

MARCELO RAMOS MARTINS

**PROCEDIMENTO DE SÍNTESE DE SISTEMAS "TAUT-LEG" PARA
ANCORAGEM DE UNIDADES FLUTUANTES**

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

**São Paulo
1996**

MARCELO RAMOS MARTINS

**PROCEDIMENTO DE SÍNTESE DE SISTEMAS “TAUT-LEG” PARA
ANCORAGEM DE UNIDADES FLUTUANTES**

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

**Área de Concentração:
Engenharia Naval e Oceânica**

**Orientador:
Hernani Luiz Brinati**

**São Paulo
1996**

DEDALUS - Acervo - EPMN



31600010068

Aos meus pais

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao Departamento de Engenharia Naval e Oceânica da Escola Politécnica da USP o espaço que me foi aberto para o desenvolvimento deste trabalho e a todos os colegas; funcionários, professores e alunos, que, de maneira direta ou indireta, colaboraram para a sua realização.

Agradeço à PETROBRÁS, pelo incentivo e apoio ao desenvolvimento do tema em questão, mostrando a importância do trabalho em conjunto de dois grandes centros de pesquisa do país, para se atingir um objetivo comum, o desenvolvimento tecnológico.

Agradeço de forma especial ao meu orientador Dr. Hernani Luiz Brinati e ao Prof. Mestre Bernardo L. R. Andrade a imprescindível contribuição na elaboração desta dissertação.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS

LISTA DE TABELAS

RESUMO

"ABSTRACT"

1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1 DEFINIÇÃO DO PROBLEMA.....	1
1.2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
1.3 OBJETIVOS DO TRABALHO.....	6
1.4 APRESENTAÇÃO DO TRABALHO.....	7
2. O PROJETO DE SISTEMAS DE ANCORAGEM.....	9
2.1 DESCRIÇÃO GERAL	9
2.2 SOLICITAÇÕES AMBIENTAIS SOBRE O SISTEMA DE ANCORAGEM.....	11
2.2.1 CARACTERÍSTICAS DA AÇÃO AMBIENTAL E SEUS EFEITOS SOBRE A UNIDADE	12
2.2.2 RESPOSTA DO SISTEMA ÀS SOLICITAÇÕES	16
2.2.3 APROAMENTO E "PATTERN" DO SISTEMA.....	20
2.3 MÉTODOS DE ANÁLISE.....	22
2.3.1 ANÁLISE QUASE-ESTÁTICA.....	23
2.3.2 ANÁLISE DINÂMICA	23
2.4 CRITÉRIOS DE PROJETO.....	24
3. ANÁLISE ESTÁTICA DE UMA LINHA DE AMARRAÇÃO	26
3.1 EQUAÇÃO ESTÁTICA DA CATENÁRIA PARA UMA LINHA DE AMARRAÇÃO DE COMPOSIÇÃO ARBITRÁRIA.	28
3.1.1 SOLUÇÃO ANALÍTICA EXATA DA CATENÁRIA PARA UMA LINHA HOMOGÊNEA.	28
3.1.2 PROCESSO ITERATIVO PARA DETERMINAÇÃO DA CURVA DE EQUILÍBRIO DE UMA LINHA DE COMPOSIÇÃO ARBITRÁRIA. ..	33

3.2 INTERPRETAÇÃO FÍSICA DOS MECANISMOS DE RESPOSTA DA LINHA DE AMARRAÇÃO.....	36
4. O ESTUDO DE VIABILIDADE E AVALIAÇÃO DE SISTEMAS “TAUT-LEG”	43
4.1 PROCEDIMENTO SIMPLIFICADO	44
4.1.1 RESTRIÇÕES IMPOSTAS AO SISTEMA DE ANCORAGEM.....	49
4.1.2 MEDIDAS DE DESEMPENHO	58
4.2 CARACTERÍSTICAS DAS CURVAS DE DESEMPENHO	60
4.3 EFEITO DE CARGAS CONCENTRADAS SOBRE A EFICIÊNCIA DE RESTAURAÇÃO.....	67
5. PROCEDIMENTO PARA SELEÇÃO DO SISTEMA DE ANCORAGEM.....	69
5.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS	69
5.2 PROCESSO DE OTIMIZAÇÃO	73
5.2.1 PRIMEIRA ETAPA.....	79
5.2.2 SEGUNDA ETAPA.....	82
5.2.3 TERCEIRA ETAPA	85
6. EXEMPLOS E RESULTADOS	87
6.1 CRITÉRIO DE PROJETO ADOTADO.....	87
6.1.1 CONDIÇÕES DE OPERAÇÃO DA UNIDADE.....	88
6.1.2 CRITÉRIO AMBIENTAL DE PROJETO	89
6.1.3 REQUISITOS DE PROJETO - DNV.....	89
6.2 DADOS AMBIENTAIS.....	91
6.3 DADOS DA PLATAFORMA	92
6.4 FORÇAS ATUANTES NA PLATAFORMA DEVIDO À PRESENÇA DOS “RISERS”	94
6.5 FORÇA AMBIENTAL MÉDIA	96
6.6 AMORTECIMENTO	100
6.7 SISTEMAS ANALISADOS	102
6.8 SOLUÇÕES APONTADAS PELO PROCEDIMENTO DE SÍNTESE.....	107
6.8.1 CONFIGURAÇÃO CONVENCIONAL X “TAUT-LEG”.....	110
6.8.2 VALIDAÇÃO DOS RESULTADOS OBTIDOS.....	113
6.8.3 ANÁLISE DO SISTEMA AVARIADO - LINHA ROMPIDA	114
6.8.4 ANÁLISE TRANSIENTE.....	115

7. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES.....	117
7.1 CONCLUSÕES	117
7.2 RECOMENDAÇÕES	119
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	148

Anexos:

Anexo A - Dados Ambientais	120
Anexo B - Dados referentes à plataforma	129
Anexo C - Distribuição, Configuração e Propriedades dos "risers" considerados no dimensionamento	137

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1.1 - SISTEMAS DE ANCORAGEM	4
FIGURA 2.1 - SISTEMA DE REFERÊNCIA DA UNIDADE	11
FIGURA 3.1 - VARIÁVEIS ENVOLVIDAS NA ANÁLISE ESTÁTICA DE UMA LINHA	27
FIGURA 3.2 - ESFORÇOS ATUANTES EM UM TRECHO HOMOGÊNEO DA LINHA	29
FIGURA 3.3 - MODELO PARA A RIGIDEZ DE UMA LINHA DE AMARRAÇÃO	37
FIGURA 3.4 - HIPÓTESE PARA CÁLCULO DA RIGIDEZ ELÁSTICA [8].	39
FIGURA 4.1 - MODELO PARA O SISTEMA DE ANCORAGEM COMPLETO	46
FIGURA 4.2 - MODELO PARA UM PAR DE LINHAS OPOSTAS.....	47
FIGURA 4.3 - DETERMINAÇÃO DO SISTEMA PARA UMA DADA CONDIÇÃO AMBIENTAL	49
FIGURA 4.4 - TRAÇÃO X RAIOS DE ANCORAGEM.....	52
FIGURA 4.5 - CONFIGURAÇÃO NA POSIÇÃO NEUTRA	54
FIGURA 4.6 - EFICIÊNCIA DE RESTAURAÇÃO X COMPRIMENTO DE LINHA	61
FIGURA 4.7 - COEFICIENTE DE RIGIDEZ X COMPRIMENTO DE LINHA	61
FIGURA 4.8 - EFEITO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE NA CAPACIDADE DE RESTAURAÇÃO DO SISTEMA	63
FIGURA 4.9 - ANÁLISE DA RIGIDEZ EM FUNÇÃO DO MOVIMENTO IMPOSTO PELAS ONDAS	66
FIGURA 4.10 - EFICIÊNCIA DE RESTAURAÇÃO EM FUNÇÃO DE CARGAS CONCENTRADAS NA LINHA	67
FIGURA 5.1 - COMPORTAMENTO DE LINHAS DE AMARRAÇÃO	72
FIGURA 5.2 - RIGIDEZ TOTAL NO PLANO X RMS 2 ^A ORDEM.....	76
FIGURA 5.3 - ROSETA AMBIENTAL	76
FIGURA 5.4 - PROCEDIMENTO DE OTIMIZAÇÃO DO SISTEMA DE ANCORAGEM.	77
FIGURA 5.5 - DETERMINAÇÃO DA RELAÇÃO “L/P” PARA CADA MOVIMENTO QUASE- ESTÁTICO IMPOSTO À UNIDADE.....	80
FIGURA 5.6 - DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE DE RIGIDEZ PARA CADA RELAÇÃO “L/P”	80
FIGURA 5.7 - DETERMINAÇÃO DO MOVIMENTO QUASE-ESTÁTICO DA UNIDADE	81
FIGURA 5.8 - RESTAURAÇÃO DO PAR DE LINHAS OPOSTAS.....	84
FIGURA 6.1 - CONFIGURAÇÃO CONVENCIONAL	103
FIGURA 6.2 - “OFFSET” TOTAL X TRAÇÃO DE RUPTURA.....	111
FIGURA 6.3 - RAIOS DE ANCORAGEM X TRAÇÃO DE RUPTURA	111
FIGURA 6.4 - CUSTO X TRAÇÃO DE RUPTURA	112

FIGURA A1 - ESPECTRO DE ENERGIA DO MAR (MAR DE SUL).....	121
FIGURA C1 - EFEITO DOS "RISERS" - CONDIÇÃO DECENÁRIA & DIREÇÃO NORTE	139
FIGURA C2 - EFEITO DOS "RISERS" - CONDIÇÃO DECENÁRIA & DIREÇÃO NORDESTE .	139
FIGURA C3 - EFEITO DOS "RISERS" - CONDIÇÃO DECENÁRIA & DIREÇÃO ESTE	140
FIGURA C4 - EFEITO DOS "RISERS" - CONDIÇÃO DECENÁRIA & DIREÇÃO SUDESTE....	140
FIGURA C5 - EFEITO DOS "RISERS" - CONDIÇÃO DECENÁRIA & DIREÇÃO SUL.....	141
FIGURA C6 - EFEITO DOS "RISERS" - CONDIÇÃO DECENÁRIA & DIREÇÃO SUDOESTE..	141
FIGURA C7 - EFEITO DOS "RISERS" - CONDIÇÃO DECENÁRIA & DIREÇÃO OESTE	142
FIGURA C8 - EFEITO DOS "RISERS" - CONDIÇÃO DECENÁRIA & DIREÇÃO NOROESTE .	142
FIGURA C9 - EFEITO DOS "RISERS" - CONDIÇÃO SOBREVIVÊNCIA & DIREÇÃO NORTE.....	143
FIGURA C10 - EFEITO DOS "RISERS" - CONDIÇÃO SOBREVIVÊNCIA & DIREÇÃO NORDESTE.....	143
FIGURA C11 - EFEITO DOS "RISERS" - CONDIÇÃO SOBREVIVÊNCIA & DIREÇÃO ESTE .	144
FIGURA C12 - EFEITO DOS "RISERS" - CONDIÇÃO SOBREVIVÊNCIA & DIREÇÃO SUDESTE	144
FIGURA C13 - EFEITO DOS "RISERS" - CONDIÇÃO SOBREVIVÊNCIA & DIREÇÃO SUL...	145
FIGURA C14 - EFEITO DOS "RISERS" - CONDIÇÃO SOBREVIVÊNCIA & DIREÇÃO SUDOESTE	145
FIGURA C15 - EFEITO DOS "RISERS" - CONDIÇÃO SOBREVIVÊNCIA & DIREÇÃO OESTE	146
FIGURA C16 - EFEITO DOS "RISERS" - CONDIÇÃO SOBREVIVÊNCIA & DIREÇÃO NOROESTE.....	146

LISTA DE TABELAS

TABELA 6.1 - COEFICIENTES DE SEGURANÇA - DNV [12]	90
TABELA 6.2 - POSIÇÕES RELATIVAS DOS "FAIRLEADS"	93
TABELA 6.3 - "PATTERN" DO SISTEMA	93
TABELA 6.4 - FORÇA ATUANTES SOBRE A UNIDADE DEVIDO À PRESENÇA DOS "RISERS" ..	96
TABELA 6.5 - FORÇA AMBIENTAL MÉDIA - CONDIÇÃO ANUAL	97
TABELA 6.6 - FORÇA AMBIENTAL MÉDIA - CONDIÇÃO DECENÁRIA	98
TABELA 6.7 - FORÇA AMBIENTAL MÉDIA - CONDIÇÃO DE SOBREVIVÊNCIA	99
TABELA 6.8 - AMORTECIMENTO TOTAL	101
TABELA 6.9 - PROPRIEDADES DOS SISTEMAS "TAUT-LEG" ANALISADOS	104
TABELA 6.10 - PROPRIEDADES DOS SISTEMAS CONVENCIONAIS ANALISADOS	105
TABELA 6.11 - DESEMPENHO DOS SISTEMAS "TAUT-LEG" ANALISADOS	108
TABELA 6.12 - DESEMPENHO DOS SISTEMAS CONVENCIONAIS ANALISADOS	109
TABELA 6.13 - COMPOSIÇÃO DO "OFFSET" TOTAL DA UNIDADE COM OS SISTEMAS ANALISADOS - RESULTADO DO PROCESSO DE OTIMIZAÇÃO	110
TABELA 6.14 - VALIDAÇÃO DO PROCESSO ELABORADO	114
TABELA 6.15 - ANÁLISE LINHA ROMPIDA	115
TABELA 6.16 - ANÁLISE TRANSIENTE	116
TABELA B1 - COEFICIENTES DE FORÇA DE VENTO E DE CORRENTE	129
TABELA B2 - COEFICIENTES DE FORÇAS DE VENTO E DE CORRENTE - API [2]	130
TABELA B3 - COEFICIENTES DE FORÇA DE DERIVA	131
TABELA B4 - RAO (INCIDÊNCIA 0 GRAU)	132
TABELA B5 - RAO (INCIDÊNCIA 22.5 GRAUS)	133
TABELA B6 - RAO (INCIDÊNCIA 45 GRAUS)	134
TABELA B7 - RAO (INCIDÊNCIA 67.5 GRAUS)	135
TABELA B8 - RAO (INCIDÊNCIA 90 GRAUS)	136
TABELA C1 - DISTRIBUIÇÃO E COMPOSIÇÃO DOS "BUNDLES" DE "RISERS"	137
TABELA C2 - PROPRIEDADES FÍSICAS DOS "RISERS"	138
TABELA C3 - CONFIGURAÇÃO GEOMÉTRICA DOS "RISERS"	139

LISTA DE SÍMBOLOS

- A - Área da seção transversal;
- A_i - Ancoragem da linha no ponto i ;
- A_c - Área projetada exposta à corrente;
- A_v - Área projetada exposta ao vento;
- Anc - Ponto de ancoragem;
- b - Comprimento de linha apoiado no solo marinho;
- C - Coeficiente de amortecimento sobre a unidade na direção de incidência do mar;
- C_c - Coeficientes de arrasto viscoso devido à corrente;
- C_{cr} - Coeficiente de amortecimento crítico;
- C_v - Coeficientes de arrasto viscoso devido ao vento;
- $D(\omega)$ - Coeficientes de deriva da unidade;
- E - Módulo de Young;
- F_i - Força exercida pela linha i na direção do deslocamento;
- F_T - Força ambiental total exercida sobre a unidade;
- F_c - Força estática provocada pela ação da corrente;
- F_d - Força média de deriva;
- F_v - Força estática provocada pela ação do vento;
- g - Aceleração da gravidade;
- H - componente da força de tração na direção horizontal;
- K - rigidez da linha de amarração;
- K_c - Coeficiente de força de corrente;
- K_e - Rigidez elástica da linha;
-

-
- K_g - Rigidez geométrica da linha;
- K_i - Rigidez axial da linha para deslocamentos na direção i ;
- K_{ij} - Rigidez da linha na direção i para deslocamentos na direção j ;
- K_{ie} - Rigidez elástica na direção tangente à linha para um deslocamento na direção i ;
- K_{ije} - Rigidez elástica na direção i para um deslocamento na direção j ;
- K_v - Coeficiente de força de vento;
- L - Comprimento indeformado da linha;
- M - Massa da unidade;
- M_a - Massa adicional da unidade na direção de incidência do mar;
- Oxy - sistema de eixos coordenados utilizado, com origem no ponto de ancoragem;
- P - Profundidade local;
- “P” - Sistema de “polyester”;
- Ponto 1 - Ponto que define a configuração da linha menos carregada do modelo, considerando as restrições impostas;
- Ponto 2 - Ponto que define a configuração da linha mais carregada do modelo, considerando as restrições impostas;
- Ponto 3 - Ponto onde deve se iniciar o movimento devido às ondas para garantir que o limite imposto pelo Ponto 1 será respeitado;
- Ponto 4 - Ponto onde deve se iniciar o movimento devido às ondas para garantir que o limite imposto pelo ponto 2 será respeitado;
- RAO - “Response Amplitude Operators”;
- R_g - Rigidez do par de linhas na posição do “offset” estático;
- RMS_x - Desvio padrão do movimento;
- “S” - Sistema “spiral strand”;
- S_F - Espectro da força de deriva;
-

- SIG - Movimento significativo;
- $S_F(\mu)$ - Espectro da força de deriva;
- $S(\omega)$ - Espectro de energia do mar;
- s - Coordenada curvilínea, antes da deformação, medida sobre a linha a partir de sua extremidade inferior;
- \bar{s} - Coordenada curvilínea, após a deformação, medida sobre a linha a partir de sua extremidade inferior;
- T - Força de tração;
- T - Tempo de duração da tormenta;
- T_i - Tração no ponto i ;
- T_n - Período natural de oscilação da unidade no plano;
- T_r - Tração de ruptura do material da linha;
- T_0 - Tração no ponto de ancoragem;
- T_f - Tração no ponto de amarração;
- V - componente da força de tração na direção vertical;
- V_c - Velocidade da corrente;
- V_v - Velocidade do vento;
- w - Peso submerso da linha por unidade de comprimento, antes da deformação;
- \bar{w} - Peso submerso da linha por unidade de comprimento, após a deformação;
- X_{SIG} - Amplitude significativa do movimento;
- X_{MAX} - Amplitude máxima do movimento;
- x_i - projeção horizontal do segmento i ;
- y_i - projeção vertical do segmento i ;
- β - Ângulo entre a linha e a horizontal no ponto de amarração;
-

-
- δ - Deslocamento apresentado pela unidade;
- ε - Elongação axial da linha;
- γ - Ângulo entre a linha e a horizontal no ponto de toque;
- λ - Relação entre as rizezas geométrica e elástica;
- ρ_C - Densidade da água do mar;
- ρ_V - Densidade do ar;
- θ - Ângulo de incidência em relação à proa da unidade, medido em sentido anti-horário ou trigonométrico;
- ω - Frequência de excitação;
- ω_n - Frequência natural da unidade;
- ξ - Razão de amortecimento;
-

RESUMO

Sistemas de ancoragem na configuração retesada ("TAUT-LEG") possibilitam a simplificação do arranjo submarino e a minimização de custos de instalação, apresentando-se como a principal alternativa para amarração de plataformas semi-submersíveis em grandes profundidades.

A principal dificuldade no projeto destes sistemas de amarração é selecionar a melhor configuração, do ponto de vista econômico, que satisfaça determinadas restrições de projeto como comprimento de linhas, raios de ancoragem ou movimento horizontal total da unidade.

Este trabalho apresenta uma metodologia para selecionar a configuração "taut-leg" ótima para o sistema de ancoragem segundo um determinado critério de otimização imposto, por exemplo: mínimo peso de linha; mínimo movimento da embarcação; mínimo raio de ancoragem; ou ainda uma combinação destes.

O sistema de ancoragem é modelado através de um par de linhas opostas e o procedimento elaborado fornece o diâmetro e comprimento das linhas do sistema, pré-trações e raios de ancoragem que satisfaçam o critério imposto.

O procedimento pode ser utilizado para linhas homogêneas ou mistas, linhas de "polyester", cabos de aço ou amarras.

A metodologia foi implementada em um programa de computador para a realização de um estudo comparativo entre as configurações ótimas para diferentes diâmetros, obedecendo o mesmo critério de projeto.

O estudo foi realizado para uma plataforma semi-submersível comparando os sistemas obtidos na configuração "taut-leg" com os sistemas obtidos na configuração convencional.

ABSTRACT

In order to simplify the underwater layout and reduce the installation costs, "TAUT-LEG" Anchoring Systems are being considered as a promising alternative for mooring semi-submersibles platforms in deep water.

In the design of this kind of anchoring system the main difficulty is to select the "best" line configuration in the economic point of view which satisfies specific demands on line scope, horizontal span or horizontal offset.

This work presents a methodology to select the optimum line configuration for taut-leg systems according to some specified optimization criteria like: 1) minimum line weight; 2) minimum offset; 3) minimum horizontal span.

The methodology uses the two-opposed legs representation of the real system and for a given design criteria it gives the required line diameter, line length, pretension and horizontal span which best satisfy the imposed optimization criteria.

The procedure can handle single and multi-component lines and the materials choices are polyester ropes, wire ropes and chains.

The procedure was implemented in a computer program and a comparative study was developed to show the differences between optimum line configurations for distinct diameter lines satisfying the same design criteria.

The study was carried out for a semisubmersible platform and a performance comparison is also made with the conventional mooring of the rig.

1. INTRODUÇÃO

1.1 DEFINIÇÃO DO PROBLEMA

A contínua necessidade de incremento da produção de petróleo, a nível mundial, incentivou as pesquisas em bacias oceânicas e a descoberta, a partir da década de 50, de reservatórios de petróleo localizados no subsolo da plataforma continental dos países produtores, motivou as grandes companhias petrolíferas a tornarem viável a exploração destes campos.

Para pequenas profundidades, duas soluções foram adotadas com relativo sucesso, a plataforma rigidamente fixa ao fundo marinho e a plataforma flutuante com caráter itinerante ou temporário.

A segunda opção, conhecida como plataforma submersível, consistia em unidades flutuantes que, através de operações de lastro, eram capazes de se apoiar no fundo do mar para a realização de algum tipo de operação, como também mudar de locação com o auxílio de rebocadores.

No caso de operações de produção, que implicam numa permanência longa na locação, chegando a até 20 anos, as estruturas empregadas eram normalmente as plataformas fixas, enquanto que, para as operações temporárias, cujo tempo de permanência, em geral, não ultrapassa 1 ano, como é o caso das operações de prospecção, pesquisa, perfuração e completação de poços, a segunda opção era a mais indicada.

Com o passar dos anos e o advento de novas descobertas em lâminas d'água mais profundas, tornou-se necessária a utilização de plataformas flutuantes semi-submersíveis. A plataforma semi-submersível, uma derivação da plataforma submersível, se diferencia desta pela filosofia empregada no que diz respeito à manutenção de sua posição na locação. Enquanto a plataforma submersível utiliza sua própria inércia como elemento de fixação, a plataforma semi-submersível tem que

dispor de outros meios que viabilizem o seu posicionamento, garantindo a integridade dos dispositivos que unem a plataforma ao poço produtor.

Neste sentido, com o intuito de contrabalançar os esforços ambientais atuantes, duas alternativas podem ser empregadas, dependendo da atividade principal da unidade:

- a) sistema de posicionamento dinâmico que consiste em "thrusters" azimutais com o objetivo de fornecer o empuxo necessário para minimizar o deslocamento da embarcação e fazê-la retornar à posição desejada, e;
- b) sistemas de ancoragem que consiste em linhas descrevendo catenárias unindo a plataforma ao fundo do mar, que através da mudança na sua configuração, fornece a força necessária para manter a unidade de produção na posição desejada.

Ambos os sistemas garantem, à unidade, o seu posicionamento em condições ambientais adversas.

A primeira concepção se adequa bem às atividades que possuem um caráter temporário devido a sua grande flexibilidade operacional, enquanto a segunda concepção se aplica principalmente a sistemas permanentes onde não se justifica o alto consumo de óleo diesel dos sistemas de posicionamento dinâmico.

Recentes descobertas de importantes bacias marítimas de petróleo em águas profundas onde, no caso brasileiro, destaca-se o campo de Marlin na bacia de Campos, situados em águas de até 2000 metros de profundidade, desencadearam um processo de análise e avaliação de diversas alternativas de Sistemas de Produção para tornarem viável, tanto técnica como economicamente, a sua exploração.

Um dos fatores limitantes para a viabilização destes sistemas de produção, é a manutenção do seu posicionamento.

O emprego de um sistema de ancoragem convencional em uma lâmina d'água elevada requer grandes comprimentos de linha, resultando em raios de ancoragem muito longos e o congestionamento do "layout" submarino. Este problema ainda se agrava

com a necessidade de utilização de grandes comprimentos de “risers” flexíveis apoiados no solo marinho pois, com estes sistemas convencionais, os movimentos da unidade de produção, devido à solitação ambiental, são relativamente grandes; da ordem de 10 a 15% da lâmina d’água. Quando ocorrer a perda de uma das linhas do sistema de ancoragem (devido ao rompimento da linha ou levantamento da âncora), estes movimentos podem atingir até 20% da lâmina d’água. Como consequência, aumenta-se a distância entre as unidades de produção, sendo necessária a instalação de unidades distantes dos poços produtores, o que eleva os custos de instalação e manutenção e torna mais complexo o problema de interferência entre linhas ou entre embarcações e linhas submarinas.

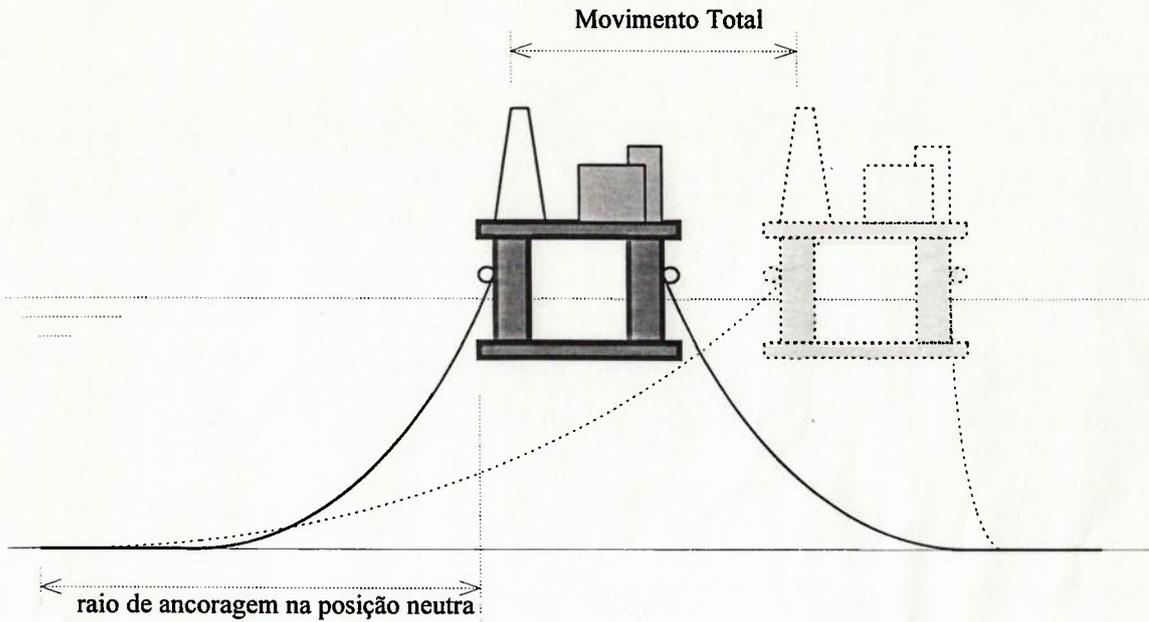
Recentemente, sistemas de ancoragem com linhas retesadas (configuração “taut-leg”) tem sido apresentados como uma solução possível para garantir o posicionamento de sistemas flutuantes, obtendo-se vantagens do ponto de vista técnico e econômico.

