - Representação em impulsos de uma entrada genérica.

A integral da equação (5) é conhecida como a integral de Duhamel ou integral de convolução. Por uma mudança apropriada de variáveis ela pode ser escrita de uma forma alternativa que é mais conveniente para propósitos matemáticos

$$Y(t) = \int_{-\infty}^{+\infty} X(t-\tau) \psi(\tau) d\tau \quad (6)$$

Pode-se mostrar que a função de resposta em freqüência $\Phi(\omega)$ e a função de resposta ao impulso $\psi(t)$ constituem-se num "par de transformada de Fourier" e são relacionadas por:

$$\Phi(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \psi(t) e^{-i\omega t} dt \quad (7)$$

$$\psi(t) = \int_{-\infty}^{+\infty} \Phi(\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (8)$$

Vimos que a análise de um processo como a elevação da superfície do oceano é simplificada usando sua representação espectral, isto é, descrevendo o processo em termos de suas freqüências. Vamos portanto, reescrever a relação entre $X(t)$ e $Y(t)$ da equação (6), em termos de suas funções de densidade espectral $S_x(\omega)$ e $S_y(\omega)$. Os detalhes deste passo estão disponíveis em textos de análise de sistemas lineares [24]. O resultado é a relação extremamente simples:

$$S_y(\omega) = |\Phi(\omega)|^2 S_x(\omega) \quad (9)$$

Assim, para um sistema linear a função de densidade espectral da resposta é simplesmente a densidade espectral da entrada multiplicada por uma simples função escalar de ω : o quadrado da amplitude da função de transferência $|\Phi(\omega)|^2$, o qual é chamado freqüentemente de operador de resposta em amplitude (RAO) do sistema.

Vimos que $|\Phi(\omega)|$ é a amplitude da resposta em regime permanente para uma entrada senoidal unitária de freqüência ω . Assim, uma forma de determinar a função de transferência para os movimentos da embarcação é submeter um modelo desta a uma série de ondas senoidais de amplitude unitária e várias freqüências, e medir a amplitude da resposta para cada freqüência. No entanto, isto é válido somente para ondas pequenas e pequenas amplitudes da resposta, de forma que o sistema embarcação - ondas seja linear.

MOVIMENTOS DE 2^a ORDEM - DERIVA VARIÁVEL

Além dos movimentos de 1^a ordem da embarcação, as ondas são responsáveis pelas forças de deriva variável ("slow drift forces") que excitam os movimentos de baixa freqüência da embarcação no plano horizontal. Os métodos para prever os movimentos devidos à deriva variável ainda estão em estágio de desenvolvimento [5], existindo um grau de incerteza considerável nas estimativas.

O método de aproximação de Newman, para o cálculo dos movimentos de 2^a ordem no domínio da freqüência, resolve um sistema de um grau de liberdade com a rigidez do sistema de amarração na configuração do equilíbrio estático inicial atingida após o "offset" médio, causado pelas forças constantes de vento, correnteza e deriva média das ondas:

$$F(\omega) = \text{força de deriva média devida às ondas} = \\ = 2 \int_0^{\infty} S(\omega) R^2(\omega) d\omega$$

onde $S(\omega)$ = função de densidade espectral de energia das ondas
 $R^2(\omega)$ = coeficiente da força de deriva

As equações utilizadas no cálculo dos movimentos de baixa freqüência da embarcação no domínio da freqüência estão summarizadas a seguir:

$$S_x(\mu) = \text{espectro da resposta de baixa freqüência} = \\ = S_F(\mu) X^2(\mu)$$

$$S_F(\mu) = \text{espectro da força de deriva variável} = \\ = 8 \int_0^\infty S(\omega) S(\omega + \mu/2) R^4(\omega + \mu/2) d\omega$$

ω = freqüência das ondas

μ = diferença entre as freqüências das ondas

$X(\mu)$ = resposta linear dos movimentos de 2^a ordem =

$$= \left\{ \left[\left(M + A \right) \mu^2 - C \right] + \beta \mu^2 \right\}^{-1/2}$$

M = massa da embarcação

A = massa adicional

C = rigidez do sistema de amarração

β = coeficiente de amortecimento linearizado de baixa freqüência

$$X_o = \text{R. M. S. ("Root Mean Square") da resposta} = \\ = \left(\int_0^\infty S_x(\mu) d\mu \right)^{1/2}$$

$X_{1/3}$ = resposta significativa =

$$= 2 X_o$$

$$X_{\max} = \text{resposta máxima} = \\ = \left(1/2 \ln (10800 T_N) \right)^{1/2}$$

$$T_N = \left[2\pi \left(M + A \right) / C \right]^{1/2}$$

APÊNDICE C

Comportamento em Fadiga de Cabos e Correntes

TÓPICOS

- 1. Estrutura, Fabricação e Material das Linhas de Amarração**
 - 1.1 Cabos de Arame**
 - 1.2 Amarras (Correntes)**
- 2. Diagramas S-N para Fadiga por Tração**
 - 2.1 Fadiga por Tração dos Cabos de Arames**
 - 2.1.1 Fadiga dos Arames**
 - 2.1.2 Teste de Fadiga em Cabos de Arames**
 - 2.1.3 Testes em Modelos de Tamanho Real**
 - 2.1.3.1 Comprimento do Corpo de Prova**
 - 2.1.3.2 Carregamento**
 - 2.1.4 Apresentação dos Resultados**
 - 2.1.5 Ajuste da Curva**
 - 2.2 Curvas S-N para Amarras (Correntes)**

1. Estrutura, Fabricação e Material das Linhas de Amarração

As linhas de amarração se constituem de cabos de arame e/ou amarras (correntes), sendo ambos descritos sucintamente quanto à estrutura, fabricação e material nos itens seguintes.

1.1 Cabos de Arame

Os cabos de arame são constituídos por um número variável de cordões [18], enrolados com inclinação uniforme em torno de um outro cordão. Os cordões, por sua vez, são confeccionados com um número também variável de fios de arame dispostos ao redor de um outro fio de arame. A maior excessão a esta técnica de construção são os cabos de diâmetro muito grande, sendo os mais comuns conhecidos como "spiral strands" (cordões espirais) e "multistrands" (multicordões). O "spiral strands" é constituído de uma série de camadas concêntricas de arames enrolados helicoidalmente, sendo estas camadas enroladas em direções alternadas em torno do centro. O "multistrands" constitui-se de uma série de camadas concêntricas de cordões dispostas de diferentes maneiras. O que torna o "spiral strands" e o "multistrands" tão diferentes do cabo de arame tradicional é que eles são quase totalmente balanceados quanto ao torque (Figura C.1).

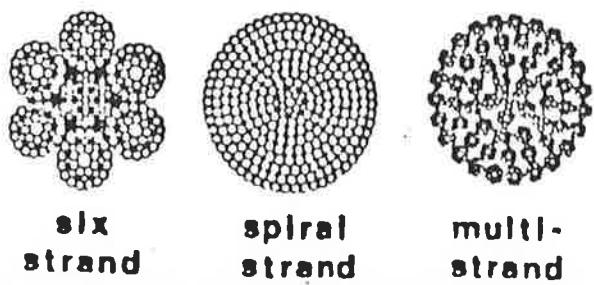


Figura C.1 - Cabos de Arame [20]

Os cabos de arame mais comuns são constituídos por seis cordões enrolados em torno de um outro; mas o número de arames por cordão depende do grau de flexibilidade desejado. Para o mesmo diâmetro do cordão, quanto maior for o número de arames maior será a flexibilidade do cabo.

Com relação à matéria-prima empregada, utiliza-se em geral o aço fundido, que sai dos fornos em lingotes, sendo estes reaquecidos e transformados em vergalhões de 10 cm x 10 cm de seção. Cortados em pequenos comprimentos, estes vergalhões vão novamente ao rubro e são transformados em barras mais finas, até se terem vergalhões circulares de 6 a 12 milímetros de diâmetro.

É então manufaturado o arame, passando os vergalhões à frio nas fieiras, que são prensas de diâmetros decrescentes, até se ter o diâmetro desejado. Como esta operação à frio tem o efeito de endurecer e tornar quebradiço o arame, há necessidade de se fazer, em intervalos, novos recozimentos, a fim de o tornar novamente macio para passar na fieira seguinte. Durante estes trabalhos, os arames são tratados com lubrificantes para facilitar a passagem nas prensas.

Prontos os arames, estes são levados à máquina que confecciona os cordões, enrolando-os em espiral.

Os cordões, uma vez prontos, são enrolados em bobinas para depois formarem os cabos por meio das máquinas de acabamento. A resistência à tração de um cabo de arame é de 80 a 95% da soma das resistências de seus fios de arame, dependendo do tipo de manufatura.

A galvanização é o meio mais simples e eficiente de proteger os cabos de arame contra a corrosão. Mas esta operação obriga o arame, durante a manufatura, à exposição numa temperatura de mais de 400 graus Celsius, tendo como efeito a sua resistência reduzida de aproximadamente 10%. O processo de galvanização consiste em submeter o arame vagarosamente a um banho de zinco derretido, fazendo-o adquirir uma camada de zinco fina, mas tenaz, minimizando a ação da água salgada.

Os cabos de arame devem ser lubrificados tanto externa como internamente, para evitar a ferrugem e para conservar a flexibilidade - a qual diminui com o aumento do atrito entre os arames.

A despeito dos detalhes de construção, é o fato dos cabos serem constituídos por vários arames que os torna tão benéficiais. Isto não somente leva à uma estrutura mais flexível, como também à uma redundância na estrutura [5]. Diferentemente de uma corrente que é apenas tão forte quanto o seu elo mais fraco, um cabo de arame pode sofrer muitas falhas individuais nestes arames sem que haja necessariamente uma percentagem significativa de perda da sua resistência total. É no entanto esta mesma redundância do cabo que torna o estudo analítico das tensões internas tão complexo. Cada cabo está submetido à tração, flexão, torção e tensões de contato, de forma que a análise se torna excessivamente difícil. É muito complicado senão impossível calcular com precisão o esforço que causa a ruptura estática de um cabo, mesmo sem considerar os efeitos dos carregamentos cíclicos que causam a fadiga.

Conseqüentemente o principal método para determinação da carga de ruptura estática e da resistência à fadiga dos cabos

de arame é testar amostras quanto a cada uma destas falhas.

Existe, no entanto, ainda muita coisa que pode ser aprendida a partir dos teste feitos com arames individuais. Um cabo de arame é feito de uma coleção de arames, de forma que se os arames são de baixa qualidade, o cabo também será de baixa qualidade.

O aço usado para os arames na construção dos cabos é um material de altíssima resistência. É também, no entanto, um material frágil, e por isto não pode normalmente ser usado para aplicações em estruturas. A única razão pela qual pode-se utilizar tal material para os cabos é a sua inherente redundância estrutural que não permite com que trincas se propaguem através da seção inteira, levando à falhas catastróficas. A presença de um arame quebrado terá como efeito a redução da força que causa a ruptura estática do cabo e, com o tempo, mais arames irão quebrar-se até o momento em que admite-se que o cabo tenha chegado ao fim da sua vida útil. Este processo, no entanto, vai geralmente levar um tempo considerável.

O controle de qualidade durante o processo de fabricação é mais fácil, e em geral superior, ao que é feito durante a fabricação das amarras (correntes). Conseqüentemente, menos cabos vão falhar por causa de defeitos de fabricação. O cabo irá degradar-se devido aos esforços mecânicos e à corrosão. As áreas de maior potencial de dano são relativamente mais fáceis de serem inspecionadas, por estarem mais próximas da unidade flutuante. Estas áreas não são, no entanto, as áreas com maior carregamento em uma linha em forma de catenária que combine cabo/amarra/boia. A região com maior carregamento estará, nestes casos, no trecho superior da linha que fica pouco abaixo da boia.

1.2 Amarras (Correntes)

As amarras são constituídas por elos com malhete - travessão ligando os lados de maior dimensão do elo - o qual

tem a finalidade de aumentar a resistência e impedir a deformação dos elos. As correntes são elos sem malhete.

Os elos patentes são os elos desmontáveis que, nas amarras modernas, substituem as manilhas na ligação das seções desmontáveis que compõem as amarras da embarcação (Figura C.2).

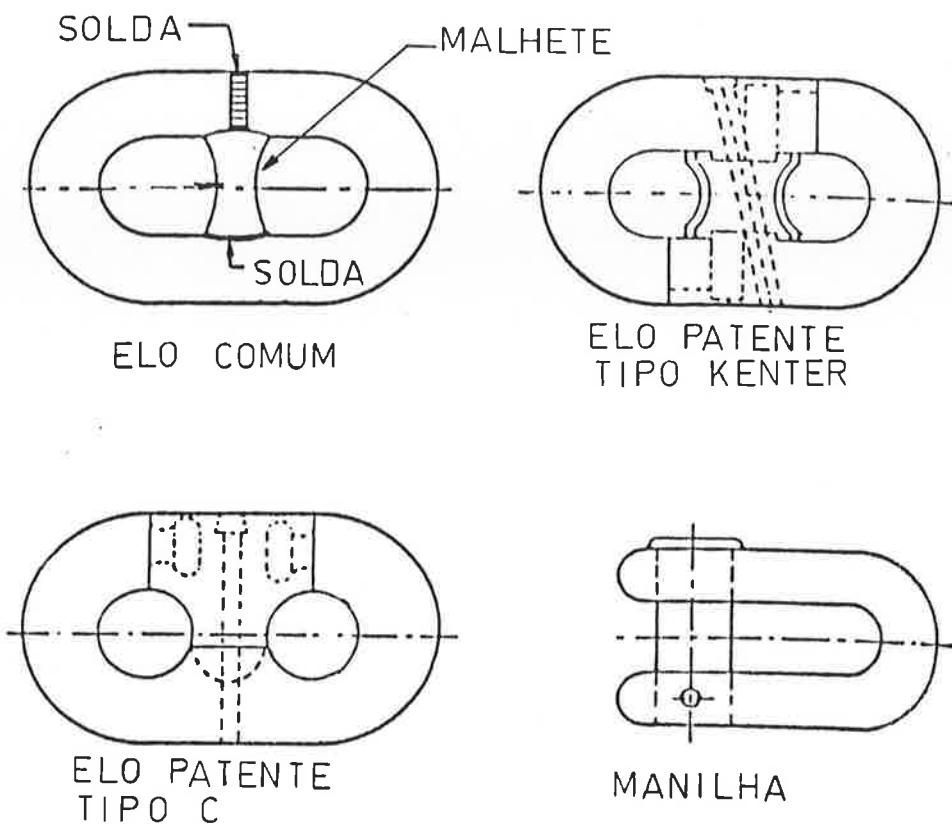


Figura C.2 - Componentes das Amarras [8]

O material utilizado na fabricação das amarras é o aço forjado ou fundido. Quando se forja o aço, os malhetes devem ser soldados, sendo este um processo demorado.

Há dois processos para a confecção de amarras de aço fundido - o elo e o malhete são inteiriços. A amarra pode ser fundida como uma cadeia contínua, ou é feita em duas partes: funde-se primeiro a metade dos elos; depois de serem limpos e inspecionados, a outra metade é fundida alternadamente entre eles. Depois de confeccionada, a amarra é temperada e

recozida.

A maioria das falhas de amarras ocorridas em linhas de amarração estam associadas com defeitos de fabricação, e muito poucas ocorreram associadas ao fenômeno de fadiga. Assim, a fratura frágil [19] é o principal mecanismo de falha das amarras, sendo esta precedida por pequena ou nenhuma fissura por fadiga; enquanto a falha por fadiga "convencional", terminada por uma fratura dútil, é muito menos freqüentemente reportada por unidades de perfuração de localização temporária. No entanto, a experiência futura pode mudar este quadro, mesmo porque embarcações amarradas já estão sendo utilizadas em sistemas de produção permanentes. Logo, a fadiga pode tornar-se tão crítica quanto a fratura frágil; e a resistência à ruptura estática, assim como a resistência à fadiga terão importância fundamental. Correspondentemente, a presença e influênciados defeitos de fabricação terão efeito não somente na performance quanto à fratura mas também na fadiga das amarras.

Os testes de resistência à fadiga têm mostrado que os elos patentes apresentam vida à fadiga consideravelmente menor do que os elos comuns e que nestes a falha por fadiga ocorre nas soldas dos malhetes.

As amarras para navios são fornecidas em três graus ("Grades"), referidos como [14] Graus 1, 2 e 3 . Para uso em estruturas oceânicas ("offshore structures"), amarras com maior resistência são normalmente especificadas. Os graus de amarras usados mais comumente para aplicações oceânicas são K3 e ORQ ("Offshore Rig Quality"), que são essencialmente graus equivalentes. Recentemente, no entanto, dois outros graus de maior resistência do que K3 (ORQ) começaram a ganhar popularidade. São estes ORQ+20% e K4, que são aproximadamente 20% e 30% mais fortes, respectivamente, do que K3. Um terceiro grau, K5, mais resistente ainda, deve começar a ser usado no futuro. A vantagem de amarras com graus maiores de resistência é que um diâmetro menor para a amarra pode ser usado para uma mesma tensão na linha, o que significa que o peso das linhas de amarração é menor, para uma mesma lâmina d'água. O malhete

é geralmente soldado em amarras de grau K3. Em amarras de maior resistência, não se solda o malhete, devido ao risco de se causar trincas nos aços de resistência mais elevada que são utilizados.

2. Diagramas S-N para Fadiga por Tração

Embora existam muito poucos dados disponíveis sobre testes de resistência à fadiga para cabos de arame e amarras, dos tipos e tamanhos utilizados nas aplicações de amarração, serão discutidos alguns dados obtidos de publicações.

2.1 Fadiga por Tração dos Cabos de Arames

Embora tenha-se estabelecido anteriormente que é difícil relacionar a resistência dos arames individuais com a resistência do cabo, pode-se aprender muito estudando as propriedades e as características da fadiga dos arames.

2.1.1 Fadiga dos Arames

A medida que mais informações vão tornando-se disponíveis, é possível melhorar as técnicas de correlação que existem no momento; em consequência, no futuro, será necessário realizar apenas uns poucos testes em cabos e o resto dos dados serão fornecidos por testes nos arames que constituirão os cabos. Isto poderá reduzir enormemente os custos envolvidos em qualquer programa de testes que venham a ser realizados.

Os testes de fadiga mais simples que podem ser feitos nos arames são os de tração realizados no ar. Estes têm mostrado, como era de se esperar, que a resistência à fadiga dos arames é quase sempre independente da tensão média e muito dependente da amplitude da tensão. Isto ocorre provavelmente devido ao processo de fabricação dos arames: o processo de fiação deixa

uma distribuição desigual de tensões na seção do arame, a parte externa ficando em tração e a interna em compressão. Isto pode ser considerado de alguma forma análogo à situação de estruturas soldadas onde o processo de soldagem e o resfriamento deixam áreas adjacentes ao cordão de solda com um nível de tensões considerável. Em ambos os casos, a maior parte da vida em fadiga ocorre com a propagação da trinca, a qual não é afetada pela tensão média; e não pela nucleação desta, a qual seria afetada pelo carregamento médio. Os testes têm mostrado também que ocorre uma redução da vida em fadiga com o crescimento dos diâmetros dos arames para um mesmo material.

Provavelmente o teste mais útil em arames individuais é o teste de fadiga com desgaste. Neste, um arame é carregado à fadiga, enquanto arames idênticos são presos em contato perpendicularmente àquele. Se a pressão dos arames não carregados sobre o arame que está sendo testado for cuidadosamente controlada, existem indicações de que estimativas precisas quanto às propriedades de fadiga do cabo podem ser obtidas.

2.1.2 Teste de Fadiga em Cabos de Arames

Cabos de arame de diâmetro pequeno, até 2,5", têm sido usados em minas e pontes por muitos anos, e existe uma quantidade razoável de dados com relação às suas propriedades de fadiga e resistência à ruptura estática. No entanto, nas aplicações oceânicas, as menores linhas de amarração terão provavelmente 2,5" e as maiores podem chegar a ter 6" de diâmetro ou mais. Estas linhas não são apenas maiores do que aquelas testadas, mas o ambiente na qual elas trabalham e os carregamentos aos quais estarão sujeitas são totalmente diferentes. O problema em testar cabos de grande diâmetro é que, por causa da magnitude dos carregamentos, os equipamentos de teste seriam incomuns e caros, e a duração dos testes seria longa.

Um meio de evitar o problema de testar cabos de grande diâmetro é tentar relacionar os resultados de testes com modelos em escala dos cabos. O problema é que os resultados dos testes em escala não têm, até agora, produzido qualquer conclusão evidente quanto à sua validade. Alguns pesquisadores descobriram que estes testes produzem resultados conservadores, enquanto outros observaram exatamente o oposto. É razoável que exista tal discordância se considerarmos a complexidade destes testes e a quantidade limitada de dados.

2.1.3 Testes em Modelos de Tamanho Real

A solução de parte do problema da falta de dados é realizar testes de fadiga em cabos/cordões com tamanho real que serão usados em um dado sistema de amarração. É de vital importância que estes ensaios sejam realizados neste estágio do desenvolvimento da indústria, sem o qual não haverá meios de garantir a validade de outros procedimentos de teste menos dispendiosos. Bastante cuidado, no entanto, deve ser tomado quanto aos corpos de prova e os carregamentos utilizados nos testes.

2.1.3.1 Comprimento do Corpo de Prova

O corpo de prova deve ser tão grande quanto possível, dentro do razoável. Um corpo de prova pequeno estará sujeito a altas tensões de flexão devido ao desalinhamento das extremidades. Estas tensões de flexão estarão concentradas próximas à extremidade provocando falhas nestas regiões.

2.1.3.2 Carregamento

Um conjunto ideal de resultados de fadiga deveria incluir carregamentos de amplitude constante, a fim de obter curvas S-N convencionais, e alguns carregamentos de amplitude

variável para verificar a validade das várias teorias de acúmulo de danos e sua aplicabilidade ao caso dos cabos de arame. Existem, no entanto, outros efeitos que devem ser investigados, por exemplo o do carregamento médio.

Existem duas maneiras de se considerar o carregamento médio. A abordagem mais simples é a que considera que quando o carregamento médio aumenta, os picos do carregamento tornam-se mais próximos da tensão de ruptura, e consequentemente a vida em fadiga é reduzida. Existem indicações de que esta pode ser uma abordagem válida, particularmente quando para uma dada amplitude de tensão, a razão do carregamento mínimo sobre o carregamento máximo for alta.

Uma outra forma de se analisar a situação é admitindo que quando o carregamento médio aumenta, a complacência no cabo diminui, com uma consequente redução pelo desgaste por deslizamento entre os arames, o que aumenta a resistência à fadiga.

Provavelmente ambas as abordagens com relação ao carregamento médio estão corretas, dependendo dos valores médio e variável do carregamento, e particularmente, do tipo de construção do cabo/cordão.

O carregamento médio utilizado nos ensaios deve ainda considerar a carga de trabalho à qual o cabo/cordão estará submetido na prática.

2.1.4 Apresentação dos Resultados

Quando se apresenta os resultados dos testes de fadiga para cabos costuma-se colocá-los na forma de um gráfico da flutuação (pico a vale) da força (σ_a) como uma percentagem da força que causa a ruptura estática (σ_u) em função do número de ciclos (N), para um determinado critério de falha. Talvez plotando a amplitude da tensão (σ_a) em função de N pudéssemos obter um conjunto de curvas de resultados mais uniformes, mas isto poderia introduzir também uma considerável confusão quanto à definição da área nominal da seção transversal do cabo. Esta poderia ser definida como a área de aço, a área

nominal da seção dos arames, a área do círculo de diâmetro igual ao do cabo e muitas outras definições mais. Consequentemente esta abordagem não é recomendada para cabos de arame a menos que tudo esteja muito claramente definido.

2.1.5 Ajuste da Curva

Geralmente assume-se que os resultados dos testes de fadiga ajustam-se a uma linha reta em um gráfico log-log dada por:

$$\log N = \log a + b \log S$$

onde $\log a$ e b são determinados pelo método dos mínimos quadrados, isto é:

$$b = \frac{n \sum \log S_i \log N_i - (\sum \log S_i)(\sum \log N_i)}{n \sum (\log S_i)^2 - (\sum \log S_i)^2}$$

e

$$\log a = \overline{\log N} - b \overline{\log S}$$

onde

n = número de testes

$\overline{\log N}$ = média de todos $\log N_i$

$\overline{\log S}$ = média de todos $\log S_i$

Tendo determinado a curva que melhor se ajusta aos resultados das falhas, torna-se necessário definir a curva mais apropriada para projeto, a qual normalmente é tomada como a curva de falhas média menos dois desvios padrões.

A Figura C.3 [5] mostra uma seleção de resultados de testes de fadiga obtidos da literatura. Nestes, os critérios de falha - estado em que admite-se que o cabo falhou - não são consistentes entre si. Em geral, os critérios de falha podem basear-se no número de arames rompidos por unidade de comprimento do cabo, na ruptura total de um cordão, ou em um outro critério semelhante.

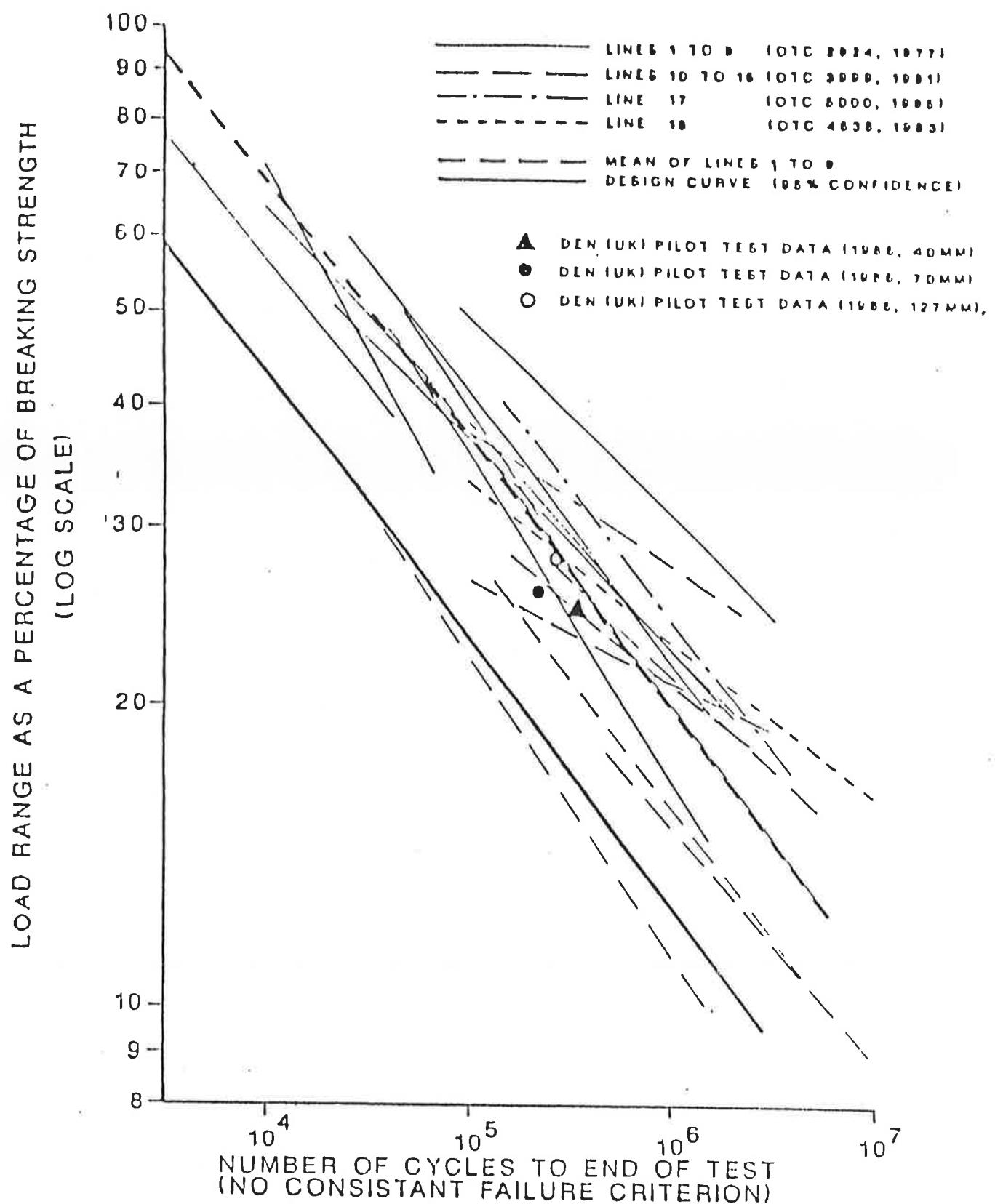


Figura C.3 - Curvas de Testes de Resistência à Fadiga [5]

A curva de projeto da Figura C.3 fornece os seguintes parâmetros:

$$b = -3.74$$

$$\log a = 2.648 + 3.74 \log a_u$$

Para a curva da linha 18, que representa um teste de fadiga com desgaste para um arame individual, a inclinação não está concordante com a média das linhas 1 a 9. No entanto, há indicações de que mais testes poderiam produzir alguns dados úteis.

Evidentemente, a Figura C.3 não pode ser considerada como uma solução para todos os problemas de fadiga de cabos de arame, mas a medida que mais dados tornarem-se disponíveis, resultados mais precisos poderão ser obtidos.

Alguns ensaios de fadiga realizados com cabos de seis cordões [20] indicam que o limite de fadiga ocorre para uma amplitude do carregamento na faixa de 15 a 30% de a_u - o valor real dependendo do processo de fabricação (Figura C.4).