A Figura 1.1 apresenta uma comparação ilustrativa de sistemas de ancoragem na configuração convencional e “taut-leg”.

Uma unidade flutuante ancorada com sistema na configuração “taut-leg” apresenta diversas vantagens, como por exemplo: menores comprimentos de linha reduzindo custos de aquisição e manutenção do sistema; menores raios de ancoragem simplificando o “layout” submarino; menores movimentos da unidade devido à maior rigidez apresentada pelo sistema, inclusive na situação avariado, reduzindo custos indiretos do sistema.

Como estes sistemas apresentam suas linhas em uma configuração bastante retesada, a sua capacidade de restauração ocorre essencialmente através da deformação elástica de suas linhas. Como consequência, a rigidez apresentada pelo sistema na configuração “taut-leg” é bem superior a dos sistemas convencionais.

Configuração Convencional



Configuração "Taut-Leg"

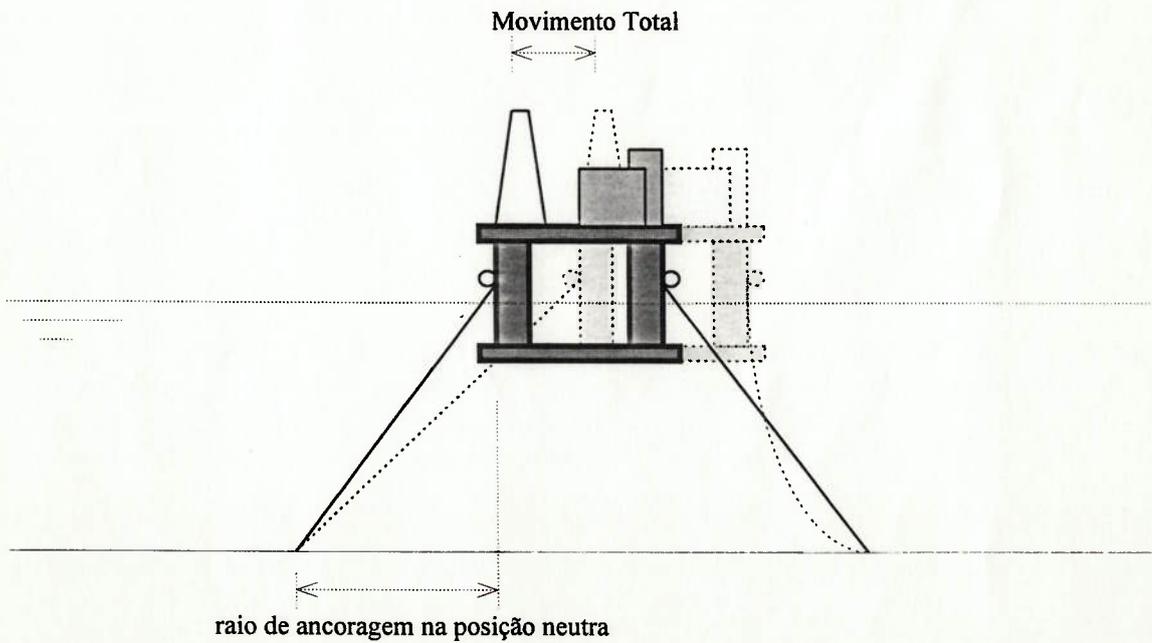


Figura 1.1 - Sistemas de ancoragem

Sendo assim, é natural “que no tratamento de sistemas “taut-leg sejam questionadas algumas hipóteses simplificadoras consideradas no dimensionamento de sistemas na configuração convencional, como por exemplo:

- o efeito dos movimentos verticais da unidade nas trações apresentadas pelas linhas nos seus pontos de amarração;
- o efeito da rigidez apresentada pelo sistema de ancoragem nos períodos naturais da unidade, desprezados nos sistemas convencionais;

Os efeitos dos movimentos verticais da unidade ancoradas com sistema “taut-leg” são avaliados por meio de uma análise no domínio da frequência e os resultados mostram que este efeito não é relevante no dimensionamento do sistema. Este resultado é comentado no capítulo 6 - Exemplos e Resultados.

A avaliação do efeito da elevada rigidez do sistema nos períodos naturais da unidade mostra que seu efeito não é significativo, podendo ser desprezado como nos sistemas convencionais.

Outra preocupação, também devido à configuração retesada da linhas do sistema, é o seu comportamento no caso de ruptura de uma de suas linhas. Intuitivamente imagina-se que a perda de uma das linhas produza um “efeito estilingue”, ou seja, imagina-se que a unidade apresentará um “offset” de grande amplitude, provocando o rompimento de outras linhas resultando na perda total do sistema. Uma análise do comportamento de um sistema “taut-leg” na condição avariada [10] mostra que os movimentos provocados pelo rompimento de uma das linhas do sistema são menores que os apresentados no caso de perda de uma linha em um sistema convencional. A mesma análise será apresentada no capítulo 6 deste trabalho.

1.2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A bibliografia existente sobre sistemas de ancoragem é bastante extensa, porém, quase que exclusivamente trata de sistemas de ancoragem na configuração

convencional; o estudo de sistema na configuração "taut-leg" é um assunto muito recente e, por esta razão, a bibliografia existente é bastante escassa.

O projeto de sistema de ancoragem para unidade flutuantes já se encontra totalmente normalizado [1], [2], [3] e [12]. A referência [7] apresenta os principais pontos apresentados nestas normas, identificando a aplicação de cada uma delas. Apresenta também os pontos relevantes para o dimensionamento de um sistema de ancoragem.

A referência [8] elucida as principais características da resposta de linhas de ancoragem, apresentando os mecanismos e parâmetros que a governam.

Em função de avaliações recentemente publicadas sobre o desempenho tanto de novos materiais para as linhas [4], [13], [18], [19] e [24], como de âncoras com capacidade para suportar cargas verticais, [17] e [25], os sistemas "taut-leg" passaram a ser considerados como alternativa possível, do ponto de vista técnico e econômico.

As referências [9] e [10] apresentam os resultados obtidos no dimensionamento de sistemas "taut-leg" para duas unidade de produção, um navio ancorado pelo sistema "turret" e uma plataforma semi-submersível, apresentando as vantagens obtidas com tais sistemas quando comparados com sistemas de ancoragem na configuração convencional.

1.3 OBJETIVOS DO TRABALHO

O objetivo deste trabalho é avaliar a viabilidade de se utilizar linhas de amarração retesadas (sistema "taut-leg") para ancorar unidades flutuantes em lâminas d'água elevadas.

Para a avaliação dos sistema "taut-leg" são impostos os seguintes requisitos:

- a) redução do raio de ancoragem das linhas para simplificar o "layout" submarino;

- b) redução dos movimentos da unidade no plano tendo em vista o dimensionamento dos “risers”;
- c) redução nos custos diretos e indiretos do sistema de ancoragem.

Para realização do estudo de viabilidade mencionado, dois caminhos possíveis poderiam ser adotados:

- a) um procedimento de tentativa e erro, onde diversas configurações de sistema “taut-leg” seriam avaliadas através de algum programa consagrado, por exemplo o DMOOR [21], até que se encontrasse uma que atendesse aos critérios ;
- b) o desenvolvimento prévio de um estudo de otimização que fornecesse subsídios para se entender o comportamento característico de um sistema “taut-leg” e, simultaneamente, indicasse as configurações (diâmetros, comprimentos e raio de ancoragem) ótimas para atender requisitos de menor custo, ou menor raio de ancoragem ou ainda menor movimento no plano.

Para o presente estudo escolheu-se a alternativa de se desenvolver o estudo de otimização e avaliar as configurações ótimas por ele apontadas. A escolha deste caminho se deve basicamente aos bons resultados obtidos por um procedimento semelhante para ancoragem convencional - Sistema PROANC [16] - e à observação de que os poucos trabalhos publicados sobre o assunto [14], [15], [18] e [24], utilizam procedimentos de otimização para avaliar a viabilidade dos sistemas “taut-leg”.

1.4 APRESENTAÇÃO DO TRABALHO

Para sua apresentação o trabalho foi subdividido em capítulos que abrangem os tópicos delineados a seguir.

No capítulo 2 apresenta-se uma breve discussão sobre os conceitos básicos utilizados em projetos de sistemas de ancoragem, descrevendo as solicitações sofridas

pelo sistema e suas linhas, bem como os procedimentos de projeto utilizados, nos aspectos relacionados ao dimensionamento mecânico das linhas.

No capítulo 3 apresenta-se um estudo da estática de uma linha de amarração onde algumas propriedades importantes são analisadas e discutidas.

No capítulo 4 são apresentados o estudo de viabilidade e a avaliação de sistemas "taut-leg" mediante o emprego de curvas de desempenho cujas propriedades são discutidas em detalhes.

O capítulo 5 é dedicado ao processo de otimização elaborado para o dimensionamento do sistema considerando as restrições impostas, descrevendo toda sua montagem e planejamento.

No capítulo 6 é apresentado um exemplo de aplicação do procedimento, comparando os resultados obtidos para a configuração convencional e para a "taut-leg". Os sistemas selecionados são analisados com o auxílio de outro programa para validação dos resultados obtidos.

E finalmente, no capítulo 7, apresenta-se as conclusões e recomendações do trabalho.

2. O PROJETO DE SISTEMAS DE ANCORAGEM

Neste capítulo são apresentados os conceitos básicos para o projeto de sistemas de ancoragem, identificando as solicitações que atuam sobre o sistema. Não há preocupação com a descrição de detalhes nem na análise dos procedimentos, uma vez que o assunto tem sido exaustivamente estudado; o trabalho de Andrade [8] é uma referência obrigatória para o assunto, já normalizado através de [1], [2], [3], e [12].

2.1 DESCRIÇÃO GERAL

O projeto de um sistema de ancoragem consiste basicamente na determinação ou especificação dos seguintes parâmetros:

- número de linhas do sistema;
- “pattern” de ancoragem;
- configuração geométrica de cada linha do sistema (raio de ancoragem e comprimento total da linha);
- dimensões e composição dos materiais de cada linha;
- pré-tração em cada linha de amarração;
- tipo, peso e posição da âncora de cada linha;
- tipo, dimensões e características do “hardware” de superfície.

O primeiro passo no projeto de um sistema de ancoragem consiste na determinação das condições ambientais no local de operação, quais sejam: características das ondas, vento e corrente. Com estes dados pode-se calcular as forças ambientais atuantes sobre a unidade flutuante. Um bom tratamento deste assunto é apresentado na referência [20].

Para uma determinada configuração, o número de linhas deve ser escolhido de modo que o mesmo seja capaz de fornecer a restauração necessária para manter o posicionamento da estrutura, suportando, sem falhas, as cargas ambientais máximas

previstas. As normas de classificação exigem ainda, em determinados casos, que o sistema seja capaz de suportar as cargas extremas mesmo na ocorrência de falha ou ruptura de uma das linhas.

Para a definição dos demais parâmetros, deve ser realizado um processo iterativo, escolhendo-se inicialmente algumas configurações alternativas baseadas em experiência prévia. Determina-se, em seguida, as características de restauração para cada uma delas, para posterior comparação e escolha da mais adequada.

A instalação de um sistema de ancoragem em uma unidade flutuante exige o cumprimento de uma série de critérios de projeto estabelecidos pelas Sociedades Classificadoras. Estes critérios normalmente estabelecem limitações para as seguintes variáveis básicas de projeto:

- movimento máximo da unidade;
- tensões máximas admissíveis nas linhas de amarração (coeficiente de segurança), seja para o sistema intacto ou para o sistema avariado (com uma de suas linhas rompidas);
- cargas máximas (coeficientes de segurança) sobre as âncoras;
- comprimento mínimo das linhas para satisfazer as características operacionais das âncoras utilizadas;
- vida em fadiga mínima dos componentes das linhas de amarração.

O procedimento de projeto de um sistema de ancoragem deve, portanto, contemplar o cálculo destas variáveis e a verificação de que os valores calculados satisfazem os critérios de projeto.

Em geral, o que governa o projeto de um sistema de ancoragem é o cálculo das tensões máximas nas linhas de amarração, ou seja, o dimensionamento mecânico das mesmas. A avaliação das demais variáveis é, normalmente, consequência do método de dimensionamento mecânico.

2.2 SOLICITAÇÕES AMBIENTAIS SOBRE O SISTEMA DE ANCORAGEM

As solicitações sobre o sistema de ancoragem são exercidas pela ação direta sobre as linhas e através dos movimentos da unidade resultantes da ação ambiental.

A nomenclatura para os movimentos da unidade em relação aos seus eixos coordenados é apresentada na Figura 2.1 .

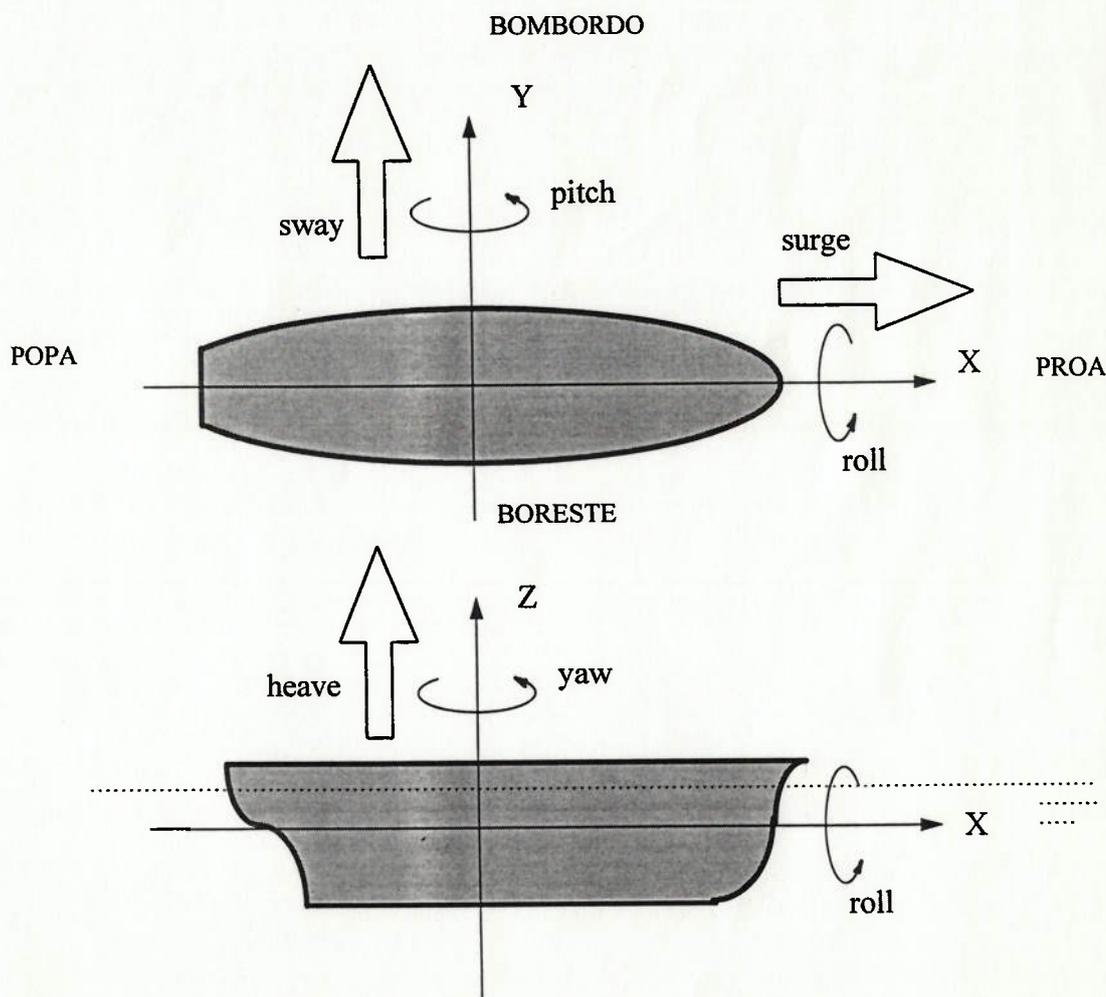


Figura 2.1 - Sistema de referência da unidade

Os esforços diretos sobre as linhas resultam da ação das ondas e da corrente marítima. A ação das ondas está restrita ao trecho das linhas próximo à superfície e seu efeito é pequeno quando comparado à ação da corrente. O efeito da corrente aparece

através de forças de arrasto hidrodinâmico distribuídas ao longo do comprimento das linhas e depende do perfil de velocidades da corrente, dos coeficientes de arrasto característico das linhas e da configuração das mesmas. Outro efeito é o surgimento das carreiras de vórtices alternados ao longo do comprimento suspenso da linha (“vortex-sheeding”), que pode provocar vibrações laterais da mesma.

As normas, citadas na seção 2.4 Critérios de Projeto, não exigem a consideração destes efeitos no dimensionamento das linhas, admitindo que os mesmos estejam cobertos pelos coeficientes de segurança adotados e, por esta razão, também não serão considerados neste trabalho.

Os movimentos da unidade são provocados pela ação da corrente, vento e ondas e dependem da intensidade e direção da ação ambiental e da geometria da unidade. Estes movimentos provocam modificações nas configurações das linhas e, conseqüentemente, alteram os esforços atuantes nos pontos de amarração. Dependendo de sua natureza, se quase-estáticos ou dinâmicos, estes movimentos podem induzir efeitos dinâmicos, resultando em uma amplificação nas tensões das linhas que pode ser relevante para o dimensionamento.

2.2.1 Características da Ação Ambiental e seus Efeitos sobre a Unidade

Para se estabelecer o efeito da ação ambiental sobre a unidade devem ser combinados os efeitos das três parcelas que compõem esta ação, ou seja, vento, onda e corrente. As características da ação ambiental dependem das hipóteses adotadas sobre cada uma das componentes e de seus efeitos sobre a unidade.

A seguir é apresentada uma análise de cada agente ambiental. Posteriormente é realizada a combinação dos efeitos mencionados.

A) A Corrente

A corrente atua sobre a porção imersa da unidade flutuante provocando o aparecimento de uma força de arrasto hidrodinâmico. Esta força é proporcional ao quadrado da velocidade da corrente e depende da geometria e coeficientes de arrasto das partes imersas e da direção de incidência da corrente.

Admite-se que a força de corrente atua sobre a unidade em uma direção paralela à superfície do mar e no sentido da corrente; como a corrente não sofre mudanças bruscas de intensidade e direção, admite-se que a força devida à corrente é constante e atua estaticamente sobre a unidade, provocando um deslocamento estático ou constante, em relação à locação inicial, dependente da rigidez do sistema de ancoragem.

B) O Vento

O vento atua sobre a porção emersa da unidade e provoca o aparecimento de uma força de arrasto aerodinâmico. Esta força é proporcional ao quadrado da velocidade do vento e depende da geometria e coeficientes de arrasto das partes emersas e da direção de incidência do vento.

Admite-se também que a força devida ao vento atua sobre a unidade numa direção paralela à superfície do mar e no sentido da velocidade do vento. Porém, diferentemente da corrente, o vento não apresenta uma característica de atuação constante dentro de uma determinada condição ambiental, pois sua velocidade sofre várias alterações devido à ocorrência de rajadas ao longo do tempo.

Como consequência, a força causada pela atuação do vento é variável no tempo e, normalmente, modela-se esta força como a soma de duas componentes: uma componente constante, proporcional à velocidade média do vento, calculada para um certo intervalo de tempo (normalmente 1 hora) compatível com a duração da condição ambiental; e uma componente variável no tempo, calculada a partir de um espectro de energia dos ventos, estimado com base em dados locais.

O efeito da componente constante é idêntico ao da corrente, ou seja, provoca um deslocamento estático ou constante da unidade, em relação à locação

inicial. O efeito da componente variável, também conhecida como força do vento de baixa frequência, é semelhante ao efeito da força de deriva variável provocada pelas ondas, causando um movimento oscilatório da unidade, de baixa frequência.

Há, em geral, uma grande incerteza nas estimativas dos espectros de energia dos ventos, provocada pela insuficiência de dados coletados nos locais de operação. Por esta razão, é comum admitir, nos projetos de sistemas de ancoragem, que o vento possui uma característica de atuação constante durante a ocorrência de uma certa condição ambiental, o que equivale a considerar a força do vento como constante, desprezando-se sua componente variável.

Assim, no caso de se adotar a hipótese de velocidade de vento constante, o efeito do vento sobre a unidade ancorada é semelhante ao da corrente, ou seja, provoca um deslocamento estático em relação à locação inicial, cuja magnitude depende da rigidez do sistema de ancoragem e da direção e intensidade do vento.

O cálculo desta força estática é feito com base na velocidade média do vento e para minimizar o risco de uma sub-avaliação do efeito dos ventos, a velocidade média neste caso é calculada com base em intervalos de tempo menores, geralmente 10 ou 1 minuto. Em relação ao cálculo baseado num intervalo de 1 hora, os valores de velocidade média para estes intervalos menores resultam 5 a 20 % maiores, segundo o API [1].

C) As Ondas

A ação das ondas sobre a unidade flutuante provoca o aparecimento de forças variáveis no tempo, normalmente classificadas em dois tipos: as forças de 1ª ordem e as forças de 2ª ordem.

As forças de 1ª ordem oscilam na mesma frequência das ondas e são proporcionais a sua altura. Estas forças provocam os movimentos de 1ª ordem da unidade, ou movimentos de alta frequência. Estes movimentos ocorrem em torno de uma posição de equilíbrio da unidade. Suas amplitudes são, em geral, da mesma ordem de grandeza da amplitude das ondas e dependem das funções de transferência da unidade, da direção de incidência e das características do estado de mar.

Em águas profundas os movimentos de 1ª ordem são considerados independentes da presença das linhas e podem ser calculados sem o conhecimento prévio das características do sistema de ancoragem, de fato, para deslocamentos verticais, a rigidez oferecida pelo sistema é muito pequena face à rigidez hidrostática apresentada pela unidade, e para deslocamentos horizontais, a frequência de excitação é muito superior à frequência natural do sistema, o que torna sua resposta dependente apenas de sua massa e da frequência de excitação.

As forças de 2ª ordem, conhecidas também como forças de deriva, são forças proporcionais ao quadrado da altura das ondas e são compostas pela soma de duas parcelas: uma parcela constante e uma parcela variável no tempo, que oscila numa frequência inferior à das ondas.

A parcela constante das forças de deriva é chamada de força de deriva média, e seu efeito é idêntico ao da corrente e do vento, ou seja, causa um deslocamento estático, no plano horizontal, a partir da locação inicial. A magnitude deste deslocamento é função da rigidez do sistema de ancoragem, do estado de mar, da direção de incidência e da geometria da unidade.

A parcela variável, conhecida como força de deriva variável ou força de deriva lenta, provoca os movimentos de 2ª ordem da unidade, chamados de movimentos de baixa frequência, ou movimentos de deriva lenta no plano horizontal. A amplitude destes movimentos depende da rigidez do sistema de ancoragem, da intensidade do amortecimento fluido e da frequência e intensidade das forças de deriva lenta.

As forças de deriva são, de um modo geral, de pequena magnitude quando comparadas com as grandes forças de restauração hidrostática que atuam sobre a unidade no plano vertical. Assim, seus efeitos, em termos de deslocamento da unidade, são relevantes apenas no plano horizontal.

O deslocamento total da unidade sobre a superfície do mar é, então, determinado pela ação simultânea dos efeitos mencionados, ou seja:

- a soma das forças estáticas exercidas pela ação do vento, onda e corrente, conhecida como “Força Ambiental Média”, provoca um deslocamento estático sobre o plano, chamado de “Offset Estático” ou “Offset Médio”;

- a soma das forças oscilatórias de baixa frequência, provocadas pela ação do vento e das ondas, conhecida por “Força Ambiental de Deriva Lenta” ou “Força Ambiental de 2ª ordem” é a responsável pelo movimento oscilatório de baixa frequência, cuja amplitude é conhecida como “Offset de 2ª ordem”, em torno do “Offset Médio”;
- o “Offset de 1ª ordem” é a amplitude resultante dos movimentos de 1ª ordem no plano (paralelo à superfície do mar), numa dada direção e ocorrem em uma frequência coincidente com a frequência das ondas.

2.2.2 Resposta do Sistema às Solicitações

Os deslocamentos impostos à unidade, a partir de sua locação inicial de equilíbrio, alterando as posições relativas entre os pontos de amarração e ancoragem das linhas do sistema, provocam a alteração dos esforços atuantes nas linhas e, em especial, no ponto de amarração, esforço este responsável pelo equilíbrio da unidade.

As características de resposta das linhas são determinadas em função do modelo adotado para os movimentos da unidade. Se for adotado um modelo quase-estático, as respostas das linhas podem ser avaliadas através das equações de equilíbrio estático da catenária. Se for adotado um modelo dinâmico, uma análise dinâmica deverá ser realizada, considerando, assim, os efeitos proporcionais à inércia e ao amortecimento viscoso.

O deslocamento provocado pela força ambiental média é de natureza estática, provocando uma alteração da posição de equilíbrio do sistema, passando este para a posição correspondente ao “Offset Médio”. Em torno desta nova posição de equilíbrio, a unidade oscila descrevendo os movimentos de deriva lenta e de 1ª ordem. Como estes movimentos ocorrem em escalas de tempo muito diferentes, admite-se que os esforços provocados por cada um deles, sobre as linhas, possam ser avaliados de forma independente e depois combinados.