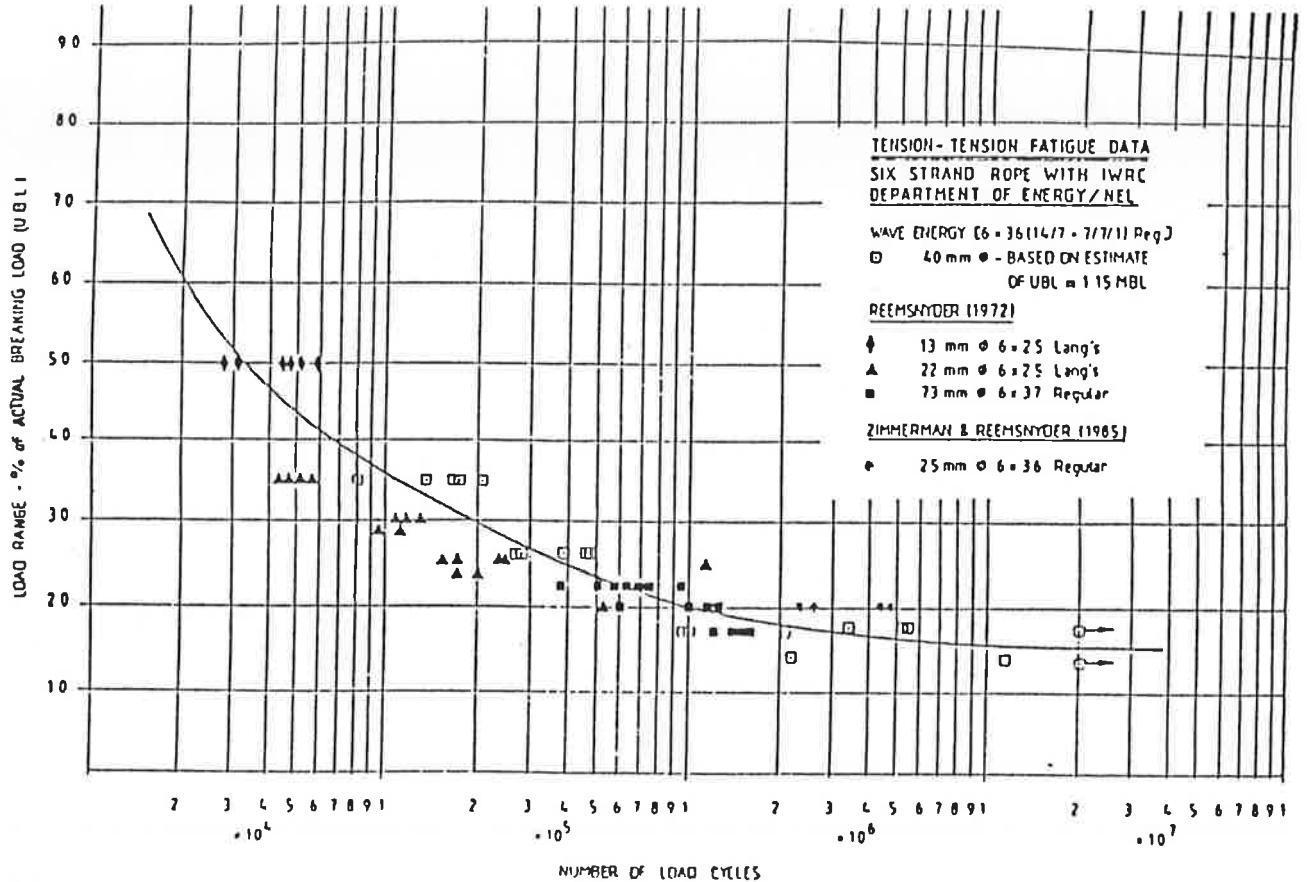


Figura C.4 - Curva S-N para cabos de seis cordões [20]

2.2 Curvas S-N para Amarras (Correntes)

A amarra mais comum é, em muitos aspectos, uma simples estrutura soldada e, por isto parece razoável basear as curvas de fadiga das amarras em variáveis similares àquelas usadas para estruturas soldadas. Estas variáveis são a amplitude de da tensão (σ_a) e o número de ciclos até a falha (N). Alguns pesquisadores, no entanto, apresentam os resultados de fadiga das amarras em termos da razão entre o carregamento real e o carregamento de ruptura em função do número de ciclos para falha.

O fator que provavelmente mais afeta a resistência à fadiga das amarras é a fabricação, incluindo o controle de qualidade e defeitos inerentes ao processo.

As curvas S-N mostradas na Figura C.5 [8] fornecem um limite de 95% de confiabilidade para testes com elos comuns e patentes realizados no ar. Estima-se que os efeitos de um ambiente corrosivo podem diminuir a vida em fadiga em até 50%. Os dados usados para os elos comuns incluem amarras de 40 e 76 milímetros, não apresentando diferenças significativas entre estes dois tamanhos. Os resultados para os elos patentes incluem elos dos tipos "Kenter" e "C" também de 40 e 76 milímetros.

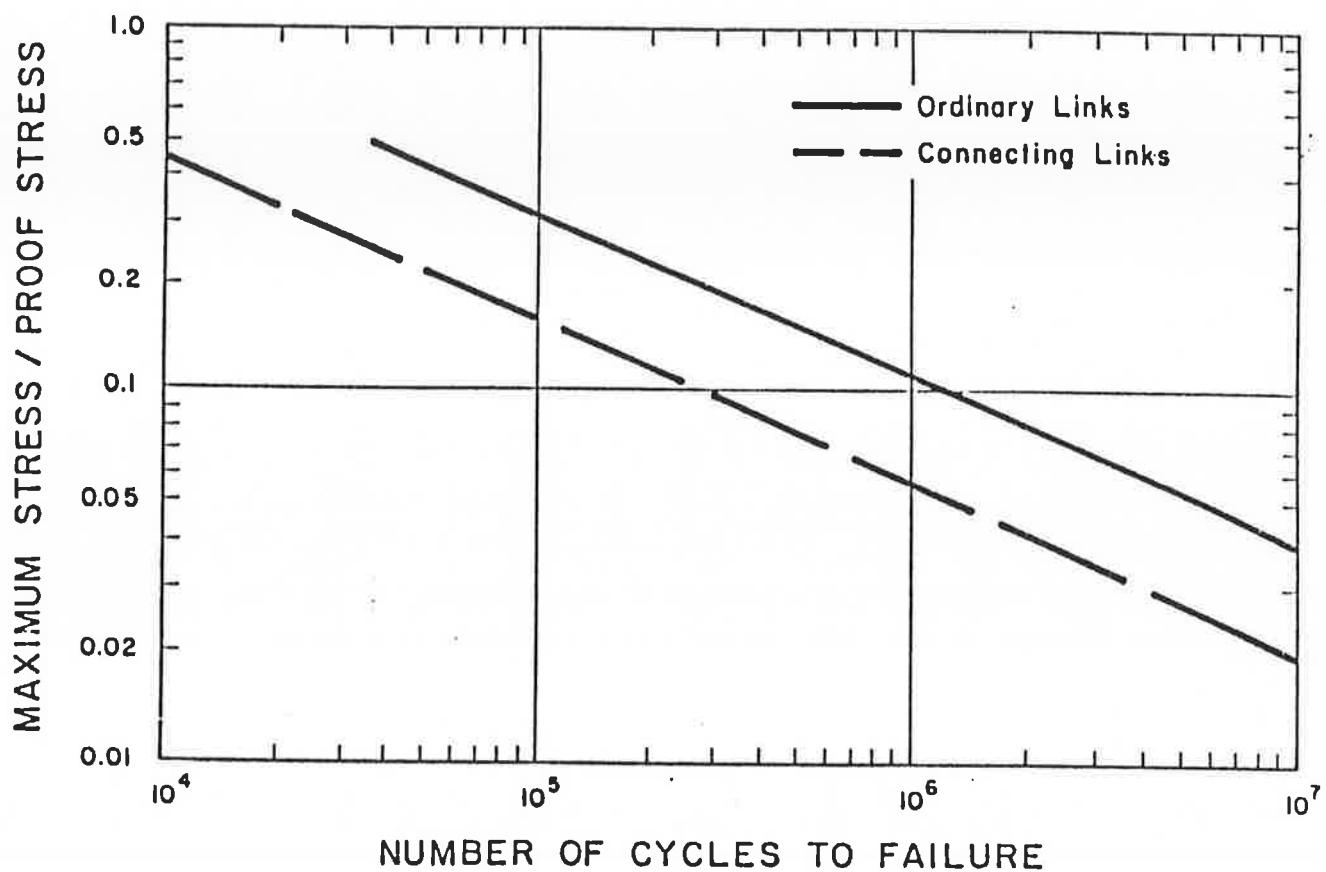


Figura C.5 - Curva S-N para os elos das amarras [8]

A partir dos dados da Figura C.5 pode-se definir os seguintes parâmetros para a curva de fadiga das amarras:

$$b = -2.46$$

$$\log a = 8.397 + 4.92 \log \sigma_u$$

O "American Petroleum Institute" (API) sugere a seguinte curva S-N para as amarras de grau K3:

$$N (\alpha_a / \alpha_u)^{0.30} = 370$$

onde α_a = flutuação (pico a vale) da força

α_u = força de ruptura estática

N = número de ciclos até a falha

Na Figura C.6, a curva recomendada pela API está mostrada. Pode-se observar [14] que esta curva representa um limite inferior para os dados disponíveis de ensaios de fadiga de amarras de grau K3.

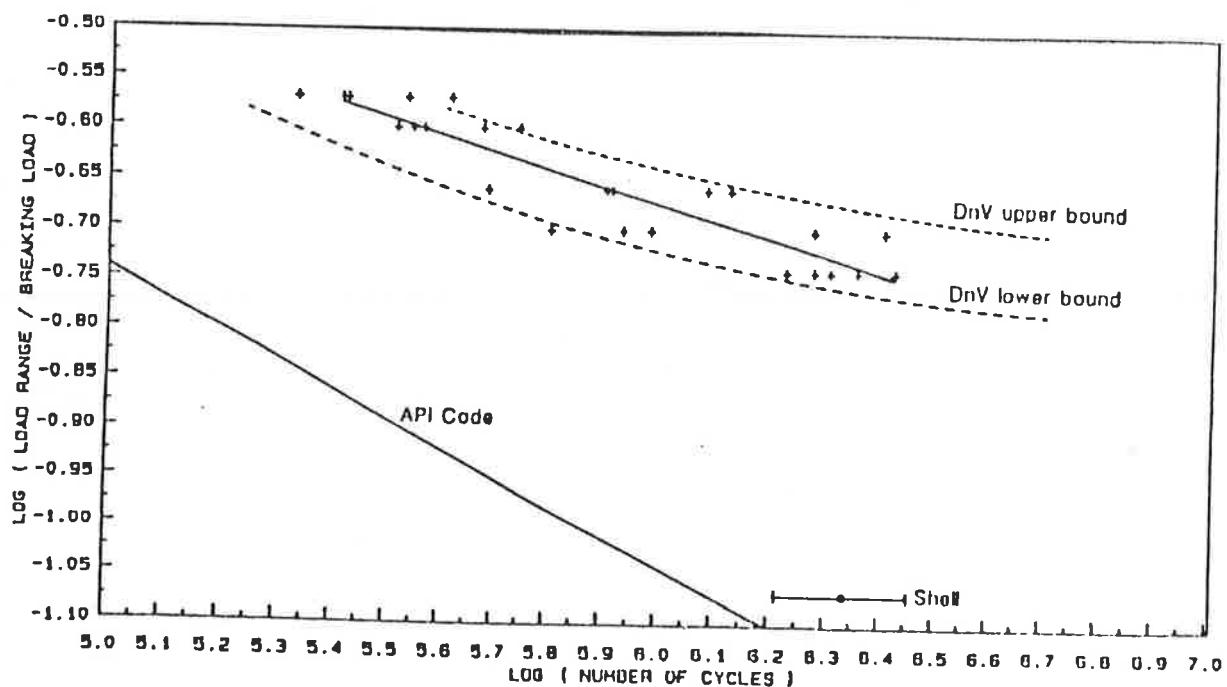


Figura C.6 - Dados de Testes com Amarras de Grau K3 [14]

APÊNDICE D

Interpretação da Teoria do Programa MODEX

TÓPICOS

1. INTRODUÇÃO
2. ESTABELECIMENTO DA EQUAÇÃO DE EQUILÍBRIO PARA O SISTEMA DISCRETIZADO.
 - 2.1 Caso da treliça linear.
 - 2.2 Treliça não linear.
3. FORÇAS EXTERNAS AGINDO NO CABO.
 - 3.1 Forças estáticas: hidrostática e gravitacional.
 - 3.2 Forças hidrodinâmicas.
 - 3.3 Cálculo das forças externas nodais equivalentes.
 - 3.4 Forças de interação do cabo com o fundo.
4. SOLUÇÃO DO EQUILÍBRIO
 - 4.1 Cálculo da resposta por integração direta.
 - 4.2 Equilíbrio estático.
 - 4.3 Resposta dinâmica.
 - 4.4 Propagação de ondas no cabo.
 - 4.5 Cálculo de autovalores e autovetores usando o método de Jacobi.
 - 4.5.1 Propriedades dos autovalores e autovetores.
 - 4.5.2 Métodos de transformação.
 - 4.5.3 O método de Jacobi.
 - 4.5.4 O método de Jacobi generalizado.
5. NOTAS EXPLICATIVAS.
 - 5.1 Massa adicional hidrodinâmica.
 - 5.2 Forças internas nodais equivalentes.
 - 5.3 Medidas de deformação dos elementos.
 - 5.4 Cálculo das deformações como função dos parâmetros cinemáticos nodais.
 - 5.5 Definição das forças hidrodinâmicas
 - 5.6 Velocidades relativas nodais.
 - 5.7 Aplicação do PTV

1. INTRODUÇÃO

O objetivo desta composição é interpretar a teoria do programa MODEX nos tópicos julgados de interesse para a compreensão e uso efetivo do programa. Trata-se, portanto, de uma tarefa de fundamental importância para a utilização eficiente do programa, devendo esta análise da teoria continuar sendo realizada.

A base teórica do programa é descrita na publicação "Dynamic analysis of mooring cables" (Lindahl, Sjöberg 1983) [21] com pequenas mudanças descritas em apêndices no manual do usuário do programa MODEX-MODIM [16].

O estudo foi feito pensando-se principalmente na análise de sistemas de amarração por correntes ou cabos. Os deslocamentos ou forças no ponto de amarração pressupõem-se serem conhecidos, sendo o aspecto principal do trabalho uma análise dinâmica detalhada dos cabos de amarração.

A análise da resposta dinâmica dos cabos é feita numericamente utilizando um modelo de elementos finitos. O modelo considera a elasticidade do cabo, forças de arrasto e forças de contato entre o cabo e o fundo do mar; resolvendo problemas em duas ou três dimensões. Os efeitos não lineares da análise dos cabos são causados pela significativa mudança de forma quando o sistema é submetido ao carregamento, pelos efeitos não lineares das forças de arrasto hidrodinâmico e das forças de contato do cabo com o fundo.

Na apresentação do método numérico por Lindahl foram formuladas as equações diferenciais de derivadas parciais do movimento, tendo os deslocamentos como variáveis dependentes. O método dos elementos finitos (MEF) é usado para a discretização das equações em um sistema de equações

diferenciais ordinárias dependentes do tempo. A integração temporal das equações é feita utilizando um método numérico de integração explícida. A interpretação da teoria, que é feita a seguir, considera uma abordagem fundamentada na aplicação do MEF ao caso da análise dinâmica dos cabos de amarração.

2. ESTABELECIMENTO DA EQUAÇÃO DE EQUILÍBRIO PARA O SISTEMA DISCRETIZADO

Na análise por elementos finitos, identificamos o sistema por um conjunto de elementos discretos sendo estes interligados por pontos nodais. O cabo é decomposto em n_e elementos com comprimento indeformado ℓ_j .

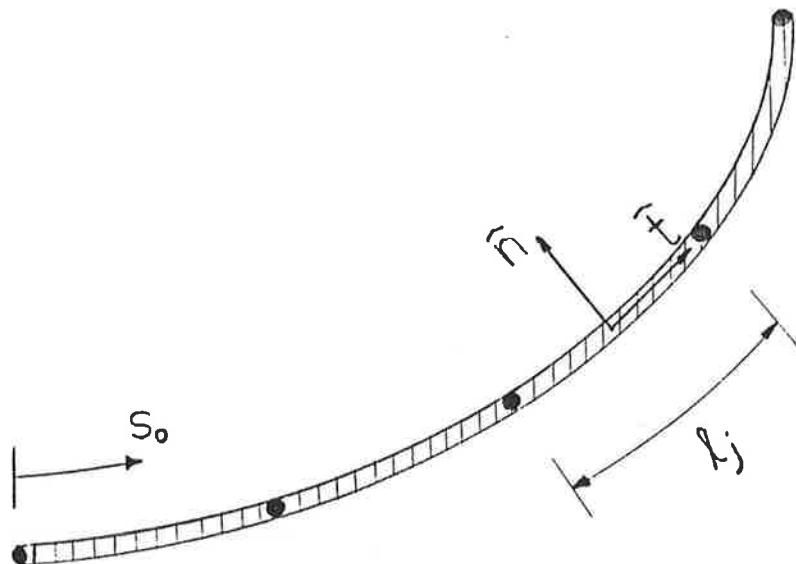


Figura D.2.1 - Discretização da linha

A variável s_0 mede o comprimento indeformado de cabo a partir de uma das extremidades ($s_0 = 0$).

$$s_0 = s_j + \xi_j \cdot \ell_j \quad (2.1)$$

$$s_0 \in [0, L]$$

$$\xi_j \in [0, 1]$$

$$L = \sum_{j=1}^{n_e} \ell_j$$

Onde:

s_j ... define o "começo" do elemento j ,

L ... é o comprimento indeformado total do cabo.

Usando a equação (2.1) mudamos da variável s_0 para a variável ξ_j para cada elemento j . Os deslocamentos, medidos dentro de cada elemento são tomados como sendo função dos deslocamentos dos nós,

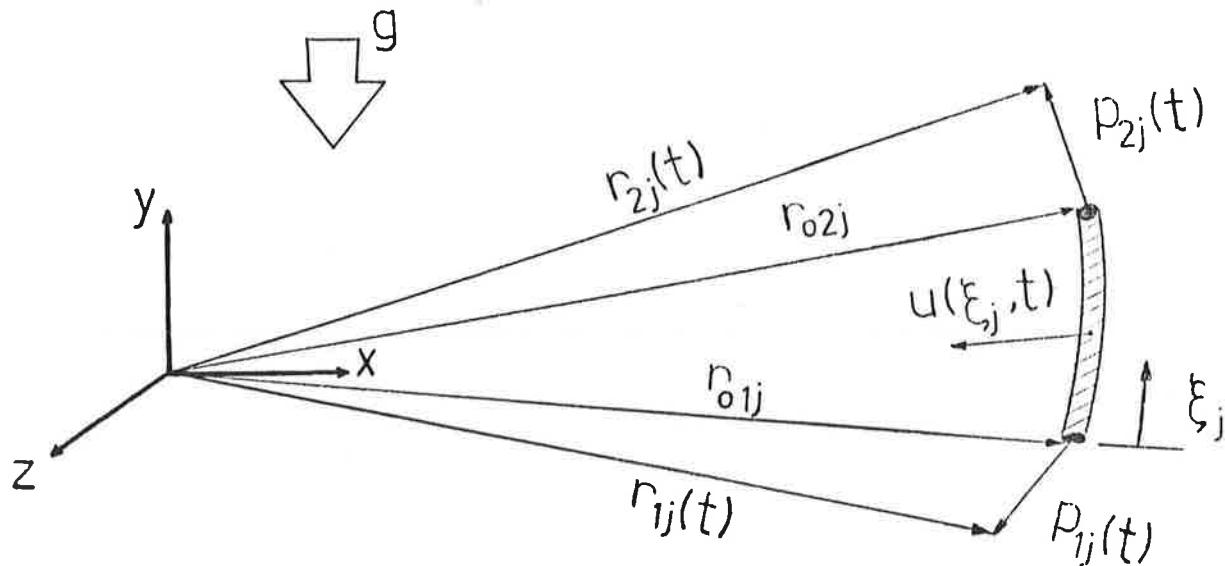


Figura D.2.2 - Parâmetros Geométricos do Sistema Discretizado
- elemento j Genérico.

$$u(\xi_j, t) = A(\xi_j) \cdot p_j(t) \quad (2.2)$$

Onde:

$u(\xi_j, t)$... vetor dos deslocamentos num ponto dentro do elemento j.

$p_j(t) = [p_{1j}(t), p_{2j}(t)]^T$... vetor dos deslocamentos nodais do elemento j.

$A(\xi_j)$... matriz das funções de forma, as quais são assumidas como sendo lineares - portanto, os elementos, considerados isoparamétricos [9], são segmentos de reta.

$$A(\xi_j) = \begin{bmatrix} 1 - \xi_j & 0 & 0 & \xi_j & 0 & 0 \\ 0 & 1 - \xi_j & 0 & 0 & \xi_j & 0 \\ 0 & 0 & 1 - \xi_j & 0 & 0 & \xi_j \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

Os vetores das posições relacionam-se ao vetor dos deslocamentos pela expressão:

$$r_j(t) = r_{0j} + p_j(t) \quad (2.4)$$

Onde:

$r_j(t) = [r_{1j}(t), r_{2j}(t)]^T$ = vetor das posições nodais do elemento j.

$r_{0j} = [r_{0_{1j}}, r_{0_{2j}}]^T$ = vetor das posições nodais do elemento j na configuração de referência - equilíbrio estático.

Os elementos têm dois nós, cada um com três graus de liberdade de translação. Os graus de liberdade de rotação não aparecem, portanto, na formulação dos elementos; fato

que elimina a possibilidade de incluir deformação por flexão, necessária ao estudo de "risers". As três primeiras componentes dos vetores $p_j(t)$, $r_j(t)$ e r_{0j} descrevem as condições em um nó ($s_0 = s_j$) e as três últimas no outro nó ($s_0 = s_j + \ell_j$).

Os vetores nodais do elemento j são relacionados aos correspondentes vetores globais através da matriz de conexão C_j , assim

$$\begin{aligned} p_j(t) &= C_j p(t) \\ r_j(t) &= C_j r(t) \quad j = 1, 2, \dots, n_e \quad (2.5 \text{ a,b,c}) \\ r_{0j} &= C_j r_0 \end{aligned}$$

Onde:

$p(t)$... vetor global dos deslocamentos nodais.

$r(t)$... vetor global das posições nodais

r_0 vetor global das posições nodais na configuração de referência.

Os vetores globais e a matriz de conexão C_j têm dimensões $(n \times 1)$ e $(8 \times n)$, respectivamente onde n é o número de graus de liberdade do sistema global, ou seja: no presente caso corresponde à soma dos graus de liberdade de translação de todos os nós da linha discretizada. Assim, a equação (2.5.a), escrita na forma matricial particionada para representar os nós do sistema, é expressa, para o elemento (k) genérico, como sendo:

$$\begin{bmatrix} p^{(k)} \\ p^{(k+1)} \\ \vdots \\ p_k(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \dots 0 & I & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 \dots 0 & 0 & I & 0 & \dots & 0 \end{bmatrix} C_k \begin{pmatrix} \sigma_{xn} \end{pmatrix} \begin{bmatrix} p^{(1)} \\ p^{(2)} \\ \vdots \\ p^{(k)} \\ p^{(k+1)} \\ \vdots \\ p^{(n+1)} \end{bmatrix} = p(t) \begin{pmatrix} n \times 1 \end{pmatrix}$$

onde:

$p^{(k)}$... vetor dos deslocamentos no nó (k) = $[p_1^{(k)}, p_2^{(k)}, p_3^{(k)}]^T$; sendo I e 0 , respectivamente, as matrizes identidade e nula de ordem 3. A numeração dos nós e elementos está representada na Figura D.2.3.

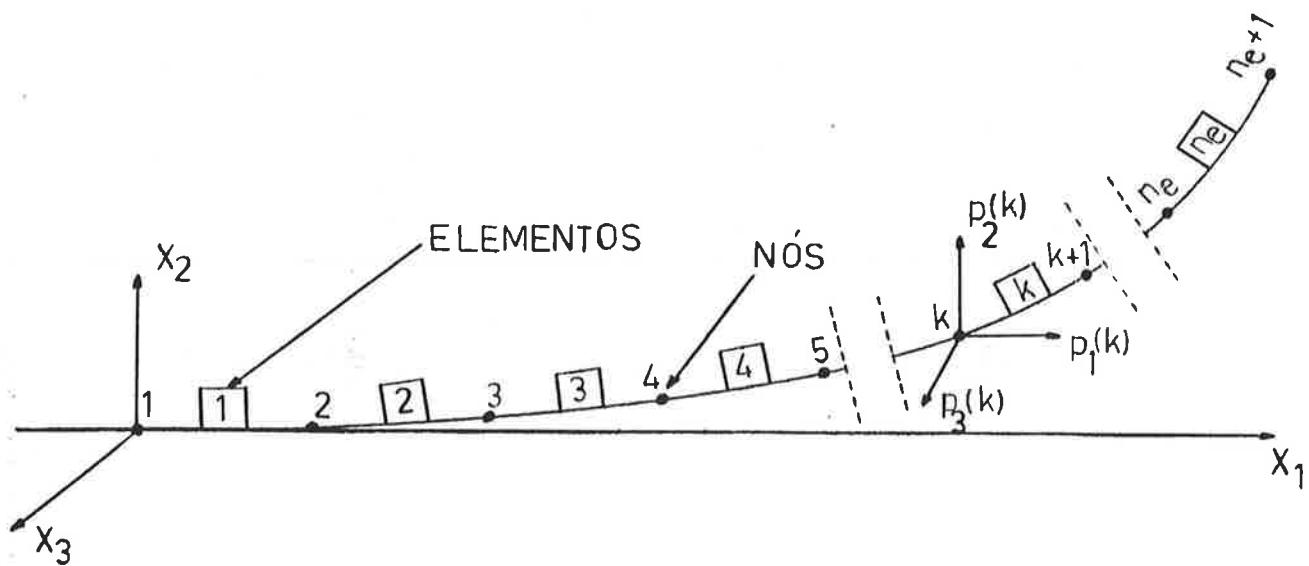


Figura D.2.3 - Numeração de Nós e Elementos

2.1 Caso da Treliça Linear

A equação do movimento do sistema global, correspondente aos deslocamentos dos pontos nodais, pode ser obtida, para o caso de um sistema com comportamento linear formado por elementos de treliça, como sendo:

$$\ddot{\mathbf{M}} \mathbf{p} + \mathbf{C} \mathbf{p} + \mathbf{K} \mathbf{p} = \mathbf{R} \quad (2.6)$$

onde:

\mathbf{M} ... é a matriz de massa do sistema,

$$\mathbf{M} = \sum_{j=1}^{n_e} \mathbf{C}_j^T m_j \mathbf{C}_j \quad (2.7)$$

m_j ... é a matriz de massa do elemento j

$$m_j = \int_0^1 \gamma_0 A^T(\xi_j) A(\xi_j) \ell_j d\xi_j \quad (2.8)$$

e

γ_0 ... é a massa por unidade de comprimento.

\mathbf{C} ... é a matriz de amortecimento global que contabiliza a energia dissipada durante a vibração pela introdução de forças de amortecimento dependentes da velocidade (amortecimento viscoso).

\mathbf{K} ... é a matriz de rigidez do sistema,

$$\mathbf{K} = \sum_{j=1}^{n_e} \mathbf{C}_j^T k_j \mathbf{C}_j \quad (2.9)$$

e

k_j ... é a matriz de rigidez do elemento j

$$k_j = \int_0^1 \frac{EA_j}{l_j} B^T B d\xi_j \quad (2.10)$$

sendo:

EA_j ... constante dependente da elasticidade do elemento
(módulo de elasticidade vezes área da seção transversal)

e

$$B = \frac{\partial A(\xi_j)}{\partial \xi_j} = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

R é o vetor das forças externas, que inclui o efeito de forças de superfície e forças de volume, caracterizados por esforços nodais equivalentes pela aplicação do princípio dos trabalhos virtuais (PTV) [9].

2.2 Treliça não Linear

Se considerarmos o cabo como sendo uma estrutura formada por treliças e apresentando não linearidades no seu comportamento, a equação do movimento poderá ser expressa por:

$$M \ddot{p} + F = R \quad (2.12)$$

onde:

M ... é a matriz de massa do sistema.

$$M = M(p) = \sum_{j=1}^{ne} C_j^T \cdot m_j \cdot C_j \quad (2.13)$$

m_j ... é a matriz de massa do elemento j (veja 5.1)

$$m_j = \int_0^1 \left\{ \ell_j \left[\gamma_0 + C_4 (1+\varepsilon_j) \right] E_z - \frac{C_4}{(1+\varepsilon_j)} \ell_j D_z^T r_j + r_j^T \cdot D_z^T \right\} d\xi_j \quad (2.14)$$

onde:

C_4 ... é uma constante proporcional ao coeficiente de massa hidrodinâmica. Notar que para $C_4 = 0$, (2.14) tornam-se equivalentes a (2.8).

$\varepsilon_j = \varepsilon_j (p_j)$... é a deformação linear do elemento j, suposta pequena.

$$E_z = \tilde{A}^T \tilde{A} \quad \text{e} \quad D_z = \tilde{A}^T B$$

Com: $\tilde{A} = \begin{bmatrix} \varphi_1 & 0 & 0 & \varphi_2 & 0 & 0 \\ 0 & \varphi_1 & 0 & 0 & \varphi_2 & 0 \\ 0 & 0 & \varphi_1 & 0 & 0 & \varphi_2 \end{bmatrix}$ (2.15)

sendo:

$$\begin{aligned} \varphi_1 &= 1 & \varphi_2 &= 0 \quad \text{para } \xi_j \in [0, 1/2] \\ \varphi_1 &= 0 & \varphi_2 &= 1 \quad \text{para } \xi_j \in [1/2, 1] \end{aligned}$$

A definição simplificada da matriz das funções de forma \tilde{A} pela equação (2.15), decorrente de (2.3), fornece uma matriz de massa m_j (6×6) diagonal em blocos, com duas matrizes (3×3) na diagonal.

É evidente, a partir da observação do último termo da expressão de m_j , o efeito da não linearidade causada pela introdução da massa adicional hidrodinâmica como função da posição (r_j) - ver equação (2.4).

Ainda em (2.12), F é o vetor das forças internas nodais causadas por deformação e histerese (veja 8.2),

$$F = F(p, \dot{p}) = \sum_{j=1}^{ne} \int_0^1 \left\{ \frac{EA_j}{\ell_j} B^T B \tilde{\varepsilon}_j r_j + \right. \\ \left. + \frac{c_j \tilde{\varepsilon}_j}{(1+2\tilde{\varepsilon}_j)\ell_j} B^T B r_j \right\} d\xi_j \quad (2.16)$$

onde:

$\tilde{\varepsilon}_j$... é a deformação de Green (veja 5.3), que relaciona-se com ε_j por:

$$(\varepsilon_j + 1)^2 = 1 + 2\tilde{\varepsilon}_j \quad (2.17)$$

$\tilde{\varepsilon}_j$... é a taxa de deformação do elemento j.

$$\dot{\tilde{\varepsilon}}_j = \frac{\partial \tilde{\varepsilon}_j}{\partial t} = \frac{1}{\ell_j^2} r_j^T B^T B \dot{p}_j \quad (2.18)$$

e

c_j ... é o coeficiente de atrito interno.

O cálculo das deformações dos elementos é obtido das seguintes relações (veja 5.4):

$$\tilde{\varepsilon}_j = \tilde{\varepsilon}(p_j) = \tilde{\varepsilon}_{oj} + \Delta\tilde{\varepsilon}_j(p_j) \quad (2.19 \text{ a,b,c})$$

$$\tilde{\varepsilon}_{oj} = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{\ell_j^2} r_{oj}^T B^T B r_{oj} - 1 \right]$$

$$\Delta\tilde{\varepsilon}_j(p_j) = \frac{1}{2\ell_j^2} p_j^T B^T B p_j + \frac{1}{\ell_j^2} r_{oj}^T B^T B p_j$$

A tensão em cada elemento segue, de forma arbitrária, a seguinte equação constitutiva tensão - deformação

$$T_j = EA_j \tilde{\epsilon}_j (1 + \epsilon_j) \cong EA_j \tilde{\epsilon}_j \cong EA_j \epsilon_j \quad (2.20)$$

que, como se vê, para pequenas deformações ($\epsilon_j \ll 1$) simplifica-se para a conhecida lei de "Hooke".

Observa-se pelas equações (2.19) que a deformação $\tilde{\epsilon}_j$ é constante ao longo de cada elemento j.

No caso não linear, não é possível expressar a força interna de deformação - primeiro termo da expressão de F na eq.(2.16) - como sendo o produto de uma matriz de rigidez constante K pelo vetor dos deslocamentos nodais p, devido às não linearidades resultantes de grandes deslocamentos.

Nota-se, ainda, que a energia dissipada não está sendo contabilizada explicitamente pela introdução de forças proporcionais à velocidade dos pontos nodais, como era feito na análise linear.