Para o projeto de sistemas de ancoragem, o modelo empregado para avaliar os movimentos de deriva lenta da unidade admite que o amortecimento é linear, ou seja,

trata o problema como o de um oscilador harmônico simples (massa, mola, amortecedor) linear. Assim, o fator de amplificação dinâmica do movimento, segundo Weaver et. al. [26], é dado por :

$$X(\omega) = \frac{1}{K \cdot \sqrt{\left(1 - \frac{\omega^2}{\omega_n^2}\right)^2 + \left(2 \cdot \xi \cdot \frac{\omega}{\omega_n}\right)^2}} \quad (\text{m/N}) \quad (2.1)$$

com:

$$\omega_n = \sqrt{\frac{K}{(M + M_a)}} \quad (2.2)$$

$$\xi = \frac{C}{C_{cr}} \quad (2.3)$$

$$C_{cr} = 2 \cdot (M + M_a) \cdot \omega_n \quad (2.4)$$

onde:

- M é a massa da unidade;
- M_a é a massa adicional da unidade na direção de incidência do mar;
- K é a rigidez do sistema de ancoragem no plano, na direção de incidência do mar;
- ξ é a razão de amortecimento;
- C é o coeficiente de amortecimento da unidade na direção de incidência do mar;
- C_{cr} é o coeficiente de amortecimento crítico;
- ω é a frequência de excitação, e;
- ω_n é a frequência natural da unidade.

O espectro da força de deriva, $S_F(\mu)$, pode ser obtido, por exemplo, através da aproximação de Newman e vale:

$$S_F(\mu) = 8 \cdot \int_0^{\infty} S(\omega) \cdot S(\omega + \mu) \cdot \left[D\left(\omega + \frac{\mu}{2}\right) \right]^2 \cdot d\omega \quad (2.5)$$

onde:

- μ representa a diferença de frequência entre as ondas;
- $S(\omega)$ o espectro de energia das ondas, e;
- $D(\omega)$ a força de deriva provocada pela onda harmônica de frequência ω .

Segundo Aranha; Fernandes [5], o espectro da força de deriva, $S_F(\mu)$, pode ser tratado como um ruído branco e igual a $S_F(0)$ onde:

$$S_F(0) = 8 \cdot \int_0^{\infty} S^2(\omega) \cdot [D(\omega)]^2 \cdot d\omega \quad (2.6)$$

A partir da função de transferência (2.1) e do espectro (2.6) pode-se obter o espectro do movimento de deriva lenta, $S_X(\omega)$, através de:

$$S_X(\omega) = S_F(0) \cdot X^2(\omega) \quad (2.7)$$

a partir da qual determina-se os valores estatísticos de interesse:

“ROOT MEAN SQUARE”:

$$\text{RMS}_X = \sqrt{\int_0^{\infty} S_X(\omega) \cdot d\omega} \quad (2.8)$$

Amplitude significativa do movimento de segunda ordem:

$$X_{\text{SIG}} = 2 \cdot \text{RMS}_X \quad (2.9)$$

Amplitude máxima do movimento de segunda ordem:

$$X_{MAX} = RMS_x \cdot \sqrt{2 \cdot \ln\left(\frac{T}{T_n}\right)} \quad (2.10)$$

onde T é o tempo de duração da tormenta considerado (normalmente 3 horas) e T_n o período natural de oscilação da unidade no plano, ou seja:

$$T_n = \frac{2\pi}{\omega_n} \quad (2.11)$$

Substituindo-se (2.7) em (2.8) e integrando-se obtêm-se, conforme Aranha [5]:

$$RMS_x = \sqrt{\frac{S_F(0) \cdot \omega_n \cdot \pi}{K^2 \cdot 4 \cdot \xi}} \quad (2.12)$$

Os movimentos de 2ª ordem ocorrem em uma frequência muito inferior às frequências transversais das linhas. Para linhas na configuração convencional a rigidez é predominantemente geométrica e neste caso, segundo Crandall; Mark, [11], a ordem de grandeza do período natural da linha é:

$$T_{nLinha} = 2 \cdot \sqrt{\frac{P}{g}} \quad (2.13)$$

onde:

- P é a profundidade local, e;
- g é a aceleração da gravidade.

Enquanto o período natural da unidade para deslocamentos no plano horizontal se apresenta na faixa de 100 a 200 segundos, o período natural transversal da linha é da ordem de 20 segundo para uma profundidade local de 1000 metros. Assim, os movimentos de deriva lenta provocam esforços dinâmicos de pequena magnitude sobre as linhas, podendo ser desprezados; admite-se, então, que as linhas assumem uma configuração geométrica semelhante à que assumiriam em equilíbrio estático, em cada posição do movimento. Desta maneira, os esforços atuantes em cada ponto das linhas

podem também ser determinados a partir das equações de equilíbrio estático da catenária. Este efeito é menos relevante ainda em linhas na configuração “taut-leg” devido à sua maior rigidez (rigidez predominantemente elástica).

Os movimentos de 1ª ordem da unidade ocorrem em frequências próximas da frequência natural das linhas e podem gerar amplificação dinâmica dos esforços atuantes nas linhas. Assim, as trações nas linhas podem atingir valores superiores aos obtidos se a resposta fosse calculada utilizando-se as equações estáticas da catenária. Portanto, para uma avaliação precisa, a resposta das linhas aos movimentos de 1ª ordem deve ser avaliada através de uma análise dinâmica.

Como os movimentos de 1ª ordem são pequenos, especialmente quando comparados com o comprimento das linhas de amarração, admite-se que a componente do movimento perpendicular ao plano da linha não provoca alterações nos esforços atuantes ao longo do comprimento das mesmas.

O cálculo dos movimentos de 1ª ordem é efetuado a partir das funções de transferência da unidade, conhecidas como RAO (“Response Amplitude Operators”), e dependem da direção de incidência e intensidade do estado de mar e das características da unidade. Estas funções de transferências são transportadas para o plano das linhas e integradas com o espectro de mar para se determinar os valores máximos e significativos dos movimentos de 1ª ordem.

2.2.3 Aproamento e “Pattern” do Sistema

A força ambiental média resulta da combinação das forças médias dos ventos e das ondas com as forças de corrente. Como a intensidade destas forças depende da direção de incidência, a variação do aproamento da unidade provocará diferentes distribuições da força média total.

As forças constantes de vento e corrente são modeladas a partir da equação de Morrison, sendo dadas por:

$$F_c(\theta) = \frac{1}{2} \cdot \rho_c \cdot C_c(\theta) \cdot A_c \cdot V_c^2(\theta) = K_c(\theta) \cdot V_c^2(\theta) \quad (2.14)$$

$$F_v(\theta) = \frac{1}{2} \cdot \rho_v \cdot C_v(\theta) \cdot A_v \cdot V_v^2(\theta) = K_v(\theta) \cdot V_v^2(\theta) \quad (2.15)$$

onde:

- F_c é a força estática provocada pela ação da corrente;
- F_v é a força estática provocada pela ação do vento;
- ρ_c e ρ_v são, respectivamente, a densidade da água e do ar;
- θ é o ângulo de incidência em relação à proa da unidade, medido em sentido anti-horário ou trigonométrico;
- C_c e C_v são, respectivamente, os coeficientes de arrasto viscoso devido à corrente e ao vento;
- A_c e A_v são, respectivamente, as áreas projetadas expostas à corrente e ao vento;
- V_c e V_v são, respectivamente, as velocidades da corrente e do vento;
- K_c e K_v são, respectivamente, os coeficientes de força de corrente e de vento.

A força média de deriva $F_d(\theta)$ deve ser calculada com base nos coeficientes de deriva $D(\omega)$ que variam com a frequência e com a direção da onda incidente. Conhecido o espectro do mar $S(\omega)$, a força média de deriva, para uma dada direção de incidência θ , é dada por:

$$F_d(\theta) = 2 \cdot \int_0^{\infty} S(\omega) \cdot D(\omega) d\omega \quad (2.16)$$

Assim, a força ambiental média é expressa por:

$$F_{am}(\theta) = F_c(\theta) + F_v(\theta) + F_d(\theta) \quad (2.17)$$

A partir dos resultados desta soma seleciona-se o aproamento mais favorável, sem deixar de considerar o “layout” submarino. Com o objetivo de otimizar o aproamento da unidade, dois critérios podem ser adotados:

- a) critério do mínimo valor médio da força ambiental incidente,

$$\min \int_0^{2\pi} F_{am}(\theta) d\theta / 2\pi;$$

- b) critério do menor valor da máxima força ambiental incidente.

O primeiro critério está relacionado ao valor médio das forças ambientais incidentes, sem considerar a dispersão em torno deste valor, enquanto o segundo critério minimiza a máxima força ambiental que a plataforma terá que sustentar ao longo de sua vida útil. Em ambos os critérios, considera-se os agentes ambientais alinhados.

O “pattern” de ancoragem deve ser escolhido de forma a uniformizar a distribuição das forças ambientais médias sobre cada linha. Nesta escolha deve-se atentar também para as limitações impostas pelo “layout” submarino, no sentido de não se posicionar linhas em regiões próximas a outros componentes.

2.3 MÉTODOS DE ANÁLISE

Como mencionado nos itens anteriores, a alteração da configuração das linhas, devido ao “offset” estático e aos movimentos de 1ª e 2ª ordem, é a responsável pelas alterações nas trações.

As trações resultantes do “offset” estático e do movimento de 2ª ordem, em ambos os métodos apresentados a seguir, são calculadas utilizando-se as equações de equilíbrio estático da catenária, desprezando-se o efeito dinâmico do movimento de 2ª ordem.

As trações devidas ao movimento de 1ª ordem dependem significativamente do amortecimento e da inércia das linhas. Porém, as normas, em determinados casos, permitem que seja desprezado este efeito, calculando as trações devido aos movimentos

de 1ª ordem como se eles fossem movimentos quase-estáticos - Processo Quase-Estático. Em situações em que se requer um nível de segurança superior, é sugerida uma análise dinâmica para se investigar as alterações nos níveis de tensões das linhas devidos aos efeitos dinâmicos - Análise Dinâmica.

2.3.1 Análise Quase-Estática

Além da hipótese de que os movimentos de deriva lenta não provocam amplificações dinâmicas, admite-se também que, tanto os movimentos perpendiculares ao plano que contém a linha quanto os movimentos verticais neste plano, não provoquem alterações significativas nas trações das linhas.

Assim, o cálculo das trações máximas nas linhas é realizado por meio das equações de equilíbrio estático da catenária, posicionando-se a unidade, estaticamente, na posição correspondente à soma do "offset" estático com os movimentos de 1ª e 2ª ordem no plano.

Como os movimentos de 1ª e 2ª ordem dependem de dados estatísticos, a composição do movimento total, "offset quase-estático", varia dependendo da norma utilizada. Por exemplo, a API sugere que seja utilizado o maior valor entre o $(MAX\ 1^a + SIG\ 2^a)$ e $(SIG\ 1^a + MAX\ 2^a)$ e a DNV que seja utilizado o valor resultante de $\sqrt{(MAX\ 1^a)^2 + (MAX\ 2^a)^2}$.

2.3.2 Análise Dinâmica

Como mencionado no item 2.2.2, os movimentos de 1ª ordem provocam o aparecimento de esforços dinâmicos em cada ponto do trecho suspenso das linhas. Estes esforços, forças de inércia e forças de arrasto hidrodinâmico, ocorrem durante os movimentos rápidos no ponto de amarração da linha e são proporcionais à aceleração e velocidade em cada ponto da linha.

Dependendo da amplitude e da frequência destes movimentos, das funções de transferência da unidade (RAOs) e da rigidez das linhas, estes esforços podem causar uma amplificação dinâmica acentuada das forças nas extremidades das linhas. Esta amplificação dinâmica aumenta a amplitude de variação das cargas cíclicas em torno de seu valor médio, tornando a linha mais susceptível aos efeitos de fadiga.

O comportamento dinâmico das linhas é afetado por diversos efeitos não lineares; o amortecimento viscoso sobre as linhas, a não linearidade geométrica das linhas, o atrito com o solo marinho e o comportamento elástico não linear dos materiais das linhas. Como consequência, a resposta dinâmica torna-se dependente das amplitudes dos movimentos, inviabilizando a aplicação do princípio da superposição para o cálculo da resposta a movimentos não harmônicos.

Portanto, o projeto do sistema de linhas de ancoragem deve prever uma análise dinâmica, de modo a determinar o fator de magnificação de esforços e possibilitar uma melhor avaliação da sua vida em fadiga.

Como os movimentos de 1ª e 2ª ordem ocorrem em escalas de tempos muito diferentes, é admitido o desacoplamento destes movimentos, calculando-se o comportamento dinâmico das linhas para os efeitos dos movimentos de 1ª ordem e, combinando aos efeitos quase-estáticos dos movimentos lentos de 2ª ordem.

As normas propostas requerem este tipo de análise para sistemas de produção que permanecerão longos períodos na mesma locação, até 20 anos; impõem limites para as tensões máximas nas linhas, sugerindo que as linhas apresentem uma vida à fadiga de, pelo menos, três vezes a sua vida útil.

2.4 CRITÉRIOS DE PROJETO

As normas têm por objetivo a aplicação de critérios que garantam a integridade da unidade flutuante em condições ambientais adversas, zelando pela segurança daqueles que se encontram a bordo.

Os critérios de projeto fixados em normas de Sociedades Classificadoras usualmente estabelecem limitações para as seguintes variáveis relacionadas ao desempenho do sistema de ancoragem:

- a) “Offset” máximo da unidade;
- b) Trações máximas nas linhas;
- c) Cargas máximas nas âncoras;
- d) Comprimento das linhas;
- e) Vida à fadiga das linhas.

No caso de unidades flutuantes de perfuração, plataformas ou navios sonda, com caráter temporário, é indicada a adoção da norma API RP 2P [2], que sugere a análise quase-estática para o sistema intacto. Para unidades de produção, com caráter permanente, recomenda-se a utilização das normas API RP 2FP1 [3] ou DNV POSMOR [12] que sugerem a análise dinâmica para o sistema de ancoragem intacto e avariado.

3. ANÁLISE ESTÁTICA DE UMA LINHA DE AMARRAÇÃO

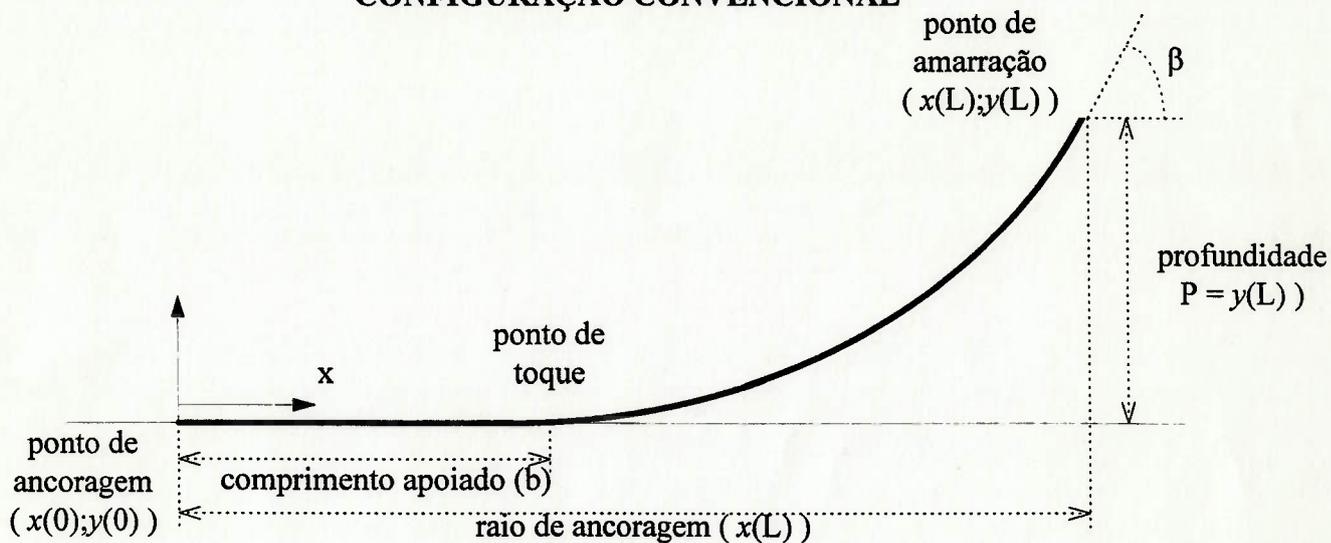
O problema estático de uma linha de amarração pode ser tratado como a determinação de sua configuração de equilíbrio e da tração resultante ao longo de seu comprimento, com o uso das equações de equilíbrio estático de uma catenária.

Neste capítulo são apresentadas estas equações para uma linha homogênea, generalizando os resultados obtidos para uma linha de composição arbitrária. São também analisados os mecanismos de resposta, apresentando-se um modelo para representação de uma linha em catenária.

É conveniente, inicialmente, definir as variáveis presentes na análise estática da linha. A Figura 3.1 ilustra estas variáveis.

- ponto de amarração é a extremidade superior da linha;
 - ponto de ancoragem é a extremidade inferior da linha;
 - ponto de toque é o ponto da linha que tangência o solo marinho, ou seja, primeiro contato da linha no fundo;
 - raio de ancoragem é a distância horizontal entre os ponto de amarração e ancoragem;
 - β é o ângulo entre a linha e a horizontal no ponto de amarração;
 - γ é o ângulo entre a linha e a horizontal no ponto de toque ($\gamma = 0$ para linhas convencionais);
 - L é o comprimento indeformado da linha;
 - P é a profundidade local;
 - b é o comprimento de linha apoiado no solo marinho;
 - Oxy é o sistema de eixos coordenados utilizado, com origem no ponto de ancoragem.
-

CONFIGURAÇÃO CONVENCIONAL



CONFIGURAÇÃO "TAUT-LEG"

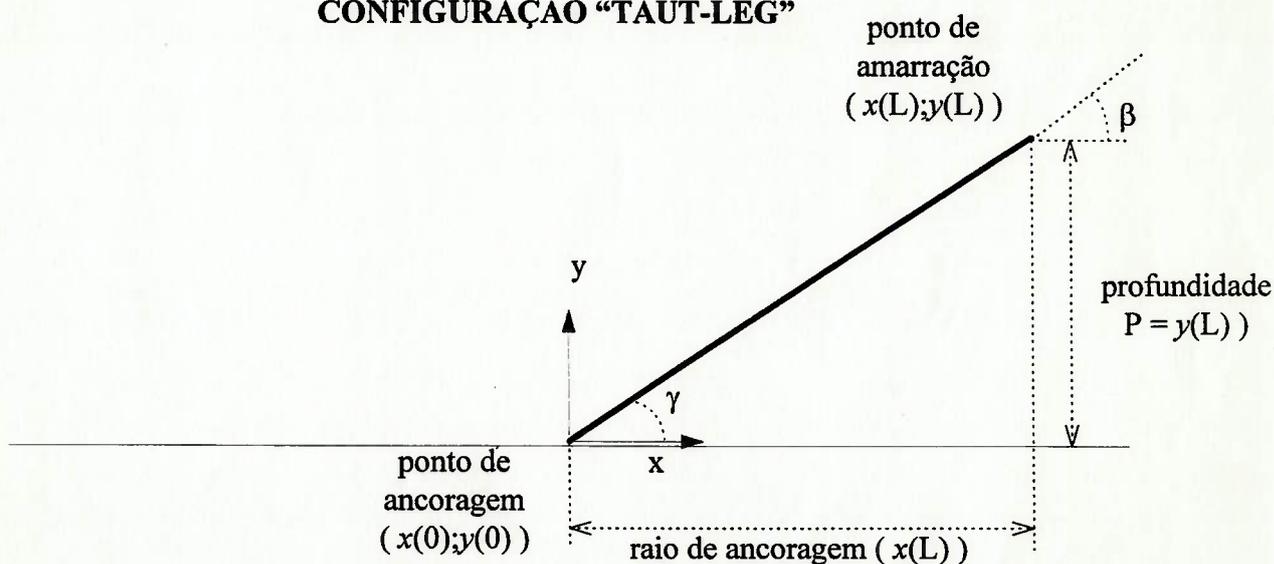


Figura 3.1 - Variáveis envolvidas na análise estática de uma linha

3.1 EQUAÇÃO ESTÁTICA DA CATENÁRIA PARA UMA LINHA DE AMARRAÇÃO DE COMPOSIÇÃO ARBITRÁRIA.

Nesta seção apresenta-se, inicialmente, o equacionamento para se obter o equilíbrio de uma linha homogênea. Como mencionado anteriormente, não serão considerados os esforços devido à incidência de corrente sobre as linhas. O procedimento é generalizado, determinando um roteiro de cálculo para se obter a curva de equilíbrio de uma linha de composição arbitrária contendo, ou não, bóias e/ou pesos concentrados. O desenvolvimento apresentado a seguir foi obtido utilizando-se as refs. [22] e [23].

3.1.1 Solução Analítica Exata da Catenária para uma Linha Homogênea.

Seja \bar{s} a coordenada curvilínea medida sobre a linha a partir de sua extremidade inferior. Sejam $x(\bar{s}, t)$ e $y(\bar{s}, t)$ as coordenadas de um ponto da linha, medidas a partir de um sistema de coordenadas cartesianas com origem na extremidade inferior e eixos Ox horizontal e Oy vertical. Seja $\theta(\bar{s}, t)$ o ângulo entre a linha e a horizontal. A Figura 3.2 permite estabelecer as seguintes relações geométricas:

$$\frac{d x}{d \bar{s}} = \cos \theta \quad (3.1)$$

e

$$\frac{d y}{d \bar{s}} = \operatorname{sen} \theta \quad (3.2)$$

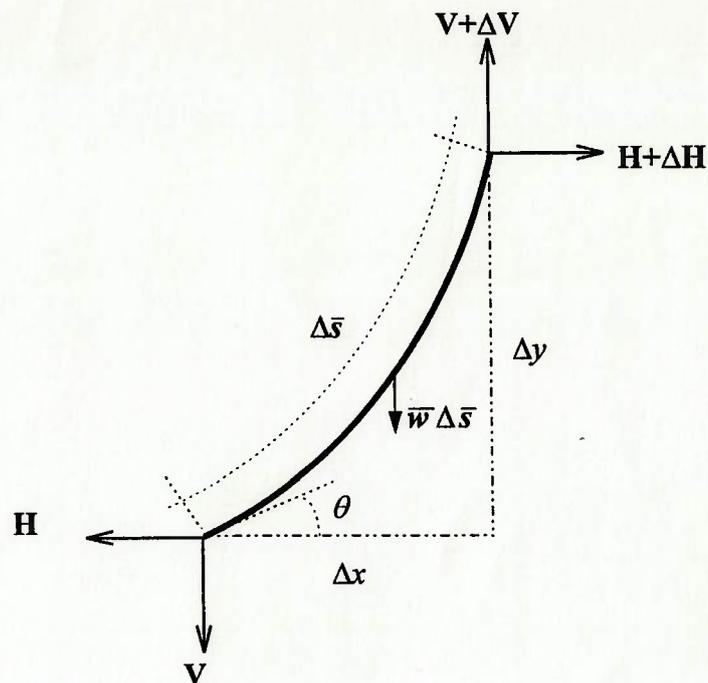


Figura 3.2 - Esforços atuantes em um trecho homogêneo da linha

Se s for a coordenada curvilínea medida ao longo da linha, antes da deformação, ela pode ser relacionada com a coordenada \bar{s} pela expressão:

$$\frac{d\bar{s}}{ds} = 1 + \varepsilon \quad (3.3)$$

onde ε é a alongação axial da linha.

Considerando que as deformações são pequenas, o material trabalha no regime elástico e é válida a lei de Hooke:

$$\varepsilon = \frac{T}{E \cdot A} \quad (3.4)$$

onde

- E é o módulo de Young;
- A é a área da seção transversal, e;

- T é a força de tração.

A força de tração T pode ser expressa em função de suas componentes H e V nas direções horizontal e vertical, respectivamente.

$$T = H \cos \theta + V \operatorname{sen} \theta \quad (3.5)$$

Para que o trecho de linha esquematizado na Figura 3.2 esteja em equilíbrio é necessário que as resultantes das forças e momentos aplicados sejam nulas, ou seja:

$$V \frac{dx}{ds} - H \frac{dy}{ds} = 0 \quad (3.6)$$

$$\frac{dH}{ds} = 0 \quad (3.7)$$

$$\frac{dV}{ds} = \bar{w} \quad (3.8)$$

Estas equações, combinadas entre si, fornecem:

$$\frac{d}{ds}(T \cos \theta) = 0 \quad (3.9)$$

$$\frac{d}{ds}(T \operatorname{sen} \theta) = \bar{w} \quad (3.10)$$

onde \bar{w} é o peso submerso por unidade de comprimento, após a deformação; \bar{w} pode ser relacionado com o peso por unidade de comprimento antes da deformação w considerando-se que o peso total é o mesmo antes e após a deformação. Assim pode-se escrever:

$$w = \bar{w}(1 + \varepsilon) \quad (3.11)$$

Utilizando-se as equações (3.9), (3.10) e (3.11), e as relações geométricas (3.1), (3.2) e (3.3), o sistema de equações pode ser reescrito em termos da coordenada curvilínea s .

$$\frac{d}{ds}(T \cos \theta) = 0 \quad (3.12)$$

$$\frac{d}{ds}(T \sin \theta) = w \quad (3.13)$$

$$\frac{dx}{ds} = (1 + \varepsilon) \cos \theta \quad (3.14)$$

$$\frac{dy}{ds} = (1 + \varepsilon) \sin \theta \quad (3.15)$$

Esse sistema de equações, que pode ser integrado analiticamente, permite o cálculo da configuração estática de uma linha homogênea ou de um trecho desta linha. Obtêm-se assim:

$$T \cos \theta = H = \text{constante} \quad (3.16)$$

$$T \sin \theta = ws + V_0 \quad (3.17)$$

ou seja, a componente horizontal da força de tração é constante ao longo de todo o comprimento, enquanto a componente vertical é linear com uma parcela constante V_0 , que é a componente vertical da força de tração na extremidade $s = 0$.

A partir de (3.16) e (3.17) obtêm-se:

$$T = \sqrt{H^2 + (ws + V_0)^2} \quad (3.18)$$

Substituindo os resultados (3.4), (3.16), (3.17) e (3.18) em (3.14) e (3.15) obtêm-se:

$$\frac{dx}{ds} = \frac{H}{EA} + \frac{H}{\sqrt{H^2 + (ws + V_0)^2}} \quad (3.19)$$

e

$$\frac{dy}{ds} = \frac{ws + V_0}{EA} + \frac{ws + V_0}{\sqrt{H^2 + (ws + V_0)^2}} \quad (3.20)$$

As equações (3.19) e (3.20) podem ser integradas algebricamente. Adotando-se as condições de contorno $x(0) = 0$ e $y(0) = 0$, obtêm-se:

$$x(s) = \frac{H}{EA}s + \frac{H}{w} \left[\operatorname{asenh} \left(\frac{ws + V_0}{H} \right) - \operatorname{asenh} \left(\frac{V_0}{H} \right) \right] \quad (3.21)$$

e

$$y(s) = \frac{s}{EA} \left(\frac{w}{2}s + V_0 \right) + \frac{1}{w} \left(\sqrt{H^2 + (ws + V_0)^2} - \sqrt{H^2 + V_0^2} \right) \quad (3.22)$$

Lembrando que:

$$\operatorname{asenh}(x) = \ln(x + \sqrt{x^2 + 1}) \quad (3.23)$$

a equação (3.21) pode ser escrita como:

$$x(s) = H \cdot \left[\frac{s}{EA} + \frac{1}{w} \cdot \ln \left(\frac{(ws + V_0) + \sqrt{H^2 + (ws + V_0)^2}}{\sqrt{H^2 + V_0^2} + V_0} \right) \right] \quad (3.24)$$

As equações (3.22) e (3.24) definem a geometria da linha, ponto a ponto. Estas equações podem ser utilizadas para se determinar o raio de ancoragem das linhas, fixadas as trações nas extremidades.

Utilizando as variáveis T_0 e T_f para representarem as tração no ponto de ancoragem e no ponto de amarração, respectivamente, ou seja:

$$T_0 = \sqrt{H^2 + V_0^2} \quad (3.25)$$

e,

$$T_f = \sqrt{H^2 + (ws + V_0)^2} \quad (3.26)$$

as equações (3.22) e (3.24) podem ser escritas como:

$$x(s=L) = H \cdot \left[\frac{L}{EA} + \frac{1}{w} \cdot \ln \left(\frac{(wL + V_0) + T_f}{T_0 + V_0} \right) \right] \quad (3.27)$$

$$y(s=L) = \frac{1}{2 \cdot EA \cdot w} \cdot (T_f^2 - T_0^2) + \frac{T_f - T_0}{w} \quad (3.28)$$

As equações (3.27) e (3.28) definem o equilíbrio estático de uma linha elástica homogênea em catenária (todo seu comprimento suspenso). Observar que nestas equações, os esforços T_0 e T_f podem ser expressos em função dos esforços H e V_0 . Assim, conhecendo-se as coordenadas do topo da linha $(x(L); y(L))$, as expressões (3.27) e (3.28) permitem calcular os esforços horizontal e vertical no ponto de amarração da linha, utilizando-se um processo iterativo, que é descrito a seguir.

3.1.2 Processo Iterativo para Determinação da Curva de Equilíbrio de uma Linha de Composição Arbitrária.

A fim de se determinar a curva de equilíbrio de uma linha de amarração por meio das equações apresentadas no item anterior, para uma determinada posição relativa entre os seus pontos de amarração e ancoragem, deve-se atentar para os seguintes pontos:

- as equações apresentadas são válidas apenas para o trecho suspenso da linha, desconsiderando a existência de trechos apoiados no solo,

exigindo procedimentos diferentes para se determinar a curva de equilíbrio de uma linha na configuração convencional e na configuração “taut-leg”;

- como estas equações modelam apenas linhas homogêneas, a aplicação do procedimento à uma linha mista exige que ela seja dividida em um número de trechos igual ao número de trechos diferentes na linha, considerando adequadamente as condições de contorno entre cada trecho;
- estas equações não consideram a existência de bóias ou pesos concentrados ao longo do comprimento da linha; caso existam, a linha deve ser dividida em trechos como no caso anterior.

A seguir serão apresentados os principais passos dos procedimentos usuais para determinação da curva de equilíbrio das linhas convencionais e “taut-leg”. Neste tratamento, será considerado um sistema global de coordenadas com origem na âncora e a linha deverá ser subdividida em ‘N’ segmentos, conforme a necessidade, sendo o primeiro localizado logo após a âncora e o ‘enésimo’ no “fairlead” da unidade.

A) Linhas convencionais:

- definir um valor para a tensão horizontal H , para a qual se quer obter a curva de equilíbrio;
- admitir um valor para o comprimento apoiado não deformado, b , maior que zero;
- identificar os segmentos da linha que estão suspensos;
- calcular as tensões verticais nas extremidades de cada segmento da linha, considerando que a tensão vertical, na extremidade inferior do primeiro segmento suspenso deverá ser: $V_{1i} = -H \cdot \tan(\alpha)$, onde α é o ângulo de inclinação do solo;
- calcular as projeções x_i e y_i para cada segmento, através de (3.27) e (3.28). As projeções x_i e y_i são as coordenadas da extremidade superior do segmento em um sistema de coordenadas deste segmento, com eixos

paralelos ao sistema global da linha e com origem na sua extremidade inferior;

- calcular o comprimento apoiado alongado;
- calcular a projeção total da linha somando as projeções de cada segmento;
- verificar se a função mérito abaixo é suficientemente pequena e, em caso negativo, admitir um novo valor para b e repetir o procedimento;

$$\text{Função Mérito} = y_{Total} - x_{Total} \cdot \text{sen}(\alpha) - \text{Profundidade}$$

Observar que esta função de mérito exprime a diferença entre a profundidade real e a profundidade para a qual a linha apresenta um comprimento apoiado b , quando submetida à força horizontal H .

B) Linhas "Taut-Leg":

- definir um valor para a tensão horizontal H , para a qual se quer obter a curva de equilíbrio;
- admitir um valor para o ângulo, γ , entre a linha e a horizontal no ponto de ancoragem;
- calcular as tensões verticais nas extremidades de cada segmento da linha, considerando que a tensão vertical, na extremidade inferior do primeiro segmento, deverá ser: $V_{li} = -H \cdot \tan(\gamma)$;
- calcular as projeções x_i e y_i para cada segmento, através de (3.27) e (3.28), como mencionado no procedimento para linhas convencionais;
- calcular a projeção total da linha somando as projeções de cada segmento;
- verificar se a função mérito abaixo é suficientemente pequena e, em caso negativo, admitir um novo valor para γ e repetir o procedimento;

$$\text{Função Mérito} = y_{Total} - x_{Total} \cdot \text{sen}(\alpha) - \text{Profundidade}$$

3.2 INTERPRETAÇÃO FÍSICA DOS MECANISMOS DE RESPOSTA DA LINHA DE AMARRAÇÃO.

Um deslocamento qualquer do ponto de amarração de uma linha, com uma certa configuração inicial, pode ser interpretado como uma alteração do seu raio de ancoragem, provocando mudanças nas condições de equilíbrio e, em particular, na tração no ponto de amarração. Supondo que este deslocamento ocorra de forma estática ou quase-estática, é possível determinar a variação da tração no ponto de amarração a partir das equações apresentadas na seção anterior.

A linha de amarração responde fisicamente a esses deslocamentos quase-estáticos de seu ponto de amarração através de dois mecanismos distintos, que atuam simultaneamente.

Um dos mecanismos é a mudança na curva de equilíbrio da linha, provocada pela alteração dos parâmetros geométricos que determinam seu equilíbrio estático: profundidade e raio de ancoragem da linha. Com a alteração da curva de equilíbrio estático, os esforços atuantes em cada ponto da linha também sofrem alterações, em especial, a tração no ponto de amarração, o que altera a capacidade de restauração da linha.

O segundo mecanismo é a deformação elástica da linha que depende basicamente da sua rigidez elástica axial. A alteração dos esforços ao longo da linha, provocada pela modificação dos parâmetros geométricos, altera a deformação elástica, modificando o comprimento suspenso da linha.

Pode-se, então, dizer que, uma parcela do deslocamento imposto ao ponto de amarração é absorvida por uma mudança geométrica na forma da linha, supondo que a mesma seja infinitamente rígida, e a parcela restante através de deformação elástica. A ordem de grandeza de cada uma das parcelas é função da relação entre a rigidez geométrica e a rigidez elástica da linha.

Esta análise sugere um modelo de duas molas em série para representar o comportamento de uma linha de amarração sujeita a deslocamentos impostos ao seu ponto de amarração. A Figura 3.3 retirada da ref. [8] ilustra este modelo.

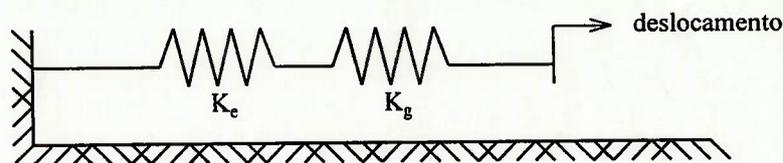


Figura 3.3 - Modelo para a Rigidez de uma Linha de Amarração

A rigidez equivalente K representa a rigidez da linha de amarração para uma determinada posição relativa entre seus pontos de amarração e ancoragem e é dada por:

$$K = \frac{K_g \cdot K_e}{K_g + K_e} \quad (3.29)$$

onde:

- K_g é a rigidez geométrica da linha;
- K_e é a rigidez elástica da linha.

Definindo o fator λ , como a relação entre as rizezas geométrica e elástica, ou seja:

$$\lambda = \frac{K_e}{K_g} \quad (3.30)$$

e substituindo-o na equação (3.29), obtêm-se:

$$K = \frac{K_e}{1 + \lambda} \quad (3.31)$$

Desta maneira, quanto mais próximo de zero for o fator λ , mais próximo da rigidez elástica será o valor da rigidez da linha, atingindo o limite para $\lambda = 0$, quando a

rigidez geométrica da linha seria infinita e, o valor da rigidez da linha seria igual à rigidez elástica. Neste caso, todo deslocamento imposto ao ponto de amarração da linha seria absorvido pela mola elástica.

Na situação inversa, λ tendendo ao infinito, ou seja, o valor da rigidez geométrica muito pequeno comparado com o valor da rigidez elástica, a rigidez total da linha seria uma parcela muito pequena da rigidez elástica e todo deslocamento imposto ao ponto de amarração seria absorvido por deformação da mola geométrica.

Para valores intermediários do fator λ , uma parcela do deslocamento imposto será absorvida pela mola geométrica e a parcela restante pela mola elástica.

É importante salientar que toda a análise deve ser realizada para uma determinada configuração, ou seja, uma determinada posição relativa dos pontos de amarração e ancoragem e para um dado comprimento de linha.

Para uma determinada configuração, pode-se definir coeficientes de rigidez da linha em termos da tração no ponto de amarração, como também em termos das suas componentes horizontais e verticais, para deslocamentos na direção dos eixos coordenados. Estes coeficientes são apresentados abaixo.

$$K_x = \frac{\partial T}{\partial x} \qquad K_y = \frac{\partial T}{\partial y} \qquad (3.32)$$

$$K_{xx} = \frac{\partial H}{\partial x} \qquad K_{xy} = \frac{\partial H}{\partial y} \qquad (3.33)$$

$$K_{yx} = \frac{\partial V}{\partial x} \qquad K_{yy} = \frac{\partial V}{\partial y} \qquad (3.34)$$

onde:

- K_i é a rigidez axial da linha para deslocamentos na direção i , e;
- K_{ij} é a rigidez da linha na direção i para deslocamentos na direção j .

A rigidez elástica pode ser determinada admitindo-se que a linha não possa sofrer alterações em sua geometria. Neste caso, a força necessária para impor um certo deslocamento, *suposto pequeno*, pode ser considerada proporcional à projeção deste deslocamento na direção tangente à linha no ponto de amarração, como ilustrado na Figura 3.4.

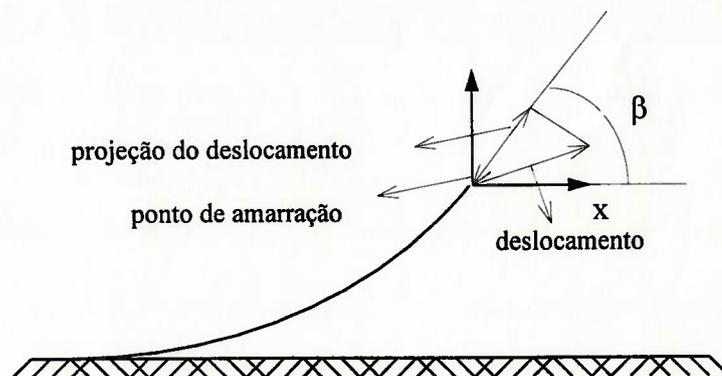


Figura 3.4 - Hipótese para cálculo da Rigidez Elástica [8].

Sendo a rigidez elástica axial da linha calculado por:

$$K_e = \frac{E \cdot A}{L} \quad (3.35)$$

pode-se calcular os coeficientes de rigidez elástica para deslocamentos paralelos aos eixos coordenados através das equações a seguir:

$$K_{xe} = \frac{\partial T_e}{\partial x} = \frac{E \cdot A}{L} \cdot \cos(\beta) \quad (3.36)$$

$$K_{ye} = \frac{\partial T_e}{\partial y} = \frac{E \cdot A}{L} \cdot \text{sen}(\beta) \quad (3.37)$$

$$K_{xxe} = \frac{\partial H_e}{\partial x} = \frac{E \cdot A}{L} \cdot \cos^2(\beta) \quad (3.38)$$

$$K_{xye} = \frac{\partial H_e}{\partial y} = \frac{E \cdot A}{L} \cdot \cos(\beta) \cdot \text{sen}(\beta) \quad (3.39)$$

$$K_{yye} = \frac{\partial V_e}{\partial y} = \frac{E \cdot A}{L} \cdot \text{sen}^2(\beta) \quad (3.40)$$

$$K_{yxe} = \frac{\partial V_e}{\partial x} = \frac{E \cdot A}{L} \cdot \text{sen}(\beta) \cdot \cos(\beta) \quad (3.41)$$

onde:

- β é o ângulo entre a linha e a horizontal, no seu ponto de amarração;
- K_{ie} é a rigidez elástica na direção tangente à linha para um deslocamento na direção i ;
- K_{jje} é a rigidez elástica na direção i para um deslocamento na direção j ;

Em linhas de amarração convencionais solicitadas por movimentos quase-estáticos, o fator λ tem valor superior a 100, mostrando que a restauração é essencialmente geométrica; ou seja, a capacidade de restauração da linha é devida ao aumento ou diminuição do comprimento suspenso.

Este fato traz diversas desvantagens ao sistema de ancoragem convencional, como por exemplo:

- necessidade de grandes comprimentos apoiados no solo submarino, aumentando o custo de aquisição do sistema e complicando o "layout" submarino;
- necessidade de grandes deslocamentos (da ordem de 10 a 15% da lâmina d'água) para que o sistema equilibre o esforço ambiental, o que

exige a utilização de sistemas mais complexos unindo a unidade ao poço produtor;

- necessidade de utilização , em grandes lâminas d'águas, de linhas muito robustas, com maior tração de ruptura, pois apenas o peso próprio da linha já consome grande parte da capacidade de restauração do sistema;
- diminuição da capacidade de carga útil devido ao elevado peso do sistema.

Em linhas de amarração na configuração “taut-leg” solicitadas por movimentos quase-estáticos, o fator λ se situa muito próximo de zero, mostrando que sua restauração é essencialmente elástica, ou seja, a capacidade de restauração da linha é devido à sua deformação elástica.

Este fato traz diversas vantagens ao sistema de ancoragem “taut-leg”, como por exemplo:

- diminuição do raio de ancoragem das unidades de produção simplificando o “layout” submarino;
- diminuição dos movimentos apresentados pelas unidades devido à sua maior rigidez, reduzindo a distância mínima entre as unidades, aproximando-as dos poços produtores;
- possibilidade de simplificação dos sistemas que conectam a unidade ao poço produtor, reduzindo custos indiretos;
- utilização de materiais mais leves reduzindo custos de aquisição, e;
- diminuição da carga vertical aplicada ao convés, aumentando a capacidade de carga da unidade.

A principal desvantagem encontrada nesta configuração é a necessidade de utilização de diâmetros de linha maiores que os utilizados na ancoragem convencional, modificando procedimentos de operação e exigindo a adaptação dos equipamentos de manuseio.

Outra desvantagem é a necessidade de utilização de âncoras que resistam à cargas verticais; porém, esta desvantagem é compensada pelas vantagens obtidas com o menor raio de ancoragem e a inexistência de trechos de linhas apoiados no solo marinho. Em função de avaliações recentemente publicadas sobre o desempenho de âncoras com capacidade para suportar cargas verticais, [17] e [25], esta desvantagem passa a ser menos relevante, tornando desnecessária a utilização de estacas.

4. O ESTUDO DE VIABILIDADE E AVALIAÇÃO DE SISTEMAS "TAUT-LEG"

Neste capítulo é examinado o procedimento apresentado pelas referências [14], [15] e [24], para se verificar a viabilidade do emprego de sistemas de ancoragem na configuração "taut-leg" para posicionar unidades flutuantes de produção. Serão também apresentadas as características das curvas de desempenho utilizadas no procedimento, a fim de esclarecer o comportamento das linhas na configuração retesada ("taut-leg").

Verificar a viabilidade do emprego de sistemas "taut-leg" consiste em avaliar se o desempenho desta configuração atende aos critérios técnicos estabelecidos nas normas, apresentando, simultaneamente, características econômicas e operacionais mais atrativas do que os sistemas de ancoragem convencionais.

Os critérios técnicos estabelecidos nas normas são, basicamente, os "offsets" máximos e as trações máximas nas linhas e âncoras em cada condição a ser analisada. Dependendo das características da unidade ancorada, as normas recomendam ainda uma avaliação da vida à fadiga das linhas, como mencionado na seção 2.4. Assim, o sistema será mais atrativo se satisfizer estes limites apresentando um menor raio de ancoragem, menores passeios no plano ou ainda menores custos de aquisição ou manutenção.

Um processo de tentativa e erro para a realização desta avaliação, onde diversas configurações aleatórias de sistemas são testadas, corre o risco de apontar algumas soluções que não sejam as melhores do ponto de vista econômico, de arranjo ou desempenho; ou ainda, de não apontar soluções mais atrativas do que as convencionais, impossibilitando conclusões definitivas sobre a viabilidade destes sistemas.

Estas considerações reforçam a importância de se elaborar uma metodologia que permita uma avaliação prévia do comportamento e desempenho de diversas configurações de linhas "taut-leg" e oriente a seleção daquelas que melhor atendam os requisitos econômicos e de desempenho, para que estas sejam confrontadas com os sistemas convencionais que seriam utilizados nas mesmas condições ambientais.

É dentro deste contexto que as referências [14], [15] e [24] apresentam um procedimento simplificado para a avaliação do desempenho, e para a seleção da configuração de um sistema "taut-leg", definidos o diâmetro e o material das linhas a serem utilizadas.

A seguir é apresentado este procedimento simplificado, apresentando as hipóteses consideradas e apontando suas limitações.

4.1 PROCEDIMENTO SIMPLIFICADO

O procedimento empregado nas referências [14], [15] e [24] para se calcular a capacidade de restauração de um determinado sistema está baseada em uma hipótese sobre o comportamento de sistemas "taut-leg". Admite-se que ele é representado com precisão a partir do comportamento de um modelo constituído por duas linhas opostas de mesma configuração que as linhas do sistema original. Por mesma configuração entende-se mesmo comprimento de linha submetida à mesma pré-tração.

A formulação desta hipótese de representação baseia-se nas seguintes considerações:

- a) a rigidez de um sistema "taut-leg" é essencialmente definida pela sua rigidez elástica, o que tende a tornar seu comportamento estático no plano praticamente linear (rigidez constante), principalmente quando se considera pequenos deslocamentos, conforme visto na seção 3.2.
- b) sistemas "taut-leg" tendem a apresentar uma rigidez no plano horizontal bastante elevada, o que implica em pequenos passeios da unidade no plano quando comparados aos obtidos com sistemas convencionais;

Considerando que as linhas do sistema sejam idênticas e que apresentem a mesma configuração geométrica na posição neutra, todas as linhas apresentarão o mesmo valor de rigidez para deslocamentos horizontais no plano que as contem. Pode-se mostrar, a partir de um modelo que represente as linhas por molas lineares no seu plano, que tanto o esforço estático associado a um certo deslocamento como a rigidez do

sistema após este deslocamento, podem ser determinados diretamente a partir do resultado da aplicação deste mesmo deslocamento a um par de linhas opostas deste sistema.

Na Figura 4.1 é apresentado um sistema simétrico formado por 8 linhas idênticas e inicialmente com a mesma configuração, apresentando portanto a mesma rigidez nos seus respectivos planos. A partir da hipótese adotada, mostra-se que a rigidez do sistema, na direção da solicitação adotada, é igual a $2 \cdot (2K_{xx})$, onde K_{xx} é a rigidez das linhas para movimentos horizontais nos seus respectivos planos.

$$F_i = K_{xx} \cdot \delta \cdot \cos^2[\alpha_1 + (i-1) \cdot \Delta\alpha]$$

$$F_T = F_{Amb} = \sum_{i=1}^8 F_i = 2 \cdot \sum_{i=1}^4 F_i$$

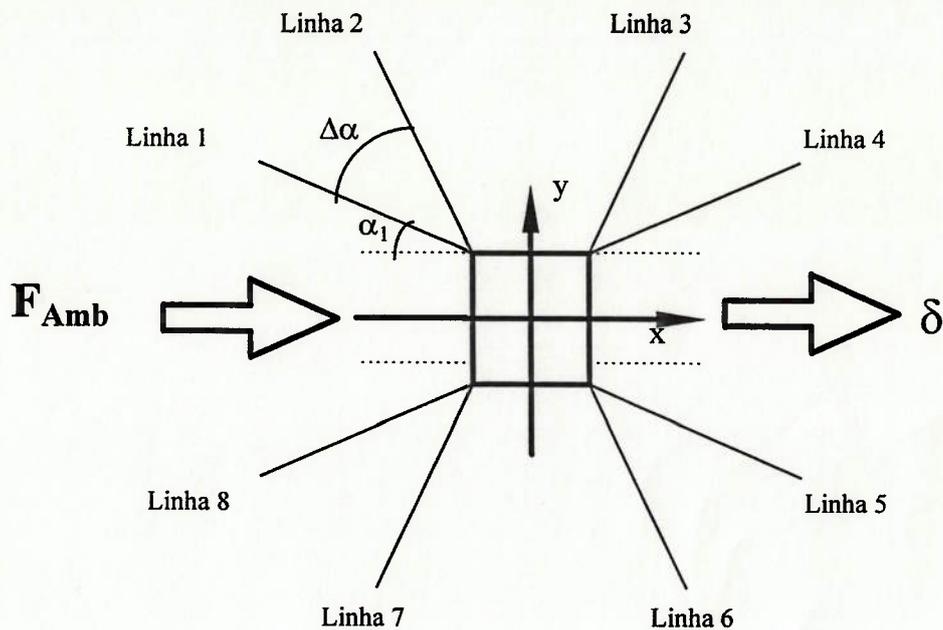
$$\therefore F_T = 2 \cdot K_{xx} \cdot \delta \sum_{i=1}^4 \cos^2[\alpha_1 + (i-1) \cdot \Delta\alpha]$$

onde:

- $\Delta\alpha = \frac{360}{8} = \text{constante};$
- i é o número da linha;
- F_i é a força exercida pela linha i na direção do deslocamento e em sentido oposto a este;
- F_T é a força ambiental total exercida sobre a unidade e equilibrada pelo sistema de ancoragem;
- δ é o deslocamento apresentado pela unidade.

ou seja:

$$F_T = 2 \cdot 2K_{xx} \cdot \delta \tag{4.1}$$



As linhas são molas com rigidez K_{xx}

Figura 4.1 - Modelo para o sistema de ancoragem completo

A Figura 4.2 apresenta um par de linhas opostas como duas molas em paralelo. Sendo F a força aplicada no corpo; K_1 a rigidez da mola 1, K_2 a rigidez da mola 2 e δ o deslocamento apresentado, pode-se escrever:

$$F = K_1 \cdot \delta + K_2 \cdot \delta \quad (4.2)$$

Considerando as duas linhas idênticas e inicialmente com a mesma configuração das linhas do sistema original, mostra-se que a rigidez apresentada por este sistema a um deslocamento qualquer no plano que as contém é igual ao dobro da rigidez apresentada, no mesmo plano, por qualquer uma das linhas, ou seja se $K_1 = K_2 = K_{xx}$, obtêm-se:

$$F = 2 \cdot K_{xx} \cdot \delta \quad (4.3)$$

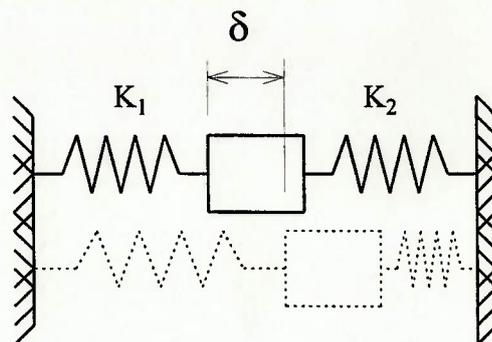


Figura 4.2 - Modelo para um par de linhas opostas

O exemplo da Figura 4.1 mostra que a unidade, quando submetida a uma força F_{Amb} , apresenta um deslocamento δ a partir da posição neutra, considerado na mesma direção desta força, para que a força resultante do sistema de ancoragem equilibre a solicitação ambiental. Considerando válidas as hipóteses de linearidade feitas anteriormente, as equações (4.1) e (4.3) indicam que esta resultante é igual a duas vezes a resultante horizontal ($2K_{xx}\delta$) de duas linhas opostas, submetidas ao mesmo deslocamento δ , e que a rigidez do sistema no plano é igual a duas vezes a rigidez no plano do modelo de duas linhas opostas.

A análise foi realizada para um sistema de 8 linhas e "pattern" simétrico; porém, resultados semelhantes são obtidos para um número diferente de linhas e "pattern" não simétrico, variando apenas o coeficiente de proporcionalidade. Desta forma, é possível prever o comportamento de um sistema qualquer analisando um sistema de um par linhas opostas idênticas às linhas do sistema original.

A aproximação proposta neste modelo é tanto melhor quanto mais linear for o comportamento estático das linhas e quanto menores forem os deslocamentos da unidade no plano.

O critério de desempenho utilizado neste procedimento é definido como a máxima Força Média Ambiental que o sistema pode suportar (aqui chamada de capacidade de restauração do sistema), sem que a tração máxima na linha mais carregada supere a tração admissível especificada. A capacidade de restauração do

sistema é calculada considerando-se que a tração que atua em uma linha do sistema é resultado da combinação dos efeitos provocados pelo deslocamento estático, pelo movimento de 2ª ordem e pelo movimento de 1ª ordem.

A referência [24] estima a capacidade de restauração do sistema e o "offset" total da unidade, supondo conhecido o seu deslocamento quase-estático, ou seja, determina qual a força ambiental que o sistema é capaz de suportar e o deslocamento total associado, limitando-se a tração atuante na linha mais carregada e impedindo que a linha menos carregada se apoie no solo. A determinação desta força e do deslocamento é realizada com o auxílio da curva tração x raio de ancoragem da linha a ser utilizada, conforme será apresentado no item 4.1.1 - Restrições Impostas ao Sistema de Ancoragem.