Na equação (2.12), o vetor R, da mesma forma que na análise linear, representa forças externas atuantes no cabo pela aplicação do PTV para o cálculo das forças nodais equivalentes [9].

3. FORÇAS EXTERNAS AGINDO NO CABO

Os esforços agindo no cabo são compostos de forças gravitacionais, hidrostáticas e hidrodinâmicas. Note-se que, como decorrência da formulação do elemento de cabo, por serem considerados apenas os graus de liberdade de translação, momentos não estão presentes no equacionamento.

O estudo é limitado a cabos imersos em correntezas estacionárias. A velocidade da água v_c é paralela à superfície livre.

As forças hidrodinâmicas são causadas pelo movimento relativo entre a água e o cabo.

Considerando um ponto qualquer dentro de um elemento j os esforços atuantes neste ponto, por unidade de comprimento indeformado do cabo, são definidos como:

$f^{(1)}(\xi_j, t)$ = vetor das forças estáticas: hidrostática e gravitacional.

$f^{(2)}(\xi_j, t)$ = vetor das forças hidrodinâmicas decorrentes do arrasto na direção tangencial ao cabo.

$f^{(3)}(\xi_j, t)$ = vetor das forças hidrodinâmicas decorrentes do arrasto na direção normal ao cabo.

$f^{(4)}(\xi_j, t)$ = forças de inércia hidrodinâmica decorrentes da aceleração do cabo na direção normal.

Estas forças devem ser convertidas, para cada elemento j , em forças nodais equivalentes, conforme será visto no item 3.3.

3.1 Forças Estáticas: Hidrostática e Gravitacional.

A força hidrostática é causada pela pressão hidrostática na superfície do cabo, através da hipótese de que o volume do cabo permaneça constante. A resultante $f^{(1)}$ das forças estáticas decorre, do peso do cabo por unidade de comprimento indeformado subtraído do peso da água deslocada. Assim, podemos escrever

$$f^{(1)} = \begin{bmatrix} 0, -\gamma_r g, 0 \end{bmatrix}^T \quad (3.1)$$

onde:

g = aceleração da gravidade, suposta paralela ao eixo global y (ver Figura D.2.2).

$$\gamma_r = \frac{\rho_k - \rho_v}{\rho_k} \gamma_0 = \text{massa reduzida por unidade de comprimento do cabo.}$$

com

ρ_k = densidade volumétrica de massa do cabo.

ρ_v = densidade volumétrica de massa da água.

e

γ_0 = massa do cabo por unidade de comprimento não deformado.

3.2 Forças Hidrodinâmicas

A modelagem física das forças hidrodinâmicas é baseada na equação de Morison.

As forças hidrodinâmicas são formuladas para um cabo com seção circular com um "diâmetro de arrasto" d_0 constante. No caso de uma corrente, d_0 é algum comprimento característico.

A velocidade relativa entre a água e o cabo, num ponto qualquer do cabo, é

$$v = v_c - u \quad (3.2)$$

onde:

v_c = velocidade da correnteza no ponto considerado

u = velocidade de translação do cabo nesse mesmo ponto.

A Figura abaixo indica os vetores envolvidos no cálculo das forças de arrasto do cabo, de sorte a facilitar o entendimento da natureza vetorial das entidades usadas.

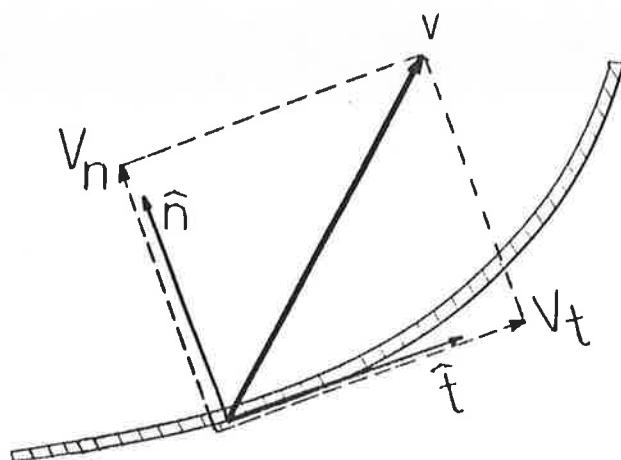


Figura D.3.1 - Componentes da velocidade relativa.

Na Figura D.3.1 podemos observar que as velocidades relativas V_t e V_n podem ser expressas por:

$$V_t = (v \cdot \hat{t}) \hat{t} \quad (3.3a, b)$$

e

$$V_n = (v \cdot \hat{n}) \hat{n} = v - V_t = v - (v \cdot \hat{t}) \hat{t}$$

Da mesma forma, a componente normal da aceleração de um ponto qualquer do cabo pode ser expressa por:

$$\hat{U}_n = (\hat{U} \cdot \hat{n}) \hat{n} = \hat{U} - (\hat{U} \hat{t}) \hat{t} \quad (3.3c)$$

Estas componentes da velocidade relativa e da aceleração do cabo são as responsáveis pelas forças hidrodinâmicas $f^{(2)}$, $f^{(3)}$ e $f^{(4)}$ (ver 5.5).

A componente tangencial v_t da velocidade relativa dá a força de arrasto $f^{(2)}$, por unidade de comprimento indeformado expressa por:

$$f^{(2)} = C_2 |v \cdot \hat{t}| (v \cdot \hat{t}) \hat{t} (1 + \varepsilon_j) \quad (3.4)$$

onde:

\hat{t} ... é o versor tangente ao cabo

e

$$C_2 = \frac{1}{2} C_{DT} d_o \cdot \rho_v \quad (3.5)$$

com:

C_{DT} ... sendo o coeficiente de arrasto tangencial.

Na direção normal ao cabo, a velocidade relativa dá a força de arrasto $f^{(3)}$ por unidade de comprimento indeformado,

$$f^{(3)} = C_3 |v - [v \cdot \hat{t}] \hat{t}| [v - (v \cdot \hat{t}) \hat{t}] (1 + \varepsilon_j) \quad (3.6)$$

onde:

$$C_3 = \frac{1}{2} C_{DN} d_o \cdot \rho_v \quad (3.7)$$

com

C_{DN} ... sendo o coeficiente de arrasto na direção normal ao cabo.

Finalmente, a aceleração do cabo na direção normal gera as forças de inércia hidrodinâmicas $f^{(4)}$ por unidade de comprimento,

$$f^{(4)} = - C_4 \left[\ddot{u} - \left(\ddot{u} \cdot \hat{t} \right) \hat{t} \right] (1 + \varepsilon_j) \quad (3.8)$$

onde:

$$C_4 = C_{MN} \frac{d_o^2}{4} \rho_v \quad (3.9)$$

com

C_{MN} ... sendo o coeficiente de massa adicional hidrodinâmica.

Os coeficientes C_{DT} , C_{DN} e C_{MN} são considerados constantes e devem ser arbitrados, quando da utilização da presente teoria, através da observação de resultados experimentais tais como os encontrados em [22].

3.3 Cálculos Das Forças Externas Nodais Equivalentes

Como veremos na seção 4, que trata da solução da equação de equilíbrio, a integração das equações fornece, para cada instante t genérico, apenas os deslocamentos, velocidades e acelerações dos nós do sistema discretizado; e é a partir destes parâmetros cinemáticos dos nós que é montada novamente a equação de equilíbrio para determinar as condições no instante $t + \Delta t$ seguinte.

Desta forma, para cada instante t , precisamos montar novamente o vetor dos esforços nodais equivalentes R que por sua vez depende das forças no interior dos elementos. As forças hidrodinâmicas $f^{(2)}$ e $f^{(3)}$ são calculadas a partir das velocidades relativas distribuídas dentro dos elementos, que por hipótese (MEF) são tomadas, em cada elemento, como sendo função das velocidades dos nós:

$$v(\xi_j, t) = A(\xi_j) \cdot v_j(t) ; j = 1, \dots, ne \quad (3.10)$$

e

$$v_c(\xi_j, t) = A(\xi_j) \cdot v_{cj}(t) \quad (3.11)$$

onde:

$v(\xi_j, t)$... vetor das velocidades relativas distribuídas no interior do elemento j .

$v_c(\xi_j, t)$... vetor das velocidades da correnteza dentro do elemento j .

$v_j(t)$... vetor das velocidades relativas nodais do elemento j .

e

$v_{cj}(t)$... vetor das velocidades da correnteza nos nós do elemento j .

Segue diretamente das equações (2.2), (3.2), (3.10) e (3.11) que (ver 5.6)

$$v_j(t) = v_{cj}(t) - \dot{p}_j \quad (3.12)$$

Assim, o vetor R das forças externas é definido, em cada instante t, pela aplicação do PTV às forças $f^{(1)}$, $f^{(2)}$ e $f^{(3)}$ - o efeito das forças de inércia hidrodinâmica, $f^{(4)}$, é levado em conta no cálculo da matriz de massa M, como já visto. Desta forma, o vetor global $R_{(n \times 1)}$ de cargas nodais é definido por:

$$R = R(p, \dot{p}) = \sum_{j=1}^{n_e} C_j^T (R_j^{(1)} + R_j^{(2)} + R_j^{(3)}) + R_c \quad (3.13)$$

A aplicação do PTV para o cálculo de forças nodais equivalentes é visto com mais detalhes na referência [9]. Uma explicação sucinta da dedução das equações (3.14), (3.15) e (3.16), que aparecem a seguir, é apresentada mais adiante no item 5.7.

Voltando a equação (3.13), $R_j^{(1)}$ decorre das forças hidrostáticas e gravitacionais, equação (3.1),

$$R_j^{(1)} = \int_0^1 \ell_j A^T (\xi_j) f^{(1)} d\xi_j \quad (3.14)$$

e

$R_j^{(2)}$ vem das forças de arrasto tangencial, equação (3.4),

$$R_j^{(2)} = C_2 \int_0^1 \frac{1}{(1_j + \varepsilon_j)^2 \ell_j^2} |v_j^T D_1 r_j| (v_j^T D_1 r_j) D_1 r_j d\xi_j \quad (3.15)$$

onde:

$$D_1 = A(\xi_j)^T B$$

$R_j^{(3)}$ é decorrente das forças de arrasto normais ao cabo, equação (3.6),

$$R_j^{(3)} = C_s \int_0^1 \ell_j (1+\epsilon_j) \left\{ v_j^T E_1 v_j - \frac{1}{(1+\epsilon_j)^2 \ell_j^2} (v_j^T D_1 r_j)^2 \right\}^{1/2} \\ \left\{ E_1 v_j = \frac{1}{(1+\epsilon_j)^2 \ell_j^2} (v_j^T D_1 r_j) D_1 r_j \right\} d\xi_j \quad (3.16)$$

onde:

$$E_1 = A(\xi_j)^T A(\xi_j)$$

R_c ... é o vetor das forças de contato entre o cabo e o fundo, como a seguir veremos.

3.4 Forças de Interação do Cabo com o Fundo

No presente modelo de análise dinâmica, o fundo do mar é simulado como rígido e absorvedor de energia. Quando um nó do cabo bate no fundo, admite-se que toda a energia cinética associada à velocidade vertical do cabo é absorvida, ficando o nó afetado pelas forças de atrito, até que sua aceleração vertical fique maior do que zero, quando então o nó estará livre novamente.

Admitindo-se que um nó, k , está se movendo paralelamente ao fundo, com velocidade \dot{p}_a , a força de atrito F_f é paralela ao vetor velocidade mas com sentido oposto. A força de atrito, assim formulada para cada nó do cabo discretizado em contato com o fundo é suposta linearmente viscosa para velocidades $\dot{p}_a < c_v$, mas constante e igual a $\mu |R_{(k)}^{(1)}|$ para $\dot{p}_a > c_v$,

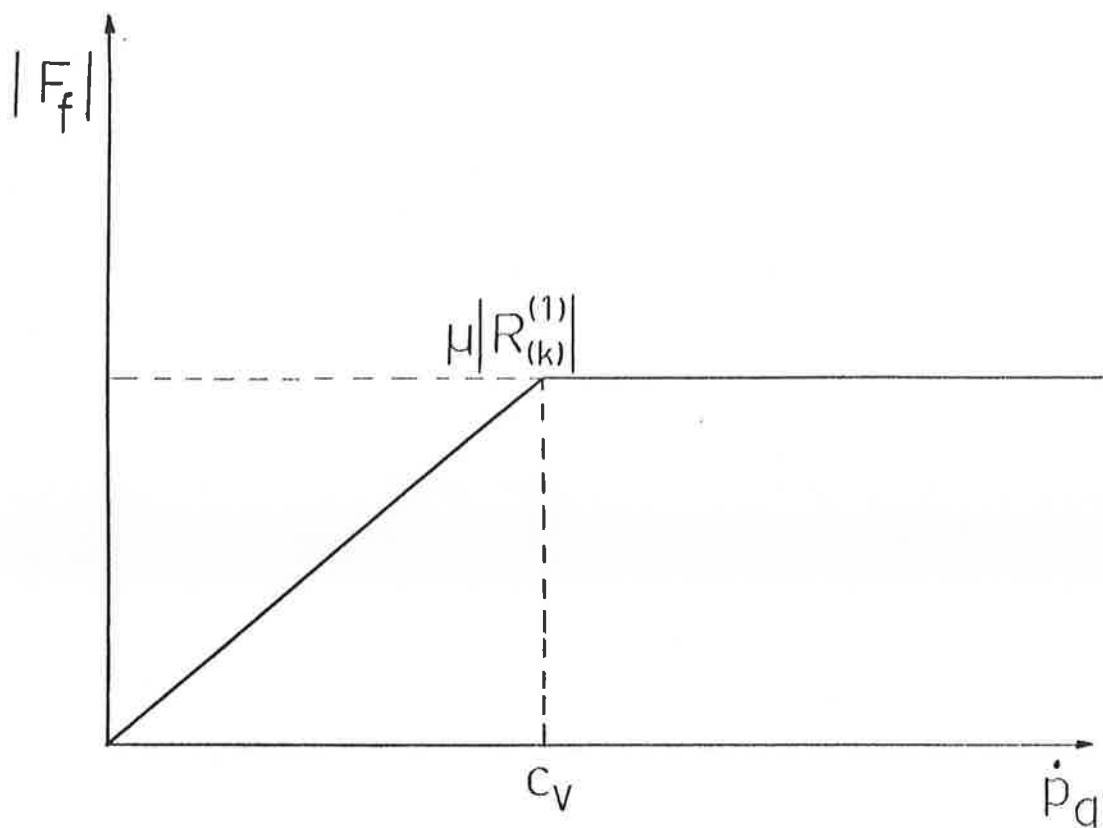


Figura 3.2 - Atrito com o Fundo.

onde:

$R_{(k)}^{(1)}$... resultante do peso e flutuação no nó k
 μ ... coeficiente de atrito entre o cabo e o fundo.

e

c_v ... tolerância para evitar problemas numéricos com valor a ser arbitrado.

O efeito da força de atrito, além de evitar oscilações de alta freqüência perto do ponto de ancoragem, também amortece as vibrações laterais do cabo, viabilizando as análises bidimensionais.

4. SOLUÇÃO DO EQUILÍBRIO

Nos tópicos anteriores discutimos a equação de equilíbrio que governa a resposta dinâmica do cabo discretizado por elementos finitos.

A seguir, consideraremos a solução desta equação não linear de equilíbrio utilizando integração direta passo a passo.

A obtenção dos autovalores e autovetores do sistema em vibração livre não amortecida em pequenas oscilações, em torno da posição de equilíbrio estático, é feita recorrendo-se ao método de Jacobi.

4.1 Cálculo da Resposta por Integração Direta

No presente caso de integração direta, as equações do movimento são integradas usando um procedimento numérico passo a passo. O termo "direta" significa que a integração numérica é feita sem nenhuma transformação das equações de equilíbrio para uma forma desacoplada - como ocorreria no método de Superposição Modal [9].

Um procedimento de integração passo a passo, usado na solução de alguns problemas, é o método das diferenças centrais, no qual assume-se expressões específicas para aproximar as acelerações e velocidades em termos dos deslocamentos. A solução para os deslocamentos no instante $t + \Delta t$ é obtida considerando a equação do movimento no instante t , substituindo as relações para as acelerações e velocidades. Deve ser notado que a solução para os deslocamentos no instante $t + \Delta t$, é portanto, baseada no uso das condições de equilíbrio no instante t . Por esta razão o procedimento de integração é chamado um método explícito de

integração. Por outro lado, existem métodos que utilizam as condições de equilíbrio no instante $t + \Delta t$ e são chamados métodos implícitos de integração [9]

Uma consideração muito importante no uso do método das diferenças centrais é que ele necessita de incrementos de tempo Δt ("time step") menores do que um valor crítico, Δt_{cr} . Mais especificamente, para obter uma solução estável,

$$\Delta t \leq \Delta t_{cr} = \frac{T_n}{\pi} \quad (4.10)$$

onde:

T_n ... é o menor período natural do sistema com n graus de liberdade.

Os métodos de integração que necessitam do uso de um incremento de tempo Δt menor que um valor crítico Δt_{cr} , tais como o método das diferenças centrais, são ditos condicionalmente estáveis. Se um "time step" maior do que Δt_{cr} é usado, a integração é instável, significando que quaisquer erros acumulativos, resultantes da integração numérica, tornam o cálculo da resposta não convergente.

Esta restrição sobre o "time step" foi derivada para sistemas lineares, mas a conclusão qualitativa obtida estende-se à análise não linear. Enquanto na análise linear as propriedades de rigidez mantém-se constantes, na análise não linear estas propriedades mudam durante o cálculo da resposta. Desde que, portanto, o valor de T_n não é constante durante o cálculo da resposta, o ajuste do "time step" deve ser feito de uma maneira conservativa, de forma que com certeza a condição $\Delta t \leq T_n/\pi$ seja satisfeita para todos instantes de tempo.

Para enfatizar o ponto acima, considere uma análise não linear na qual o "time step" é sempre menor que o "time step" crítico, exceto para poucos passos sucessivos da

solução onde é apenas pouco maior que o valor crítico. Neste caso, os resultados da análise podem não mostrar uma instabilidade "obvia" na solução, embora um erro significativo seja acumulado.

A situação é bastante diferente do que é observado na análise linear, quando a solução diverge rapidamente se o "time step" for maior do que o valor crítico. A escolha apropriada do "time step" é, portanto, o ingrediente mais importante para os métodos de integração explícita.

4.2 Equilíbrio Estático

No cálculo dinâmico os deslocamentos são estabelecidos numa configuração de referência, a qual foi escolhida como sendo aquela resultante do equilíbrio estático do cabo.

A configuração de referência é definida pelo vetor das coordenadas nodais no sistema global de referência r_0 (ver Figura D.2.2) a partir da equação de equilíbrio estático:

$$R^{(1)} - F_0 = 0 \quad (4.2)$$

a qual é obtida da equação (2.12) com $p = 0$ e $v_c = 0$ onde F_0 é dado por:

$$F_0 = \sum_{j=1}^{ne} C_j \int_0^1 \frac{EA_j \tilde{\varepsilon}_{0j}}{l_j} \cdot B^T \cdot B r_{0j} d\xi_j \quad (4.3)$$

Se as forças na extremidade do cabo forem prescritas - ao invés dos deslocamentos - deve-se somar as componentes destas forças às do vetor $R^{(1)}$.

Na determinação do equilíbrio estático, o fundo é considerado liso e elástico. Molas bilineares são introduzidas nos nós do cabo, tendo sua rigidez definida pelo afundamento do cabo abaixo do nível nominal do fundo. A mola se torna ativa somente se o nó estiver encostado no fundo. As contribuições das forças nas molas é agregada no vetor \tilde{R} . A equação do equilíbrio estático fica então,

$$\tilde{R}^{(1)} - \tilde{F}_o + \tilde{R}_s = 0 \quad (4.4)$$

onde o ~ indica que as condições de contorno apropriadas foram introduzidas.

A equação (4.4) representa um conjunto de equações algébricas não lineares. As equações são resolvidas para r_o por meio de uma atualização sucessiva da configuração de referência, correspondente a um aumento gradual das forças gravitacionais e hidrostáticas. Quando estas forças atingem seu valor total, a configuração de equilíbrio estático é atingida.

Os cálculos são feitos em 2D (bidimensionais), já que o cabo permanece num plano vertical. A configuração de equilíbrio estático corresponde às condições iniciais da análise dinâmica.

4.3 Resposta Dinâmica

A partir da equação (4.4) foram calculados r_o e $\tilde{\varepsilon}_{obj}$. Os deslocamentos ou forças nas extremidades do cabo ($s_o = 0$, $s_o = L$), sendo prescritos, têm as componentes correspondentes excluídas da equação de movimento (os vetores e matrizes reduzidos são denotados por ~). Premultiplicando a equação (2.12) por \tilde{M}^{-1} , obtemos

$$\ddot{\tilde{P}} = \tilde{M}^{-1} \tilde{Q} \quad (4.5)$$

onde:

$\tilde{Q} = \tilde{R} - \tilde{F}$. A matriz de massa \tilde{M} é função dos deslocamentos, \tilde{p} , enquanto \tilde{Q} é função dos deslocamentos e da velocidade, \tilde{v} e $\dot{\tilde{p}}$.

Escrivendo a equação (4.5) na forma matricial particionada, a fim de representar os n_e nós do sistema, teremos:

$$\begin{bmatrix} \tilde{P}^{(1)} \\ \tilde{P}^{(2)} \\ \vdots \\ \tilde{P}^{(n_e)} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \tilde{M}^{-1}^{(1)} & & & \\ & \tilde{M}^{-1}^{(2)} & & \\ & & \ddots & \\ & & & \tilde{M}^{-1}^{(n_e)} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \tilde{Q}^{(1)} \\ \tilde{Q}^{(2)} \\ \vdots \\ \tilde{Q}^{(n_e)} \end{bmatrix}$$

onde os termos que não estão expressos são nulos.

As componentes da equação (4.5), associadas com um nó (k), podem ser escritas:

$$\ddot{\tilde{P}}^{(k)} = \tilde{M}^{-1}^{(k)} \cdot \tilde{Q}^{(k)} ; \quad k = 1, \dots, n_e \quad (4.6)$$

onde:

$$\tilde{P}^{(k)} = \left[\tilde{P}_1^{(k)}, \tilde{P}_2^{(k)}, \tilde{P}_3^{(k)} \right]^T = \text{acelerações do nó } (k),$$

$$\tilde{M}^{-1}^{(k)} \quad (3 \times 3) = \text{inversa da matriz de massa do nó } (k),$$

e

$$\tilde{Q}^{(k)} = \begin{bmatrix} Q_1^{(k)}, Q_2^{(k)}, Q_3^{(k)} \end{bmatrix}^T = \text{forças no nó } (k).$$

A equação acima vale para todos os nós situados acima do fundo do mar, isto é, se $r_z^{(k)} > 0$, onde $r_z^{(k)}$ é a componente vertical do vetor de coordenadas globais do nó (k) , $r^{(k)} = [r_1^{(k)}, r_2^{(k)}, r_3^{(k)}]^T$. Quando $r_z^{(k)} \approx 0$, existe contato entre o nó e o fundo - nos cálculos, o fundo é definido com uma tolerância - e o nó move-se apenas no plano do fundo. A matriz de massa continua sendo a mesma, enquanto as equações do movimento são alteradas:

$$\begin{bmatrix} \ddot{P}_1^{(k)} \\ 0 \\ \ddot{P}_3^{(k)} \end{bmatrix} = \tilde{M}^{-1(k)} \begin{bmatrix} Q_1^{*(k)} \\ Q_2^{*(k)} \\ Q_3^{*(k)} \end{bmatrix} \quad (4.7)$$

com:

$$\begin{aligned} \ddot{P}_2^{(k)} &= 0 \\ Q_2^{*(k)} &= Q_2^{(k)} + N^{(k)} \end{aligned} \quad (4.8)$$

$N^{(k)}$ = força normal do fundo agindo sobre o nó (k) .

À primeira e terceira componentes do vetor de forças são adicionadas as componentes correspondentes da força de atrito,

$$\begin{aligned} Q_1^{*(k)} &= Q_1^{(k)} + F_{f1}^{(k)} \\ Q_3^{*(k)} &= Q_3^{(k)} + F_{f3}^{(k)} \end{aligned} \quad (4.9a, b)$$

onde:

$$F_f^{(k)} = F_{f1}^{(k)} + F_{f3}^{(k)}$$

A formulação da força de atrito F_f foi apresentada no item 3.4 que trata das forças de interação do cabo com o fundo.

Da equação (4.7) segue que:

$$Q_2^{*(k)} = \frac{1}{M_{22}^{-1(k)}} (M_{12}^{-1(k)} Q_1^{*(k)} + M_{23}^{-1(k)} Q_3^{*(k)}) \quad (4.10)$$

onde:

$M_{ij}^{-1(k)}$... é o elemento (i,j) da matriz $\tilde{M}^{-1(k)}$.

Na equação (4.8), $Q_2^{*(k)}$ é igual a zero se ambos os elementos adjacentes ao nó (k) estiverem no fundo. Neste instante, a força normal é igual a resultante das forças de flutuação e da gravidade. As equações (4.7) a (4.10) são válidas até que $p_z^{(k)} > 0$, de acordo com a equação (4.6), o que significa que uma força pode novamente levantar o nó do fundo.

Usando a forma 3D da inversa da matriz de massa na equação (4.7), podemos usar a mesma formulação, quer o nó esteja em contato com o fundo ou não. As equações do movimento são sempre formalmente escritas na forma:

$$\ddot{\tilde{p}} = f(\tilde{p}, \dot{\tilde{p}}) \quad (4.11)$$

Esta equação é resolvida por meio de um método de integração explícita. Assume-se que \tilde{p} no tempo t e $\dot{\tilde{p}}$ nos instantes t e $t - \Delta t/2$ são conhecidos. A aceleração no instante t pode então ser calculadas a partir da equação (4.11).

$$\ddot{\tilde{p}}^t = f(p^t, \dot{p}^t) \quad (4.12)$$

Usando então a fórmula de diferenças centrais,

$$\tilde{\dot{p}} = \tilde{\dot{p}} + \Delta t \cdot \tilde{\ddot{p}} \quad (4.13)$$

e extrapolando,

$$\tilde{\dot{p}} = \tilde{\dot{p}} + \frac{1}{2} \left(\tilde{\dot{p}} - \tilde{\dot{p}} \right) \quad (4.14)$$

e finalmente, utilizando a fórmula de diferenças centrais,

$$\tilde{\dot{p}} = \tilde{\dot{p}} + \Delta t \cdot \tilde{\ddot{p}} \quad (4.15)$$

A maior parte dos cálculos da resposta dinâmica está associada ao cálculo da matriz de massa, equação (2.13), e de sua inversa; e com o cálculo das forças de arrasto, equações (3.15) e (3.16). No entanto, em muitos casos pode não ser necessário atualizá-los a cada Δt . Para cabos muito pesados a massa do cabo sempre predomina na matriz de massa. Para pequenas oscilações, deve ser possível usar a matriz de massa calculada para a configuração de equilíbrio estático, isto é, mudar $r_j \cdot \epsilon_j$ por $r_{0j} \cdot \epsilon_{0j}$, respectivamente, na equação (2.14). No entanto, pode-se ainda pensar em diferentes possibilidades para reduzir os tempos de processamento.

4.4 Propagação de Ondas no Cabo

A fim de obter uma solução eficiente para uma análise dinâmica, é importante escolher um método apropriado de integração das equações de equilíbrio de um sistema adequadamente discretizado. O modelo de elementos finitos da estrutura, e o método para integração da equação de movimento são escolhidos de maneiras diferentes dependendo se é um problema de análise dinâmica estrutural ou um problema de propagação de ondas que está sendo resolvido.

A consideração básica na seleção de um modelo de elementos finitos apropriado para um problema de análise dinâmica estrutural é que em geral somente os modos mais baixos (ou apenas alguns modos intermediários) de um sistema físico são excitados pelo carregamento agente na estrutura.

Considerando a análise de problemas de propagação de ondas, a maior diferença com relação aos problemas de análise dinâmica estrutural pode ser considerada como sendo o fato de que num problema de propagação, um número maior de freqüências são excitadas no sistema. A dificuldade está em identificar a freqüência de corte a ser usada e em estabelecer o modelo de elementos finitos correspondente.

Para análise de problemas de propagação de ondas é geralmente mais eficiente empregar os conceitos usados em análises por diferenças finitas e no método das características a fim de estabelecer uma malha de elementos finitos apropriada e um "time step" adequado à análise.

Segundo Lindahl, a fórmula de diferenças centrais utilizada parece favorecer a estabilidade de sistemas fortemente amortecidos; tendo assumido que o limite fundamental do "time step" nestas aplicações é:

$$\Delta t \leq \frac{l_{j_{\min}}}{c_l} \quad (4.16)$$

onde:

$l_{j_{\min}}$... comprimento do menor elemento

e

$c_l = \sqrt{EA/\rho_0}$ = velocidade da onda longitudinal no cabo.

Se assumirmos que o comprimento de onda crítico a ser representado é L_v , o tempo total para esta onda passar por

um ponto fixo do sistema é:

$$t_w = \frac{L_w}{c_l} \quad (4.17)$$

Assumindo que n "time steps" são necessários para representar a propagação da onda,

$$\Delta t = \frac{t_w}{n} \quad (4.18)$$

e o "comprimento efetivo" deve ser

$$L_e = c_l \Delta t \quad (4.19)$$

O comprimento efetivo e o correspondente "time step" devem ser capazes de representar a propagação completa da onda, e são escolhidos de maneiras diferentes, dependendo do tipo de elemento idealizado e do método de integração usado. É interessante notar que assumindo uma barra uniforme livre em ambas as extremidades, o "time step" Δt dado em (4.18) corresponde ao limite para estabilidade T_n / π .

Os comentários acima foram feitos considerando-se as análises dinâmicas lineares, mas são também largamente aplicáveis às análises não lineares. Para obter uma estimativa conservativa para o "time step" Δt em um problema não linear de propagação de ondas, a velocidade da onda c_l é melhor escolhida como sendo o máximo valor que pode ser atingido. Também, para determinar o comprimento efetivo L_e , a distância entre os pontos de integração deve ser considerada, ao invés das distâncias entre nós. Desde que as propriedades físicas do sistema mudam durante sua resposta, poderia ser também eficiente mudar o "time step" durante o

cálculo da resposta.

Faremos considerações adicionais referentes ao cálculo das freqüências naturais para pequenas oscilações do cabo na seção seguinte.

4.5 Cálculo de Autovalores e Autovetores Usando o Método de Jacobi

No programa MODEX, utiliza-se o método de Jacobi generalizado para a obtenção dos autovalores e autovetores para o sistema em vibração livre não amortecida em pequenas oscilações. Molas lineares que simulam a rigidez do fundo são incluídas, também, nos cálculos 2D e 3D. Como o sistema é considerado não amortecido, o efeito das forças de arrasto e do amortecimento interno não é levado em conta.

Antes de apresentarmos o método de Jacobi propriamente dito, vamos fazer algumas considerações acerca da solução do problema de autovalores e autovetores.

Consideremos o caso generalizado do problema de autovalores e autovetores:

$$K \phi = \lambda M \phi \quad (4.20)$$

onde K e M ... são respectivamente, a matriz de rigidez e a matriz de massa do sistema. Os autovalores λ_i e autovetores ϕ_i , $i = 1, 2, \dots, n$ - onde n é o número de graus de liberdade não prescritos - são as freqüências de vibração livre ao quadrado, ω_i^2 , e correspondentes vetores das formas modais, respectivamente.

A solução para $p \leq n$ autovalores e correspondentes autovetores de (4.20) pode ser escrita

$$K \varphi = M \cdot \varphi \Lambda$$

(4.21)

onde as colunas em φ são os p autovetores e Λ é uma matriz diagonal com os correspondentes autovalores.

O caso generalizado do problema de autovalores e autovetores em (4.20) apresenta autovalores $\lambda_i \geq 0$, $i = 1, 2, \dots, n$; onde o número de autovalores nulos é igual ao número de modos de corpo rígido do sistema.

Considerando os cálculos computacionais necessários para a solução do problema, observamos a importância de usar procedimentos eficientes de cálculo. Em geral, no cálculo dos autovalores e autovetores é necessário um esforço computacional muito maior do que para o cálculo da solução das equações do equilíbrio estático. Outra consideração de particular importância é que os algoritmos de solução devem ser estáveis, o que é mais difícil de ser obtido do que na análise estática.

Na análise por elementos finitos, estamos lidando com a solução de um problema específico de autovalores e autovetores, na qual cada uma das matrizes tem propriedades tais como: apresentar banda, ser positiva definida ou semi definida e assim por diante. Os algoritmos de solução devem utilizar estas propriedades a fim de tornar a solução a mais econômica possível.

4.5.1 Propriedades dos Autovalores e Autovetores

Antes que o processo de solução possa ser propriamente estudado, é necessário primeiro conhecer algumas das propriedades das matrizes e dos autovalores e autovetores. Os métodos de solução, essencialmente, baseiam-se nestas propriedades fundamentais.

Cada par de autovalores e autovetores satisfaz (4.20); isto é:

$$K \phi_i = \lambda_i M \phi_i, \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (4.22)$$

A equação (4.22) também mostra que um autovetor é definido unicamente por sua direção, sendo assim, também temos:

$$K (\alpha \phi_i) = \lambda_i M (\alpha \phi_i) \quad (4.23)$$

onde α é uma constante não nula. Portanto, sendo ϕ_i um autovetor, $\alpha \phi_i$ é também um autovetor. No entanto, vamos nos referir ao autovetor ϕ_i como satisfazendo (4.22) e também a relação $\phi_i^T M \phi_i = 1$, a qual fixa o comprimento do autovetor, isto é, o valor absoluto dos elementos de cada autovetor.

Uma importante relação que os autovetores satisfazem é aquela da M-ortonormalização, ou seja, temos que:

$$\phi_i^T M \phi_j = \delta_{ij} \quad (4.24)$$

onde:

δ_{ij} ... é o delta de Kronecker. Esta relação segue da propriedade de ortogonalidade dos autovetores.

Premultiplicando (4.22) por ϕ_j , transposto e usando a condição em (4.24), obtemos

$$\phi_i^T K \phi_j = \lambda_i \delta_{ij} \quad (4.25)$$

significando que os autovetores são também K-ortogonais.

A solução para (4.20) para todos os p autovalores foi estabelecida em (4.21). Usando as relações (4.24) e (4.25), podemos agora escrever,

$$\varphi^T K \varphi = \Lambda \quad (4.26)$$

e

$$\varphi^T M \varphi = I \quad (4.27)$$

onde I é a matriz identidade de ordem p . É muito importante notar que (4.26) e (4.27) são condições que os autovetores devem satisfazer, mas que se a M -ortonormalização e K -ortogonalidade forem satisfeitas, os p vetores não precisam necessariamente serem autovetores, a menos que $p = n$. Este é um fato muito importante que é frequentemente não observado na prática.

4.5.2 Métodos de Transformação

Os métodos de transformação correspondem a um grupo de procedimentos para solução do problema de autovalores e autovetores que emprega as propriedades básicas (4.26) e (4.27) dos autovetores na matriz φ . Desde que a matriz φ , de ordem $n \times n$, que diagonaliza K e M na forma dada em (4.26) e (4.27) é única, podemos tentar construí-la iterativamente. A estratégia básica é reduzir K e M para forma diagonal usando sucessivas pré e pós multiplicações por matrizes P_k^T e P_k , respectivamente, onde $k = 1, 2, \dots$. Especificamente, se definirmos $K_1 = K$ e $M_1 = M$, formamos

$$\left. \begin{aligned} K_2 &= P_1^T K_1 P_1 \\ K_3 &= P_2^T K_2 P_2 \\ &\vdots \\ K_{r+1} &= P_k^T K_r P_r \end{aligned} \right\} \quad (4.28)$$

Similarmente,

$$\left. \begin{aligned} M_2 &= P_1^T M_1 P_1 \\ M_3 &= P_2^T M_2 P_2 \\ &\vdots \\ M_{k+1} &= P_k^T M_k P_k \end{aligned} \right\} \quad (4.29)$$

onde as matrizes P_k são escolhidas para trazer K_k e M_k mais próximas da forma diagonal.

Então, para um procedimento apropriado, aparentemente precisam ter

$$K_{k+1} \longrightarrow \Lambda = M_{k+1} \longrightarrow I \text{ quando } k \longrightarrow \infty$$

neste caso, com ℓ sendo a última iteração,

$$\varphi = P_1 P_2 \cdots P_\ell \quad (4.30)$$

Na prática não é necessário que M_{k+1} convirja para I e K_{k+1} para Λ , mas precisam apenas convergir para forma diagonal. Se $K_{k+1} \rightarrow \text{diag}(K_r)$ e $M_{k+1} \rightarrow \text{diag}(M_r)$ quando $k \rightarrow \infty$ então, com ℓ indicando a última iteração, teremos:

$$\Lambda = \text{diag} \left(\frac{K_r^{(\ell+1)}}{M_r^{(\ell+1)}} \right) \quad (4.31)$$

•

$$\varphi = P_1 P_2 \cdots P_\ell \text{ diag} \left[\frac{1}{\sqrt{M_r^{(\ell+1)}}} \right] \quad (4.32)$$

Usando a idéia básica descrita acima, diferentes métodos iterativos foram propostos. Vamos discutir na próxima seção o método de Jacobi o qual é usado efetivamente nas análises por elementos finitos.

4.5.3 O Método de Jacobi

O método de Jacobi básico foi desenvolvido para solução do problema padrão de autovalores e autovetores - isto é, M sendo a matriz identidade. O método foi proposto a mais de um século, tendo sido usado extensivamente. As maiores vantagens do método de Jacobi são sua simplicidade e estabilidade. Visto que as propriedades em (4.26) e (4.27) - com $M = I$ sejam aplicáveis para todas as matrizes K simétricas, sem restrições para os autovalores; o método de Jacobi pode ser usado para calcular autovalores positivos, nulos ou negativos.

Considerando o problema padrão de autovalores e autovetores $K\phi = \lambda\phi$, o k -ésimo passo da iteração definido em (4.28) reduz-se para,

$$K_{k+1} = P_k^T \cdot K_k \cdot P_k \quad (4.33)$$

onde:

P_k ... é uma matriz ortogonal, isto é, (4.29) fornece,

$$P_k^T \cdot P_k = I \quad (4.34)$$

Na solução pelo método de Jacobi, a matriz P_k é a matriz de rotação, a qual é escolhida de tal forma que um

elemento fora da diagonal em K_k é zerado. Se o elemento (i,j) deve ser reduzido a zero, a matriz P_k ortogonal correspondente é

$$P_k = \begin{bmatrix} & i\text{-ésima} & j\text{-ésima} & \text{colunas} \\ 1 & \cdot & \cdot & | \\ \cdot & 1 & \cos\theta_1 & \dots -\sin\theta \\ \cdot & \cdot & \cdot & | \\ 1 & \sin\theta_1 & \cdot & \cos\theta_1 \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \end{bmatrix} \quad (4.35)$$

linhas

onde:

θ é escolhido a partir da condição de que o elemento (i,j) em K_{k+1} é zero [9].

4.5.4 O Método de Jacobi Generalizado

Na seção anterior discutimos a solução do problema padrão de autovalores e autovetores $K \phi = \lambda \phi$ usando as matrizes de rotação do método básico de Jacobi a fim de reduzir K para forma diagonal. Para resolver o problema generalizado de autovalores e autovetores $K \phi = \lambda M \phi$, $M \neq I$, usando o método de Jacobi básico, seria necessário primeiro transformar o problema para forma padrão. No entanto, esta transformação pode ser evitada usando-se o método de Jacobi generalizado, o qual opera diretamente sobre K e M . O algoritmo resultante é uma extensão natural do método básico de Jacobi. Referindo-se a discussão da seção anterior, no método de iteração generalizado de Jacobi usamos a seguinte matriz P_k ,

$$P_k = \begin{bmatrix} & i\text{-ésima} & j\text{-ésima} & \text{colunas} \\ 1 & \cdot & \cdot & | \\ \cdot & 1 & \dots & \alpha \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \gamma & \dots & \dots & 1 \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ & \cdot & \cdot & 1 \end{bmatrix} \quad \begin{array}{l} i\text{-ésima} \\ j\text{-ésima} \\ \text{linhas} \end{array} \quad (4.36)$$

onde as constantes α e γ são escolhidas de forma a reduzir a zero simultaneamente os elementos (i,j) em K_k e M_k [9].

A discussão acima, do método generalizado de Jacobi, já indica de alguma forma as vantagens desta técnica de solução. Primeiramente, a transformação do problema generalizado para a forma padrão é evitada. Isto é uma vantagem particularmente quando (i) as matrizes são mal condicionadas, e (ii) os elementos fora da diagonal em K e M já são pequenos ou, equivalentemente, quando há somente poucos elementos não nulos fora da diagonal. No primeiro caso, a solução direta de $K\phi = \lambda M\phi$ evita a solução de um problema padrão de uma matriz com elementos muito grandes ou muito pequenos. No segundo caso, o problema de autovalores e autovetores já está parcialmente resolvido, porque zerar elementos pequenos, ou uns poucos elementos fora da diagonal em K e M , não resultará em grandes mudanças dos elementos das diagonais das matrizes. Além disto, uma convergência rápida pode ser esperada quando os elementos fora da diagonal são pequenos.

Deve ser notado que o método de Jacobi resolve simultaneamente todos os autovalores e correspondentes autovetores. No entanto, na análise pelo MEF é necessário em muitos casos somente conhecer alguns pares de autovalores e autovetores, e o uso do método de Jacobi pode ser muito

ineficiente, em particular quando a ordem de K e M é grande.

Devemos citar, ainda, o método de iteração por subespaço que, antes de aplicar o método de Jacobi, reduz a ordem das matrizes por análise de Rayleigh - Ritz [9].

5. NOTAS EXPLICATIVAS

5.1 Massa Adicional Hidrodinâmica

A aceleração do cabo na direção normal é responsável pela força de inércia hidrodinâmica $f^{(4)}$ (conforme item 3.2)

$$f^{(4)} = - C_4 [\ddot{u} - (\ddot{u} \cdot \hat{t}) \hat{t}] (1+\varepsilon) \quad (5.1)$$

O versor tangente \hat{t} pode ser expresso por:

$$\hat{t} = \frac{\left[\begin{array}{c} \frac{\partial x}{\partial s} \\ 0 \end{array} \right]}{(1+\varepsilon)} \quad (5.2)$$

onde:

$x \dots$ é o vetor posição de um ponto do cabo no sistema global de coordenadas.

Usando as funções de forma para definir as posições dos pontos no interior dos elementos, temos:

$$x(\xi_j, t) = A(\xi_j) r_j(t) \quad (5.3)$$

Substituindo (5.3) em (5.2), vem

$$\hat{t} = \frac{\left[\begin{array}{c} \frac{\partial x(\xi_j, t)}{\partial \xi_j} \\ 0 \end{array} \right] \frac{\partial \xi_j}{\partial s_0}}{(1+\varepsilon_j)} = \frac{B r_j}{l_j (1+\varepsilon_j)} \quad (5.4)$$

E, finalmente, substituindo (5.4) em (5.1), e usando a

equação (2.2), obtemos

$$f^{(4)} = -C_4 (1+\varepsilon_j) A \ddot{P}_j + \frac{C_4}{(1+\varepsilon_j) \ell_j^2} B r_j r_j^T B^T A \ddot{P}_j \quad (5.5)$$

Aplicando o PTV [9] para o cálculo das forças nodais equivalentes, obtemos os termos correspondentes à massa adicional hidrodinâmica na equação (2.14).

Na aplicação do PTV, os deslocamentos virtuais δu , no interior dos elementos, são expressos em termos dos deslocamentos virtuais dos nós δp_j usando as funções de forma $A(\xi_j)$,

$$\delta u(\xi_j, t) = A(\xi_j) \delta p_j(t) \quad (5.6)$$

$$\delta u^T f^{(4)} = \delta p_j^T \left[-C_4 (1+\varepsilon_j) E_z + \frac{C_4}{(1+\varepsilon_j) \ell_j^2} D_z r_j r_j^T D_z^T \right] \ddot{P}_j \quad (5.7)$$

A expressão (5.7) representa o trabalho virtual da força $f^{(4)}$ em cada ponto do elemento j . Integrando ao longo do elemento, obtemos:

$$\int_0^1 \delta u^T f^{(4)} \ell_j d\xi_j = \int_0^1 \delta p_j^T \left[-\ell_j C_4 (1+\varepsilon_j) + \frac{C_4}{(1+\varepsilon_j) \ell_j} D_z r_j r_j^T D_z^T \right] \ddot{P}_j d\xi_j$$

Substituindo os deslocamentos nodais pelas suas relações com os deslocamentos globais, conforme a equação (2.5a), teremos

$$\int_0^1 \delta u^T f^{(4)} \ell_j \delta \xi_j = - \delta p^T \left\{ \int_0^1 C_j^T \left[\ell_j C_4 (1 + \varepsilon_j) - \frac{C}{(1 + \varepsilon_j) \ell_j} D_z r_j r_j^T D_z^T \right] C_j d\xi_j \right\} \ddot{p}$$

A matriz de conexão C_j não depende de ξ_j , podendo ser tirada da integral.

Usando o princípio de D'Alembert, podemos definir

$$m_{j, \text{hidro}} = \int_0^1 \left\{ \ell_j C_4 (1 + \varepsilon_j) - \frac{C}{(1 + \varepsilon_j) \ell_j} D_z r_j r_j^T D_z^T \right\} d\xi_j \quad (5.10)$$

onde:

$m_{j, \text{hidro}}$... é a matriz de massa adicional hidrodinâmica do elemento j. Ou seja,

$$\int_0^1 \delta u^T f^{(4)} \ell_j \delta \xi_j = - \delta p^T [C_j^T m_{j, \text{hidro}} C_j] \ddot{p}$$

5.2 Forças Internas Nodais Equivalentes

As forças internas F_j , em cada ponto do elemento j, se compõem das forças de deformação elástica e do atrito interno,

$$F_j = T_j \dot{\epsilon} + c_j \dot{\varepsilon}_j \dot{\epsilon} \quad (5.11)$$

onde:

T_j ... é a tensão dada pela equação (2.20), sendo c_j uma constante que depende do amortecimento interno e $\dot{\varepsilon}_j$ a taxa de deformação do elemento.

Substituindo a expressão de T_j em (5.11) obtemos:

$$F_j = EA_j \tilde{\varepsilon}_j (1+\varepsilon_j) \hat{t} + c_j \dot{\varepsilon}_j \hat{t} \quad (5.12)$$

Substituindo (5.4) em (5.12), vem que

$$F_j = EA_j \tilde{\varepsilon}_j \frac{B r_j}{l_j} + c_j \frac{\dot{\varepsilon}_j}{(1+\varepsilon_j)} \frac{B r_j}{l_j} \quad (5.13)$$

Derivando a equação (2.17) em função do tempo, teremos:

$$\frac{\partial}{\partial t} [(1+\varepsilon_j)^2] = \frac{\partial}{\partial t} [1+2\tilde{\varepsilon}_j] \quad (5.14)$$

ou

$$2(1+\varepsilon_j) \dot{\varepsilon}_j = 2\tilde{\varepsilon}_j$$

Dividindo (5.13) por $2(1+\varepsilon_j)^2$ e usando (2.17), vem

$$\frac{\dot{\varepsilon}_j}{(1+\varepsilon_j)} = \frac{\tilde{\varepsilon}_j}{(1+2\tilde{\varepsilon}_j)} \quad (5.15)$$

Usando (5.15) em (5.13), temos que

$$F_j = \frac{EA_j}{l_j} \tilde{\varepsilon}_j B r_j + \frac{c_j \tilde{\varepsilon}_j}{(1+2\tilde{\varepsilon}_j) l_j} B r_j \quad (5.16)$$

Finalmente, aplicando o PTV e somando ao longo de todo cabo, teremos a expressão (2.9) do vetor F das forças

internas nodais equivalentes causadas por deformação e histerese.

5.3 Medidas de Deformação dos Elementos

Define-se como medida de deformação qualquer grandeza que compare os comprimentos indeformado e deformado. Assim, pode-se definir as seguintes deformações:

$\varepsilon_j = \lambda_j - 1$ = Deformação Linear, usada quase sempre para pequenas deformações

(5.17)

onde:

$$\lambda_j = \frac{\text{comprimento final do elemento } j}{\text{comprimento inicial do elemento } j} = \frac{l_{Fj}}{l_{Ij}}$$

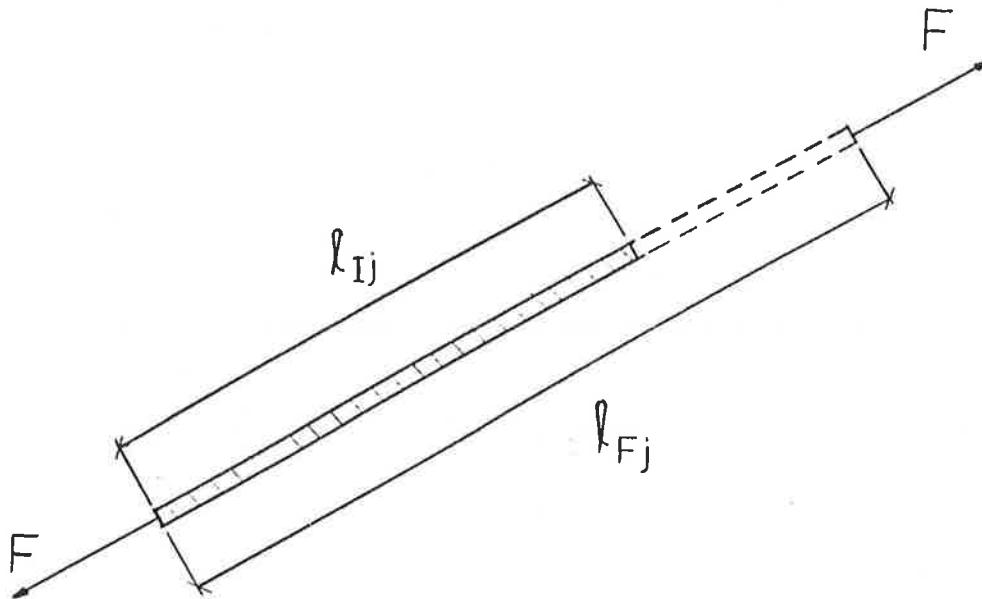


Figura D.5.1 - Medidas das dimensões lineares de um elemento j genérico.

$\tilde{\varepsilon}_j = \frac{1}{2} (\lambda_j^2 - 1) = \underline{\text{Deformação de Green}}$, definição não usual, usada, digamos para quando a deformação não for pequena (5.18).

O caso geral pode ser definido [23] por:

$$\text{Deformação} = [(\lambda_j^{2m} - 1)/2m]^{1/m} \quad (5.19)$$

Donde:

$m = 1/2$ dá a definição da deformação linear (pequena)

e

$m = 1$ dá a definição da deformação de Green (não pequena).

Tirando λ_j de (5.17) e substituindo em (5.18), obtém-se a equação (2.17).

5.4 Cálculo das Deformações como Função dos Parâmetros Cinemáticos Nodais

A deformação de Green do elemento j, pode ser expressa por:

$$\tilde{\varepsilon}_j = \frac{1}{2} (\lambda^2 - 1) = \frac{1}{2} \left[\left[\frac{\partial \mathbf{x}}{\partial s_0} \right] \left[\frac{\partial \mathbf{x}}{\partial s_0} \right]^T - 1 \right] \quad (5.20)$$

onde:

\mathbf{x} ... é o vetor posição de um ponto do elemento j no sistema global de coordenadas.

Por outro lado, usando (5.30), temos que:

$$\frac{\partial \mathbf{x}}{\partial s_0} = \frac{1}{\ell_j} \frac{\partial \mathbf{x}}{\partial \xi_j} = \frac{1}{\ell_j} \frac{\partial}{\partial \xi_j} [\mathbf{A} (\xi_j) \mathbf{r}_j] = \frac{1}{\ell_j} \mathbf{B} \mathbf{r}_j \quad (5.21)$$

Substituindo (5.21) em (5.20), obtemos

$$\tilde{\varepsilon}_j = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{\ell_j^2} \mathbf{r}_j^T \mathbf{B}^T \mathbf{B} \mathbf{r}_j - 1 \right) \quad (5.22)$$

Por fim, usando a equação (2.4) em (5.22), obtemos as equações (2.19).

A expressão da deformação linear (ε_j) em termos dos deslocamentos nodais pode ser obtida a partir da equação (2.17), substituindo as expressões (2.19) da deformação de Green.

Derivando (5.22) em relação ao tempo, obtemos a relação (2.18) da taxa de deformação do elemento j ($\dot{\tilde{\varepsilon}}_j$).

5.5 Definição das Forças Hidrodinâmicas

As forças de arrasto são proporcionais ao quadrado das velocidades relativas entre o cabo e o fluido envolvente. Desta forma, para registrar os resultados obtidos a partir de ensaios experimentais, costuma-se definir os coeficientes de arrasto como sendo

$$C = \frac{F}{\frac{1}{2} d_0 \rho_v L V^2} \quad (5.23)$$

onde:

F ... Força de arrasto

d_o ... diâmetro de arrasto do cabo

ρ_v ... densidade volumétrica de massa do fluido envolvente

L ... comprimento indeformado do cabo

v ... velocidade relativa

Os resultados experimentais mostram que os valores dos coeficientes de arrasto variam com o "número de Reynolds" do escoamento [22].

Reescrevendo a equação (5.23), podemos definir as forças de arrasto por unidade de comprimento indeformado como sendo,

$$f = \frac{F}{L} = \left(\frac{1}{2} C d_o \rho_v \right) v^2 \quad (5.24)$$

Nas expressões (3.4) e (3.6) que definem, respectivamente, as forças $f^{(2)}$ e $f^{(3)}$ por unidade de comprimento indeformado, aparece ainda o fator $(1 + \epsilon_j)$, o qual leva em conta a variação do comprimento devido à deformação do cabo,

$$f = \frac{F}{L} = \left(\frac{1}{2} C d_o \rho_v \right) v^2 (1 + \epsilon_j) \quad (5.25)$$

Notar que a expressão (5.25) se reduz à expressão (5.24) quando $\epsilon = 0$.

Assim as expressões de $f^{(2)}$ e $f^{(3)}$ foram obtidas das equações

$$f^{(2)} = \left(\frac{1}{2} C_{DT} d_o \rho_v \right) |v_i| v_i (1 + \epsilon_j) \quad (5.26)$$

e

$$f^{(3)} = \left[\sum_{i=1}^n C_{DN} d_0 \rho_v \right] |v_n| v_n (1 + \epsilon_j) \quad (5.26)$$

onde:

v_t e v_n ... foram substituídas pelas suas expressões em (3.3 a,b).

A expressão (3.8), que define as forças de inércia hidrodinâmicas, $f^{(4)}$, é definida de maneira semelhante, sendo o coeficiente de massa adicional hidrodinâmica C_{MN} obtido, também, a partir de ensaios experimentais.

5.6 Velocidades Relativas Nodais

Neste item, vamos deduzir a expressão das velocidades relativas nodais, equação (3.12), a partir da definição das velocidades relativas no interior dos elementos, equação (3.2).

As velocidades relativas, num ponto genérico no interior do elemento j, é expressa na equação (3.2) como sendo,

$$v(\xi_j, t) = v_c(\xi_j, t) - \dot{u}(\xi_j, t) \quad (5.27)$$

Vamos reescrever as expressões que definem as velocidades distribuídas usando as funções de forma para relacioná-las às velocidades nodais: equações (3.10), (3.11) e (2.2) derivada em relação ao tempo,

$$v(\xi_j, t) = A(\xi_j) v_j(t) \quad (5.28)$$

$$v_c(\xi_j, t) = A(\xi_j) v_{cj}(t) \quad (5.29)$$

$$\dot{u}(\xi_j, t) = A(\xi_j) \dot{p}_j(t) \quad (5.30)$$

Substituindo (5.28) - (5.30) em (5.27), obtemos

$$AC\xi_j v_j(t) = AC\xi_j v_{cj}(t) - AC\xi_j \dot{p}_j(t)$$

ou

$$v_j(t) = v_{cj}(t) - \dot{p}_j(t) \quad (5.31)$$

que é a expressão das velocidades relativas nodais, equação (3.12).

5.7 Aplicação do PTV

Usando a expressão dos deslocamentos virtuais no interior do elemento j genérico, equação (5.6), vamos representar o trabalho virtual das forças $f^{(1)}$, $f^{(2)}$ e $f^{(3)}$, que atuam em cada ponto do elemento j, por:

$$\delta u^T f^{(i)} = \delta p_j^T A^T(\xi_j) f^{(i)}, \quad i = 1, 2, 3 \quad (5.32)$$

As expressões (3.14) - (3.16), que representam vetores $R_j^{(1)}$, $R_j^{(2)}$ e $R_j^{(3)}$ das forças nodais equivalentes, são obtidas integrando (5.32) ao longo do elemento j, e arbitrando δp_j . Assim, obtemos:

$$R_j^{(i)} = \int_0^1 A^T(\xi_j) f^{(i)} \ell_j d\xi_j; \quad i = 1, 2, 3 \quad (5.33)$$

Restando, tão somente, substituir as expressões de $f^{(2)}$ e $f^{(3)}$ dadas em (3.4) e (3.6), lembrando que v e ξ estão definidos nas expressões (3.10) e (5.4), respectivamente.

APÊNDICE E

Listagens dos Programas DMOOR, MODEX e FATAN

LISTAGENS DO PROGRAMA DMOOR

GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

OUTPUT FROM CONTROL MODULE

NUMBER OF MOORING LINES	1
NUMBER OF ENVIRONMENTAL DIRECTIONS	1
NUMBER OF ENVIRONMENTAL CONDITIONS	1
NUMBER OF LINE TYPES	1
UNIT CODE (=0, ENGLISH, OTHERWISE, METRIC)	1
NUMBER OF FREQUENCY POINTS FIRST ORDER	25
LOWER BOUND FREQUENCY (RAD/S/SEC)	.194000
UPPER BOUND FREQUENCY (RAD/S/SEC)	1.137000

DATA FILES ARE BEING PREPARED FOR A DYNAMIC RUN

LINE DIRECTION AND REQUIRED DIRECTION DATA FOR THE ENVIRONMENT

DIRN #	ENVIRONMENT DIRN
1	135.000

LINE #	SPREADING DIRN
1	305.000

INPUT ENVIRONMENTAL CONDITIONS

148

NUMBER OF MOORING LINE TYPES IS 1

CONDITION #	SIGNIFICANT HT	WIND SPEED	CURRENT SPEED
1	1.75	22.40	.93

TABLE OF INPUT OR GENERATED SPECTRAL DATA

PERIOD VS SIGNIFICANT HEIGHT CODE = 0

SIG HT	PEAK PERIOD
1.75	.577000E+01

WAVE SPECTRAL DATA

SPECTRAL SHAPE PARAMETER

= 1 , issc SPECTRUM
= 2 , p.m. SPECTRUM
= 4 , jonswap SPECTRUM
= 3 , wallops SPECTRUM
= 5 , user SUPPLIED SHAPE

n = 1

FREE PARAMETER USED IN THE SPECTRUM 5.00

WAVE SPECTRUM FOR hs = 1.750000

FREQUENCY (RADS/SEC)	SPECTRAL ORDINATE
.194000	.969250E-28
.233292	.385433E-28
.272583	.176990E-28
.311875	.902697E-29
.351167	.498745E-29
.390458	.293475E-29
.429750	.383300E-20
.469042	.100388E-13
.508333	.146676E-09
.547625	.889350E-07
.586917	.713166E-05
.626208	.151813E-03
.665500	.132340E-02
.704792	.623757E-02
.744083	.190850E-01
.783375	.428743E-01
.822667	.769637E-01
.861958	.117136E+00
.901250	.157662E+00
.940542	.193472E+00
.979833	.221333E+00
1.019125	.239985E+00
1.058417	.249693E+00
1.097708	.251639E+00
1.137000	.247400E+00

PERCENTAGE OF TOTAL WAVE SPECTRAL AREA
CONTAINED WITHIN THE DEFINED FREQUENCY BANDS IS 34.923

WIND SPECTRUM TYPE CODE

= 1 HARRIS SPECTRUM
= 2 DAVENPORT SPECTRUM
= 3 KAIMAL SPECTRUM
VALUE USED IN THIS RUN = 1

EFFECTIVE AREA USED
IN WIND SPECTRUM CORRELATION FACTOR .00
SPECTRAL PARAMETER .00

INPUT DATA FOR STATIC FORCE CALCULATIONS

WIND FORCE = CW*VW*VW
CURRENT FORCE = CC*VC*VC

DIRN # 1 CW 1770.000 CC 750000.000

DRIFT FORCE COEFFICIENT CONTROL DATA

FREQUENCY H	DIRN = 1	DRIFT COEFFICIENT
1		100.000
2		160.000
3		280.000
4		520.000
5		1120.000
6		3310.000
7		4940.000
8		-212.000
9		-512.000
10		-697.000
11		-659.000
12		-473.000
13		98.000
14		2060.000
15		5400.000
16		12700.000
17		21700.000
18		26300.000
19		45600.000
20		136700.000
21		210100.000
22		192100.000
23		32200.000
24		124100.000
25		207400.000

PROGRAM INPUT OUTPUT OPTIONS AND KEYS

TENSION OUTPUT CODE
= 0 OUTPUT ONLY AT FAIRLEAD
= 1 OUTPUT AT LPTS POINTS

NUMBER OF TENSION OUTPUTS = 1

FREQUENCY INCREMENT CODE FOR FIRST ORDER
TENSION RAD DETERMINATION = 1

TOTAL STATIC VESSEL FORCES FOR DEFINED ENVIRONMENTAL CONDITIONS AND DIRECTIONS

ENV #	DIRN #	WIND	CURRENT	DRIFT	TOTAL
1	4	888115.3	648675.0	15447.5	1552238.0

LOW FREQUENCY SPECTRAL DATA GENERATION AND OUTPUT

LOW FREQUENCY WAVE SPECTRUM

CONDITION # 1 DIRECTION # 1

FREQUENCY	PERIOD	SPECTRAL VALUE
.00	1599.11	.211433E+10
.01	799.56	.207627E+10
.01	533.04	.203607E+10
.02	399.78	.200020E+10
.02	319.82	.196216E+10
.02	266.52	.192839E+10
.03	220.44	.189241E+10
.03	199.89	.186064E+10
.04	177.68	.182662E+10
.04	159.91	.179674E+10
.04	145.37	.176462E+10
.05	133.26	.173670E+10
.05	123.01	.170656E+10
.06	114.22	.168052E+10
.06	106.61	.165222E+10
.06	99.94	.162792E+10
.07	94.07	.160129E+10
.07	88.84	.157858E+10
.07	84.16	.155347E+10
.08	79.96	.153219E+10
.08	76.15	.150859E+10
.09	72.69	.148880E+10
.09	69.53	.146681E+10
.09	66.63	.144849E+10
.10	63.96	.142793E+10
.10	61.50	.141093E+10
.11	59.23	.139164E+10
.11	57.11	.137578E+10
.11	55.14	.135759E+10
.12	53.30	.134271E+10
.12	51.58	.132547E+10
.13	49.97	.131144E+10
.13	48.46	.129503E+10
.13	47.03	.128171E+10
.14	45.69	.126596E+10
.14	44.42	.125316E+10
.15	43.22	.123789E+10
.15	42.08	.122545E+10
.15	41.00	.121050E+10
.16	39.98	.119824E+10
.16	39.00	.118271E+10
.17	38.07	.116971E+10
.17	37.19	.115269E+10
.17	36.34	.113798E+10
.18	35.54	.111918E+10
.18	34.76	.110249E+10
.18	34.02	.108166E+10
.19	33.31	.106276E+10
.19	32.63	.103969E+10
.20	31.98	.101838E+10