Aplicando-se o procedimento para diversos comprimentos de linha, é possível levantar a curva de capacidade de restauração do sistema em função da razão comprimento/profundidade, mostrada na Figura 4.3. Pode-se, assim, determinar o comprimento de linha necessário para que o sistema suporte uma determinada força ambiental.

O movimento quase-estático apresentado pela unidade é a combinação dos movimentos de 1ª ordem com os movimentos de 2ª ordem. Como mencionado em 2.2.2, os movimentos de 1ª ordem podem ser considerados independentes do sistema de ancoragem; o mesmo não ocorre com os movimentos de 2ª ordem, que dependem essencialmente da rigidez apresentada pelo sistema.

Desta maneira, este procedimento simplificado poderá indicar um sistema que não seja capaz de restaurar a força ambiental prevista obedecendo o limite imposto para a tração atuante nas linhas. Isto acontecerá se, com o sistema utilizado, a unidade apresentar um valor para o movimento de 2ª ordem superior ao considerado inicialmente no processo, o que dependerá do valor da rigidez apresentada pelo sistema, provocando um deslocamento total superior ao considerado e, por consequência, a tração na linha mais carregada seria superior ao máximo desejado.

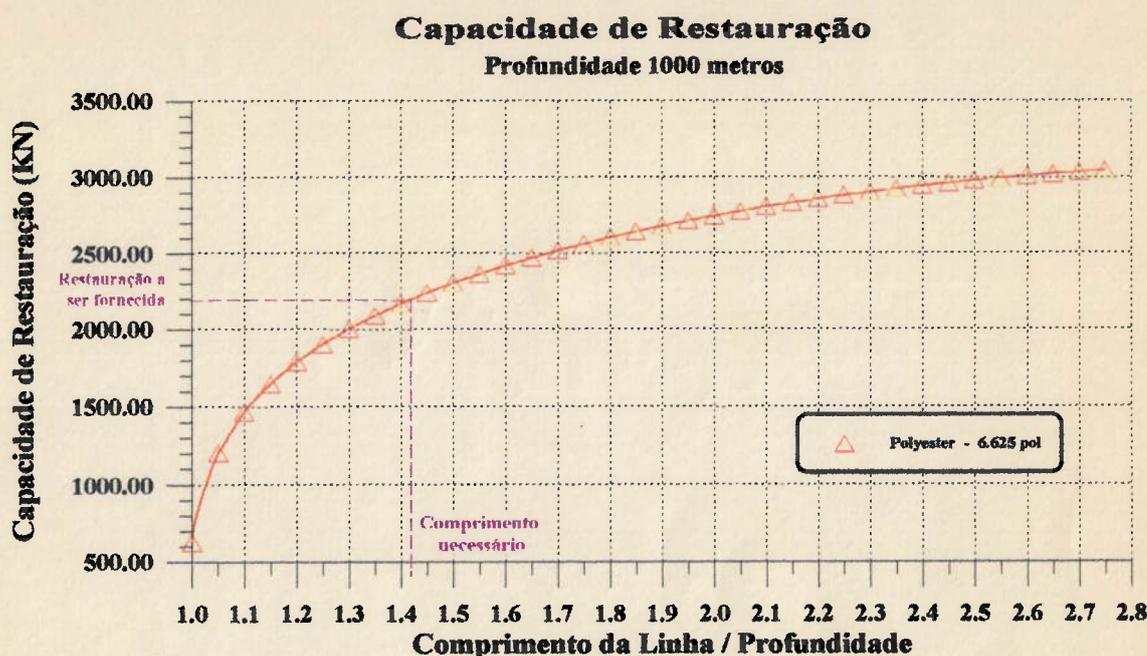


Figura 4.3 - Determinação do sistema para uma dada condição ambiental

Para evitar este problema, é apresentado neste trabalho, um procedimento de otimização para escolher a configuração mais apropriada, capaz de restaurar uma determinada força ambiental, levando-se em consideração, além das hipóteses já mencionadas, a rigidez do próprio sistema para o cálculo do movimento de 2ª ordem, movimento este a ser utilizado na composição do deslocamento total.

Neste trabalho, como também foi feito nas referências [14], [15], [16] e [24], admite-se que os efeitos dos movimentos da unidade sobre os esforços nas linhas sejam de natureza quase-estática. No caso dos movimentos de 1ª ordem, admite-se que sejam relevantes apenas aqueles que ocorrem no plano das linhas; esta hipótese também é utilizada na metodologia proposta pela API [1] para o dimensionamento prévio de sistemas convencionais de ancoragem.

4.1.1 Restrições Impostas ao Sistema de Ancoragem

A ref. [24] impõe apenas duas restrições ao sistema; estabelece um limite de tração na linha mais carregada e impede que a linha menos carregada apresente trechos

apoiados no solo marinho. No procedimento de otimização elaborado no presente trabalho, outras restrições, inclusive de natureza geométrica, podem ser impostas na avaliação da capacidade de restauração de um sistema, como por exemplo:

- valor mínimo para a tração nas linhas, evitando um possível afrouxamento ou chicoteamento;
- valor máximo para o esforço vertical sobre a unidade, aplicado por uma linha;
- valores mínimos e máximos para a pré-tração nas linhas - tração na posição neutra;
- valores máximos para as trações atuantes nas âncoras;
- valores máximos para os passeios da unidade;
- impedir que as linhas menos carregadas se apoiem no solo marinho ou impor um valor máximo e mínimo para o comprimento apoiado;
- valores máximos e mínimos para os raios de ancoragem, e;
- valores máximos e mínimos para os movimentos de 2ª ordem.

A inclusão de uma ou mais destas restrições depende do particular problema a ser considerado. Convém ressaltar que, dependendo das restrições impostas, o procedimento elaborado pode ser utilizado para o tratamento de sistemas convencionais.

Considerando um determinado comprimento de linhas, as restrições impostas e o movimento quase-estático da unidade, a capacidade de restauração do modelo é determinada com o auxílio da curva Tração x Raio de Ancoragem da linha a ser utilizada. Com o auxílio desta curva são determinadas as configurações correspondentes à linha mais e menos carregada, possibilitando o cálculo da capacidade de restauração do modelo, e conseqüentemente do sistema. A capacidade de restauração do modelo será a diferença entre as componentes horizontais das forças de tração da linhas mais e menos carregada, antes da ocorrência dos movimentos quase-estáticos.

A Figura 4.4 apresenta a curva Tração x Raio de Ancoragem para uma linha hipotética. Para o traçado desta curva, são utilizadas as equações de equilíbrio estático

da catenária, definidas em (3.27) e (3.28). Nesta equações são impostos os valores $(x(s=L); y(s=L))$ que correspondem aos valores do raio de ancoragem desejado e da profundidade local, respectivamente.

Nesta figura é utilizada a seguinte nomenclatura:

- Ponto 1: ponto que define a configuração da linha menos carregada do modelo, considerando as restrições impostas;
- Ponto 2: ponto que define a configuração da linha mais carregada do modelo, considerando as restrições impostas;
- Ponto 3: ponto onde deve se iniciar o movimento devido às ondas para garantir que o limite imposto pelo Ponto 1 será respeitado

$$\therefore \text{Anc.}_{\text{Ponto 3}} = \text{Anc.}_{\text{Ponto 1}} + \text{Mov. Quase-Estático}$$

- Ponto 4: ponto onde deve se iniciar o movimento devido às ondas para garantir que o limite imposto pelo ponto 2 será respeitado

$$\therefore \text{Anc.}_{\text{Ponto 4}} = \text{Anc.}_{\text{Ponto 2}} - \text{Mov. Quase-Estático}$$

onde Anc. é o raio de ancoragem na posição mencionada.

Para a determinação dos Pontos 1 a 4 devem ser avaliadas as restrições geométricas e de tração impostas às linhas bem como os movimentos quase-estáticos impostos à unidade.

A configuração correspondente ao ponto 1 será determinada verificando-se na curva Tração x Raio de Ancoragem qual é a configuração (raio de ancoragem) que apresenta a tração necessária para que a linha apresente exatamente o comprimento apoiado máximo permitido pelas restrições. Este valor de tração é determinado utilizando o procedimento para o cálculo da configuração de linhas convencionais, procedimento este apresentado na seção 3.1.2. Se não for permitido o apoio da linha no solo, a configuração correspondente ao ponto 1 será a configuração limite entre a configuração convencional e a "taut-leg", ou seja, a linha estará na iminência do toque no solo, apresentando o ângulo γ igual a zero.

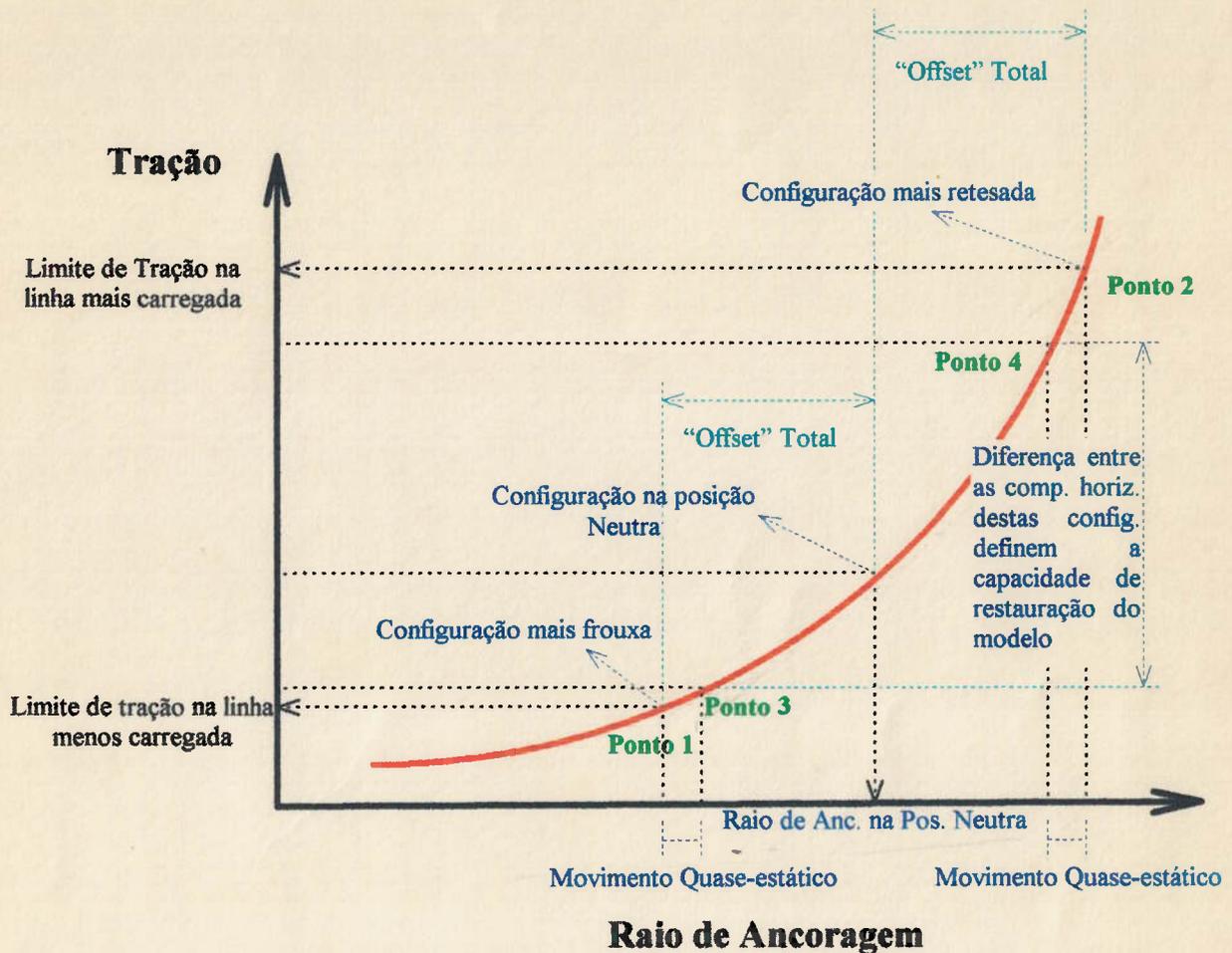


Figura 4.4 - Tração x Raio de Ancoragem

Se houver outras restrições impostas à linha menos carregada (ponto 1), deverá ser verificado se esta configuração obedece estas restrições, por exemplo:

- caso seja imposto um valor de raio de ancoragem mínimo, deverá ser verificado se a configuração obtida para o ponto 1 obedece esta restrição; em caso negativo, deverá ser determinada qual a configuração correspondente a este raio de ancoragem, passando a ser esta a configuração correspondente ao ponto 1;
- caso seja imposto um valor mínimo para a tração na linha menos carregada, deverá ser verificado se a configuração correspondente ao ponto 1 apresenta um valor igual ou superior a este valor; em caso negativo deverá ser determinada a configuração que apresente este valor mínimo para a tração nesta linha. Este limite pode ser imposto em qualquer trecho da linha, no caso de linhas não homogêneas.

Se for necessária a determinação de uma nova configuração para o ponto 1, como mencionado, serão empregadas as equações de equilíbrio estático da catenária ((3.27) e (3.28)).

A configuração correspondente ao ponto 2 será determinada verificando-se na curva Tração x Raio de Ancoragem qual é a configuração (raio de ancoragem) que apresenta o limite de tração máxima imposto. Este limite pode ser imposto em qualquer trecho da linha, no caso de linhas não homogêneas.

Se houver outras restrições impostas à linha mais carregada, deverá ser verificado se esta configuração obedece estas restrições, por exemplo:

- caso seja imposto um valor de raio de ancoragem máximo, deverá ser verificado se a configuração obtida para o ponto 2 obedece esta restrição; em caso negativo, deverá ser determinada qual a configuração correspondente à este raio de ancoragem, passando a ser esta a configuração correspondente ao ponto 2;
 - caso seja imposto um valor máximo para o esforço vertical aplicado sobre a unidade, por uma determinada linha, deverá ser verificado se a configuração obtida para o ponto 2 obedece esta restrição; em caso negativo, deverá ser determinada qual a configuração correspondente a este esforço, passando a ser esta a configuração correspondente ao ponto 2;
 - caso sejam impostos valores máximos para os esforços (forças paralelas e normais ao solo) atuantes nas âncoras, deverá ser verificado se a configuração obtida para o ponto 2 obedece esta restrição; em caso negativo, deverá ser determinada qual a configuração correspondente à estes esforços, passando a ser esta a configuração correspondente ao ponto 2;
 - caso seja imposto um valor mínimo de comprimento de linha apoiado no solo, deverá ser verificado se a configuração obtida para o ponto 2 obedece esta restrição; em caso negativo, deverá ser determinada qual a configuração correspondente, passando a ser esta a configuração correspondente ao ponto 2;
-

Se for necessária a determinação de uma nova configuração para o ponto 2, como mencionado, serão empregadas as equações de equilíbrio estático da catenária ((3.27) e (3.28)).

Na sequência em que foram verificadas as restrições, se houver a necessidade de alteração da configuração para se atender uma determinada restrição, as restrições já verificadas continuarão a ser obedecidas após as modificações necessárias.

Determinadas as configurações correspondentes aos pontos 1 e 2, determina-se a configuração correspondente à posição neutra da unidade, ou seja, qual será a configuração da linhas quando não houver solicitação ambiental sobre o modelo. Como apresentado na Figura 4.5, o raio de ancoragem na posição neutra será:

$$Anc_{\text{Posicao Neutra}} = \frac{Anc_{\text{Ponto 1}} + Anc_{\text{Ponto 2}}}{2} \quad (4.4)$$

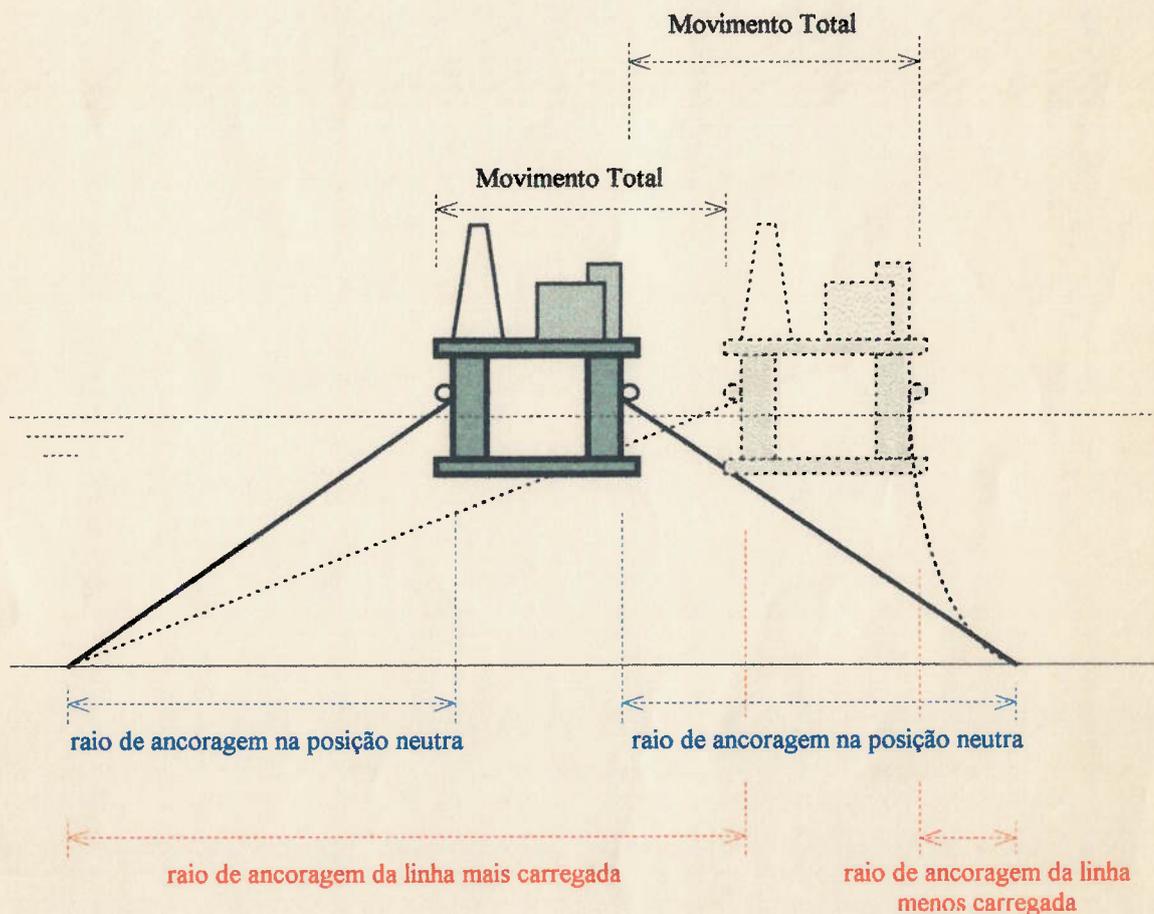


Figura 4.5 - Configuração na posição neutra

É importante notar que a diferença entre os raios de ancoragem da configuração neutra e da configuração da linha menos carregada deve ser igual à diferença entre os raios de ancoragem da configuração da linha mais carregada e da configuração na posição neutra. Esta diferença representa o "offset" total da unidade, ou seja:

$$\text{Anc.}_{\text{Ponto 2}} - \text{Anc.}_{\text{Posicao Neutra}} = \text{Anc.}_{\text{Posicao Neutra}} - \text{Anc.}_{\text{Ponto 1}} = \text{"Offset" Total} \quad (4.5)$$

Se houver restrição referente à pré-tração das linhas, ou seja se for imposto um valor máximo e/ou um valor mínimo para a pré-tração, deverá ser verificado se a configuração obtida pela expressão (4.4) apresentará um valor de tração, no ponto de amarração, entre os valores máximo e mínimo impostos. Se a pré-tração obtida for superior ao valor máximo, deverá ser determinada qual a configuração que apresentará o valor máximo admitido; se a pré-tração obtida for inferior ao valor mínimo, deverá ser determinada qual a configuração que apresentará o valor mínimo admitido.

Caso haja necessidade do cálculo de uma nova configuração para a posição neutra, devido às restrições impostas, será necessário verificar as configurações das linhas mais e menos carregadas, ou seja, os pontos 1 e 2.

Se a nova configuração da linha na posição neutra apresentar um raio de ancoragem superior ao valor fornecido pela expressão (4.4), o ponto 1 deverá ser recalculado de modo a garantir a validade da expressão (4.5). Como consequência, a linha menos carregada apresentará tração no topo superior à mínima permitida pelas restrições, porém, certamente obedecerá todas as restrições impostas (raio de ancoragem mínimo, tração mínima no topo e comprimento apoiado máximo).

Se a nova configuração da linha na posição neutra apresentar um raio de ancoragem inferior ao valor fornecido pela expressão (4.4), o ponto 2 deverá ser recalculado de modo a garantir a validade da expressão (4.5). Como consequência, a linha mais carregada não apresentará a tração máxima permitida pelas restrições, porém, certamente obedecerá todas as restrições impostas (raio de ancoragem máximo, tração máxima no topo, comprimento apoiado mínimo e esforços máximos na âncora)

Caso a restrição para a pré-tração máxima seja um fator limitante para a determinação do sistema, é interessante avaliar a possibilidade de troca dos guinchos para possibilitar um maior valor para a pré-tração nas linhas. Isto permitirá que as linhas trabalhem no seu limite máximo de tração, proporcionando uma maior capacidade de restauração do sistema.

Determinadas as configurações correspondentes aos pontos 1 e 2 e à posição neutra, falta apenas verificar a restrição referente ao "offset" máximo da unidade. Como mencionado anteriormente, o "offset" total da unidade é a diferença entre os raios de ancoragem da configuração mais carregada e a da posição neutra, ou, a diferença entre os raios de ancoragem da configurações da posição neutra e da menos carregada.

Caso o valor obtido para o "offset" total da unidade seja superior ao máximo permitido, os pontos correspondentes às configurações mais e menos carregada e da posição neutra deverão ser reavaliados. Esta reavaliação será realizada de maneiras distintas caso a linha, na posição neutra, apresente, ou não, o valor máximo permitido para a pré-tração.

Caso o sistema não apresente a máxima pré-tração permitida deverá ser obtida a configuração da linha na posição neutra de tal forma que o "offset" apresentado pela unidade seja igual ao máximo permitido, ou seja, considerando

$$Anc_{\text{Posicao Neutra}} = Anc_{\text{Ponto 2}} - \text{Offset Maximo} \quad (4.6)$$

Determinada a nova configuração para a linha na posição neutra, deve-se verificar novamente se esta atende às restrições referentes à pré-tração. Em caso afirmativo, basta apenas determinar a configuração correspondente à linha menos carregada (ponto 1), o que deverá ser feito considerando-se a expressão (4.4) ou (4.5). Em caso negativo, deverá ser determinada a configuração da linha na posição neutra da unidade que apresente a tração igual á máxima pré-tração admitida, para posterior determinação das configurações das linhas mais e menos carregada através das expressões abaixo:

$$Anc_{\text{Ponto 1}} = Anc_{\text{Posicao Neutra}} - \text{Offset Total} \quad (4.7)$$

$$\text{Anc.}_{\text{Ponto 2}} = \text{Anc.}_{\text{Posicao Neutra}} + \text{Offset Total} \quad (4.8)$$

Caso o sistema apresente a máxima pré-tração permitida, bastará determinar a configurações das linhas mais e menos carregada (pontos 1 e 2) de tal forma que se atenda a expressões (4.7) e (4.8).

Com o procedimento acima descrito determina-se a configuração do sistema que obedece todas as restrições impostas. Para a determinação da capacidade de restauração deste sistema é necessário a determinação das configurações correspondentes aos pontos 3 e 4. É importante lembrar que o procedimento é aplicado para um determinado comprimento de linhas, um determinado deslocamento quase-estático da unidade e um conjunto de restrições impostas ao sistema.

A força ambiental deverá ser equilibrada com a linha mais carregada na configuração correspondente ao ponto 4 e a linha menos carregada na configuração correspondente ao ponto 3. Assim, este sistema, após a compensação da solicitação ambiental, poderá absorver os movimentos quase-estáticos da unidade sem que alguma restrição seja violada, com a linha mais carregada passando até o ponto 2 e a linha menos carregada até o ponto 1.

Portanto, as configurações correspondentes aos pontos 3 e 4 devem satisfazer as seguintes condições:

$$\text{Anc.}_{\text{Ponto 3}} = \text{Anc.}_{\text{Ponto 1}} + \text{Movimento Quase-Estático} \quad (4.9)$$

$$\text{Anc.}_{\text{Ponto 4}} = \text{Anc.}_{\text{Ponto 2}} - \text{Movimento Quase-Estático} \quad (4.10)$$

Determinadas estas configurações (pontos 3 e 4), pode-se obter a capacidade de restauração do modelo, e conseqüentemente do sistema, a partir das componentes horizontais das trações nos pontos de amarração.

A rigidez do modelo, que influenciará o movimento de 2ª ordem da unidade, é a soma das rizezas de suas linhas e pode ser determinada somando-se as derivadas da curva Tração x Raio de Ancoragem nos pontos 3 e 4.

Aplicando-se o procedimento para diversos comprimentos de linha, levanta-se a curva de capacidade de restauração do sistema em função da razão L/P , para um determinado movimento quase-estático. Esta curva é apresentada na Figura 4.3.

4.1.2 Medidas de Desempenho

Para uma dada configuração das linhas, pode-se empregar outras medidas de desempenho, além da capacidade de restauração, como por exemplo:

- o custo de aquisição do sistema;
- o valor do raio de ancoragem das linhas do sistema na configuração neutra associada;
- o valor dos movimentos dinâmicos associados à restauração obtida;
- o valor da força vertical exercida na âncora ou na unidade.

As variáveis que determinam o desempenho de um sistema de ancoragem “taut-leg” são, basicamente, as propriedades físicas das linhas, seus comprimentos, a profundidade local, a presença de singularidades (bóias ou pesos) e a magnitude dos movimentos impostos pelas ondas.

Para contemplar a influência destas variáveis na avaliação de desempenho do sistema, propõe-se, na referência [24], os seguintes parâmetros para representar a capacidade de restauração e o custo de um dado sistema:

- a) “eficiência de restauração” = H/Tr ;
- b) “eficiência de custo” = H/wL .

onde:

- H é a força de restauração horizontal fornecida pelo modelo num dado “offset” estático;
 - Tr é a tração de ruptura do material da linha;
 - w é o peso linear da linha fora d’água, e;
 - L é o comprimento da linha.
-

Além destes parâmetros, um terceiro foi introduzido no presente estudo para avaliar e selecionar a configuração das linhas:

$$c) \text{ "coeficiente de rigidez" } = R_g \cdot P / Tr$$

onde:

- R_g é a rigidez do par de linhas na posição do "offset" estático;
- P é a profundidade local.

O parâmetro de controle adotado para comparar as diversas eficiências definidas acima é a relação entre o comprimento e a profundidade local (L/P).