R.M.S. VALUE FOR THIS SPECTRUM 16849.150

LOW FREQUENCY FORCE R.M.S. VALUE SUMMARY TABLE

CASE # 1 DIRECTION # 1 TOTAL RMS 16849.150

END OF CONTROL DATA

GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

----- METRIC UNITS -----

OUTPUT FROM THE STATIC ANALYSIS MODULE

THIS IS A NEW RUN

NUMBER OF MOORING LINES TO BE ANALYSED
NUMBER OF ADDITIONAL LINES IN SYSTEM

1
7

LINE # DIRECTION
1 305.0

ADDITIONAL LINES FOR STATIC ANALYSIS

2 25.0
3 55.0
4 107.0
5 153.0
6 207.0
7 253.0
8 335.0

NUMBER OF WEATHER DIRNS
NUMBER OF WEATHER CONDITIONS

1
1

WEATHER DIRECTIONS

DIRN # DIRECTION
1 .135000E+03

ENVIR. MEAN FORCES

DIRN #	CONDITION 1	CONDITION 2	CONDITION 3	CONDITION 4	CONDITION 5
1	.155224E+07				

***** CURRENT FORCES ACTING ON LINES & BUOYS TO BE ADDED TO MEAN FORCE ACTING ON RIG *****

SURFACE CURRENT SPEED = .930 FT/SEC

SPEED PROFILE FROM SURFACE TO SEA BOTTOM :

*** NO CURRENT FORCES ACTING ON LINES & BUOYS TO BE CONSIDERED ***

CASE : GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

LINE TYPE NUMBER : 1

CHARACTERISTICS

NUMBER OF SEGMENTS = 3
TOTAL LENGTH OF THE CABLE = 3950.000 (M)

CHARACTERISTICS OF THE CABLE

SEGMENT NUMBER 1
COORDINATES = .0000000E+00 (M) 1300.000 (M)
LENGTH SEGMENT = 1300.000 (M)
MASS PER UNIT LENGTH = 146.7000 (KG/M)
ADDED MASS PER UNIT LENGTH = 20.00000 (KG/M)
WEIGHT PER UNIT LENGTH = 1250.600 (N/M)
DIAMETER = .1420000 (M)
EA = .5770000E+09 (N)
BREAKING TENSION = 6760000. (N)

SEGMENT NUMBER 2
COORDINATES = 1300.000 (M) 3800.000 (M)
LENGTH SEGMENT = 2500.000 (M)
MASS PER UNIT LENGTH = 44.00000 (KG/M)
ADDED MASS PER UNIT LENGTH = 8.50000 (KG/M)
WEIGHT PER UNIT LENGTH = 375.3000 (N/M)
DIAMETER = .7200000E-01 (M)
EA = .8165700E+09 (N)
BREAKING TENSION = 6520000. (N)

SEGMENT NUMBER 3
COORDINATES = 3800.000 (M) 3950.000 (M)
LENGTH SEGMENT = 150.0000 (M)
MASS PER UNIT LENGTH = 146.7000 (KG/M)
ADDED MASS PER UNIT LENGTH = 20.00000 (KG/M)
WEIGHT PER UNIT LENGTH = 1250.600 (N/M)
DIAMETER = .1420000 (M)
EA = .5770000E+09 (N)
BREAKING TENSION = 6760000. (N)

WATER DEPTH AT THE TOP = 1195.300 (M)

SEA BOTTOM SLOPE = .000 (DEGREES)

CURRENT VELOCITY AT THE SURFACE = .000 (M/SEC)
(IN THE PLANE ENVELOPING A MOORING LINE
FOR EFFECTS ON CATENARY SHAPE ONLY)

MOORING SYSTEM STATIC ANALYSIS

CASE : GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

* NO *	* FAIRLEAD *	* FAIRLEAD *	* ANCHOR *	* ANCHOR *
* OF *	* X-COORD.	* Y-COORD.	* X-COORD.	* Y-COORD.
CABLE	*	*	*	*
* *	*	*	*	*
* 1*	25.50*	-37.40*	2089.93*	-2985.74*
* 2*	30.80*	37.40*	3292.82*	1558.51*
* 3*	25.50*	37.40*	2089.94*	2985.73*
* 4*	-25.50*	37.40*	-1077.81*	3479.38*
* 5*	-30.80*	37.40*	-3237.74*	1671.43*
* 6*	-30.80*	-37.40*	-3237.75*	-1671.42*
* 7*	-25.50*	-37.40*	-1077.83*	-3479.37*
* 8*	30.80*	-37.40*	3292.82*	-1558.52*

MOORING SYSTEM STATIC ANALYSIS

CASE : GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

MEAN FORCE APPLIED = 0

CABLE TENSIONS				RESTORING FORCE & MOMENT			
CABLE	INPUT	INITIAL	WITH	FX	FY	MZ	
	PRETENSION	CONDITION	ENV. LOADS	*	*	*	*
1	1570000.0	*	.0	1506444.0	* 545095E+06*	.786663E+06*	.326738E+06*
2	1570000.0	*	.0	1470142.0	* .832456E+06*	.390752E+06*	.190906E+08*
3	1570000.0	*	.0	1506445.0	* 545099E+06*	.786662E+06*	.326742E+06*
4	1570000.0	*	.0	1614347.0	* -.318095E+06*	.101965E+07*	.141042E+08*
5	1570000.0	*	.0	1735248.0	* -.105945E+07*	.536234E+06*	.231077E+08*
6	1570000.0	*	.0	1735256.0	* -.105946E+07*	.536232E+06*	.231078E+08*
7	1570000.0	*	.0	1614350.0	* -.318101E+06*	.101965E+07*	.141042E+08*
8	1570000.0	*	.0	1470145.0	* .832457E+06*	.390756E+06*	.190907E+08*

VESSEL CG LOCATION			
POSITION	XG	YG	YAW(DEG)
INITIAL	.00	.00	.00
BALANCED	21.47	.00	.00

FORCE AND MOMENT			
COMPONENT	FX	FY	MZ
DESCRIPTION			
ENVIRONMENTAL	.000000E+00*	.000000E+00*	.000000E+00*
MOORING SYSTEM	-.318750E+01*	-.453125E+01*	-.106000E+03*
NET BALANCED	-.318750E+01*	-.453125E+01*	-.106000E+03*

SYSTEM STIFFNESS MATRIX

KX	KY	KTH
.3757E+05	-.1435E+00	.9490E+02
-.2922E+00	.2902E+05	-.1549E+05
.2297E+01	-.1544E+05	.3875E+09

MOORING SYSTEM STATIC ANALYSIS

CASE : GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

MEAN FORCE ON RIG ONLY = 1552240. (N)
 ADDITIONAL CURRENT FORCE ON LINES&BUOYS = .000E+00 (KIPS)
 MEAN FORCE APPLIED = 155E+07 (N)
 TO THE DIRECTION = 134.99 (DEGREES)

CABLE TENSIONS				RESTORING FORCE & MOMENT			
CABLE	INPUT	INITIAL	WITH	FX	FY	MZ	
	PRETENSION	CONDITION	ENV. LOADS	*	*	*	*
1	1570000.0	*	1506444.0	* 1932181.0	* .789704E+06*	-.113417E+07*	.703856E+06*
2	1570000.0	*	1470142.0	* 1562539.0	* .925510E+06*	.419227E+06*	-.226835E+08*
3	1570000.0	*	1506445.0	* 1463423.0	* .530506E+06*	.742726E+06*	-.182390E+07*
4	1570000.0	*	1614347.0	* 1364537.0	* -.236612E+06*	.777424E+06*	-.117566E+08*
5	1570000.0	*	1735248.0	* 1413971.0	* .770870E+06*	.386200E+06*	.160783E+08*
6	1570000.0	*	1735256.0	* 1597068.0	* .931148E+06*	-.486738E+06*	-.208758E+08*
7	1570000.0	*	1614350.0	* 1853931.0	* .373124E+06*	-.124929E+07*	.166413E+08*
8	1570000.0	*	1470145.0	* 1808391.0	* .116341E+07*	-.553197E+06*	.252040E+08*

VESSEL CG LOCATION			
POSITION	XG	YG	YAW(DEG)
INITIAL	21.47	.00	.00
BALANCED	-14.63	35.82	1.28

FORCE AND MOMENT					
COMPONENT	FX	FY	MZ		
ENVIRONMENTAL	-.109739E+07*	.109781E+07*	.000000E+00*	*	*
MOORING SYSTEM	.109738E+07*	-.109781E+07*	.540000E+02*	*	*
NET BALANCED	-.525000E+01*	-.187500E+01*	.540000E+02*	*	*

SYSTEM STIFFNESS MATRIX

KX	KY	KTH
.3044E+05	-.2646E+04	.7145E+05
-.2605E+04	.3116E+05	-.1917E+06
.5775E+05	-.1965E+06	.3994E+09

GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

SYSTEM STIFFNESS MATRIX

DIRN #	FORCE 1	FORCE 2	FORCE 3	FORCE 4	FORCE 5	FORCE 6	FORCE 7	FORCE 8
1	.334275E+05							

LINE TENSIONS

COND# 1 DIR# 1 LINE# 1	POINT 1 .193218E+07	POINT 2	POINT 3	POINT 4	POINT 5
------------------------	------------------------	---------	---------	---------	---------

GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

METRIC UNITS

NUMBER OF MOORING LINES ANALYSED 1
NUMBER OF ENVIRONMENT DIRNS 1
NUMBER OF WAVE FREQUENCIES 25
NUMBER OF ENV. CONDITIONS 1

LOWER BOUND FREQUENCY (RADS/SEC) .194000
UPPER BOUND FREQUENCY (RADS/SEC) 1.137000

THIS IS A FULL DYNAMIC RUN

LINE # 1 LINE DIRN.
304.999800

DIRN # 1 ENV DIRN.
134.999700

NUMBER OF BASIC RAO DIRNS 1
NUMBER OF FREQUENCIES SUPPLIED 25

156

VESSEL MOTION DIRECTION CODES

DIRN # RAO #
1 1

RAO TABLE INPUT CODE 0

GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

**** BASIC RAO AND PHASE DIRECTION 1

REGULAR WAVE RESPONSES ABOUT VESSELL ORIGIN

WAVE FREQUENCY (RAD/SEC)	WAVE PERIOD (SEC)	HEAVE AMP (PHASE) (M/M)**(DEG)	SURGE AMP (PHASE) (M/M)**(DEG)	SWAY AMP (PHASE) (M/M)**(DEG)	ROLL AMP (PHASE) (DEG/M)**(DEG)	PITCH AMP (PHASE) (DEG/M)**(DEG)	YAW AMP (PHASE) (DEG/M)**(DEG)
.194	32.413	1.0400(-.6)	.6610(-270.0)	.6500(-89.8)	.0900(-274.0)	.0854(82.9)	.0131(-23.3)
.209	30.105	1.0600(-1.0)	.6540(-270.0)	.6410(-89.8)	.1049(-273.4)	.0991(83.8)	.0147(-22.0)
.225	27.965	1.0900(-1.6)	.6450(-270.0)	.6300(-89.8)	.1209(-272.9)	.1140(84.5)	.0165(-20.8)
.242	25.982	1.1500(-3.0)	.6350(-270.0)	.6180(-89.7)	.1392(-272.6)	.1306(85.1)	.0184(-19.7)
.260	24.137	1.2800(-6.4)	.6220(-270.0)	.6030(-89.7)	.1593(-272.3)	.1490(85.6)	.0206(-18.6)
.280	22.423	1.6000(-19.0)	.6080(-269.9)	.5860(-89.7)	.1810(-272.0)	.1690(86.0)	.0229(-17.5)
.302	20.829	1.3500(-72.7)	.5910(-269.9)	.5660(-89.7)	.2051(-271.8)	.1902(86.4)	.0253(-16.5)
.325	19.350	.3610(-57.9)	.5710(-269.9)	.5430(-89.6)	.2303(-271.6)	.2131(86.7)	.0278(-15.6)
.350	17.976	.3850(-15.7)	.5480(-269.9)	.5170(-89.5)	.2573(-271.4)	.2366(87.0)	.0303(-14.8)
.376	16.699	.4490(-6.2)	.5200(-269.8)	.4870(-89.4)	.2848(-271.2)	.2595(87.3)	.0326(-14.1)
.405	15.512	.4730(-3.2)	.4890(-269.7)	.4520(-89.3)	.3123(-271.0)	.2819(87.6)	.0346(-13.6)
.436	14.412	.4730(-2.1)	.4520(-269.5)	.4130(-89.1)	.3386(-270.7)	.3014(87.9)	.0360(-13.2)
.469	13.387	.4560(-2.1)	.4110(-269.3)	.3690(-88.9)	.3627(-270.4)	.3168(88.3)	.0365(-13.1)

.505	12.437	.4260(-3.1)	.3640(-269.0)	.3200(-88.6)	.3827(-270.1)	.3260(88.7)	.0356(-13.4)
.544	11.553	.3830(-5.7)	.3130(-268.9)	.2680(-88.5)	.3982(-269.9)	.3272(89.0)	.0329(-14.5)
.585	10.734	.3210(-10.1)	.2570(-269.0)	.2120(-88.8)	.4074(-270.2)	.3174(89.0)	.0279(-15.9)
.630	9.970	.2400(-16.0)	.1970(-270.2)	.1530(-90.4)	.4091(-271.7)	.2945(88.1)	.0204(-18.8)
.678	9.264	.1510(-20.1)	.1320(-273.5)	.0885(-94.3)	.3971(-276.3)	.2527(84.9)	.0112(-24.7)
.730	8.605	.0801(-18.0)	.0616(-278.7)	.0206(-93.6)	.3495(-286.5)	.1833(78.2)	.0026(-74.7)
.786	7.995	.0359(-7.9)	.0094(-208.1)	.0342(-39.8)	.2424(-301.6)	.0911(70.5)	.0076(-167.5)
.846	7.426	.0103(11.4)	.0299(-165.3)	.0462(19.9)	.1197(-312.8)	.0193(98.0)	.0137(-165.4)
.911	6.898	.0076(165.9)	.0280(-216.1)	.0319(-22.3)	.0426(-311.8)	.0197(179.3)	.0204(-151.4)
.981	6.407	.0194(164.1)	.0474(-279.2)	.0389(-91.3)	.0131(-290.2)	.0091(137.4)	.0385(-167.5)
1.056	5.951	.0231(130.6)	.0735(-295.9)	.0595(-115.0)	.0051(-313.2)	.0225(47.0)	.0194(-210.6)
1.137	5.527	.0182(82.8)	.0852(-293.0)	.0671(-115.5)	.0061(-39.0)	.0342(43.3)	.0065(-260.9)

VESSEL MOTION RMS VALUES UNDER WAVE SPECTRA

DIRN # 1 CASE # 1 R.M.S= .021 SIGNIFICANT = .041 1/1000= .077

GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

```
+-----+
*   * FAIRLEAD * FAIRLEAD * FAIRLEAD *
*   * X-COORD. * Y-COORD. * Z-COORD. *
*CABLE*   *   *   *
* NO * w.r.t. VESSEL ORIGIN *
+-----+
* 1* 25.50* -37.40* -3.95*
+-----+
```

NUMBER OF DISTINCT FAIRLEAD MOTION RAOS
IN MOTION RAO TABLE = 1

157

FAIRLEAD MOTION RAO TABLE

DIRN #	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	LINE NUMBER
1	1																

GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

LINE NO. = 1
LINE HEADING = 305.00 DEG.
WAVE HEADING FROM +X = 135.00DEG.
MOTION RAO TABLE NO. = 1

OUTPUT MOTIONS IN LINE COORDINATES AT THE FAIRLEADS

**** LOCATION (X = 25.50 Y = -37.40 Z = -3.95) ****							
WAVE FREQ. (RAD/SEC)	WAVE PERIOD (SEC)	SX REAL ()	SX IMAG ()	SZ REAL ()	SZ IMAG ()		
.19	32.39	-.0028	.9029	1.0314	-.1081		
.23	26.93	-.0031	.8658	1.1102	-.1842		
.27	23.05	-.0035	.8206	1.4111	-.5603		
.31	20.15	-.0041	.7684	.2993	*****		
.35	17.89	-.0049	.7104	.3658	-.3754		
.39	16.09	-.0061	.6455	.4502	-.3525		
.43	14.62	-.0076	.5762	.4648	-.3691		

.47	13.40	-.0090	.5038	.4500	-.3940
.51	12.36	-.0096	.4286	.4181	-.4200
.55	11.47	-.0088	.3545	.3730	-.4450
.59	10.71	-.0058	.2807	.3095	-.4635
.63	10.03	-.0003	.2091	.2268	-.4638
.67	9.44	.0051	.1373	.1341	-.4326
.70	8.91	.0030	.0684	.0479	-.3712
.74	8.44	-.0093	.0109	-.0192	-.2870
.78	8.02	-.0333	-.0283	-.0583	-.1844
.82	7.64	-.0483	-.0261	-.0492	-.1082
.86	7.29	-.0522	-.0131	-.0358	-.0529
.90	6.97	-.0409	.0115	-.0208	-.0257
.94	6.68	-.0199	.0346	-.0177	-.0132
.98	6.41	.0042	.0572	-.0186	-.0056
1.02	6.17	.0218	.0698	-.0214	.0013
1.06	5.94	.0381	.0817	-.0237	.0079
1.10	5.72	.0398	.0879	-.0178	.0090
1.14	5.53	.0415	.0940	-.0119	.0101

METRIC UNITS

OUTPUT FROM LOW FREQUENCY MODULE

NUMBER OF MOORING LINES	1
NUMBER OF CONTROL ENVIRONMENTAL DIRECTIONS	1
NUMBER OF SEASTATE/WIND LEVELS	1

PLATFORM TOTAL MASS IS = 37250000.000000

DIRN #	ADDED MASS	DAMPING RATIO
1	19510000.000000	.120000

SYSTEM STIFFNESS AS A FUNCTION OF DIRECTION AND LOAD CONDITION

LOAD CONDITION	DIRN #	STIFFNESS
1	1	33427.50

MOTION AMPLITUDES UNDER LOW FREQUENCY FORCES

DIRN # 1 CASE # 1 R.M.S = .521 SIGNIFICANT = 1.043 1/100 = 1.585

NATURAL PERIODS FOR THE SYSTEM
AS A FUNCTION OF DIRECTION AND LOADING

DIRECTION 1 CASE 1 258.910 SEC.

LOWEST NATURAL PERIOD = 258.910200
HIGHEST NATURAL PERIOD = 258.910200

GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

----- METRIC UNITS -----

----- OUTPUT FROM THE STATIC ANALYSIS MODULE -----

THIS IS A COMBINATION RUN

A1 IS THE MULTIFICATION FACTOR ON LOW FREQUENCY MOTION
A2 IS THE MULTIFICATION FACTOR ON WAVE FREQUENCY MOTION

A1 = 4.000 A2 = .000

NUMBER OF MOORING LINES TO BE ANALYSED
NUMBER OF ADDITIONAL LINES IN SYSTEM

1
7

LINE # DIRECTION
1 305.0

ADDITIONAL LINES FOR STATIC ANALYSIS

2 25.0
3 55.0
4 107.0
5 153.0
6 207.0
7 253.0
8 335.0

NUMBER OF WEATHER DIRNS
NUMBER OF WEATHER CONDITIONS

1
1

160

WEATHER DIRECTIONS

DIRN # DIRECTION
1 .135000E+03

ENVIR. MEAN FORCES

DIRN #	CONDITION 1	CONDITION 2	CONDITION 3	CONDITION 4	CONDITION 5
1	.155224E+07				

----- MOORING SYSTEM STATIC ANALYSIS -----

CASE : GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

+-----
* NO * FAIRLEAD * FAIRLEAD * ANCHOR * ANCHOR *
* OF * X-COORD. * Y-COORD. * X-COORD. * Y-COORD. *
CABLE * * * *

```

* * * * *
+-----+
* 1* 25.50* -37.40* 2089.93* -2985.74*
* 2* 30.80* 37.40* 3292.82* 1558.51*
* 3* 25.50* 37.40* 2089.94* 2985.73*
* 4* -25.50* 37.40* -1077.81* 3479.38*
* 5* -30.80* 37.40* -3237.74* 1671.43*
* 6* -30.80* -37.40* -3237.75* -1671.42*
* 7* -25.50* -37.40* -1077.83* -3479.37*
* 8* 30.80* -37.40* 3292.82* -1558.52*
+-----+

```

MOORING SYSTEM STATIC ANALYSIS

CASE : GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

MEAN FORCE ON RIG ONLY = 1552240.00 (N)
 ADDITIONAL CURRENT FORCE ON LINES&BUOYS = .00 (N)
 MEAN FORCE APPLIED = 1552240.00 (N)
 TO THE DIRECTION = 134.99 (DEGREES)
 COMB. SINGLE AMP. MOTION = 2.09 (M)

```

+-----+
* VESSEL CG LOCATION * EXCURSION *
*-----+
* POSITION * XG * YG * YAW(DEG)*SINGLE AMP* DIRN(DEG)*
*-----+
* INITIAL * 21.47 * .00 * .00 * 21.47 * .00 *
*-----+
* MEAN OFFSET * -14.63 * 35.82 * 1.28 * 38.69 * 112.22 *
*-----+
* COMB. OFFSET * -16.10 * 37.30 * 1.28 * 40.63 * 113.35 *
+-----+

```

```

+-----+
* LINE TENSIONS *
*-----+
* LINE * INITIAL * MEAN * TOTAL *
* * PRETENSION * TENSION * TENSION *
*-----+
* 1 * 1570000.0 * 1506445.0 * 1932181.0 * 1955795.0 *
* 2 * 1570000.0 * 1470142.0 * 1562539.0 * 1566854.0 *
* 3 * 1570000.0 * 1506445.0 * 1463423.0 * 1461688.0 *
* 4 * 1570000.0 * 1614347.0 * 1364537.0 * 1353938.0 *
* 5 * 1570000.0 * 1735248.0 * 1413971.0 * 1402572.0 *
* 6 * 1570000.0 * 1735248.0 * 1597068.0 * 1592707.0 *
* 7 * 1570000.0 * 1614350.0 * 1853929.0 * 1862894.0 *
* 8 * 1570000.0 * 1470145.0 * 1838391.0 * 1856146.0 *
+-----+

```

SYSTEM STIFFNESS MATRIX

KX	KY	KTH
.3064E+05	-.2452E+04	.5206E+05
-.2547E+04	.3126E+05	-.2010E+06
.5416E+05	-.2005E+06	.4010E+09

CASE : GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

STATIC DATA INPUT

NUMBER OF DISCRETIZATION POINTS = 31
 WATER DEPTH AT THE TOP = 1195.300 (M)
 NO CURRENT
 CURRENT VELOCITY AT THE SURFACE = .00000(M/SEC)
 (IN THE PLANE ENVELOPING A MOORING LINE
 FOR EFFECTS ON CATENARY SHAPE ONLY)
 NORMAL DRAGCOEFFICIENT = 1.000000
 TANGENTIAL DRAG COEFFICIENT = .2000000E-01
 OCEAN BOTTOM FRICTION COEFFICIENT = 1.000000
 SEA BOTTOM SLOPE IN DEGREES = .00000
 ERROR IN DEPTH IN FEET = .69666
 NUMBER OF ITERATIONS = 8
 LINE CAN LAY ON THE BOTTOM

SUMMARY OF REQUESTED LINE ----- LINE NUMBER = 1 LINE TYPE NUMBER = 1

TENSION AT THE TOP = 1955795. (N)
 TENSION AT THE BOTTOM = 107963.8 (N)
 ANGLE AT THE TOP = 44.05234 (DEGREES)
 ANGLE AT THE BOTTOM = .0000000E+00 (DEGREES)

VERT. FORCE AT THE TOP = 1359894. (N) (ON THE CABLE)
 VERT. FORCE AT THE BOTTOM = .0000000E+00(N) (ON THE CABLE)
 HORIZ. FORCE AT THE TOP = 1405640. (N) (ON THE CABLE)
 HORIZ. FORCE AT THE BOTTOM= -107963.8 (N) (ON THE CABLE)
 SUSPENDED LINE LENGTH = 2909.999 (M)
 GROUNDED LINE LENGTH = 1040.001 (M)
 CHAIN/WIRE HOLDING POWER = 1300625. (N)
 MAXIMUM ANCHOR LOAD = 107963.8 (N)

ANALYSIS OF MAXIMUM TENSION IN SEGMENTS

SEGMENT NUMBER = 1
 LOCATION OF MAXIMUM TENSION = 1300.001 (M)
 MAXIMUM TENSION IN SEGMENT = 1424993. (N)
 BREAKING TENSION OF SEGMENT = 6760000. (N)
 RATIO OF MAXIMUM AND BREAKING TENSION = .211

SEGMENT NUMBER = 2
 LOCATION OF MAXIMUM TENSION = 3800.000 (M)
 MAXIMUM TENSION IN SEGMENT = 1830333. (N)
 BREAKING TENSION OF SEGMENT = 6520000. (N)
 RATIO OF MAXIMUM AND BREAKING TENSION = .281

SEGMENT NUMBER = 3
 LOCATION OF MAXIMUM TENSION = 3950.000 (M)
 MAXIMUM TENSION IN SEGMENT = 1955795. (N)
 BREAKING TENSION OF SEGMENT = 6760000. (N)
 RATIO OF MAXIMUM AND BREAKING TENSION = .289

CASE : GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

STATIC VARIABLES FOR THE LOADED LINE
--- LINE NUMBER = 1 LINE TYPE NUMBER = 1

LENGTH (M)	TENSION (N)	ANGLE	IX AXIS (M)	IZ AXIS (M)	VEL.
.000	107963.80	.00	-3639.17	-1196.00	.00
130.001	270543.00	.00	-3509.13	-1196.00	.00
260.001	433121.00	.00	-3379.05	-1196.00	.00
390.001	595699.00	.00	-3248.93	-1196.00	.00
520.001	758277.00	.00	-3118.78	-1196.00	.00
650.001	920855.10	.00	-2988.59	-1196.00	.00
780.001	1083433.00	.00	-2858.36	-1196.00	.00
910.001	1246011.00	.00	-2728.10	-1196.00	.00
1040.001	1408589.00	.00	-2597.80	-1196.00	.00
1170.001	1407456.00	2.91	-2467.56	-1196.90	.00
1300.001	1424993.00	9.45	-2338.07	-1182.85	.00
1431.580	1433931.00	11.40	-2208.45	-1158.99	.00
1563.159	1444504.00	13.32	-2079.70	-1130.77	.00
1694.738	1456674.00	15.21	-1951.96	-1098.28	.00
1826.317	1470403.00	17.07	-1825.35	-1061.64	.00
1957.896	1485647.00	18.89	-1699.97	-1020.94	.00
2089.475	1502361.00	20.67	-1575.94	-976.33	.00
2221.054	1520495.00	22.41	-1453.33	-927.92	.00
2352.632	1540000.00	24.11	-1332.23	-875.85	.00
2484.211	1560823.00	25.77	-1212.70	-820.26	.00
2615.790	1582914.00	27.38	-1094.80	-761.29	.00
2747.369	1606220.00	28.94	-978.58	-699.06	.00
2878.948	1630689.00	30.46	-864.06	-633.74	.00
3010.527	1656268.00	31.93	-751.29	-565.44	.00
3142.106	1682907.00	33.36	-640.28	-494.31	.00
3273.684	1710560.00	34.74	-531.04	-420.48	.00
3405.263	1739174.00	36.08	-423.58	-344.08	.00
3536.842	1768704.00	37.37	-317.90	-265.23	.00
3668.421	1799105.00	38.62	-213.99	-184.04	.00
3800.000	1830333.00	39.83	-111.83	-100.65	.00
3950.000	1955795.00	44.05	.00	.00	.00

DATA FOR OUTPUT TENSION POINTS
POINT NUMBER TENSION

1 1955795.00

GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

SYSTEM STIFFNESS MATRIX

DIREN #
1 .334527E+05

FORCE 2

FORCE 3

FORCE 4

FORCE 5

FORCE 6

FORCE 7

FORCE 8

CASE : GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 II 135

OUTPUT OF STATIC ANALYSIS FOR LINE NUMBER = 1 AND LINE TYPE NUMBER = 1

NUMBER OF SEGMENTS = 3
TOTAL LENGTH OF THE CABLE = 3950.000 (M)

CHARACTERISTICS OF THE CABLE

SEGMENT NUMBER 1
COORDINATES = .000000E+00(M) 1300.000 (M)
LENGTH SEGMENT = 1300.000 (M)
MASS PER UNIT LENGTH = 146.7000 (KG/M)
ADDED MASS PER UNIT LENGTH = 20.00000 (KG/M)
WEIGHT PER UNIT LENGTH = 1250.600 (N/M)
DIAMETER = .1420000 (M)
EA = .5770000E+09(N)
BREAKING TENSION = 6760000. (N)

SEGMENT NUMBER 2
COORDINATES = 1300.000 (M) 3800.000 (M)
LENGTH SEGMENT = 2500.000 (M)
MASS PER UNIT LENGTH = 44.00000 (KG/M)
ADDED MASS PER UNIT LENGTH = 8.500000 (KG/M)
WEIGHT PER UNIT LENGTH = 375.3000 (N/M)
DIAMETER = .7200000E-01(M)
EA = .8165700E+09(N)
BREAKING TENSION = 6520000. (N)

SEGMENT NUMBER 3
COORDINATES = 3800.000 (M) 3950.000 (M)
LENGTH SEGMENT = 150.0000 (M)
MASS PER UNIT LENGTH = 146.7000 (KG/M)
ADDED MASS PER UNIT LENGTH = 20.00000 (KG/M)
WEIGHT PER UNIT LENGTH = 1250.600 (N/M)
DIAMETER = .1420000 (M)
EA = .5770000E+09(N)
BREAKING TENSION = 6760000. (N)

CASE : GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 II 135

STATIC DATA INPUT

NUMBER OF DISCRETIZATION POINTS = 31
WATER DEPTH AT THE TOP = 1195.300 (M)
NO CURRENT
NORMAL DRAGCOEFFICIENT = 1.000000
TANGENTIAL DRAG COEFFICIENT = .2000000E-01
OCEAN BOTTOM FRICTION COEFFICIENT = 1.000000
SEA BOTTOM SLOPE IN DEGREES = .00000
ERROR IN DEPTH = .69641
NUMBER OF ITERATIONS = 8
LINE CAN LAY ON THE BOTTOM

SUMMARY OF THE LOADED LINE --- LINE NUMBER = 1 LINE TYPE NUMBER = 1

TENSION AT THE TOP = 1955800. (N)
TENSION AT THE BOTTOM = 107968.3 (N)
ANGLE AT THE TOP = 44.05228 (DEGREES)
ANGLE AT THE BOTTOM = .0000000E+00 (DEGREES)
VERT. FORCE AT THE TOP = 1359896. (N) (ON THE CABLE)
VERT. FORCE AT THE BOTTOM = .0000000E+00(N) (ON THE CABLE)
HORIZ. FORCE AT THE TOP = 1405644. (N) (ON THE CABLE)
HORIZ. FORCE AT THE BOTTOM = -107968.3 (N) (ON THE CABLE)
SUSPENDED LINE LENGTH = 2909.999 (M)
GROUNDED LINE LENGTH = 1040.001 (M)
CHAIN/WIRE HOLDING POWER = 1300625. (N)
MAXIMUM ANCHOR LOAD = 107968.3 (N)

ANALYSIS OF MAXIMUM TENSION IN SEGMENTS

SEGMENT NUMBER = 1
LOCATION OF MAXIMUM TENSION = 1300.001 (M)
MAXIMUM TENSION IN SEGMENT = 1424998. (N)
BREAKING TENSION OF SEGMENT = 6760000. (N)
RATIO OF MAXIMUM AND BREAKING TENSION = .211

SEGMENT NUMBER = 2
 LOCATION OF MAXIMUM TENSION = 3800.000 (M)
 MAXIMUM TENSION IN SEGMENT = 1830338. (N)
 BREAKING TENSION OF SEGMENT = 6520000. (N)
 RATIO OF MAXIMUM AND BREAKING TENSION = .281

SEGMENT NUMBER = 3
 LOCATION OF MAXIMUM TENSION = 3950.000 (M)
 MAXIMUM TENSION IN SEGMENT = 1955800. (N)
 BREAKING TENSION OF SEGMENT = 6760000. (N)
 RATIO OF MAXIMUM AND BREAKING TENSION = .289

CASE : GVA 4500 PRODUCAO - L 7 - ONDA FADIGA 2 D 135

STATIC VARIABLES FOR THE LOADED LINE
--- LINE NUMBER = 1 LINE TYPE NUMBER = 1

DISTANCE (M)	TENSION (N)	ANGLE	IX AXIS (M)	IZ AXIS (M)	VEL
.000	107968.30	.00	-3639.17	-1196.00	.00
130.001	270547.50	.00	-3509.13	-1196.00	.00
260.001	433125.50	.00	-3379.05	-1196.00	.00
390.001	595703.50	.00	-3248.93	-1196.00	.00
520.001	758281.50	.00	-3118.78	-1196.00	.00
650.001	920859.60	.00	-2988.59	-1196.00	.00
780.001	1083437.00	.00	-2858.36	-1196.00	.00
910.001	1246016.00	.00	-2728.10	-1196.00	.00
1040.001	1408594.00	.00	-2597.80	-1196.00	.00
1170.001	1407461.00	2.91	-2467.56	-1196.90	.00
1300.001	1424998.00	9.45	-2338.07	-1182.85	.00
1431.580	1433936.00	11.40	-2208.45	-1158.99	.00
1563.159	1444508.00	13.32	-2079.70	-1130.77	.00
1694.738	1456679.00	15.21	-1951.96	-1098.28	.00
1826.317	1470408.00	17.07	-1825.35	-1061.64	.00
1957.896	1485652.00	18.89	-1699.98	-1020.94	.00
2089.475	1502366.00	20.67	-1575.94	-976.33	.00
2221.054	1520500.00	22.41	-1453.33	-927.92	.00
2352.632	1540004.00	24.11	-1332.23	-875.85	.00
2484.211	1560828.00	25.77	-1212.70	-820.26	.00
2615.790	1582919.00	27.38	-1094.80	-761.28	.00
2747.369	1606225.00	28.94	-978.58	-699.06	.00
2878.948	1630494.00	30.46	-864.07	-633.74	.00
3010.527	1656273.00	31.93	-751.29	-565.44	.00
3142.106	1682914.00	33.36	-640.28	-494.31	.00
3273.684	1710565.00	34.74	-531.04	-420.48	.00
3405.263	1739179.00	36.08	-423.58	-344.08	.00
3536.842	1768709.00	37.37	-317.90	-265.23	.00
3668.421	1799110.00	38.62	-213.99	-184.04	.00
3800.000	1830338.00	39.83	-111.83	-100.65	.00
3950.000	1955800.00	44.05	.00	.00	.00

ITERATION = 2 ERROR = -.6781180 AT COORDINATE 3668.420
 ITERATION = 3 ERROR = .4235305 AT COORDINATE 3536.840
 ITERATION = 4 ERROR = -.6278173E-01 AT COORDINATE 3800.000
 ITERATION = 5 ERROR = -.3624687E-01 AT COORDINATE 3800.000
 ITERATION = 6 ERROR = .2083840E-02 AT COORDINATE 2615.790
 ITERATION = 7 ERROR = -.4779808E-03 AT COORDINATE 3668.420
 ITERATION = 8 ERROR = -.2524648E-03 AT COORDINATE 3536.840
 ITERATION = 9 ERROR = .9987931E-04 AT COORDINATE 2089.470
 ITERATION = 10 ERROR = -.1698789E-03 AT COORDINATE 2615.790

THE FOLLOWING IS FOR CONDITION 1 DIRECTION 1
LINE # 1

INPUT SPECTRUM OF THE WAVE MOTION		
OMEG(RAD/SEC)	SE(INPUT) M**2 SEC/RAD	SV(INPUT)M**2/(SEC*RAD)
.1940000	.9692500E-28	.3647869E-29
.2332917	.3854330E-28	.2097719E-29
.2725833	.1769900E-28	.1315065E-29
.3118750	.9026967E-29	.8780173E-30
.3511667	.4987450E-29	.6150425E-30
.3904583	.2934750E-29	.4474252E-30
.4297500	.3833000E-20	.7078978E-21
.4690417	.1003880E-13	.2208537E-14
.5083333	.1466760E-09	.3790148E-10
.5476250	.8893501E-07	.2667099E-07

.5869167	.7131660E-05	.2456651E-05
.6262083	.1518130E-03	.5953147E-04
.6655001	.1323400E-02	.5861200E-03
.7047916	.6237570E-02	.3098396E-02
.7440834	.1908500E-01	.1056660E-01
.7833750	.4287430E-01	.2631094E-01
.8226667	.7696370E-01	.5208752E-01
.8619584	.1171360	.8702879E-01
.9012500	.1576620	.1200612
.9405417	.1934720	.1711489
.9798334	.2213330	.2124959
1.019125	.2399850	.2492522
1.058417	.2496930	.2797175
1.097708	.2516390	.3032158
1.137000	.2474000	.3198310

1ST. DEV. WAVE-ELEVATION = .2585886
 1ST. DEV. VEL. WAVE-ELEVATION = .2571107

INPUT SPECTRUM OF THE MOTION AT TOP X DIR		
OMEG(RAD/SEC)	SX(INPUT) M**2 SEC/RAD	SV(INPUT)M**2/(SEC*RAD)
.1940000	.7901257E-28	.2973717E-29
.2332917	.2889046E-28	.1572364E-29
.2725833	.1191079E-28	.8855064E-30
.3118750	.5329967E-29	.5184246E-30
.3511667	.2517006E-29	.3103922E-30
.3904583	.1223062E-29	.1864653E-30
.4297500	.1272781E-20	.2350637E-21
.4690417	.2549096E-14	.5608013E-15
.5083333	.2695580E-10	.6965453E-11
.5476250	.1118529E-07	.3354392E-08
.5869167	.5621108E-06	.1936309E-06
.6262083	.6635162E-05	.2601891E-05
.6655001	.2498718E-04	.1106650E-04
.7047916	.2922642E-04	.1451768E-04
.7440834	.3889845E-05	.2153452E-05
.7833750	.8184272E-04	.5022493E-04
.8226667	.2315616E-03	.1567163E-03
.8619584	.3399538E-03	.2525762E-03
.9012500	.2847313E-03	.2312734E-03
.9405417	.3080800E-03	.2725333E-03
.9798334	.7278762E-03	.6988145E-03
1.019125	.1282297E-02	.1331813E-02
1.058417	.2031695E-02	.2275998E-02
1.097708	.2341463E-02	.2821377E-02
1.137000	.2610255E-02	.3374456E-02

ISIGMA TOP X MOTION SPECTRUM = .1872776E-01
 ISIGMA TOP X VEL. SPECTRUM = .1952571E-01

INPUT SPECTRUM OF THE MOTION AT TOP Z DIR		
OMEG(RAD/SEC)	SZ(INPUT) M**2 SEC/RAD	SV(INPUT)M**2/(SEC*RAD)
.1940000	.1048364E-27	.3923041E-29
.2332917	.4881141E-28	.2656561E-29
.2725833	.4079696E-28	.3031282E-29
.3118750	.1139993E-28	.1108825E-29
.3511667	.1370135E-29	.1689623E-30
.3904583	.9594841E-30	.1462807E-30
.4297500	.1350407E-20	.2493999E-21
.4690417	.3599824E-14	.7899816E-15
.5083333	.5151333E-10	.1331119E-10
.5476250	.2998154E-07	.8991256E-08
.5869167	.2215203E-05	.7630734E-06
.6262083	.4046834E-04	.1586913E-04
.6655001	.2714844E-03	.1202378E-03
.7047916	.8737511E-03	.4340195E-03
.7440834	.1578652E-02	.8740365E-03
.7833750	.1604192E-02	.9844550E-03
.8226667	.1007889E-02	.7362619E-03
.8619584	.4771250E-03	.3544906E-03
.9012500	.1716690E-03	.1394384E-03
.9405417	.9469944E-04	.8377289E-04
.9798334	.8350103E-04	.8016710E-04
1.019125	.1106439E-03	.1149165E-03
1.058417	.1560374E-03	.1748002E-03

1.097708	.1002618E-03	.1208118E-03
1.137000	.6062130E-04	.7836934E-04
ISIGMA TOP Z MOTION SPECTRUM	= .1617183E-01	
ISIGMA TOP Z VEL. SPECTRUM	= .1292911E-01	

THE FOLLOWING OUTPUT IS FOR SEGMENT # 3 END # 2

BASED ON THE FULL LENGTH MODEL ASSUMING NO DYNAMIC
FRICTION FORCE FOR THE LOWER BOUND OF MAXIMUM DYNAMIC
LINE TENSION.

TRANSFER FUNCTION DYNAMIC TENSION (N/M)				
IOMEG(RAD/SEC)	HTE REAL(N/M)	HTE IMAG(N/M)	HTE ABS (N/M)	ISTT(N**2 S/RAD)
.194	-2433.199	4880.341	5453.273	.2882374E-201
.233	-7587.125	12982.91	15037.30	.8715425E-201
.273	-16526.58	33204.61	37090.08	.2434006E-191
.312	20597.88	49609.48	53715.67	.2604618E-191
.351	8089.144	36561.77	37445.93	.6993390E-201
.390	3165.111	52958.76	53053.26	.8260290E-201
.430	22348.07	78515.33	81633.91	.2554347E-101
.469	52718.93	33621.77	62527.67	.3924879E-041
.508	10275.82	30009.19	31719.77	.1475771
.548	-4527.291	48713.32	48923.24	.212.8645
.587	-8422.622	67237.18	67762.67	.32747.01
.626	-2975.490	85587.01	85638.72	.1113395
.666	20735.33	94189.46	96444.85	.1230975E+081
.705	27033.01	76653.27	81280.43	.4120855E+081
.744	35498.73	71710.33	80015.83	.1221923E+091
.783	45910.33	47932.02	66371.96	.1888714E+091
.823	44935.21	18097.38	48442.63	.1806098E+091
.862	19012.45	7751.159	20531.77	.4937910E+081
.901	13864.46	9944.654	17062.22	.4589849E+081
.941	35309.96	814.1009	35319.34	.2413478E+091
.980	16053.45	-44436.73	47247.61	.4940096E+091
1.019	-7638.155	-36312.93	37107.55	.3304522E+091
1.058	-13602.37	-28481.55	31563.00	.2487499E+091
1.098	-8775.424	-23748.16	25317.64	.1612964E+091
1.137	-8136.706	-21882.70	23346.49	.1348475E+091

1ST.DEV.	TENSION SPECTRUM	=	9153.509	(N)
ITERATION = 2	ERROR = -.9789491	AT COORDINATE	2089.470	
ITERATION = 3	ERROR = 7.930561	AT COORDINATE	2089.470	
ITERATION = 4	ERROR = 1.810732	AT COORDINATE	2089.470	
ITERATION = 5	ERROR = -.5403404	AT COORDINATE	1957.900	
ITERATION = 6	ERROR = .1059149	AT COORDINATE	2089.470	
ITERATION = 7	ERROR = -.6561638E-01	AT COORDINATE	1957.900	
ITERATION = 8	ERROR = -.2578134E-01	AT COORDINATE	1040.000	
ITERATION = 9	ERROR = -.6732270E-02	AT COORDINATE	1957.900	
ITERATION = 10	ERROR = .2221830E-02	AT COORDINATE	3800.000	

THE FOLLOWING OUTPUT IS FOR SEGMENT # 3 END # 2

BASED ON THE TRUNCATED MODEL AT THE TOUCHDOWN POINT
ASSUMING EXTREMELY HIGH DYNAMIC FRICTION FORCE FOR
THE UPPER BOUND OF MAXIMUM DYNAMIC LINE TENSION.

TRANSFER FUNCTION DYNAMIC TENSION (N/M)				
IOMEG(RAD/SEC)	HTE REAL(N/M)	HTE IMAG(N/M)	HTE ABS (N/M)	ISTT(N**2 S/RAD)
.194	127.1377	6398.850	6400.113	.3970188E-201
.233	-3662.937	14826.60	15272.37	.8990038E-201
.273	-8421.479	34217.16	35238.27	.2197748E-191
.312	22487.25	41513.30	47212.61	.2012139E-191
.351	11162.09	35038.66	36773.63	.6744527E-201
.390	9841.747	45834.20	46878.93	.6449506E-201

.4301	18057.29		55087.45		57971.40		1288154E-10
.4691	25250.71		47336.47		53650.16		2889508E-04
.5081	12792.50		43089.33		44948.18		2963352
.5481	2324.461		51649.20		51701.48		237.7271
.5871	-1209.128		62767.91		62779.55		28107.81
.6261	2172.859		72063.67		72096.41		789107.7
.6661	11948.84		73099.60		74069.74		7260604
.7051	17828.20		63521.30		65975.76		2715090E+08
.7441	20544.99		51497.33		55444.30		5866864E+08
.7831	17961.28		32608.64		37228.09		5942082E+08
.8231	9730.383		24410.71		26278.57		5314830E+08
.8621	4897.962		19450.18		20057.41		4712376E+08
.9011	6192.984		15780.43		16952.14		4530812E+08
.9411	13629.80		16437.34		21353.16		8821502E+08
.9801	36665.67		19106.22		41345.12		3783509E+09
1.0191	74275.09		7305.763		74633.52		1336755E+10
1.0581	118408.0		-53812.78		130062.6		4223877E+10
1.0981	83170.39		-123649.4		149018.4		5588016E+10
1.1371	21197.90		-118638.3		120517.3		3593339E+10

1ST. DEV. TENSION SPECTRUM = 23374.56 (N)

LISTAGENS DO PROGRAMA MODEX

INPUT DATA

ICASE IDENTIFICATION INDEX= 4
 ND NUMBER OF DIMENSIONS = 2
 NE NUMBER OF ELEMENTS = 54
 NS NUMBER OF SEGMENTS = 3
 TL TOTAL LENGTH OF CABLE = 3950.0000(M)
 X(TL) END COORDINATE = 3639.1700(M)
 Y(TL) END COORDINATE = 1196.0000(M)
 DELL LOADSTEP FACTOR = .0100
 EFAC NUMERICAL FACTOR S1. = .0100
 BDIS CABLE DISPLACEMENT UNDER THE
 BOTTOM OF THE SEA DUE TO
 STATIC LOADS = .1000 (M)
 IFPRI STATIC OUTPUT = 0
 IEIG FLAG FOR EIGENMODES = 0

DENSITY OF THE FLUID = 1025.0000(KG/M3)

ELEMENT PROPERTIES

ELEM.	MASS(KG/M)	STIFFNESS(N)	DENSITY(KG/M3)	DAMPING(NS)	LENGTH(M)
1	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
2	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
3	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
4	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
5	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
6	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
7	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
8	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
9	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
10	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
11	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
12	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
13	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
14	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
15	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
16	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
17	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
18	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
19	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
20	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
21	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
22	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
23	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
24	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
25	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
26	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.5000E+02
27	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
28	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
29	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
30	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
31	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
32	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
33	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
34	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03

35	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
36	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
37	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
38	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
39	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
40	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
41	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
42	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
43	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
44	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
45	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
46	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
47	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
48	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
49	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
50	.4400E+02	.8166E+09	.7853E+04	.0000E+00	.1042E+03
51	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.3750E+02
52	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.3750E+02
53	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.3750E+02
54	.1467E+03	.5770E+09	.7800E+04	.0000E+00	.3750E+02

MATERIAL INDEX NSS= 1
 CABLE DIAMETER AND FLUID COEFFICIENT DATA

ELEM.	DIAMETER(M)	NORMALDRAG	TANGENTIALDRAG	ADDED MASS
1	.8100E-01	1.75	.40	3.72
2	.8100E-01	1.75	.40	3.72
3	.8100E-01	1.75	.40	3.72
4	.8100E-01	1.75	.40	3.72
5	.8100E-01	1.75	.40	3.72
6	.8100E-01	1.75	.40	3.72
7	.8100E-01	1.75	.40	3.72
8	.8100E-01	1.75	.40	3.72
9	.8100E-01	1.75	.40	3.72
10	.8100E-01	1.75	.40	3.72
11	.8100E-01	1.75	.40	3.72
12	.8100E-01	1.75	.40	3.72
13	.8100E-01	1.75	.40	3.72
14	.8100E-01	1.75	.40	3.72
15	.8100E-01	1.75	.40	3.72
16	.8100E-01	1.75	.40	3.72
17	.8100E-01	1.75	.40	3.72
18	.8100E-01	1.75	.40	3.72
19	.8100E-01	1.75	.40	3.72
20	.8100E-01	1.75	.40	3.72
21	.8100E-01	1.75	.40	3.72
22	.8100E-01	1.75	.40	3.72
23	.8100E-01	1.75	.40	3.72
24	.8100E-01	1.75	.40	3.72
25	.8100E-01	1.75	.40	3.72
26	.8100E-01	1.75	.40	3.72
27	.1030E+00	.70	.01	1.00
28	.1030E+00	.70	.01	1.00
29	.1030E+00	.70	.01	1.00
30	.1030E+00	.70	.01	1.00
31	.1030E+00	.70	.01	1.00
32	.1030E+00	.70	.01	1.00
33	.1030E+00	.70	.01	1.00
34	.1030E+00	.70	.01	1.00
35	.1030E+00	.70	.01	1.00
36	.1030E+00	.70	.01	1.00
37	.1030E+00	.70	.01	1.00
38	.1030E+00	.70	.01	1.00
39	.1030E+00	.70	.01	1.00
40	.1030E+00	.70	.01	1.00
41	.1030E+00	.70	.01	1.00
42	.1030E+00	.70	.01	1.00
43	.1030E+00	.70	.01	1.00
44	.1030E+00	.70	.01	1.00
45	.1030E+00	.70	.01	1.00
46	.1030E+00	.70	.01	1.00
47	.1030E+00	.70	.01	1.00
48	.1030E+00	.70	.01	1.00
49	.1030E+00	.70	.01	1.00
50	.1030E+00	.70	.01	1.00
51	.8100E-01	1.75	.40	3.72
52	.8100E-01	1.75	.40	3.72
53	.8100E-01	1.75	.40	3.72

54 .8100E-01 1.75 .40 3.72

TIMEINTEGRATIONPARAMETERS

TIMESTEP = .0153(S)
INTEGRATIONTIME = 219.7067(S)
CHARACTERISTIC VALUES ARE CALCULATED BETWEEN 17.3100(S) AND 219.7067(S)
REDUCTION TIME = 17.3100(S)
START OF FORC./DISPL. AT= .0000(S)
IPOL (INT. DRAG) = 1
NUFM (UPD MASS MATRIX) = 99999

FRICTION COEFF.= 1.0000
TOLERANCE CVTOL = .0000

BOUNDARYCONDITIONS

NTF NUMBER OF SPECIFIED TIMEPOINTS = 1499
NDF NUMBER OF DIFFERENT FORCEHISTORIES = 0
NDP NUMBER OF DIFF. SPECIFIED DISPLACM. = 2
NC NUMBER OF ZERO DISPLACEMENTS = 2

SPECIFIED DISPLACEMENT HISTORIES

TIMESPECIFICATION POINTS (S)

.0000	.1467	.2933	.4400	.5867	.7333
.8800	1.0267	1.1733	1.3200	1.4667	1.6133
1.7600	1.9067	2.0533	2.2000	2.3467	2.4933
2.6400	2.7867	2.9333	3.0800	3.2267	3.3733
3.5200	3.6667	3.8133	3.9600	4.1067	4.2533
4.4000	4.5467	4.6933	4.8400	4.9867	5.1333
5.2800	5.4267	5.5733	5.7200	5.8667	6.0133
6.1600	6.3067	6.4533	6.6000	6.7467	6.8933
7.0400	7.1867	7.3333	7.4800	7.6267	7.7733
211.2000	211.3467	211.4933	211.6400	211.7867	211.9333
212.0000	212.2267	212.3733	212.5200	212.6667	212.8133
212.9600	213.1067	213.2533	213.4000	213.5467	213.6933
213.8400	213.9867	214.1333	214.2800	214.4267	214.5733
214.7200	214.8667	215.0133	215.1600	215.3067	215.4533
215.6000	215.7467	215.8933	216.0400	216.1867	216.3333
216.4800	216.6267	216.7733	216.9200	217.0667	217.2133
217.3600	217.5067	217.6533	217.8000	217.9467	218.0933
218.2400	218.3867	218.5333	218.6800	218.8267	218.9733
219.1200	219.2667	219.4133	219.5600	219.7067	

DISPLACEMENT HIST. NUMB. = 1

-.0667	-.0617	-.0557	-.0489	-.0413	-.0331
-.0243	-.0150	-.0056	.0041	.0136	.0229
.0318	.0402	.0478	.0545	.0602	.0646
.0679	.0698	.0703	.0695	.0673	.0638
.0593	.0537	.0473	.0403	.0329	.0253
.0179	.0108	.0042	-.0016	-.0065	-.0104
-.0132	-.0149	-.0155	-.0151	-.0138	-.0117

-.0092	-.0063	-.0034	-.0006	.0019	.0039
.0052	.0057	.0054	.0043	.0024	-.0003
.0505	.0530	.0547	.0555	.0553	.0542
.0522	.0492	.0454	.0469	.0356	.0298
.0235	.0168	.0098	.0026	-.0047	-.0121
-.0194	-.0265	-.0335	-.0402	-.0466	-.0526
-.0580	-.0630	-.0673	-.0709	-.0737	-.0757
-.0769	-.0771	-.0763	-.0745	-.0717	-.0680
-.0632	-.0575	-.0509	-.0436	-.0355	-.0268
-.0177	-.0083	.0013	.0109	.0203	.0294
.0379	.0457	.0527	.0587	.0635	.0671
.0694	.0703	.0698	.0680	.0649	

VELOCITY HIST. NUMB. = 1

.0065	.0375	.0436	.0491	.0539	.0580
.0617	.0638	.0651	.0654	.0641	.0621
.0590	.0546	.0488	.0423	.0344	.0263
.0177	.0082	-.0010	-.0102	-.0194	-.0273
-.0344	-.0409	-.0457	-.0491	-.0511	-.0511
-.0494	-.0467	-.0423	-.0365	-.0300	-.0228
-.0153	-.0078	-.0007	.0058	.0116	.0157
.0184	.0198	.0194	.0181	.0153	.0113
.0061	.0007	-.0048	-.0102	-.0157	-.0201
.0198	.0143	.0085	.0020	-.0044	-.0106
-.0170	-.0232	-.0283	-.0334	-.0378	-.0413
-.0443	-.0467	-.0484	-.0494	-.0501	-.0501
-.0491	-.0481	-.0467	-.0446	-.0423	-.0389
-.0354	-.0317	-.0269	-.0218	-.0164	-.0109
-.0048	.0020	.0089	.0157	.0222	.0290
.0358	.0419	.0474	.0525	.0573	.0607
.0631	.0648	.0655	.0648	.0631	.0600
.0556	.0505	.0443	.0368	.0286	.0201
.0109	.0014	-.0078	-.0167	.0065	

DISPLACEMENT HIST. NUMB. = 2

-.0163	-.0151	-.0138	-.0125	-.0111	-.0095
-.0077	-.0057	-.0035	-.0011	.0016	.0046
.0078	.0113	.0150	.0190	.0232	.0275
.0319	.0363	.0407	.0451	.0493	.0533
.0569	.0603	.0631	.0655	.0673	.0686
.0691	.0690	.0682	.0667	.0645	.0616
.0580	.0538	.0491	.0438	.0380	.0318
.0253	.0185	.0115	.0042	-.0031	-.0105
-.0179	-.0252	-.0325	-.0396	-.0465	-.0532
-.0234	-.0297	-.0353	-.0403	-.0446	-.0482
-.0512	-.0536	-.0553	-.0565	-.0571	-.0573
-.0569	-.0562	-.0551	-.0537	-.0520	-.0501
-.0481	-.0459	-.0436	-.0413	-.0389	-.0366
-.0344	-.0322	-.0301	-.0282	-.0264	-.0247
-.0231	-.0216	-.0203	-.0170	-.0178	-.0166
-.0154	-.0142	-.0129	-.0115	-.0099	-.0082
-.0063	-.0042	-.0018	.0008	.0037	.0069
.0103	.0140	.0179	.0220	.0262	.0306
.0350	.0395	.0439	.0481	.0522	

VELOCITY HIST. NUMB. = 2

.0181	.0085	.0089	.0092	.0102	.0116
.0130	.0143	.0157	.0174	.0194	.0211
.0228	.0245	.0263	.0279	.0290	.0297
.0300	.0300	.0300	.0293	.0280	.0259
.0239	.0211	.0177	.0143	.0106	.0061
.0014	-.0031	-.0078	-.0126	-.0174	-.0222
-.0266	-.0303	-.0341	-.0378	-.0409	-.0433
-.0453	-.0471	-.0488	-.0498	-.0501	-.0505
-.0501	-.0498	-.0491	-.0477	-.0464	-.0447
-.0446	-.0406	-.0361	-.0317	-.0269	-.0225
-.0184	-.0140	-.0099	-.0061	-.0027	.0007
.0037	.0061	.0085	.0106	.0123	.0133
.0143	.0153	.0157	.0160	.0160	.0153
.0150	.0147	.0136	.0126	.0119	.0113
.0106	.0095	.0089	.0085	.0082	.0082
.0082	.0085	.0092	.0102	.0113	.0123
.0136	.0153	.0170	.0187	.0208	.0225
.0242	.0259	.0273	.0283	.0293	.0300
.0303	.0303	.0293	.0283	.0181	

IDENTIFICATION OF EXT. FORCES AND DISPL.

NODE	DIMENSION	ISD	ISF
1	1	0	0
1	2	0	0
55	1	1	0
55	2	2	0

OUTPUT INSTRUCTIONS

NWRITE = 9

NPP = 0

NPF = 1

ELEM.