É interessante mencionar que, para linhas homogêneas, as curvas de desempenho, considerando as eficiências como definidas acima, são praticamente iguais para diferentes diâmetros de linha de um determinado material. Esta característica sugere que o comportamento de sistemas com linhas homogêneas na configuração "taut-leg" é função apenas da natureza do material, independente de suas dimensões, possibilitando o traçado de curvas de desempenho universais para estas linhas. Estas curvas apresentam as eficiências para um determinado material, a uma certa profundidade, para todos os diâmetros existentes. A ref. [9] apresenta as curvas universais para o "spiral strand" para as profundidades de 1000, 1500 e 2000 metros.

Definidos os critérios de desempenho e os parâmetros para avaliá-lo, o passo seguinte é determinar, para a profundidade em estudo, as curvas de desempenho que relacionam as eficiências acima com o comprimento da linha utilizada.

Na próxima seção será apresentada uma análise comparativa das curvas de desempenho de um material sintético, o "polyester", e de um cabo de aço, o "spiral strand", descrevendo o comportamento de cada uma das curvas.

4.2 CARACTERÍSTICAS DAS CURVAS DE DESEMPENHO

Apresenta-se, nesta seção, uma análise comparativa do desempenho de sistemas na configuração "taut-leg", utilizando-se as curvas de eficiência de restauração e de rigidez de um par de linhas opostas, conforme modelo apresentado. São considerados dois sistemas diferentes; um sistema composto por linhas de "polyester" e outro composto por linhas "spiral strand"; e, em ambos os casos, linhas homogêneas sem pesos ou bóias.

Os diâmetros das linhas foram escolhidos de maneira a se obter valores próximos para a tração de ruptura das duas linhas. Assim, as propriedades físicas das linhas, utilizadas na análise são:

	<u>"Polyester"</u>	<u>"Spiral Strand"</u>
<i>Diâmetro</i>	$\phi = 6,625 \text{ pol}$	$\phi = 4 \text{ pol}$
<i>Peso submerso</i>	$w = 58,84 \text{ N/m}$	$w = 430,91 \text{ N/m}$
<i>Tração de ruptura</i>	$Tr = 8\,450 \text{ kN}$	$Tr = 8\,400 \text{ kN}$
<i>Módulo de Elasticidade</i>	$EA = 214 \text{ MN}$	$EA = 883 \text{ MN}$

A Figura 4.6 apresenta a eficiência de restauração e a Figura 4.7 o coeficiente de rigidez, para um par de linhas opostas. Estas curvas foram obtidas impondo-se as seguintes condições:

- deslocamento devido às ondas igual a 10 metros;
- tração máxima igual a 50% da Tr , e;
- a linha menos carregada não apresenta trecho apoiado no solo.

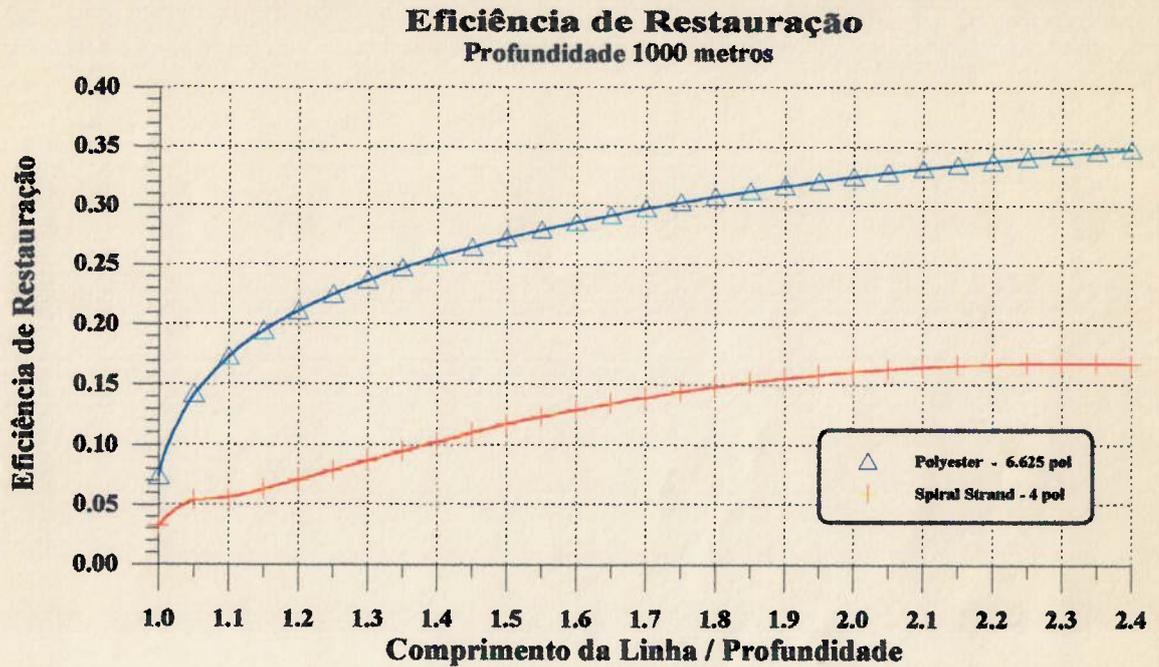


Figura 4.6 - Eficiência de Restauração x Comprimento de Linha

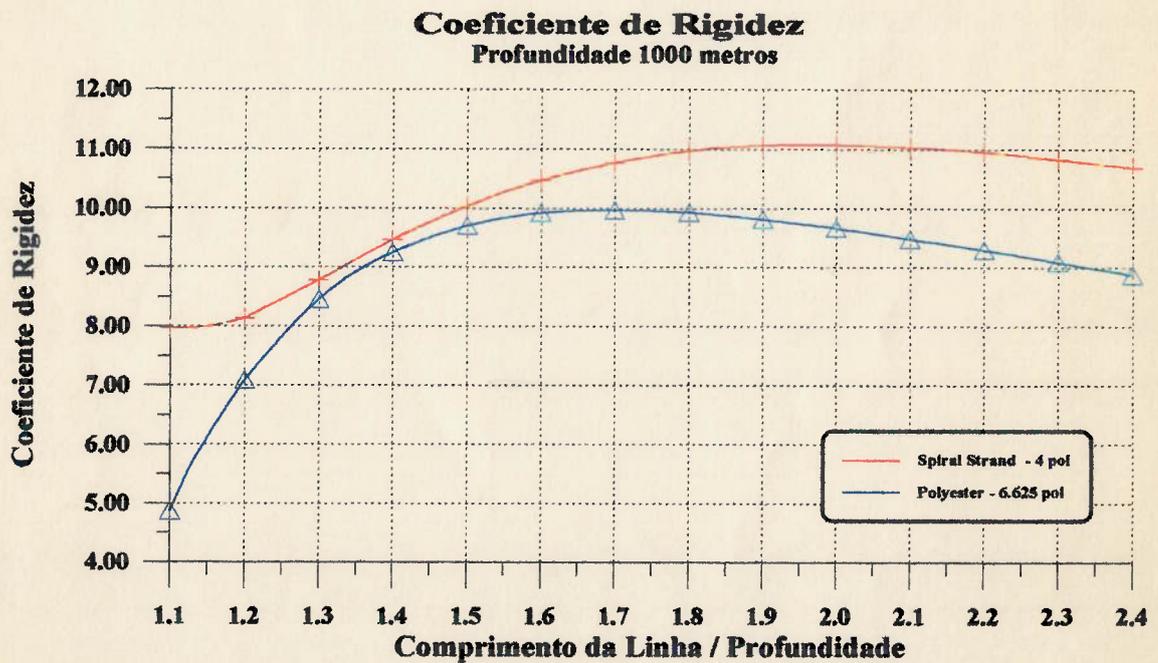


Figura 4.7 - Coeficiente de Rigidez x Comprimento de Linha

Na Figura 4.6 verifica-se que, para um determinado comprimento de linha, a capacidade de restauração do sistema de “polyester” é maior que a do sistema “spiral strand”. Este resultado é justificado pela diferença entre as densidades das linhas e pela diferença entre os módulos de elasticidade, como explicado a seguir.

Entende-se por capacidade de restauração do sistema a força ambiental que o sistema de ancoragem é capaz de equilibrar. Assim, no modelo utilizado, será a diferença entre as forças horizontais das linhas consideradas.

A rigidez de um sistema “taut-leg” depende, essencialmente, da rigidez elástica das linhas. Considerando duas linhas com mesma pré-tração, mesma densidade e módulos de elasticidade diferentes, pode-se afirmar:

- a) o sistema formado pelas linhas *de menor módulo* apresentará um maior deslocamento da unidade (maior deformação da linha), para que a linha mais carregada deste sistema atinja a tração máxima admitida (50% Tr); resultando assim, em um menor ângulo com a horizontal no topo da linha e, por consequência, uma componente na direção horizontal maior, como ilustrado na Figura 4.8;
- b) o sistema formado pelas linhas *de menor módulo* apresentará maior força horizontal no ponto de amarração da linha menos carregada. Aplicando as equações de equilíbrio da catenária verifica-se que o ângulo formado com a horizontal no ponto de amarração é um pouco menor no sistema de menor módulo. Como ambos os sistema apresentam a mesma força vertical no ponto de amarração da linha menos carregada (devido à mesma densidade e comprimento), a componente horizontal da tração, nesta linha, será maior no sistema de menor módulo.

Como o efeito da linha mais carregada se sobrepõe ao efeito da linha menos carregada, devido à pequena deformação apresentada pela linha menos carregada, o sistema com menor módulo de elasticidade apresentará uma maior capacidade de restauração.

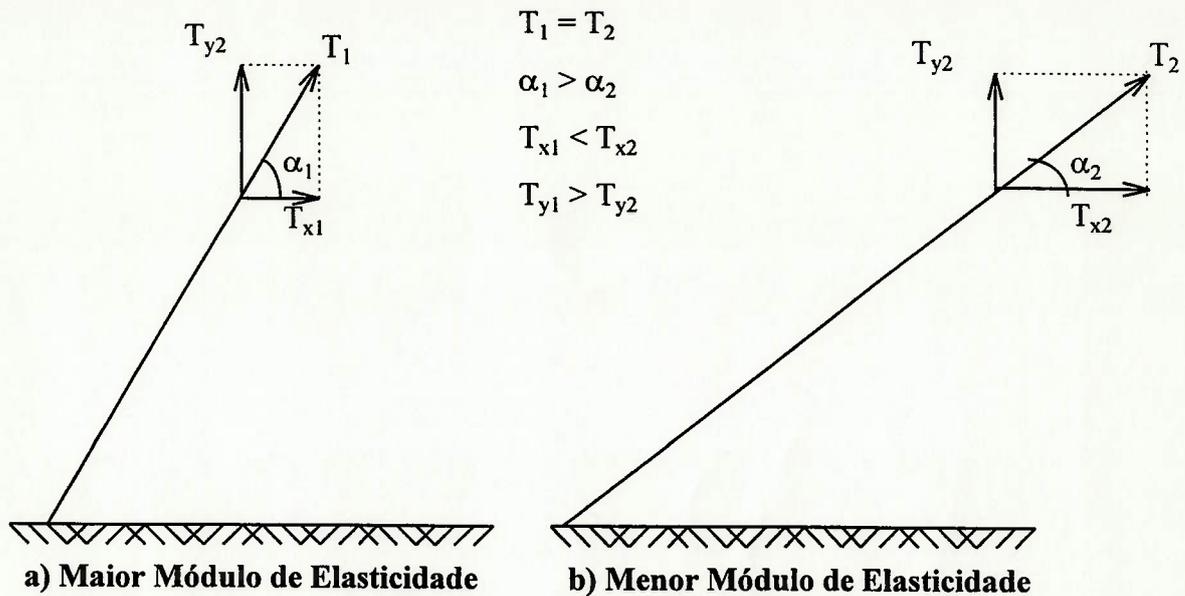


Figura 4.8 - Efeito do Módulo de Elasticidade na Capacidade de Restauração do Sistema

Considerando agora dois sistemas compostos por linhas de mesmo módulo de elasticidade e densidades diferentes; pode-se afirmar:

- a) no sistema composto pelas linhas *mais pesadas*, a tração inicial no ponto de amarração é maior devido ao maior peso. Assim o acréscimo de tensão na linha mais carregada deste sistema, para se atingir o nível pretendido de tração (50% T_r), é menor. Desta forma, este sistema apresenta um "offset" menor (menor deformação da linha) e, portanto, um maior ângulo com a horizontal no topo da linha mais carregada, o que acarreta em uma menor componente na direção horizontal;
- b) o sistema com as linhas mais pesadas apresenta uma maior tração, na linha menos carregada, para evitar que ela se apoie no solo. Aplicando as equações de equilíbrio da catenária, verifica-se que o ângulo formado com a horizontal no ponto de amarração é um pouco menor no sistema mais pesado, podendo até ser considerado igual, devido à pequena deformação apresentada pela linha menos carregada. Assim, pode-se afirmar que a componente da força horizontal, na linha menos carregada, será maior no sistema mais pesado.

Desta forma, considerando as componentes horizontais nas linhas mais e menos carregadas, o sistema mais pesado apresenta uma menor capacidade de restauração.

O cabo "spiral strand" apresenta maior densidade e maior módulo de elasticidade. Desta forma, para um determinado comprimento de linha, um sistema composto por este material apresenta, na linha mais carregada, uma componente horizontal menor que a de um sistema de linhas de "polyester"; adicionalmente, na linha menos carregada uma componente horizontal de maior intensidade. Em consequência, o sistema "spiral strand" tem uma menor capacidade de restauração.

Nota-se, ainda, que a derivada da curva da eficiência de restauração diminui com o aumento do comprimento da linha, chegando até a valores negativos para grandes comprimentos de linha "spiral strand" (Figura 4.6). De fato, com o aumento do comprimento diminui-se o ângulo formado entre a horizontal e o topo da linha mais carregada, aumentando-se a componente horizontal da tração nesta linha; enquanto, na linha menos carregada, devido ao maior comprimento suspenso, há um aumento da tração no topo para se evitar o toque de linha no solo marinho, e uma redução no ângulo de topo desta linha com a horizontal; em consequência há um aumento da parcela de força a ser adicionada à força ambiental. Enquanto o aumento da componente horizontal na linha mais carregada sobrepõe o aumento do mesmo esforço na linha menos carregada, a capacidade de restauração do sistema aumentará. Pode-se também mostrar que quanto maior for a densidade da linha menor será o comprimento para o qual o efeito da linha menos carregada será preponderante, diminuindo a capacidade de restauração do sistema; por exemplo, no caso do "polyester" este fato ocorre próximo à relação L/P igual a 5,0, enquanto para o "spiral strand" para L/P igual a 2,25.

Na Figura 4.7 são mostradas as curvas dos coeficientes de rigidez do sistema de "polyester" e do sistema "spiral strand". Pode-se verificar que um sistema formado por linhas "spiral strand", de um determinado comprimento, apresentará um valor de rigidez no plano maior que o apresentado pelo sistema de "polyester".

Pode-se mostrar que o sistema de "polyester" apresenta o valor de rigidez praticamente constante com o movimento quase-estático imposto à unidade.

Dependendo das restrições estabelecidas para o sistema, pode-se obter um valor de rigidez diretamente proporcional ao movimento quase-estático imposto à unidade; ou seja, quanto maior for o "offset quase-estático" da unidade maior será a rigidez apresentada pelo sistema para que a linha trabalhe no limite máximo de tração imposto; o contrário ocorre com o sistema formado por linhas "spiral strand" que apresenta a rigidez inversamente proporcional ao movimento imposto pelas ondas à unidade.

Este fato pode ser explicado com o auxílio da Figura 4.9, que apresenta a curva Tração x Raio de Ancoragem para as linhas de "polyester" e "spiral strand", utilizando a seguinte notação:

- "P": sistema de "polyester";
- "S": sistema "spiral strand";
- T_i : tração no ponto i ;
- A_{X_i} : ancoragem da linha do sistema X no ponto i ;
- ponto 1: linha menos carregada - limite geométrico imposto - sem linha apoiada;
- ponto 2: linha mais carregada - limite de tração imposto (50% Tr);
- ponto 3: ponto onde deve se iniciar o movimento devido às ondas para garantir que o limite imposto pelo ponto 1 será respeitado

$$\therefore A_{X3} = A_{X1} + Mov. Imposto$$

- ponto 4: ponto onde deve se iniciar o movimento devido às ondas para garantir que o limite imposto pelo ponto 2 será respeitado

$$\therefore A_{X4} = A_{X2} - Mov. Imposto$$

Como a rigidez do sistema é a soma das rizezas de suas linhas, a rigidez do modelo utilizado (par de linhas opostas) será a soma das rizezas das linhas mais e menos carregadas.

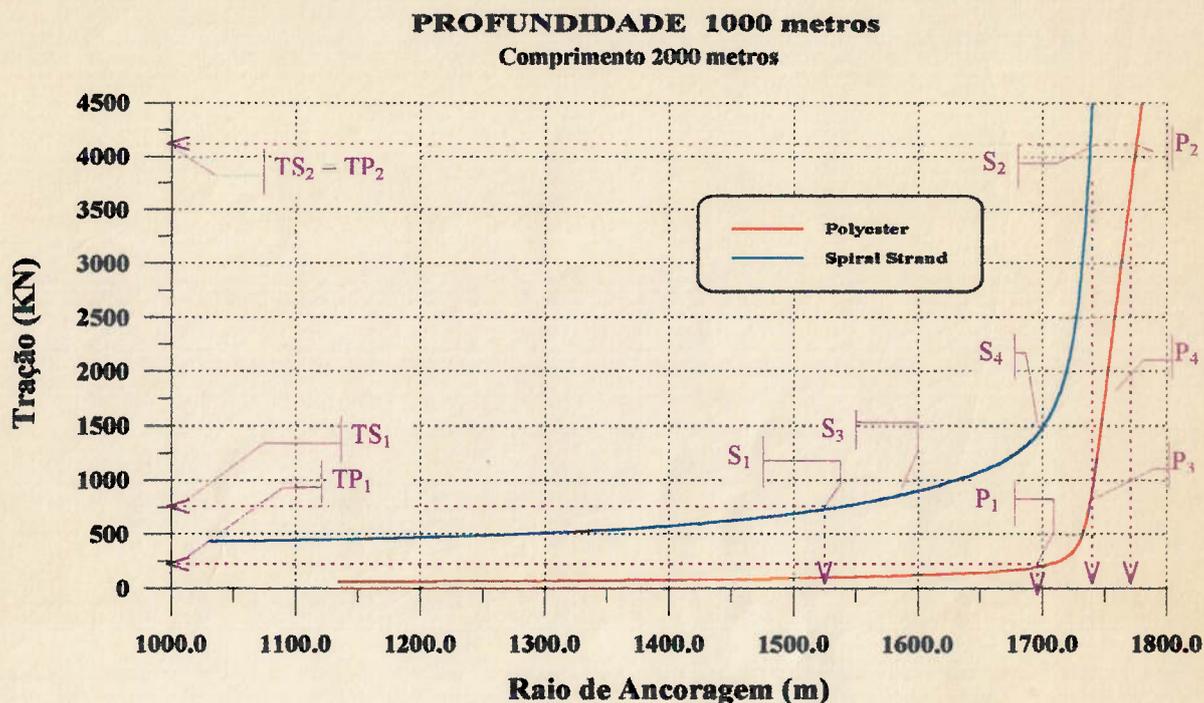


Figura 4.9 - Análise da Rigidez em função do movimento imposto pelas ondas

Assim, no início do movimento imposto pelas ondas, a rigidez do modelo será a soma das derivadas da curva nos pontos 3 e 4, ou seja, para o sistema de “polyester”, a soma das derivadas da curva Tração x Raio de Ancoragem nos pontos P₃ e P₄ e para o sistema “spiral strand”, nos pontos S₃ e S₄.

Com o aumento do movimento quase-estático imposto à unidade, os pontos 3 e 4 se afastam dos pontos 1 e 2, respectivamente. No caso do sistema de “polyester”, a derivada no ponto P₄ é essencialmente igual ao ponto P₂ e a derivada no ponto P₃ cresce com o aumento do movimento devido às ondas, ou seja, com o aumento do movimento imposto à unidade pelas ondas, a rigidez no plano, no início do movimento, aumenta em um sistema de “polyester”.

Para o “spiral strand”, com o aumento do movimento, a derivada no ponto S₄ diminui sensivelmente e a derivada no ponto S₃ aumenta, porém, o decréscimo no ponto S₄ se sobrepõe ao acréscimo no ponto S₃ provocando a diminuição da rigidez no plano oferecida pelo sistema “spiral strand” para atender as limitações impostas.

4.3 EFEITO DE CARGAS CONCENTRADAS SOBRE A EFICIÊNCIA DE RESTAURAÇÃO

Para se analisar o efeito de pesos ou bóias concentrados sobre a eficiência de restauração foram calculadas as eficiências de restauração para o modelo adotado com a relação L/P igual a 1,4 para o "polyester" e igual a 1,8 para o "spiral strand" alocando-se pesos e bóias de diferentes dimensões no ponto médio do comprimento da linha.

A Figura 4.10 apresenta os resultados obtidos limitando-se o "offset" máximo da unidade em 5% da lâmina d'água, a tração máxima na linha em 50% da tração de ruptura e impedindo o toque da linha menos carregada no solo. Convém notar que o valor máximo da tração não ocorre necessariamente no "fairlead", podendo-se verificar no ponto onde se encontra uma bóia de grandes dimensões.

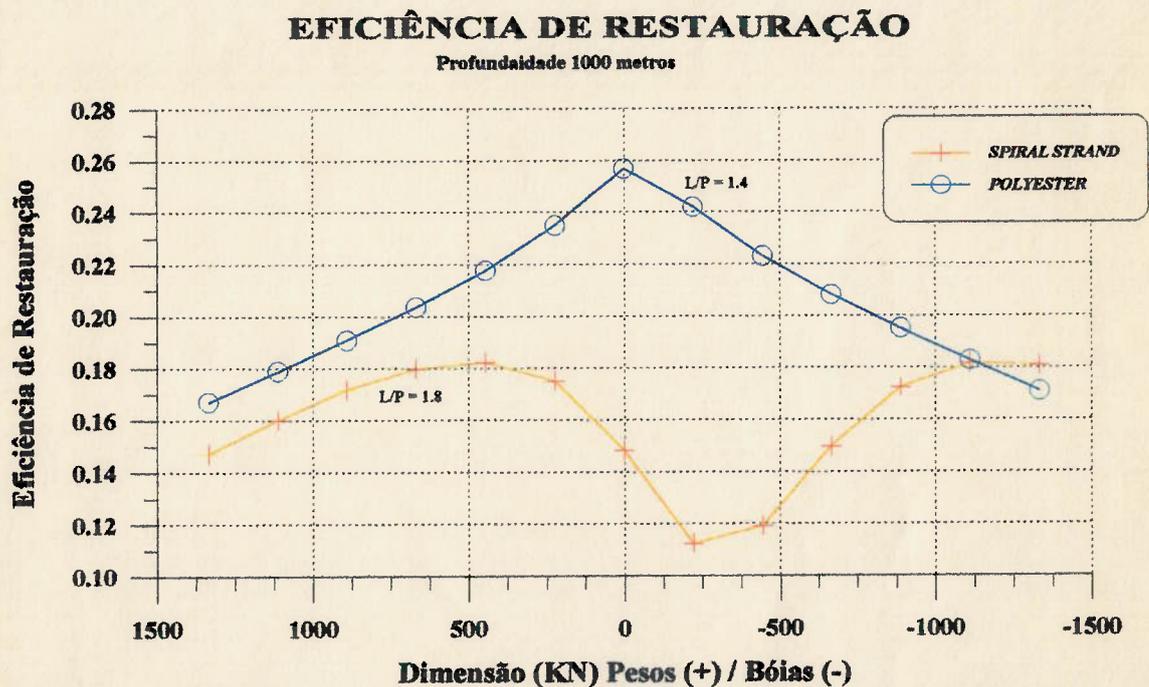


Figura 4.10 - Eficiência de Restauração em função de Cargas Concentradas na Linha

As curvas apresentadas foram obtidas utilizando-se o procedimento apresentado na subseção 4.1.1 - Restrições Impostas ao Sistema de Ancoragem, para as restrições e comprimentos de linhas mencionados.

Com o auxílio da Figura 4.10 verifica-se que, com o modelo de linhas "spiral strand", somente se consegue aumentar a eficiência de restauração do sistema quando forem empregados bóias ou pesos de grandes dimensões, o que torna esta alternativa pouco atrativa do ponto de vista técnico (instalação) e econômico. Para o caso do "polyester" ocorre sempre uma redução da eficiência de restauração.

5. PROCEDIMENTO PARA SELEÇÃO DO SISTEMA DE ANCORAGEM

Neste capítulo é apresentado o procedimento de síntese elaborado para seleção do sistema de ancoragem. Este procedimento escolhe a configuração mais apropriada, capaz de restaurar uma determinada força ambiental, levando em consideração, além das hipóteses utilizadas no procedimento simplificado, a rigidez do próprio sistema para o cálculo do movimento de 2ª ordem, movimento este a ser utilizado na composição do deslocamento total.

5.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

O procedimento de seleção do sistema de ancoragem para uma unidade flutuante foi elaborado para se obter a configuração mais adequada do sistema, que satisfaça determinadas limitações geométricas e/ou de tensão.

As restrições geométricas ou de tensão que podem ser consideradas no procedimento de seleção são:

- valores máximos e mínimos para a tração nas linhas, evitando um possível afrouxamento ou chicoteamento;
 - valor máximo para o esforço vertical sobre a unidade, aplicado por uma linha;
 - valores mínimos e máximos para a pré-tração nas linhas, ou seja, para a tração na posição neutra;
 - valores máximos para as trações atuantes nas âncoras;
 - valores máximos para os passeios da unidade;
 - valores máximos e mínimos para os comprimentos de linha apoiados no solo marinho;
 - valores máximos e mínimos para os raios de ancoragem, e;
 - valores máximos e mínimos para os movimentos de 2ª ordem.
-

O procedimento considera inicialmente as hipóteses enunciadas no capítulo 4, ou seja:

- a) todas as linhas do sistema são idênticas e apresentam a mesma configuração na posição neutra, ou seja, mesma pré-tração e mesmo raio de ancoragem;
- b) os efeitos dinâmicos sobre as linhas, provocados pelos movimentos de 1ª e 2ª ordem da unidade, podem ser estimados admitindo que estes movimentos são quase-estáticos;
- c) os movimentos de primeira ordem da unidade, no plano, são considerados independentes do sistema de ancoragem;
- d) não se considera os carregamentos sobre as linhas que ocorram fora do plano que as contém, como por exemplo o efeito da corrente sobre as linhas, e;
- e) o comportamento do sistema de ancoragem pode ser avaliado a partir do comportamento de um modelo constituído por um par de linhas opostas de mesma configuração que as linhas do sistema original.