54

OUTPUT SUBROUTINE STATIC

ELEM.	STRAIN	TENSION(N)
1	.2383E-02	.1379E+07
2	.2383E-02	.1379E+07
3	.2383E-02	.1379E+07
4	.2383E-02	.1379E+07
5	.2383E-02	.1379E+07
6	.2383E-02	.1379E+07
7	.2383E-02	.1379E+07
8	.2383E-02	.1379E+07
9	.2383E-02	.1379E+07
10	.2383E-02	.1379E+07
11	.2383E-02	.1379E+07
12	.2383E-02	.1379E+07
13	.2383E-02	.1379E+07
14	.2383E-02	.1379E+07
15	.2383E-02	.1379E+07
16	.2383E-02	.1379E+07
17	.2383E-02	.1379E+07
18	.2383E-02	.1379E+07
19	.2383E-02	.1379E+07
20	.2383E-02	.1379E+07
21	.2383E-02	.1379E+07
22	.2383E-02	.1379E+07
23	.2383E-02	.1379E+07
24	.2386E-02	.1380E+07
25	.2393E-02	.1384E+07
26	.2406E-02	.1391E+07
27	.1711E-02	.1399E+07
28	.1720E-02	.1407E+07
29	.1730E-02	.1415E+07
30	.1741E-02	.1424E+07
31	.1754E-02	.1434E+07
32	.1767E-02	.1446E+07
33	.1782E-02	.1458E+07
34	.1798E-02	.1471E+07
35	.1816E-02	.1485E+07
36	.1834E-02	.1500E+07
37	.1853E-02	.1516E+07
38	.1874E-02	.1533E+07
39	.1895E-02	.1550E+07
40	.1917E-02	.1569E+07

41	.1941E-02	.1588E+07
42	.1965E-02	.1607E+07
43	.1990E-02	.1628E+07
44	.2015E-02	.1649E+07
45	.2042E-02	.1671E+07
46	.2069E-02	.1693E+07
47	.2097E-02	.1716E+07
48	.2126E-02	.1740E+07
49	.2155E-02	.1764E+07
50	.2185E-02	.1788E+07
51	.2138E-02	.1816E+07
52	.2191E-02	.1847E+07
53	.3245E-02	.1879E+07
54	.3301E-02	.1911E+07

NODE	DEGR.	POSITION(M)	LOAD(N)
1	1	.0000E+00	.0000E+00
1	2	.0000E+00	.0000E+00
2	1	.5012E+02	.0000E+00
2	2	-.9595E-01	-.6250E+05
3	1	.1002E+03	.0000E+00
3	2	-.9984E-01	-.6250E+05
4	1	.1504E+03	.0000E+00
4	2	-.9999E-01	-.6250E+05
5	1	.2005E+03	.0000E+00
5	2	-.1000E+00	-.6250E+05
6	1	.2506E+03	.0000E+00
6	2	-.1000E+00	-.6250E+05
7	1	.3007E+03	.0000E+00
7	2	-.1000E+00	-.6250E+05
8	1	.3508E+03	.0000E+00
8	2	-.1000E+00	-.6250E+05
9	1	.4010E+03	.0000E+00
9	2	-.1000E+00	-.6250E+05
10	1	.4511E+03	.0000E+00
10	2	-.1000E+00	-.6250E+05
11	1	.5012E+03	.0000E+00
11	2	-.1000E+00	-.6250E+05
12	1	.5513E+03	.0000E+00
12	2	-.1000E+00	-.6250E+05
13	1	.6014E+03	.0000E+00
13	2	-.1000E+00	-.6250E+05
14	1	.6515E+03	.0000E+00
14	2	-.1000E+00	-.6250E+05
15	1	.7017E+03	.0000E+00
15	2	-.1000E+00	-.6250E+05
16	1	.7518E+03	.0000E+00
16	2	-.1000E+00	-.6250E+05
17	1	.8019E+03	.0000E+00
17	2	-.1000E+00	-.6250E+05
18	1	.8520E+03	.0000E+00
18	2	-.1000E+00	-.6250E+05
19	1	.9021E+03	.0000E+00
19	2	-.1000E+00	-.6250E+05
20	1	.9523E+03	.0000E+00
20	2	-.1000E+00	-.6250E+05
21	1	.1002E+04	.0000E+00
21	2	-.9999E-01	-.6250E+05
22	1	.1052E+04	.0000E+00
22	2	-.9987E-01	-.6250E+05
23	1	.1103E+04	.0000E+00
23	2	-.9691E-01	-.6250E+05
24	1	.1153E+04	.0000E+00
24	2	-.2370E-01	-.6250E+05
25	1	.1203E+04	.0000E+00
25	2	.2319E+01	-.6250E+05
26	1	.1253E+04	.0000E+00
26	2	.6918E+01	-.6250E+05
27	1	.1302E+04	.0000E+00
27	2	.1374E+02	-.5080E+05
28	1	.1405E+04	.0000E+00
28	2	.3166E+02	-.3909E+05
29	1	.1507E+04	.0000E+00
29	2	.5239E+02	-.3909E+05
30	1	.1609E+04	.0000E+00
30	2	.7588E+02	-.3909E+05
31	1	.1710E+04	.0000E+00
31	2	.1021E+03	-.3909E+05
32	1	.1810E+04	.0000E+00

32		.1309E+03	-.3909E+05
33	2	.1910E+04	.0000E+00
33	1	.1624E+03	-.3909E+05
34	2	.2009E+04	.0000E+00
34	1	.1964E+03	-.3909E+05
35	2	.2108E+04	.0000E+00
35	1	.2328E+03	-.3909E+05
36	2	.2203E+04	.0000E+00
36	1	.2717E+03	-.3909E+05
37	2	.2299E+04	.0000E+00
37	1	.3129E+03	-.3909E+05
38	2	.2394E+04	.0000E+00
38	1	.3563E+03	-.3909E+05
39	2	.2488E+04	.0000E+00
39	1	.4020E+03	-.3909E+05
40	2	.2581E+04	.0000E+00
40	1	.4497E+03	-.3909E+05
41	2	.2672E+04	.0000E+00
41	1	.4495E+03	-.3909E+05
42	2	.2763E+04	.0000E+00
42	1	.5513E+03	-.3909E+05
43	2	.2852E+04	.0000E+00
43	1	.6050E+03	-.3909E+05
44	2	.2941E+04	.0000E+00
44	1	.6605E+03	-.3909E+05
45	2	.3028E+04	.0000E+00
45	1	.7178E+03	-.3909E+05
46	2	.3114E+04	.0000E+00
46	1	.7768E+03	-.3909E+05
47	2	.3199E+04	.0000E+00
47	1	.8374E+03	-.3909E+05
48	2	.3283E+04	.0000E+00
48	1	.8995E+03	-.3909E+05
49	2	.3366E+04	.0000E+00
49	1	.9632E+03	-.3909E+05
50	2	.3447E+04	.0000E+00
50	1	.1028E+04	-.3909E+05
51	2	.3528E+04	.0000E+00
51	1	.1095E+04	-.4298E+05
52	2	.3556E+04	.0000E+00
52	1	.1119E+04	-.4688E+05
53	2	.3584E+04	.0000E+00
53	1	.1144E+04	-.4688E+05
54	2	.3612E+04	.0000E+00
54	1	.1170E+04	-.4688E+05
55	2	.3639E+04	.0000E+00
55	1	.1196E+04	.0000E+00

OUTPUT SUBROUTINE TIMEX

TIME = .0000

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3301E-02	.1911E+07

TIME = .1377

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3299E-02	.1910E+07

TIME = .2754

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3300E-02	.1910E+07

TIME = .4131

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3300E-02	.1910E+07

TIME = .5508

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3300E-02	.1911E+07

TIME = .6885

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3303E-02	.1912E+07

TIME = .8262

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3291E-02	.1905E+07

TIME = .9639

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3287E-02	.1903E+07

TIME = 1.1016

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3335E-02	.1931E+07

TIME = 1.2393

ELEM. STRAIN TENSION (N)
54 .3281E-02 .1899E+07

TIME = 1.3770

ELEM. STRAIN TENSION (N)
54 .3265E-02 .1890E+07

TIME = 1.5147

ELEM. STRAIN TENSION (N)
54 .3320E-02 .1922E+07

TIME = 1.6524

ELEM. STRAIN TENSION (N)
54 .3307E-02 .1914E+07

TIME = 1.7901

ELEM. STRAIN TENSION (N)
54 .3263E-02 .1889E+07

TIME = 1.9278

ELEM. STRAIN TENSION (N)
54 .3321E-02 .1922E+07

TIME = 2.0655

ELEM. STRAIN TENSION (N)
54 .3297E-02 .1909E+07

TIME = 217.9791

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3321E-02	.1923E+07

TIME = 218.1168

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3305E-02	.1913E+07

TIME = 218.2545

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3320E-02	.1922E+07

TIME = 218.3922

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3307E-02	.1915E+07

TIME = 218.5299

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3311E-02	.1916E+07

TIME = 218.6676

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3310E-02	.1916E+07

TIME = 218.8053

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3325E-02	.1925E+07

TIME = 218.9430

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3310E-02	.1916E+07

TIME = 219.0807

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3292E-02	.1905E+07

TIME = 219.2184

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3307E-02	.1914E+07

TIME = 219.3561

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3291E-02	.1905E+07

TIME = 219.4938

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3311E-02	.1917E+07

TIME = 219.6315

ELEM.	STRAIN	TENSION (N)
54	.3289E-02	.1904E+07

MAXIMUM, MINIMUM, STANDARD DEVIATION AND MEAN TENSION

ELEM.	MAXIMUM	TIME	MINIMUM	TIME	MEAN	S. DEV.
1	.1461E+07	156.76	.1289E+07	152.53	.1378E+07	.2360E+05
2	.1475E+07	174.59	.1288E+07	178.09	.1378E+07	.2810E+05
3	.1477E+07	174.70	.1281E+07	152.62	.1378E+07	.2884E+05
4	.1478E+07	174.65	.1287E+07	160.34	.1378E+07	.2890E+05
5	.1481E+07	174.85	.1283E+07	151.24	.1378E+07	.2889E+05
6	.1470E+07	174.89	.1288E+07	151.75	.1378E+07	.2874E+05
7	.1474E+07	156.03	.1282E+07	151.64	.1378E+07	.2878E+05
8	.1475E+07	155.52	.1286E+07	152.72	.1378E+07	.2869E+05
9	.1465E+07	174.63	.1290E+07	125.23	.1378E+07	.2863E+05
10	.1469E+07	155.77	.1280E+07	124.73	.1378E+07	.2777E+05
11	.1467E+07	175.03	.1287E+07	152.65	.1378E+07	.2419E+05
12	.1466E+07	139.17	.1287E+07	124.77	.1378E+07	.2517E+05
13	.1468E+07	174.99	.1292E+07	160.25	.1378E+07	.2755E+05
14	.1469E+07	139.23	.1289E+07	142.40	.1378E+07	.2810E+05
15	.1476E+07	174.92	.1291E+07	152.17	.1378E+07	.2799E+05
16	.1467E+07	156.03	.1285E+07	152.16	.1378E+07	.2790E+05
17	.1468E+07	155.28	.1286E+07	124.91	.1378E+07	.2821E+05
18	.1472E+07	156.30	.1287E+07	160.27	.1378E+07	.2792E+05
19	.1463E+07	147.69	.1276E+07	124.97	.1378E+07	.2753E+05
20	.1467E+07	128.67	.1293E+07	152.04	.1378E+07	.2708E+05
21	.1465E+07	156.24	.1291E+07	159.87	.1378E+07	.2563E+05
22	.1480E+07	156.20	.1285E+07	151.99	.1378E+07	.2707E+05
23	.1463E+07	156.15	.1274E+07	151.94	.1378E+07	.2640E+05
24	.1460E+07	147.20	.1299E+07	159.61	.1379E+07	.2233E+05
25	.1458E+07	156.14	.1300E+07	151.90	.1383E+07	.2067E+05
26	.1466E+07	147.74	.1318E+07	125.14	.1391E+07	.2045E+05
27	.1463E+07	175.12	.1329E+07	114.35	.1398E+07	.1957E+05
28	.1471E+07	147.09	.1336E+07	124.76	.1406E+07	.1910E+05
29	.1482E+07	156.41	.1347E+07	159.85	.1414E+07	.1889E+05
30	.1488E+07	156.75	.1356E+07	151.76	.1423E+07	.1897E+05
31	.1500E+07	129.16	.1368E+07	152.16	.1433E+07	.1821E+05
32	.1511E+07	155.78	.1381E+07	124.88	.1445E+07	.1894E+05
33	.1522E+07	156.30	.1392E+07	159.76	.1457E+07	.1833E+05
34	.1530E+07	156.34	.1409E+07	114.64	.1470E+07	.1906E+05
35	.1556E+07	155.86	.1418E+07	150.75	.1484E+07	.1860E+05
36	.1572E+07	156.78	.1433E+07	114.52	.1499E+07	.1879E+05
37	.1577E+07	155.94	.1451E+07	160.56	.1515E+07	.1823E+05
38	.1595E+07	156.82	.1469E+07	159.61	.1532E+07	.1829E+05
39	.1613E+07	155.82	.1483E+07	151.09	.1549E+07	.1839E+05
40	.1635E+07	155.86	.1503E+07	150.89	.1568E+07	.1874E+05
41	.1648E+07	156.49	.1522E+07	150.86	.1587E+07	.1861E+05
42	.1673E+07	156.15	.1545E+07	151.18	.1606E+07	.1853E+05
43	.1690E+07	155.69	.1566E+07	160.57	.1627E+07	.1837E+05
44	.1708E+07	156.56	.1581E+07	150.78	.1648E+07	.1775E+05
45	.1732E+07	129.53	.1607E+07	151.42	.1670E+07	.1811E+05
46	.1752E+07	129.32	.1626E+07	151.39	.1692E+07	.1811E+05
47	.1780E+07	129.30	.1651E+07	151.03	.1715E+07	.1824E+05
48	.1801E+07	129.27	.1674E+07	160.27	.1739E+07	.1808E+05
49	.1823E+07	129.24	.1694E+07	151.32	.1763E+07	.1806E+05
50	.1853E+07	129.21	.1720E+07	151.12	.1788E+07	.1800E+05
51	.1873E+07	155.48	.1747E+07	151.27	.1815E+07	.1747E+05
52	.1911E+07	129.07	.1782E+07	160.07	.1846E+07	.1815E+05
53	.1931E+07	129.09	.1817E+07	160.31	.1878E+07	.1727E+05
54	.1984E+07	129.12	.1838E+07	151.19	.1910E+07	.1910E+05

Programmed STOP

Elapsed USER time : 000:13:58.367
 Elapsed SYSTEM time : 000:00:13.857
 Total elapsed time : 000:14:12.224

LISTAGENS DO PROGRAMA FATAN

1.30000000000000E+0003 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 1 (M)
2.50000000000000E+0003 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 2 (M)
1.50000000000000E+0002 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 3 (M)
DET25.DAT ARQUIVO DAS FUNCOES DE TRANSFERENCIA DOS DESLOCAMENTOS

4 ESTADO DE MAR
2.25000000000000E+0000 ALTURA SIGNIFICATIVA (M)
6.2600000000204E+0000 PERIODO MEDIO (S)
75 NUMERO DE FREQUENCIAS P/ DISCRETIZACAO DO ESPECTRO
1.96200000000000E-0001 PROBABILIDADE DE OCORRENCIA
2.30000000000000E+0002 TEMPO DE SIMULACAO (s)
3.64137000000104E+0003 PROJECAO HORIZONTAL (M)
1.1962400000022E+0003 PROJECAO VERTICAL (M)
1.30000000000000E+0003 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 1 (M)
2.50000000000000E+0003 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 2 (M)
1.50000000000000E+0002 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 3 (M)
DET25.DAT ARQUIVO DAS FUNCOES DE TRANSFERENCIA DOS DESLOCAMENTOS

5 ESTADO DE MAR
2.75000000000000E+0000 ALTURA SIGNIFICATIVA (M)
6.8899999999942E+0000 PERIODO MEDIO (S)
75 NUMERO DE FREQUENCIAS P/ DISCRETIZACAO DO ESPECTRO
8.79999999999654E-0002 PROBABILIDADE DE OCORRENCIA
2.60000000000000E+0002 TEMPO DE SIMULACAO (s)
3.64405999999866E+0003 PROJECAO HORIZONTAL (M)
1.1957400000022E+0003 PROJECAO VERTICAL (M)
1.30000000000000E+0003 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 1 (M)
2.50000000000000E+0003 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 2 (M)
1.50000000000000E+0002 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 3 (M)
DET25.DAT ARQUIVO DAS FUNCOES DE TRANSFERENCIA DOS DESLOCAMENTOS

6 ESTADO DE MAR
3.25000000000000E+0000 ALTURA SIGNIFICATIVA (M)
7.7200000000116E+0000 PERIODO MEDIO (S)
75 NUMERO DE FREQUENCIAS P/ DISCRETIZACAO DO ESPECTRO
3.28000000000000E-0002 PROBABILIDADE DE OCORRENCIA
2.90000000000000E+0002 TEMPO DE SIMULACAO (s)
3.6459400000134E+0003 PROJECAO HORIZONTAL (M)
1.1958499999963E+0003 PROJECAO VERTICAL (M)
1.30000000000000E+0003 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 1 (M)
2.50000000000000E+0003 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 2 (M)
1.50000000000000E+0002 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 3 (M)
DET25.DAT ARQUIVO DAS FUNCOES DE TRANSFERENCIA DOS DESLOCAMENTOS

7 ESTADO DE MAR
3.75000000000000E+0000 ALTURA SIGNIFICATIVA (M)
7.8899999999942E+0000 PERIODO MEDIO (S)
75 NUMERO DE FREQUENCIAS P/ DISCRETIZACAO DO ESPECTRO
1.0000000000051E-0002 PROBABILIDADE DE OCORRENCIA
3.00000000000000E+0002 TEMPO DE SIMULACAO (s)
3.6485700000030E+0003 PROJECAO HORIZONTAL (M)
1.1960500000075E+0003 PROJECAO VERTICAL (M)
1.30000000000000E+0003 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 1 (M)
2.50000000000000E+0003 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 2 (M)
1.50000000000000E+0002 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 3 (M)
DET25.DAT ARQUIVO DAS FUNCOES DE TRANSFERENCIA DOS DESLOCAMENTOS

8 ESTADO DE MAR
4.25000000000000E+0000 ALTURA SIGNIFICATIVA (M)
8.19999999999709E+0000 PERIODO MEDIO (S)
75 NUMERO DE FREQUENCIAS P/ DISCRETIZACAO DO ESPECTRO
6.79999999999836E-0002 PROBABILIDADE DE OCORRENCIA
3.10000000000000E+0002 TEMPO DE SIMULACAO (s)
3.6506200000104E+0003 PROJECAO HORIZONTAL (M)
1.1964399999948E+0003 PROJECAO VERTICAL (M)
1.30000000000000E+0003 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 1 (M)
2.50000000000000E+0003 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 2 (M)
1.50000000000000E+0002 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 3 (M)
DET25.DAT ARQUIVO DAS FUNCOES DE TRANSFERENCIA DOS DESLOCAMENTOS

9 ESTADO DE MAR
4.75000000000000E+0000 ALTURA SIGNIFICATIVA (M)
9.00000000000000E+0000 PERIODO MEDIO (S)
75 NUMERO DE FREQUENCIAS P/ DISCRETIZACAO DO ESPECTRO
2.0000000000102E-0002 PROBABILIDADE DE OCORRENCIA
3.40000000000000E+0002 TEMPO DE SIMULACAO (s)
3.65062999999896E+0003 PROJECAO HORIZONTAL (M)
1.1964399999948E+0003 PROJECAO VERTICAL (M)
1.30000000000000E+0003 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 1 (M)
2.50000000000000E+0003 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 2 (M)
1.50000000000000E+0002 COMPRIM. INDEF. DO SEG. 3 (M)
DET25.DAT ARQUIVO DAS FUNCOES DE TRANSFERENCIA DOS DESLOCAMENTOS

FUNCOES DE TRANSFERENCIA DE DESLOCAMENTO DO PONTO DE AMARRACAO

.194000E+00	-.280441E-02	.902876E+00	.103138E+01	-.108115E+00
.233292E+00	-.311870E-02	.865765E+00	.111017E+01	-.184194E+00
.272583E+00	-.348878E-02	.820612E+00	.141107E+01	-.560290E+00
.311875E+00	-.408935E-02	.768396E+00	.299325E+00	-.108318E+01
.351167E+00	-.490061E-02	.710383E+00	.365775E+00	-.375400E+00
.390458E+00	-.614334E-02	.645534E+00	.450210E+00	-.352491E+00
.429750E+00	-.755243E-02	.576196E+00	.464846E+00	-.369092E+00
.469042E+00	-.898272E-02	.503829E+00	.449982E+00	-.393968E+00
.508333E+00	-.963033E-02	.428585E+00	.418143E+00	-.419954E+00
.547625E+00	-.881929E-02	.354530E+00	.372988E+00	-.444969E+00
.586917E+00	-.582170E-02	.280687E+00	.309466E+00	-.463515E+00
.626208E+00	-.260129E-03	.209060E+00	.226775E+00	-.463832E+00
.665500E+00	.511814E-02	.137313E+00	.134105E+00	-.432617E+00
.704792E+00	.297192E-02	.683865E-01	.479322E-01	-.371189E+00
.744083E+00	-.925092E-02	.108737E-01	-.192129E-01	-.286963E+00
.783375E+00	-.333002E-01	-.282842E-01	-.582993E-01	-.184438E+00
.822667E+00	-.482603E-01	-.260702E-01	-.491985E-01	-.108234E+00
.861958E+00	-.522457E-01	-.131378E-01	-.357537E-01	-.528671E-01
.901250E+00	-.409220E-01	-.114608E-01	-.207570E-01	-.256513E-01
.940542E+00	-.199344E-01	-.345687E-01	-.177374E-01	-.132234E-01
.979833E+00	.418676E-02	-.571933E-01	-.186014E-01	-.559036E-02
.101912E+01	.217578E-01	-.697842E-01	-.214295E-01	.134968E-02
.105842E+01	.381447E-01	-.817420E-01	-.237201E-01	.789138E-02
.109771E+01	.398257E-01	-.878565E-01	-.178076E-01	.901802E-02
.113700E+01	.415056E-01	-.939576E-01	-.119245E-01	.101410E-01

DISCRETIZACAO DO ESPECTRO DE MAR E CRUZAMENTO COM
AS FUNCOES DE TRANSFERENCIA DE DESLOCAMENTO

COND. AMBIENT. 3

FREQ.MIN.(rad/s) = 2.903841E-0002 PERIODO.MAX.(s) = 2.163750E+0002
FREQ.MAX.(rad/s) = 2.177881E+0000 PERIODO.MIN.(s) = 2.885000E+0000

FREQ.DO PICO DO ESPECTRO (rad/s) = 8.421138E-0001
AMPL.ONDA DO PICO DO ESPECTRO (m) = 1.377768E-0001

DESLOC.HOR.DO PICO DO ESPECTRO (m) = 1.476510E-0002
DESLOC.VER.DO PICO DO ESPECTRO (m) = 4.307630E-0002

AMPL. DE ONDÁ (m) X FREQUENCIA (rad/s)

x 10⁴

x 10⁴

0.8

0.6

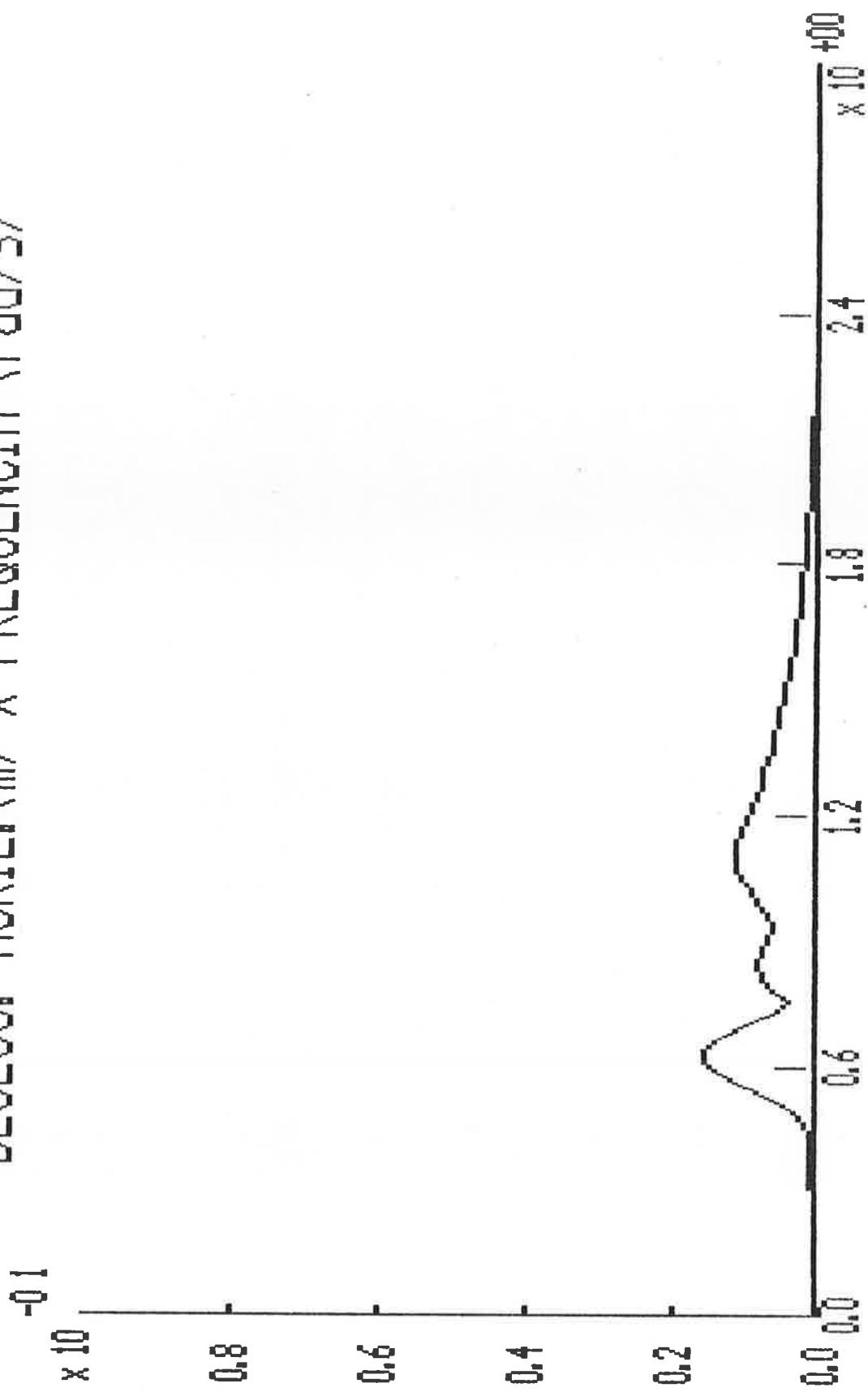
0.4

0.2

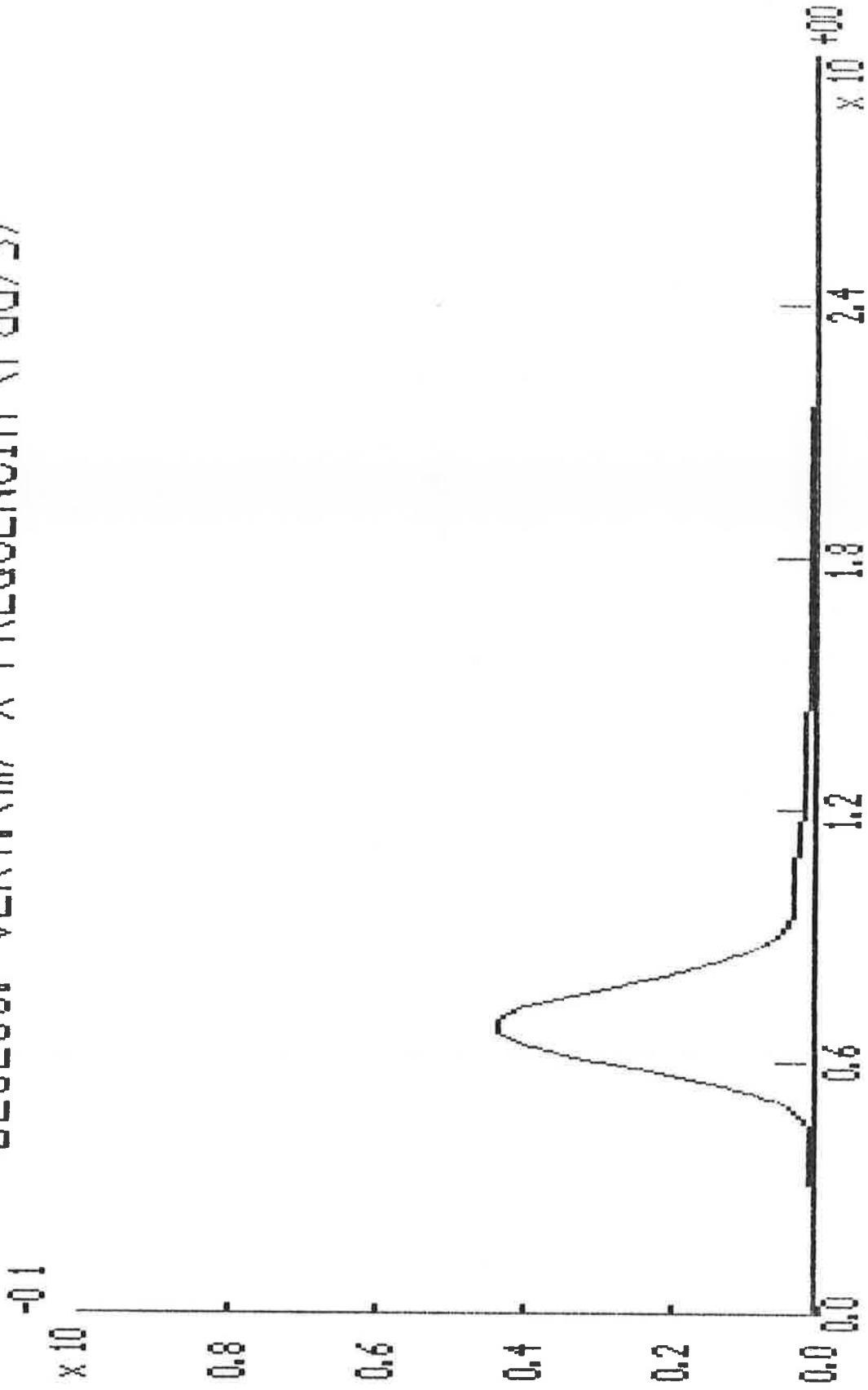
0.0



DESLLOC. HORIZ. (m) X FRECUENCIA (rad/s)



DESLIG. VERT. (m) X FRECUENCIA (rad/s)



CALCULO DO HISTORICO DE DESLOCAMENTO DO PONTO DE AMARRACAO

COND. AMBIENT. 3

ESTATISTICA DO ESPECTRO DE DESLOC.

DESLOC. HORIZ. : MEDIA(m) = 0.000000E+0000 RMS(m) = 3.485243E-0002

DESLOC. VERT. : MEDIA(m) = 0.000000E+0000 RMS(m) = 7.492028E-0002

O TEMPO DE SIMULACAO FORNECIDO 2.2E+0002 s E MENOR DO QUE O PERIODO CORRESPONDENTE A 0. A FREQUENCIA DO ESPECTRO (PICO DO ESPECTRO DE MAR = 29. A FREQUENCIA, TEMPO P/ REPETICAO = 2.2E+0002 s)

O INCREMENTO DE TEMPO E IGUAL A 1.5E-0001 s (NUMERO DE INCREMENTOS = 1499)

O PERIODO CORRESPONDENTE A MAIOR FREQUENCIA DO ESPECTRO ESTA SENDO DIVIDIDO EM 19 PARTES (EPS < PI/19 = 16.53 %)

DESLOC. HOR. MAX. (m) = 1.046734E-0001 DESLOC. HOR. MIN. (m) = -1.131047E-0001

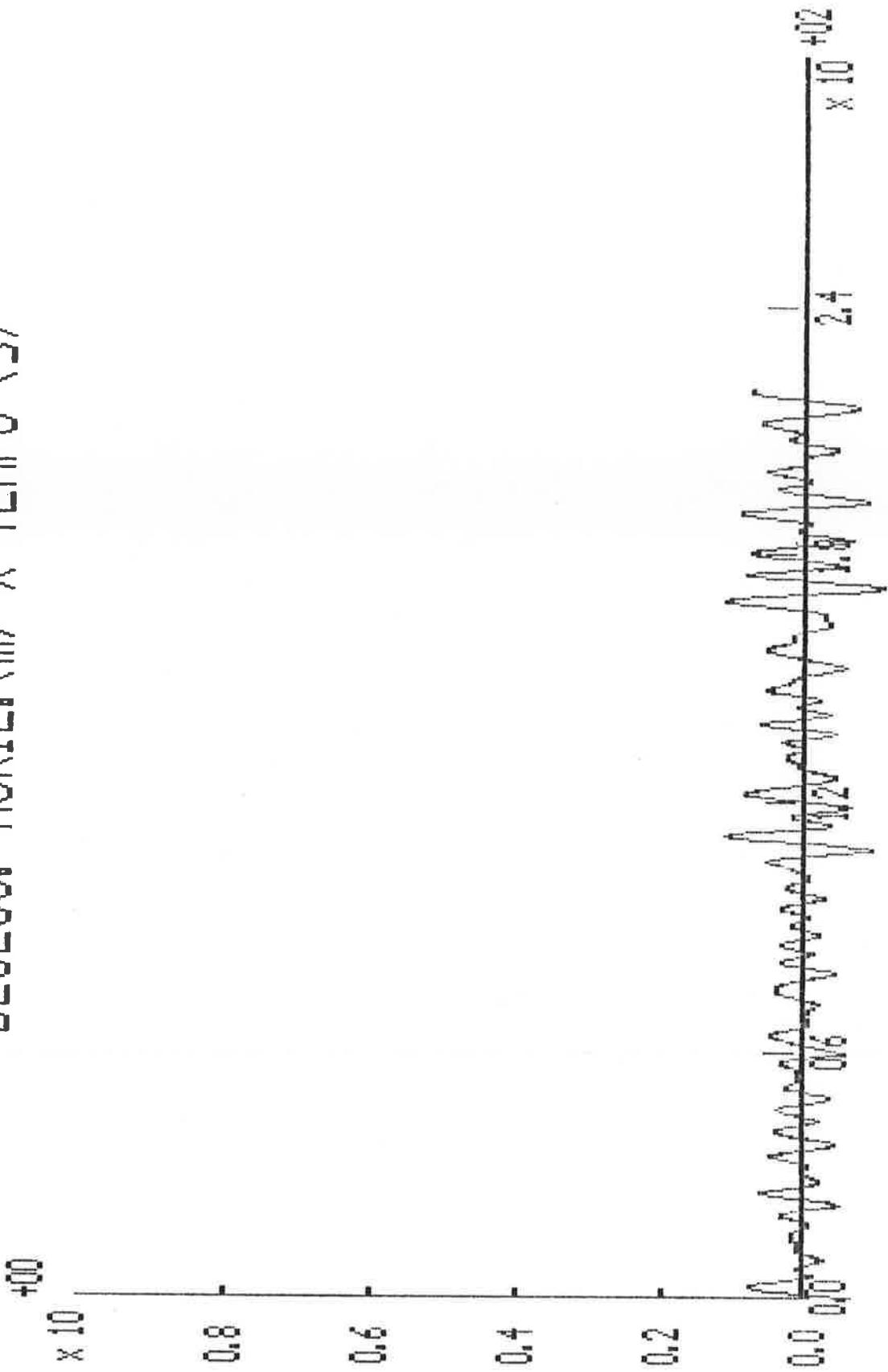
DESLOC. VER. MAX. (m) = 2.087925E-0001 DESLOC. VER. MIN. (m) = -1.999086E-0001

ESTATISTICA DO HIST. DE DESLOC.

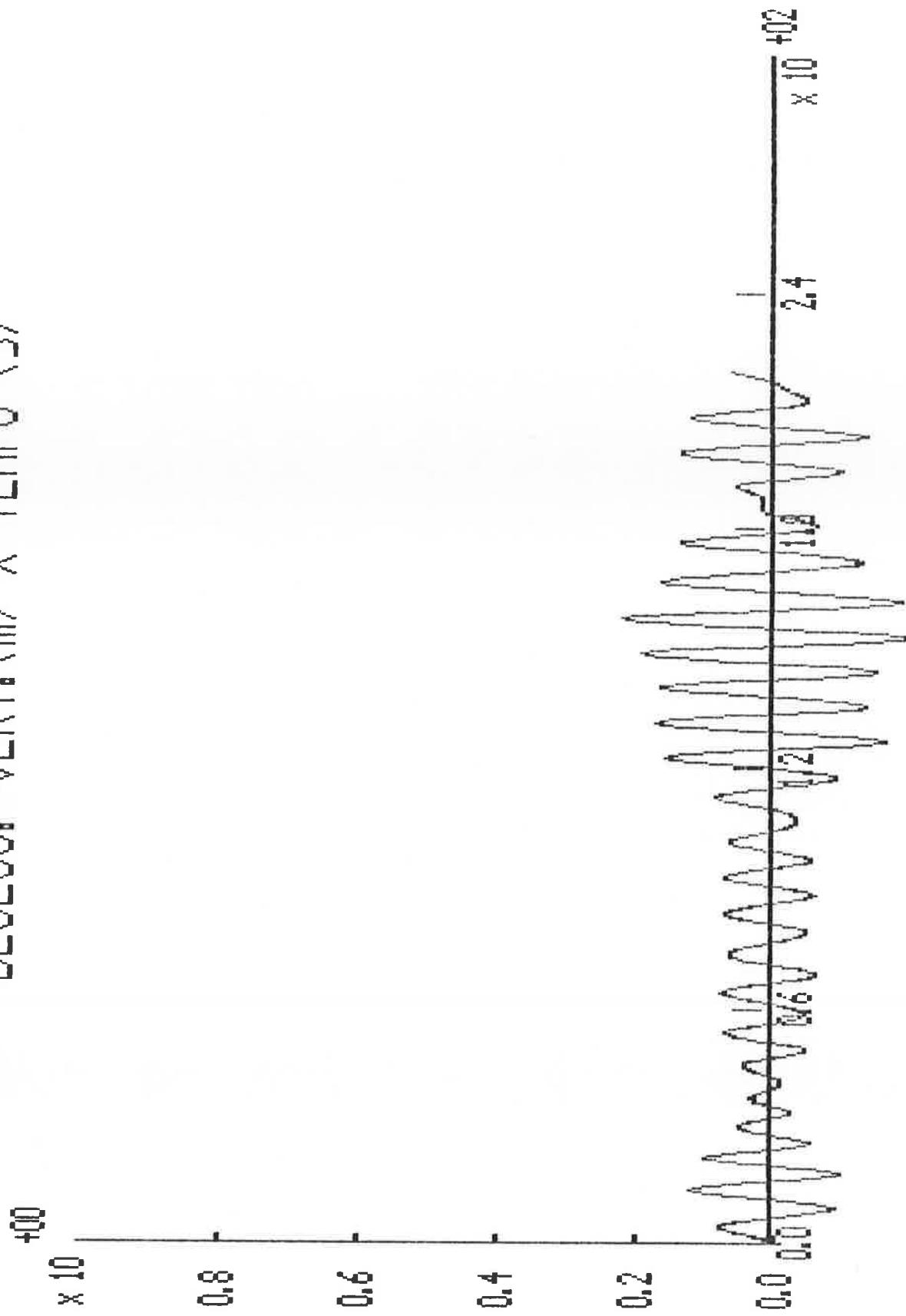
DESLOC. HORIZ. : MEDIA(m) = 2.523259E-0004 RMS(m) = 3.515404E-0002

DESLOC. VERT. : MEDIA(m) = 1.699246E-0004 RMS(m) = 7.438647E-0002

DESLOC. HORIZ. (m) X TEMPO (s)



DESLOC. VERT. (m) X TEMPO (s)

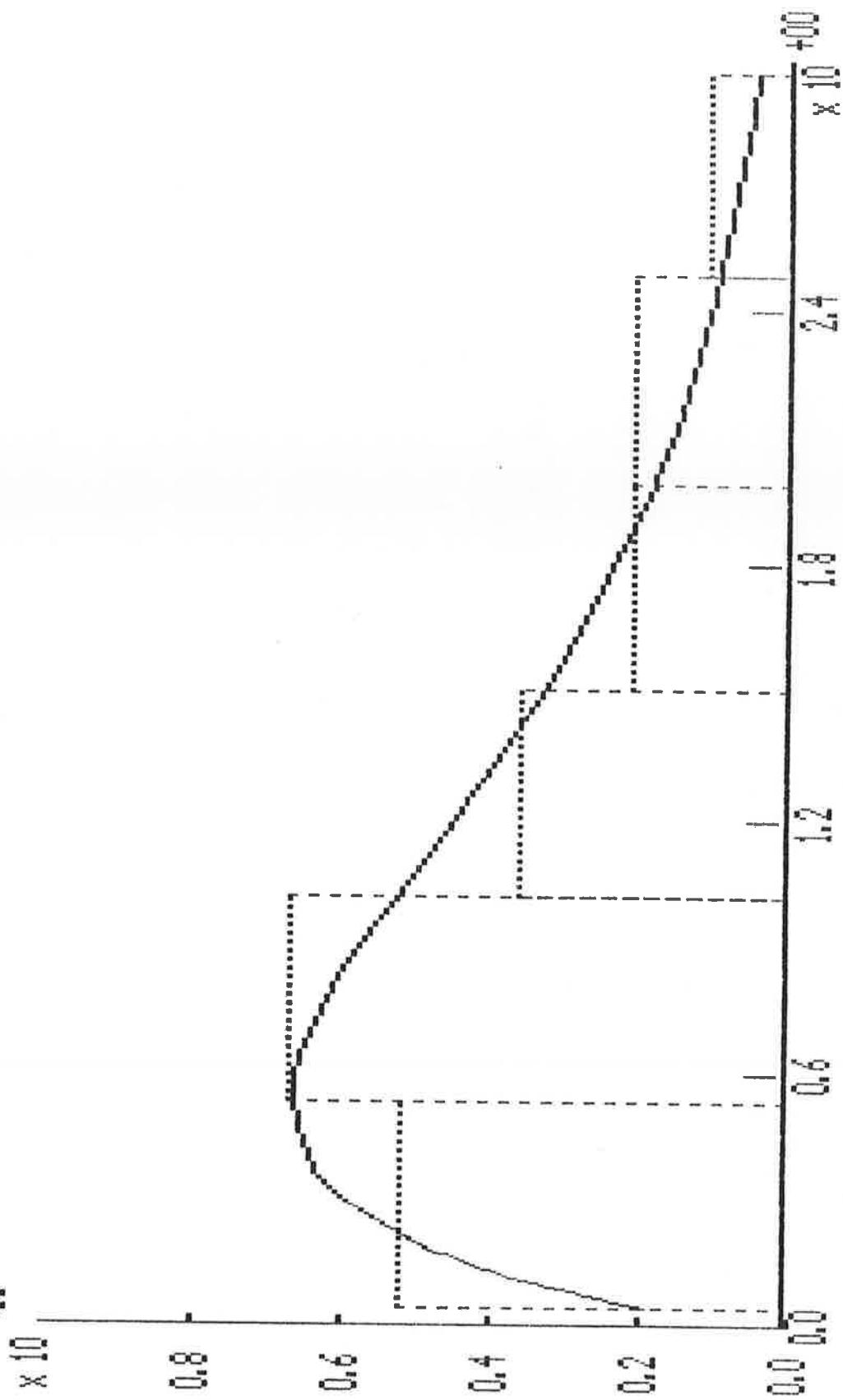


CALCULO DO HISTORICO DE DESLOCAMENTO DO PONTO DE ANARRACAO
COND. AMBIENT. 3

PICOS (DESLLOC.HOR.) :

XB = 1.08036001949586E+0000 MIX = 1.08036001949583E+0000
SIGX = 7.62057829963851E-0001 SIGMAX = 7.62342087678007E-0001
M = 1.51943697925526E+0000
C = 1.15200614929563E+0000
LAMBDA = 1.28574967122404E+0000

HISTOGRAMA X FUNC. DENS. DE PROB. PICOS DESLOC. HOR. ADIM.

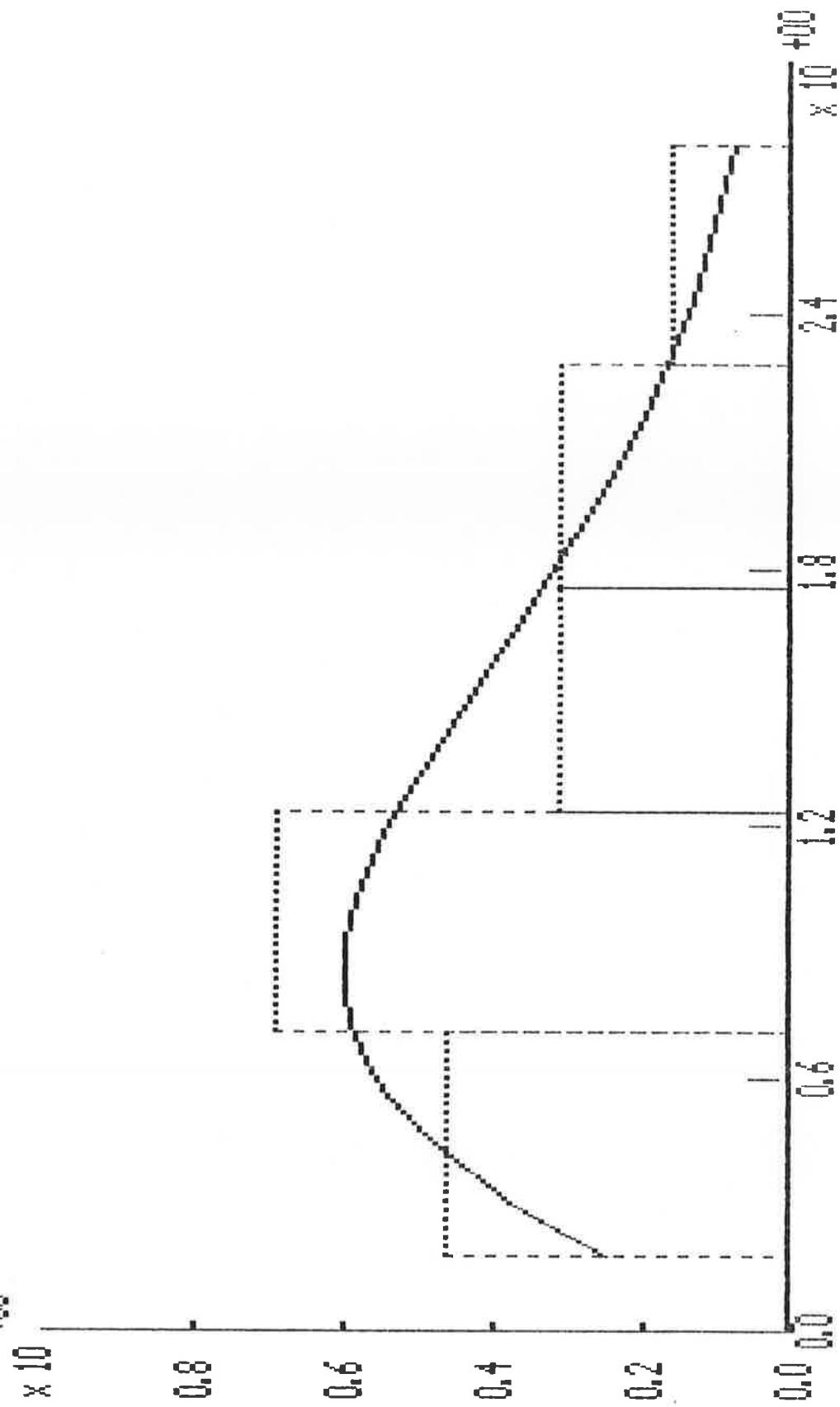


CALCULO DO HISTORICO DE DESLOCAMENTO DO PONTO DE AMARRACAO
COND. AMBIENT. 3

PICOS (DESLOC. VER.) :

XB = 1.22773195313130E+0000 MIX = 1.22773195313152E+0000
SIGX = 7.13868785581326E-0001 SIGMAX = 7.13406593356922E-0001
M = 1.21271029798663E+0000
C = 1.59522964477765E+0000
LAMBDA = 8.39062091207779E-0001

HISTOGRAMA X FUNC. DENS. DE PROB. PICOS DESLOC. VER. ADIM.



CALCULO DO HISTORICO DA FORCA DINAMICA

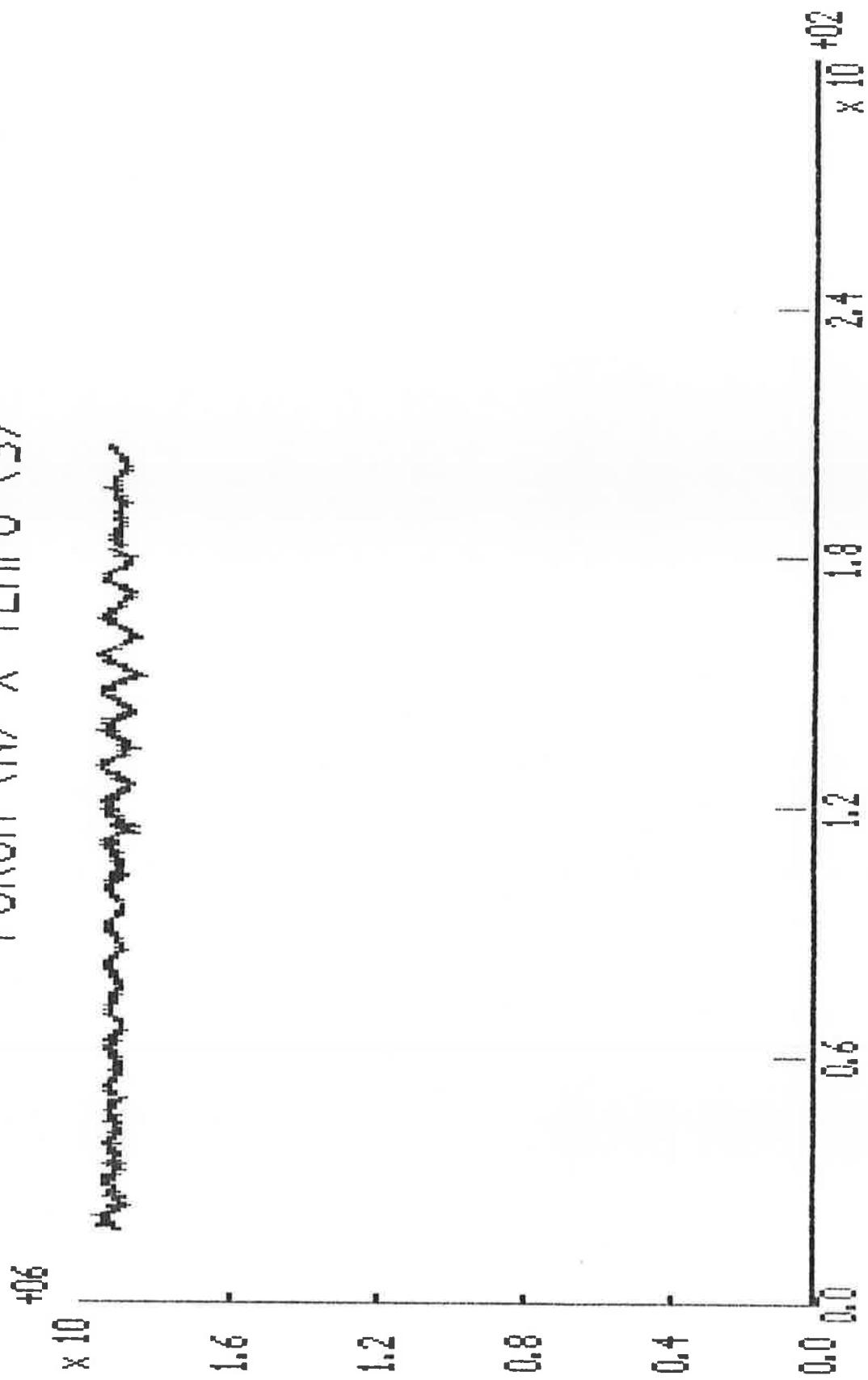
COND. AMBIENT. 3

FORCA MAX. (N) = 1.962000E+0006 FORCA MIN. (N) = 1.838000E+0006

ESTATISTICA DO HIST. DA FORCA DINAMICA

FORCA MEDIA(N) = 1.909725E+0006 RMS(N) = 1.919709E+0004

FORCA (N) X TEMPO (s)



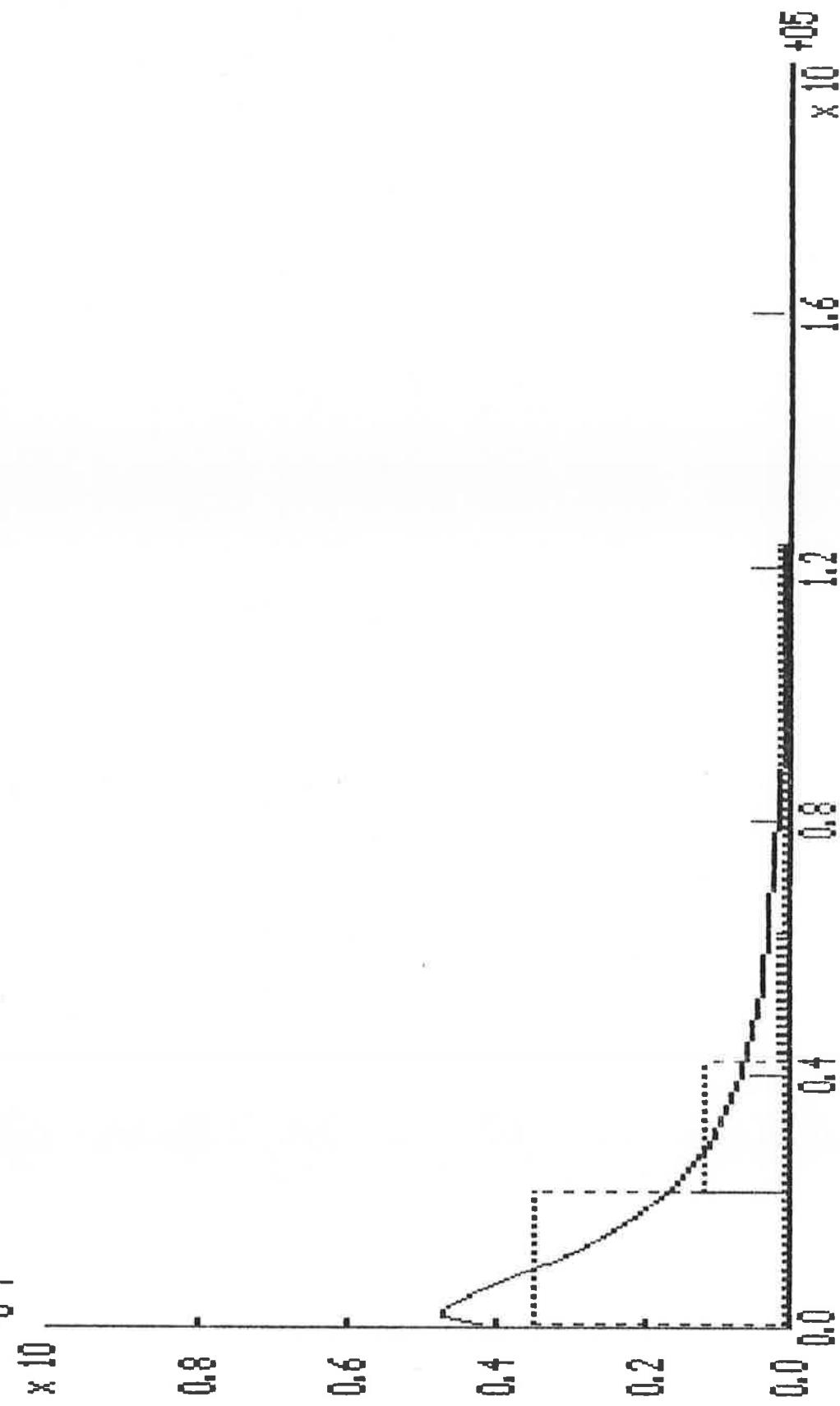
CALCULO DA VIDA EM FADIGA E DO RISCO
DE RUPTURA ESTATICA (CURTO PRAZO)

COND. AMBIENT. 3

FLUTUACOES (FORCA) :

XB = 2.06744186046422E+0004 MIX = 2.06744186046293E+0004
SIGX = 2.29561911249161E+0004 SIGMAX = 2.29550505118370E+0004
M = 2.67284758897586E+0000
C = 5.71658000947536E-0001
LAMBDA = 3.34244699663255E-0004

HISTOGrama X FUNC. DENS. DE PROB. FLUTUAÇÕES FORÇA (N)



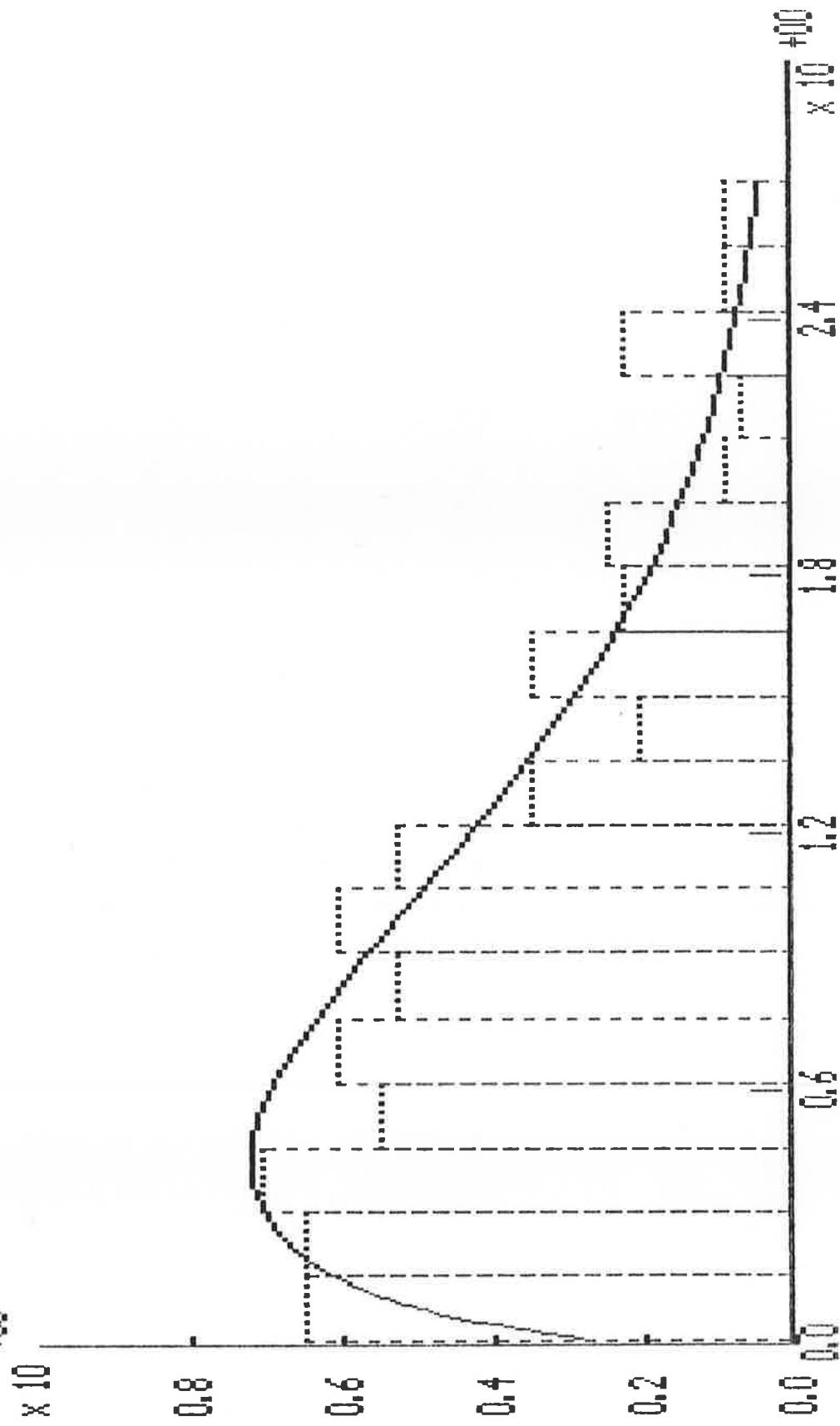
CALCULO DA VIDA EM FADIGA E DO RISCO
DE RUPTURA ESTATICA (CURTO PRAZO)

COND. AMBIENT. 3

PICOS (FORCA) :

XB = 9.24432048129347E-0001 MIX = 9.24432048129268E-0001
SIGX = 6.59546712105112E-0001 SIGMAX = 6.59744436289657E-0001
M = 9.24088783685875E-0001
C = 1.48461448669696E+0000
LAMBDA = 9.20305824647585E-0001

HISTOGRAMA X FUNC. DENS. DE PROB. PICOS FORCA ADIM.



CALCULO DA VIDA EM FADIGA E DO RISCO
DE RUPTURA ESTATICA (CURTO PRAZO)

COND. AMBIENT. 3

VIDA (ANOS) = 1.08255670062439E+0003 RISCO (%) = 0.00000000000000E+00

CALCULO DA VIDA EM FADIGA E DO RISCO
DE RUPTURA ESTATICA (LONGO PRAZO)

VIDA (ANOS) = 3.67677726917170E+0001 RISCO (%) = 1.09876505504507E-0009

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Palazzo, F.; "Problemas Gerais de Instalação e Operação de Plataforma", Apostila da Disciplina PNV-204 INTRODUÇÃO À ARQUITETURA NAVAL E SISTEMAS OCEÂNICOS.
- [2] Hughes, O.F.; "Ship Structural Design", John Wiley & Sons, New York, 1983.
- [3] "Principles of Naval Architecture", SNAME, 1989.
- [4] "Observing and Forecasting Ocean Waves", U.S. Navy Hydrographic Office, 1958.
- [5] "Deep Water Catenary Mooring Systems For Floating Production Platforms", Volume I Report "Mooring Designs And Analyses", NDAI, 1986.
- [6] Floating Production Platforms - Final Report, Volume III - "Deterministic Mooring Analysis Program Suite - DMOOR User Manual" - NDAI, Dezembro, 1986.
- [7] Ochi, M.K.; "Generalization of Rayleigh Probability Distribution and Its applications", J. Ship. Res., Dezembro, 1978.
- [8] Sanders, D.R.; Dominguez, R.F.; Lai, N.W.; Ho, K.C. "Predicting Mooring System Fatigue Life by Probabilistic Methods", Offshore Technology Conference, Paper OTC 4637, 1983.

- [9] Bathe, K.J.; "Finite Element Procedures in Engineering Analyses", - Prentice-Hall, Inc., New Jersey, 1982.
- [10] Meyer, P.L.; "Probabilidade Aplicações à Estatística", Ao Livro Técnico S.A., Rio de Janeiro, 1970.
- [11] Morettin, P.A.; "Introdução à Estatística para Ciências Exatas", Atual Editora, São Paulo, 1981.
- [12] Tein, Y.S.D.; "A Probabilistic Dynamic and Fatigue Analysis Procedure for Mooring Systems", Offshore Technology Conference, Paper OTC 6036, 1989.
- [13] Bensimon, L.F.C.; "Análise de Fadiga de Sistemas de Amarração Permanentes", Prêmio CDFMM 1988, Ministério dos Transportes - SOBENA.
- [14] Sincock, P.; Lalani, M.; "Developments in Fatigue Design Guidelines for Anchor Chains as Mooring Lines", Offshore Technology Conference, Paper OTC 6452, 1990.
- [15] Suhara, T.; "Approximate Method for Calculating Dynamic Tension of Mooring Chain", NK. Tech. Bulletin, 1985.
- [16] Lindahl J., Bergdahl S.; "Modex Modim User's Manual"- Report Series B: 49, department of Hydraulics, Chalmer University of Technology, 1987.
- [17] Ochi, M. K.; "On Prediction of Extreme Values", Journal of Ship Research, março, 1973.

- [18] Fonseca, M. M. "Arte Naval", 4 ^a edição, Rio de Janeiro, Escola Naval, 1984.
- [19] Lereim, J., "Summary of the 4-Year Research Project: Anchor Chain Cables Offshore", Offshore Technology Conference, Paper OTC 5060, 1985.
- [20] Chaplin, C. R.; Potts, A. E., "Wire Rope in Offshore Applications", London, The Marine Technology Directorate Limited, 1988.
- [21] Lindahl, J.; Sjöberg, A., "Dynamic Analysis of Mooring Cables", - Report Series A:9, Department of Hydraulics, Chalmers University of Technology, 1983.
- [22] Hwang G. S., "Nonlinear Dynamic Analyses of Mooring Lines", - Technical Development Division, IMODCO, Los Angeles, California.
- [23] Pimenta, P. M., "Análise Não Linear de Treliças Espaciais" - Apostila - USP, São Paulo, 1986.
- [24] Schwarz, R. J., "Sistemas Lineares", Ao Livro Técnico S.A., Rio de Janeiro, 1972.
- [25] Laier, J. E., "Vibrações Aleatórias" - Apostila - USP, São Carlos, 1989.
- [26] Fuchs, H. O., Stephens, R. I., "Metal Fatigue in Engineering", New York, John Wiley & Sons, 1980.

- [27] Andrade, B. L. R., "Dinâmica de Linhas de Amarração: Estudo Experimental e Método de Cálculo no Domínio da Freqüência", Dissertação de Mestrado, USP, São Paulo.
- [28] Dias, C. A. N., "Método para Prevenção de Vibrações da Estrutura do Navio", Tese de Doutorado, USP, São Paulo, 1984.
- [29] "Análise de Sistemas para Amarração de Supply-Boats a Plataformas Fixas", Relatório CEPEN Nº06 / 201-A, CENO - Centro de Estruturas Navais e Oceânicas da USP - outubro, 1987.