O procedimento se encarregará de realizar uma verificação das hipóteses “a”, “b” e “e”, como mencionado a seguir. As hipóteses “c” e “d” não serão avaliadas devido ao pequeno efeito que tais fenômenos causam sobre o sistema de ancoragem. Como a ordem de magnitude desta influência é muito pequena, as normas de classificação aceitam que tais efeitos sejam cobertos pelos coeficientes de segurança.

Nos casos onde as linhas do sistema não são idênticas ou apresentam configurações diferentes na posição neutra, contrariando-se a hipótese “a”, o procedimento ainda poderá ser aplicado, porém, o comportamento do sistema real deverá ser verificado por meio de passos iterativos que serão descritos posteriormente.

Para se verificar a validade da hipótese “b”, o sistema dimensionado por meio deste procedimento de seleção deverá ser analisado. Para plataformas semi-submersíveis, ancoradas com sistema “taut-leg”, os movimentos de 1ª ordem certamente poderão ser tratados como movimentos quase-estáticos. Constata-se neste caso, que as trações nas linhas, calculadas considerando-se a amplificação dinâmica produzida pelos

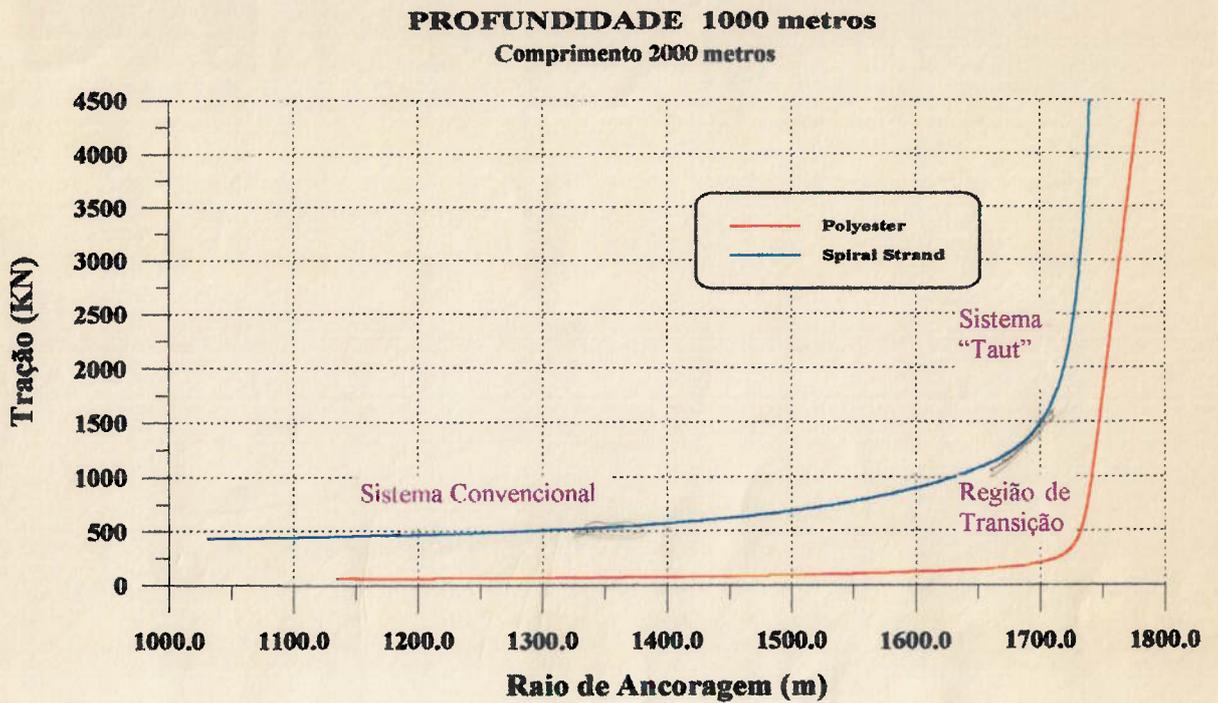
movimentos de 1ª ordem, são da mesma ordem de grandeza que as das trações calculadas considerando-se o equilíbrio estático destes movimentos. No entanto, isto não se aplica para outros tipos de unidades flutuantes, como por exemplo um navio ancorado com o sistema “turret”. Devido a posição do “turret”, próximo à proa do navio, o movimento de “pitch” de 1ª ordem produz um efeito significativo sobre o movimento do ponto de amarração, no plano de cada linha; este movimento é sensivelmente superior ao do caso mencionado anteriormente e provoca uma amplificação dinâmica relevante.

A avaliação do sistema de ancoragem por meio de um par de linhas opostas está calcada na hipótese de que o deslocamento total da unidade será pequeno comparado com as dimensões envolvidas no problema (comprimento de linha e profundidade) e que a rigidez apresentada pela linha de ancoragem pode ser considerada constante.

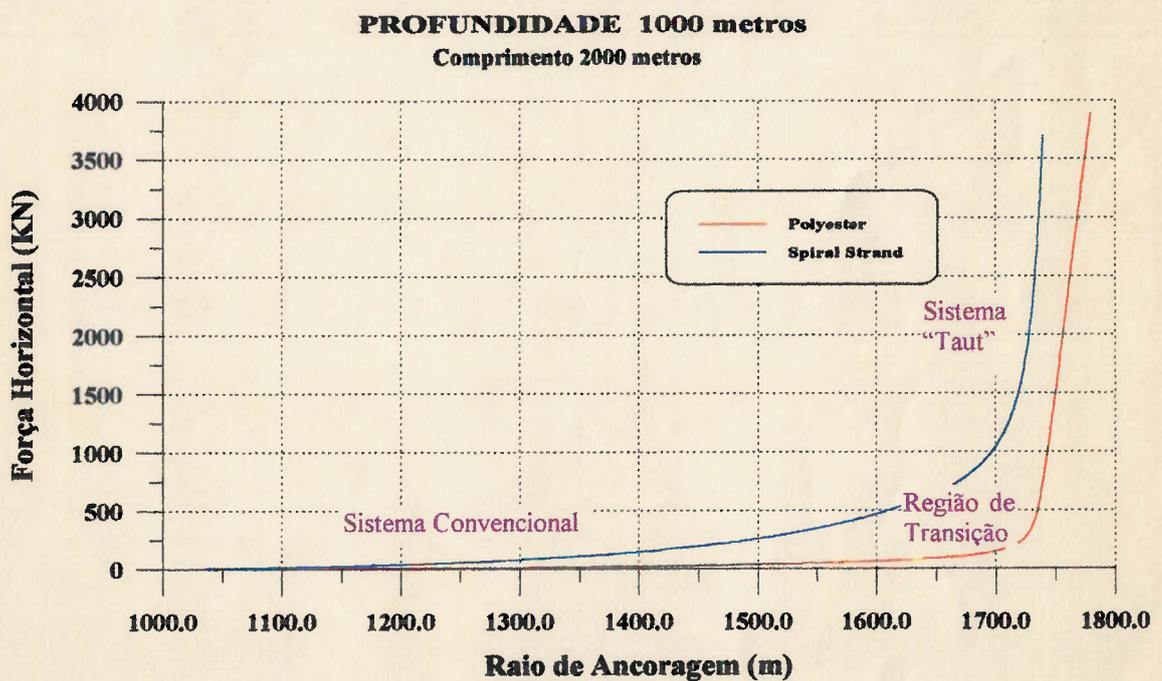
A verificação da consistência desta hipótese é realizada com o auxílio da Figura 5.1, construída para os mesmos materiais utilizados no item 4.2 - Características das Curvas de Desempenho.

Considerando uma necessidade de restauração de 4000 kN por um sistema de 8 linhas, a restauração a ser fornecida por um par de linhas opostas será de 2000 kN, segundo modelo apresentado no capítulo 4.

Admita-se que se imponha à linha mais carregada um limite de tração máxima de 4000 kN, correspondendo à cerca de 50% T_r ($T_r = 8400$ kN). No sistema com linhas de “polyester” ambas as linhas, mais e menos carregadas, estarão situadas na região praticamente linear da curva Força Horizontal x Raio de Ancoragem, à direita da região de transição, resultando em um valor constante para a rigidez horizontal (variação da componente horizontal da força de tração para movimentos horizontais no plano da linha). Para um sistema “taut-leg” composto por linhas “spiral strand”, a linha menos carregada se apresentará na região de transição das curvas mencionadas, resultando em uma pequena variação na rigidez total e horizontal. Este fato faz com que seja



a) Tração x Raio de Ancoragem



b) Força Horizontal x Raio de Ancoragem

Figura 5.1 - Comportamento de linhas de amarração

necessário algumas iterações do processo de seleção das linhas para sistemas composto por linhas “spiral strand”, como será descrito adiante.

A hipótese de representatividade do modelo de um par de linhas opostas também é aceitável para o dimensionamento de um sistema convencional. Neste caso para um sistema composto por linhas “spiral strand”, a linha menos carregada se apresenta na região linear à esquerda da região de transição e a linha mais carregada na região de transição, provocando uma pequena variação na rigidez total e horizontal apresentada pelo sistema. Este problema também pode ser contornado com passos iterativos no processo de seleção.

5.2 PROCESSO DE OTIMIZAÇÃO

O procedimento para avaliação do comportamento e otimização da configuração das linhas foi desenvolvido com base na metodologia apresentada nas refs. [14], [15] e [24], acrescentando-se a dependência do movimento de 2^a ordem em relação ao sistema de ancoragem.

Para uma dada situação de projeto, a seleção do sistema de ancoragem, objetivando minimizar custo, raio de ancoragem ou mesmo movimento no plano, pode ser realizada com o auxílio das curvas de desempenho das linhas a serem utilizadas.

O procedimento é iterativo pois estas curvas são obtidas admitindo movimentos no plano, devido à incidência das ondas, pré-estabelecidos, não considerando a influência da rigidez apresentada pelo sistema de ancoragem.

Essa iteração poderia ser realizada com o auxílio de programas do tipo PROSAM [6] ou DMOOR [21]. Porém, a fim de se evitar esta dependência foi implementado, no mesmo programa de determinação das curvas de desempenho, um procedimento para o cálculo da curva Rigidez no Plano x RMS do movimento de 2^a ordem.

Neste procedimento foram utilizadas as equações apresentadas no item 2.2.2 - Resposta do Sistema às Solicitações, em especial a equação (2.12) transcrita abaixo.

$$\text{RMS}_x = \sqrt{\frac{S_F(0) \cdot \omega_n}{K^2} \cdot \frac{\pi}{4 \cdot \xi}} \quad (5.1)$$

onde:

- RMS_x é o desvio padrão do movimento de 2ª ordem;
- S_F é o espectro da força de deriva;
- ω_n é a frequência natural do conjunto unidade + sistema de ancoragem;
- K é a rigidez apresentada pelo sistema de ancoragem, e;
- ξ é a relação entre o amortecimento apresentado pelo conjunto e seu amortecimento crítico na direção de incidência considerada.

A Figura 5.2 mostra as curvas de rigidez obtidas para a plataforma semi-submersível a ser utilizada no capítulo 6 - Exemplos e Resultados, considerando-se a condição ambiental anual e diferentes ângulos de incidência.

Como mencionado no capítulo 2, considera-se para o projeto de sistemas de ancoragem que todos os agentes ambientais atuam na mesma direção. Para se determinar o valor da força ambiental média, soma das forças estáticas de vento, onda e corrente, a ser equilibrada pelo sistema, uma nova rotina foi implementada. Esta rotina calcula o valor desta força em função do ângulo de incidência ambiental e determina qual a direção de incidência que proporciona a máxima solicitação, direção esta a ser utilizada no processo de otimização do sistema.

As forças estáticas de corrente, vento e onda são calculadas segundo as equações (2.14), (2.15) e (2.16), respectivamente, rerepresentadas a seguir.

$$F_c(\theta) = K_c(\theta) \cdot V_c^2(\theta) \quad (5.2)$$

$$F_v(\theta) = K_v(\theta) \cdot V_v^2(\theta) \quad (5.3)$$

$$F_d(\theta) = 2 \cdot \int_0^{\infty} S(\omega) \cdot D(\omega) d\omega \quad (5.4)$$

onde:

- F_c é a força estática provocada pela ação da corrente;
- F_v é a força estática provocada pela ação do vento;
- F_d é a força média devido às ondas;
- θ é o ângulo de incidência em relação à proa da unidade, medido em sentido anti-horário ou trigonométrico;
- V_c e V_v são, respectivamente, as velocidades da corrente e do vento;
- K_C e K_V são, respectivamente, os coeficiente de força de corrente e de vento.
- $D(\omega)$ são os coeficientes de deriva da unidade;

Assim, a força ambiental média é dada por:

$$F_{am}(\theta) = F_c(\theta) + F_v(\theta) + F_d(\theta) \quad (5.5)$$

A Figura 5.3 apresenta a solicitação ambiental para a plataforma semi-submersível a ser utilizada no capítulo 6, utilizando-se um gráfico do tipo polar. Esta representação é usual e conhecida como roseta ambiental.

Escolhida a composição da linha de amarração a ser utilizada e conhecendo-se o valor da força de restauração requerida do sistema de ancoragem, as curvas de desempenho do material a ser utilizado e a curva Rigidez x RMS do Movimento de 2ª ordem, foi elaborado um procedimento iterativo para se determinar a configuração do sistema de ancoragem.

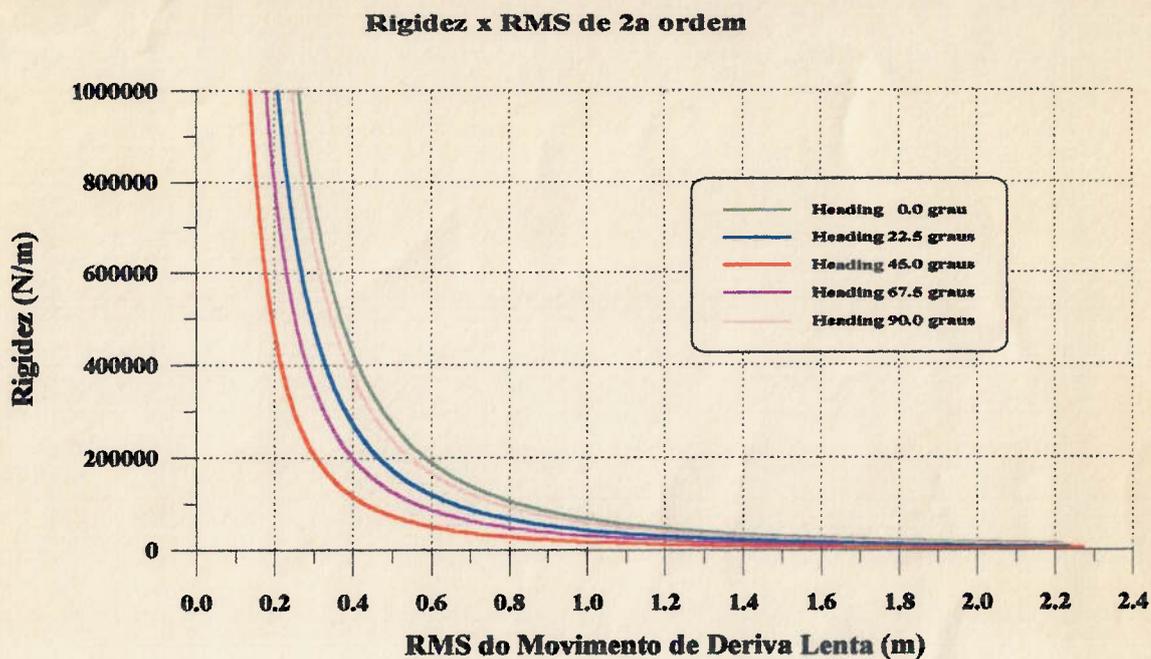


Figura 5.2 - Rigidez Total no Plano x RMS 2ª ordem

ROSETA AMBINETAL

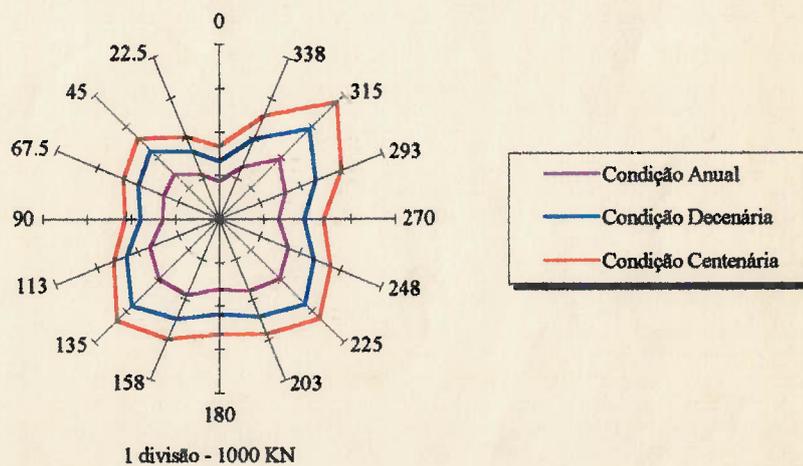


Figura 5.3 - Roseta Ambiental

As idéias básicas do procedimento estão ilustradas na Figura 5.4 que apresenta as seguintes curvas:

- Gráfico 1 - Eficiência de Restauração(H/Tr) em função da relação L/P;
- Gráfico 2 - Coeficiente de Rigidez (RG.P/Tr) em função da relação L/P;
- Gráfico 3 - Coeficiente de Rigidez x Mov. da unidade.

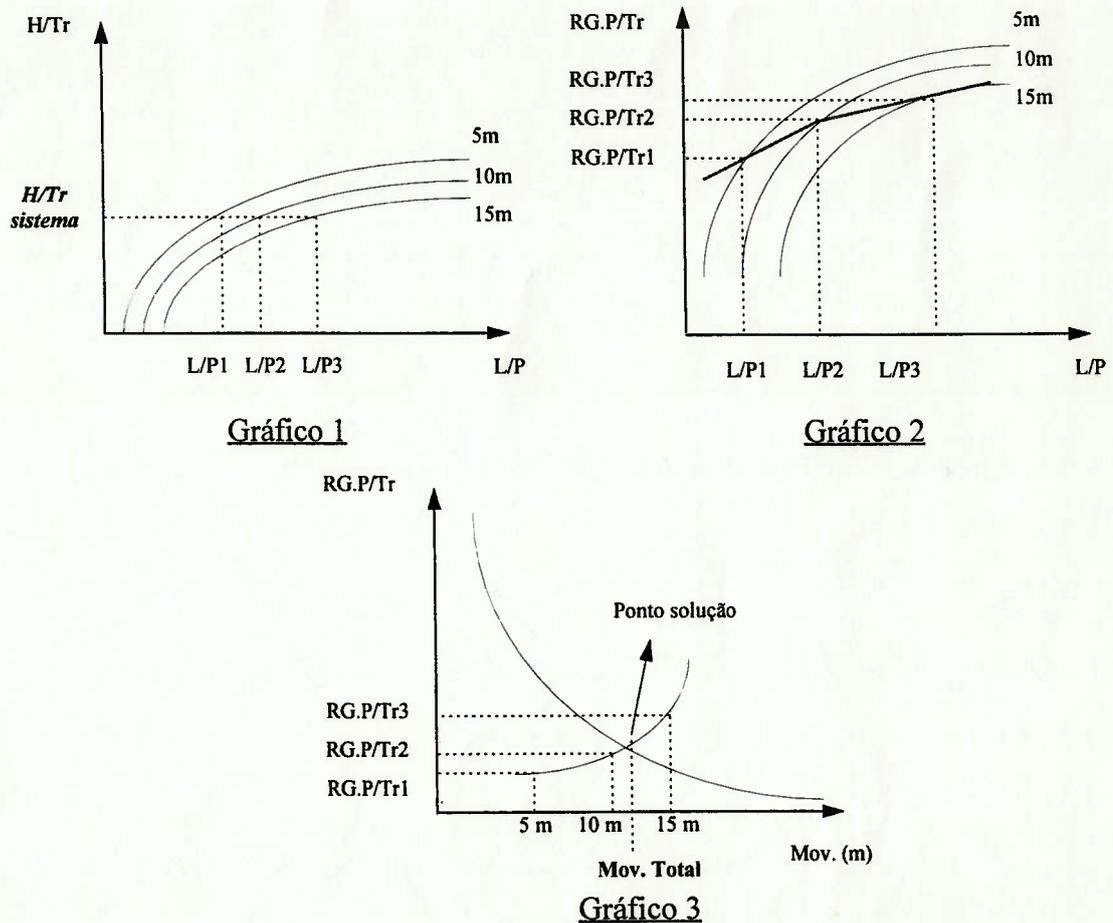


Figura 5.4 - Procedimento de otimização do sistema de ancoragem.

Como inicialmente se desconhece qual será o movimento de 2ª ordem que será apresentado pela unidade, o processo determinará a configuração de vários sistemas, cada um associado a um determinado movimento de 2ª ordem, valores estes entre o

máximo e mínimo impostos pelo projetista. Quando a unidade for ancorada com os sistemas assim determinados, ela apresentará um movimento de 2ª ordem que não necessariamente será o mesmo que o considerado no dimensionamento do sistema. O sistema ótimo será aquele que proporcionará à unidade o mesmo movimento de 2ª ordem considerado no seu dimensionamento, restaurando a solicitação ambiental e satisfazendo todas as restrições impostas.

Com o auxílio do gráfico 1, determina-se o valor da relação L/P necessária para que o sistema forneça a restauração necessária, para cada possível movimento da unidade no plano. Com os valores de L/P e seus movimentos associados obtêm-se, no gráfico 2, os valores de coeficiente de rigidez. Os valores dos coeficientes de rigidez com seus respectivos movimentos associados são levados ao gráfico 3. Introduzindo neste gráfico a curva de Rigidez x Movimento da unidade flutuante, obtida pela equação (5.1), determina-se o ponto solução do problema. Com a rigidez do ponto solução e o movimento total imposto à estrutura, é possível determinar, no gráfico 2, qual a relação L/P associada ao valor de rigidez e movimento encontrado no ponto solução.

O procedimento elaborado para a determinação do sistema ótimo foi subdividido em três etapas.

A primeira etapa seleciona um sistema que fornece a restauração necessária à unidade, respeitando-se todas as limitações impostas, considerando totalmente válidas as hipóteses adotadas.

A segunda etapa tem por objetivo verificar se a rigidez apresentada pelas linhas pode ser considerada constante e, em caso negativo, corrige a solução apresentada pela etapa anterior. Esta etapa corrigirá também distorções devidas ao fato do sistema não apresentar um "pattern" simétrico.

A terceira etapa verifica o efeito dos movimentos dinâmicos da unidade sobre as trações das linhas, e modifica a relação L/P do sistema de ancoragem caso as linhas não apresentem o limite máximo de tração permitido.

5.2.1 Primeira Etapa

O objetivo nesta etapa é determinar a relação L/P , que fornece a restauração necessária à unidade, obedecendo as restrições geométricas e de tensão impostas, considerando válidas todas as hipóteses adotadas. Para se determinar esta relação são empregadas as curvas de eficiência de restauração, do coeficiente de rigidez e a curva de rigidez em função do movimento de 2ª ordem.

A restauração necessária à unidade é o valor da máxima força ambiental incidente sobre a unidade para a condição ambiental especificada; a direção dos agentes ambientais associada a esta força será a direção considerada no dimensionamento.

O sistema procurado é aquele capaz de equilibrar a força ambiental média fornecendo a rigidez necessária para que a unidade, quando ancorada com este sistema, apresente o movimento quase-estático (movimento de 1ª + 2ª ordem) exatamente igual ao considerado no cálculo de sua eficiência de restauração.

Com o auxílio da curva de eficiência de restauração, determina-se o valor da relação L/P requerida para que o sistema forneça a restauração necessária, para cada movimento quase-estático da unidade utilizado no cálculo de sua eficiência de restauração. Esta etapa está esquematizada na Figura 5.5.

Não se pode garantir, no entanto, que os sistemas construídos com estas relações L/P produzam movimentos quase-estáticos iguais aos valores utilizados nas correspondentes curvas de eficiência de restauração. Um determinado valor de L/P será solução se o movimento quase-estático (1ª + 2ª ordem) apresentado pela unidade, quando ancorada com este sistema, for igual ao valor do movimento utilizado no traçado da curva de eficiência de restauração.

Com os valores de L/P e as curvas do coeficiente de rigidez, para cada valor de movimento quase-estático considerado, obtêm-se os valores dos coeficientes de rigidez apresentado por cada sistema, conforme mostrado na Figura 5.6.

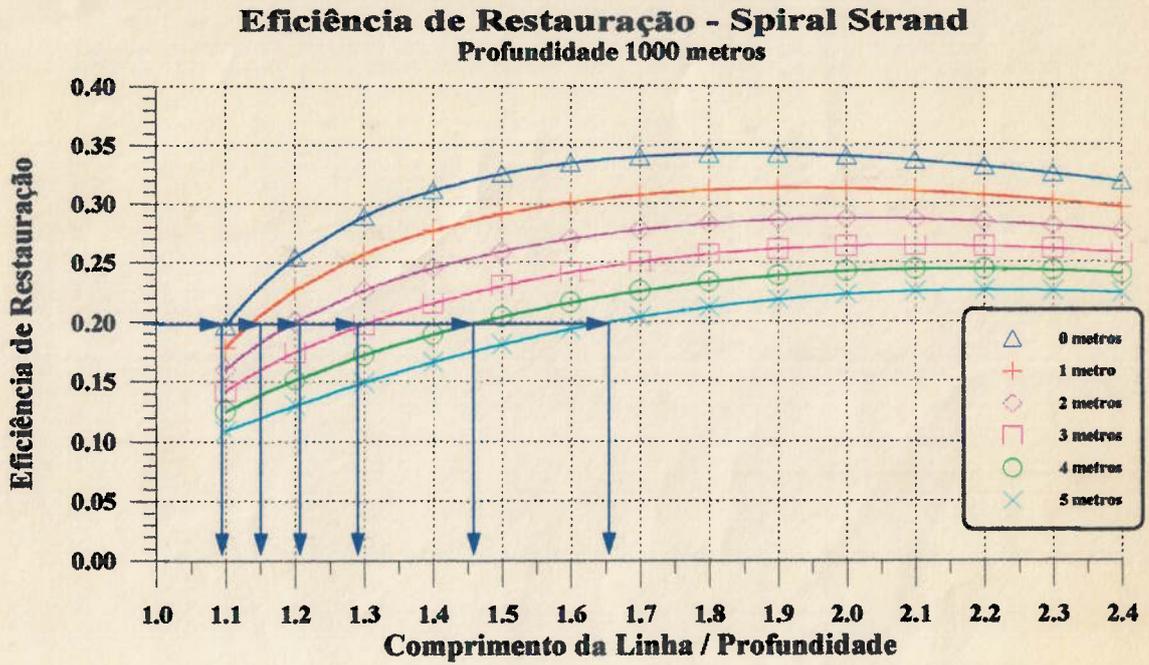


Figura 5.5 - Determinação da relação "L/P" para cada movimento quase-estático imposto à unidade

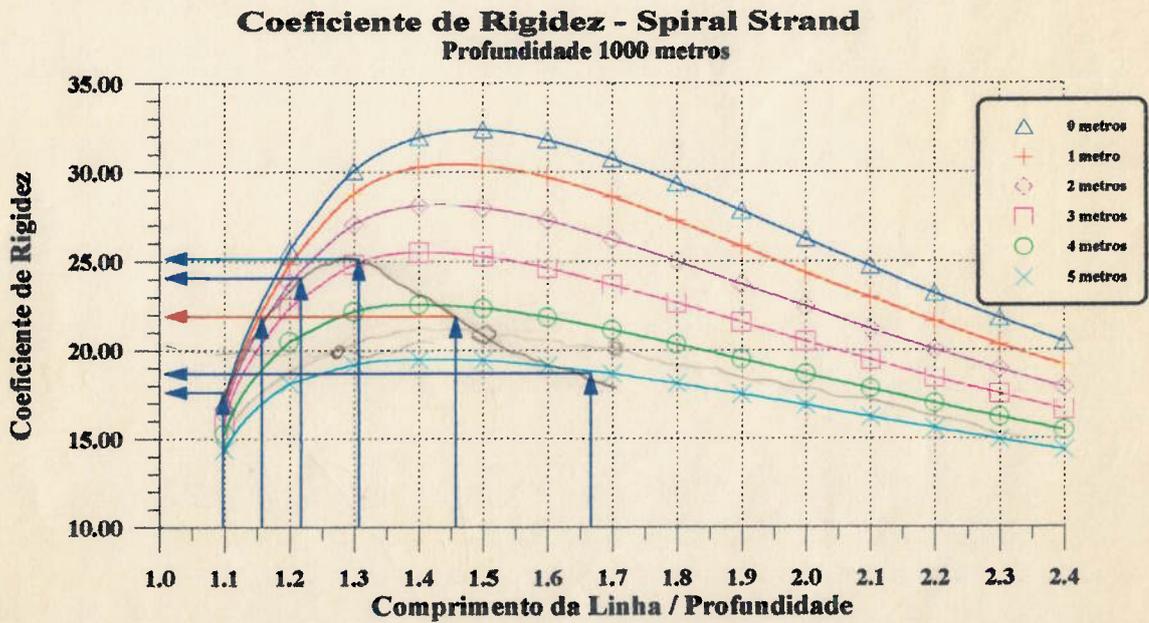


Figura 5.6 - Determinação do coeficiente de rigidez para cada relação "L/P"

Os valores dos coeficientes de rigidez obtidos, com seus respectivos movimentos associados, levados à curva do coeficiente de rigidez x movimento fornecem o ponto solução do problema, conforme ilustrado na Figura 5.7.

Determina-se, assim, o valor do movimento quase-estático da unidade que faz com que o sistema de ancoragem equilibre a força ambiental média, respeitando as limitações impostas ao sistema.

Com o coeficiente de rigidez do ponto solução e o movimento quase-estático apresentado pela unidade determina-se, com o auxílio da curva Coeficiente de Rigidez x Comprimento da linha (Figura 5.6), a relação L/P que fornece a rigidez considerando-se o movimento encontrado no ponto solução.

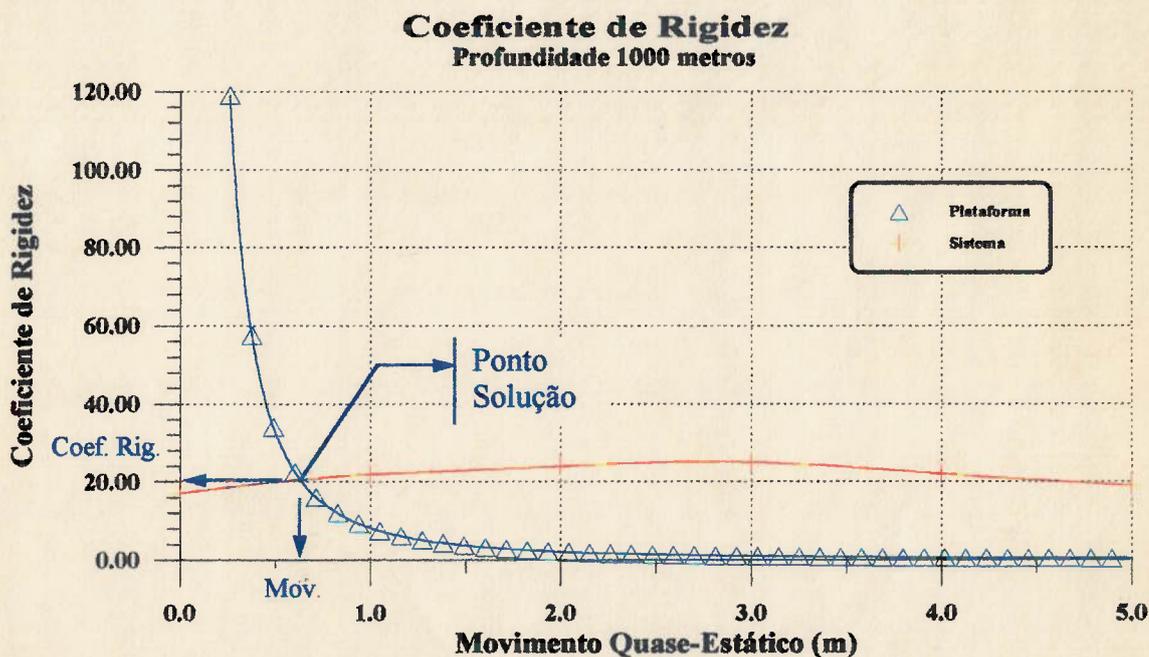


Figura 5.7 - Determinação do movimento quase-estático da unidade

Obtêm-se, desta maneira, a solução ótima para a composição de linha estudada, ou seja, qual o melhor sistema que fornece a restauração necessária respeitando-se todas as limitações impostas, considerando totalmente válidas as hipóteses adotadas.

5.2.2 Segunda Etapa

Esta etapa tem por objetivo verificar a consistência da hipótese de que um sistema pode ser representado por um par de linhas opostas e idênticas às linhas do sistema, ou seja, verificar se a rigidez apresentada pelas linhas pode ser considerada constante.

Para tanto foi implementada, no programa desenvolvido, uma rotina para determinar a posição de equilíbrio da unidade, quando submetida à condição ambiental especificada.

Para se determinar a posição de equilíbrio da unidade foram adotadas duas hipóteses simplificadoras:

- a) o movimento da plataforma ocorre na mesma direção da incidência ambiental, e;
- b) a variação do aproamento, devido ao equilíbrio da força ambiental, não provoca alteração da solicitação sobre a plataforma.

Os erros introduzidos por estas simplificações podem ser avaliados comparando-se os resultados obtidos pelo procedimento proposto com os fornecidos por programas como o PROSAM [6] ou DMOOR [21] que não adotam estas simplificações. Os testes realizados mostram que a uma pequena variação na direção do deslocamento da unidade em relação à direção da solicitação ambiental.

A função desta rotina, no processo de otimização, é determinar a parcela da força ambiental que será realmente equilibrada por um par de linhas opostas. Para a determinação desta parcela calcula-se a diferença entre as componentes horizontais das forças de tração, no ponto de amarração, das linhas mais e menos carregadas, na posição de equilíbrio estático da unidade. Se o valor obtido for inferior ao adotado na primeira etapa do processo de otimização, o "offset" real da unidade será inferior ao apontado pelo processo de otimização. Nesta condição não será atingido o limite de tração nas linhas, não sendo aproveitada a capacidade máxima de restauração do sistema. Assim, existirá um sistema mais eficiente, com menor comprimento de linhas e menores raios

de ancoragem, capaz de equilibrar a força ambiental média aproveitando ao máximo a capacidade de restauração de suas linhas.

No entanto, se o valor de restauração de um par de linhas opostas, no sistema real, for superior ao considerado na primeira etapa do processo, o “offset” real será superior ao obtido pelo processo e a tração na linha mais carregada do sistema será superior ao máximo valor permitido.

É importante ressaltar que a não concordância entre os valores obtidos nas duas etapas se deve ao fato de o sistema de ancoragem não apresentar um valor de rigidez exatamente constante.

O valor apontado, pelo processo de otimização, para o “offset” da unidade será superior ao valor real apenas se a força de restauração exigida de um par de linhas opostas, na primeira etapa do processo, for superior ao que realmente este par deveria suportar, ou seja, para um determinado valor de movimento quase-estático a ser apresentado pela unidade, o sistema de par de linhas opostas foi dimensionado para suportar uma parcela da força ambiental média maior do que a parcela que realmente lhe cabe. Assim, quando for submetido a esta solicitação, o sistema não apresentará o valor máximo de tração permitido, equilibrando esta parcela com um “offset” menor que o previsto pelo processo de otimização.

Para determinar o sistema que trabalhe com suas linhas no limite máximo de tração, a primeira etapa do processo deverá ser realimentada com o valor da restauração fornecida por um par de linhas opostas, valor este obtido através da rotina de equilíbrio da unidade. A Figura 5.8 ilustra este processo.

Inicialmente, a restauração imposta ao par de linhas, na primeira etapa, é calculada conforme apresentado no capítulo 4, Figura 4.1 e Figura 4.2. Por exemplo, se o sistema apresentar um “pattern” simétrico, a restauração corresponde a 50% da solicitação ambiental sobre a unidade. Após a seleção do sistema, determina-se qual o “offset” real a ser apresentado pela unidade quando ancorada com tal sistema (curva do sistema real na Figura 5.8). Se este valor for diferente do valor apresentado pelo par de

linhas opostas, indicará que: ou as linhas do sistema real não estão aproveitando sua capacidade máxima de restauração, ou apresentam um valor de tração superior ao máximo admitido.

A Figura 5.8 apresenta um exemplo onde o "offset" real é superior ao obtido com o par de linhas opostas.

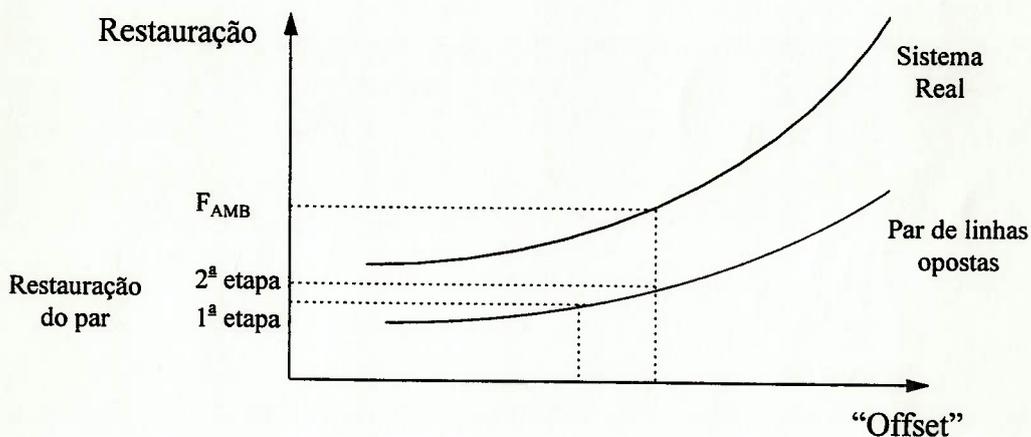


Figura 5.8 - Restauração do par de linhas opostas

Assim, torna-se necessário a seleção de um novo sistema que apresente o "offset" real igual ao apresentado pelo par de linhas opostas. Para tanto, a primeira etapa deve ser realimentada com o valor de restauração que o par de linhas opostas deve possuir para que se obtenha o mesmo "offset" do sistema completo, conforme ilustrado na Figura 5.8. Com este valor de restauração, repete-se o processo descrito na primeira etapa determinando uma nova relação L/P, ou seja, um novo sistema, verificando-se novamente a adequação entre o sistema e o modelo.

Procede-se a esta iteração até que o valor do "offset" real da unidade determinado na primeira etapa coincida com o valor obtido na segunda.

Ao final desta etapa fica definido o sistema de ancoragem que satisfaz todas as restrições impostas utilizando toda a capacidade de restauração de suas linhas, porém, considerando os movimentos dinâmicos da unidade como movimentos quase-estáticos.

Esta segunda etapa do procedimento de otimização também corrigirá distorções provocadas pelo fato do sistema não apresentar um “pattern” simétrico.

A única hipótese adotada inicialmente e não verificada é a que admite que os efeitos dinâmicos devido aos movimento de 1ª e 2ª ordem da unidade podem ser avaliados considerando estes movimentos como quase-estáticos. Esta hipótese é verificada na terceira etapa do processo.

5.2.3 Terceira Etapa

Esta etapa tem por objetivo verificar o efeito dos movimentos dinâmicos da unidade sobre as trações das linhas e modificar a relação L/P do sistema de ancoragem caso as linhas não apresentem exatamente o limite máximo de tração permitido. Nesta etapa deve ser utilizado um dos programas já mencionados, PROSAM [6] ou DMOOR [21].

Estes programas são utilizados para se obter, através de uma análise dinâmica no domínio da frequência, as trações nas linhas após o equilíbrio da força ambiental total.

Caso as trações nas linhas não apresentem o valor esperado, dentro de uma precisão pré-especificada, deve-se retornar à primeira etapa do procedimento gerando novas curvas de desempenho.

Ao final do procedimento iterativo será obtido o sistema de ancoragem mais eficiente, capaz de restaurar a força ambiental exercida sobre a unidade respeitando-se todas as restrições impostas ao sistema.

Desta maneira, obtêm-se a solução ótima para o diâmetro estudado. Para a otimização do sistema para um diâmetro diferente é necessário percorrer novamente todo o processo partindo do valor H/Tr correspondente. Assim, torna-se interessante

percorrer este processo para diferentes diâmetros (diferentes trações de ruptura), obtendo-se a solução ótima - aquela que satisfaz as restrições impostas utilizando-se toda a capacidade de restauração da linha, para cada diâmetro de linha. A escolha entre as várias soluções ótimas deve ser feita pelo projetista do sistema visando minimizar o custo do sistema, o raio de ancoragem ou ainda os movimentos impostos à estrutura.

6. EXEMPLOS E RESULTADOS

Neste capítulo é apresentado o dimensionamento do sistema de ancoragem de uma plataforma semi-submersível hipotética, utilizando-se o procedimento de otimização apresentado no capítulo anterior.

São apresentados preliminarmente, o critério de projeto adotado, as condições ambientais admitidas e as características da plataforma. Em seguida procede-se ao cálculo das forças atuantes sobre a plataforma, considerando-se a ação dos "risers", os agentes ambientais, bem como o amortecimento. Passa-se então à aplicação do procedimento, apresentando-se os resultados obtidos.

6.1 CRITÉRIO DE PROJETO ADOTADO

O critério adotado para o dimensionamento do sistema de ancoragem para a unidade exemplo é o recomendado pela DNV [12], cujas principais características estão descritas abaixo.

Aplicação:

Navios, Plataformas semi-submersíveis, ou qualquer corpo flutuante que utiliza um sistema de ancoragem por catenária ("single point" ou "spread mooring system") para manutenção de seu posicionamento. Se o sistema de ancoragem da plataforma é projetado para ser auxiliado por "thrusters" azimutais, são introduzidos requisitos adicionais visando a concessão da classificação TA ("manual thruster assisted") ou ATA ("Automatic thruster assisted").

Metodologia de análise recomendada:

Análise quase-estática ou dinâmica. Para profundidades superiores a 450m, recomenda-se fortemente a análise dinâmica. As análises deverão ser efetuadas para o sistema de ancoragem intacto e avariado.

6.1.1 Condições de Operação da Unidade

6.1.1.1 Condição I (Sobrevivência):

É definida como a condição onde uma simples falha do sistema de posicionamento da unidade não conduz a embarcação e sua tripulação a uma situação crítica no aspecto segurança. Esta falha pode ser dada pelo escorregamento de uma âncora ou pela perda de um “thruster” azimutal, quando instalado.

Os modos de operação típicos da unidade na condição I são:

- Perfuração: Condição de sobrevivência (Máxima de projeto segundo API RP 2P) com o “riser” desconectado e a uma distância segura das outras estruturas;
- Produção: Produção interrompida , válvulas de "shut down" e de subsuperfície fechadas, planta de processo despressurizada, e unidade mantida a uma distância segura de outras estruturas.

6.1.1.2 Condição II (Operação):

É definida como a condição onde uma perda de posicionamento repentino pode conduzir a embarcação e sua tripulação a uma situação crítica no aspecto segurança.

Os modos de operação típicos da unidade na condição II são:

- Perfuração: Unidade operando normalmente com o “riser” conectado.
 - Produção: Unidade produzindo normalmente por meio de “risers” rígidos ou flexíveis.
-

6.1.2 Critério Ambiental de Projeto

As cargas ambientais, assim como a amplitude dos movimentos de alta e baixa frequência, deverão ser determinadas utilizando-se ferramentas de cálculo analítico confiáveis ou ensaios com modelo reduzido.

A condição de carregamento ambiental extremo (Condição I) a ser usada nas análises é dada pela combinação mais desfavorável dos seguintes casos:

- (1) Velocidade de vento média com duração de 10 min (medida 10m acima do nível do mar) e estado de mar (altura de onda e período associado) correspondentes a um período de retorno de 100 anos, combinados com uma corrente de superfície decenária;
- (2) Corrente e estado de mar centenários combinados com vento decenário.

A condição I, tratada como condição de sobrevivência, será a condição definida pelo Critério Ambiental de Projeto, e a condição II, tratada como condição de operação, será a condição ambiental anual.

6.1.3 Requisitos de Projeto - DNV

6.1.3.1 "Offset"

A seguinte formulação, que se aplica principalmente a estruturas sensíveis aos movimentos de baixa frequência, é sugerida para a máxima excursão quase-estática da unidade:

$$X_{Total} = X_e + \sqrt{X_{hf}^2 + X_{lf}^2} \quad (6.1)$$

onde:

- X_{Total} é o "offset" quase-estático total;
- X_e é o "offset" de equilíbrio estático;

- X_{hf} é a amplitude máxima dos movimentos de 1ª ordem (alta frequência);
- X_{lf} é a amplitude máxima dos movimentos de 2ª ordem (baixa frequência);

O “offset” máximo permissível deve ser uma função do tipo de vínculo que a unidade mantém com o leito marinho (“risers” rígidos ou flexíveis) ou com estruturas vizinhas. Este “offset” será obtido no valor do pico da resposta transitória da unidade (após a perda de uma das linha do sistema), incluindo a amplitude significativa do movimento de 1ª ordem.

6.1.3.2 Tensão

Os fatores de segurança (% da tração de ruptura da linha) sugeridos estão apresentados na Tabela 6.1.

É permitida a otimização da distribuição de tensões para as condições de operação I e II por meio do afrouxamento das linhas de ancoragem localizadas a sotavento da unidade.

Tabela 6.1 - Coeficientes de segurança - DNV [12]

Condição de Operação		Análise quase-estática	Análise dinâmica
I	intacto	55,6%	66,7%
	avariado	80,0%	90,9%
	transiente	90,9%	100%
II	intacto	37,0%	43,5%
	avariado	55,6%	66,7%
	transiente	71,4%	83,3%

A norma DNV POSMOOR [12] também recomenda alguns critérios para o dimensionamento da âncora de arraste, “fairleads”, molinetes e guinchos, “stoppers”, e dispositivos de monitoração da tensão na linha.

6.2 DADOS AMBIENTAIS

Uma condição ambiental é caracterizada pelas intensidades e direções de incidência dos três agentes ambientais (vento, onda e corrente).

As ondas, devido à sua natureza aleatória, são caracterizadas por meio de espectros de energia, definidos por parâmetros como: altura significativa; período de pico espectral ou período da onda significativa; forma do espectro e direcionalidade.

Os ventos são caracterizados por um perfil de velocidades, que especifica a sua intensidade e a direção de aproximação em função da altura acima da superfície do mar. Quando existir dados suficientes, pode-se também utilizar um espectro de energia para se caracterizar os efeitos de flutuação das velocidades provocada pelas rajadas.

A corrente é caracterizada por um perfil de velocidades que especifica a intensidade e a direção de aproximação em função da profundidade.

As características dos agentes ambientais acima mencionadas são função do local de instalação da unidade. Portanto, deve-se dispor de dados oceanográficos e meteorológicos específicos da locação para que se possa definir as condições ambientais a serem utilizadas no projeto do sistema de ancoragem.

É importante que estes dados tenham sido coletados durante um período de tempo suficientemente longo, de modo que possam ser usados modelos estatísticos para estimativa das características esperadas das condições ambientais ao longo da vida operacional da unidade.

Além destas características deve-se ter também levantamentos batimétricos do fundo do mar e dados sobre os tipos de solo submarino existentes no local da instalação do sistema de ancoragem.

Os dados, referentes a cada agente ambiental, a serem utilizados no dimensionamento do sistema, são apresentados no Anexo A.

6.3 DADOS DA PLATAFORMA

A estrutura adotada para a aplicação do processo é uma plataforma semi-submersível de seis colunas cujas características principais são apresentadas abaixo.

Massas:

- Massa Total: 22642 ton;
- Massa Adicional em sway: 17372 ton;
- Massa Adicional em surge: 8329 ton.

Geometria:

- 6 colunas de 12 m de diâmetro;
- 2 flutuadores longitudinais;
- posição vertical do centro de gravidade - 1,9 m abaixo da linha d'água.

Os coeficientes de força de vento, de corrente e de deriva, bem como as funções de transferência da unidade (RAO - "Response Amplitude Operators"), necessários para o cálculo da solicitação ambiental sobre a unidade, são apresentados no Anexo B.

As posições dos "fairleads", em relação ao centro de massa da unidade, são apresentados na Tabela 6.2 e a distribuição angular das linhas, função das restrições do "layout" submarino e das posições dos "bundles" de "risers", estão na Tabela 6.3.

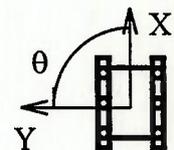
Admite-se para o dimensionamento do sistema de ancoragem, que a unidade será posicionada em uma região que apresenta uma lâmina d'água de 630 metros com subsolo plano e horizontal.

Os "risers" da plataforma estão agrupados em 5 "bundles" distribuídos ao redor da unidade e os dados referentes à sua distribuição, configuração e propriedades são apresentados no Anexo C.

Tabela 6.2 - Posições relativas dos "fairleads"

Nº da Linha	X (m)	Y (m)	Z (m)
1	36,49	32,85	-1,9
2	30,27	33,03	-1,9
3	-30,27	33,03	-1,9
4	-36,49	32,85	-1,9
5	-36,49	-32,85	-1,9
6	-30,27	-33,03	-1,9
7	30,27	-33,03	-1,9
8	36,49	-32,85	-1,9

Proa



Popa

Tabela 6.3 - "Pattern" do sistema

Linha	θ (graus)
1	25
2	70
3	120
4	150
5	205
6	240
7	300
8	335

6.4 FORÇAS ATUANTES NA PLATAFORMA DEVIDO À PRESENÇA DOS “RISERS”

Os esforços que os “risers” geram sobre a plataforma são de duas origens; a primeira devido ao efeito catenária (peso próprio) e a segunda devido aos efeitos da corrente sobre os “risers”. Para o dimensionamento do sistema de ancoragem apenas o segundo efeito deve ser considerado.

Para o cálculo destes efeitos foi utilizado o programa ORCAFLEX de propriedade da PETROBRÁS considerando-se as seguintes hipóteses:

- a) o movimento da plataforma ocorre na mesma direção da incidência ambiental;
- b) a variação do aproamento, devido ao equilíbrio da força ambiental, não provoca alterações no carregamento da plataforma, e;
- c) a distância entre os centros dos “risers” é suficientemente grande para que não ocorra efeito de sombreamento (“shadow effect”).

Os cálculos foram realizados considerando a incidência da corrente em 8 direções, a partir de 0° e espaçadas de 45° em relação à proa. Os perfis da corrente estão listados na Anexo A e consideram variações de magnitude e de direção em função da profundidade.

Para cada direção calculou-se as forças exercida pelo conjunto de “risers” sobre a unidade, para perfis de corrente com período de retorno anual, decenário e centenário, impondo-se deslocamentos da plataforma a partir de sua posição neutra, com incrementos de 5 metros até o máximo de 40 metros.

Para cada direção (perfil de corrente) e posição da plataforma, os seguintes resultados foram determinados:

- força horizontal no topo do “riser” sem a presença da corrente, e;
- força horizontal no topo do “riser” considerando a presença da corrente.

Os gráficos obtidos estão apresentados no Anexo C.

O efeito da corrente foi, portanto, determinado subtraindo-se o primeiro do segundo resultado.

Para o dimensionamento do sistema foi considerada a componente da força devido à corrente (F_C^R) na direção do deslocamento imposto, considerada segundo a seguinte expressão:

$$F_C^R = C_D^R \cdot (U_C - \dot{x}) \cdot |U_C - \dot{x}| \quad (6.2)$$

onde:

- C_D^R é o coeficiente de arrasto devido à corrente incidente sobre os “risers”, para cada direção de incidência e posição da plataforma;
- U_C é a velocidade de corrente na superfície, e;
- \dot{x} é a velocidade da plataforma.

Os resultados mostraram que para a ordem de magnitude dos deslocamentos analisados, o efeito da corrente é praticamente constante, em cada uma das direções analisadas. Como a plataforma, com o sistema de ancoragem dimensionado, apresentará um movimento máximo inferior ao máximo deslocamento analisado, o efeito da corrente sobre os “risers”, em cada direção de incidência, pode ser considerado constante e independente da posição da unidade.

Assim, para uma dada direção de incidência (determinado perfil de velocidades), a força de corrente sobre os “risers” pode ser considerada proporcional à amplitude da velocidade na superfície ao quadrado pois o valor de \dot{x} é pequeno face a U_C (aproximadamente 4% a 5% de U_C).

Assim, o valor de C_D^R , para uma determinada direção de incidência, foi considerado constante e igual à força horizontal resultante na plataforma nesta direção dividida pela velocidade de corrente na superfície ao quadrado, obtendo-se, para cada condição ambiental considerada, os valores apresentados na Tabela 6.4.

Tabela 6.4 - Força atuantes sobre a unidade devido à presença dos "risers"

Ângulo de incidência (graus)	Cond. Anual		Cond. Decenária		Cond. Centenária	
	Força (kN)	Coef. (kN.s ² /m ²)	Força (kN)	Coef. (kN.s ² /m ²)	Força (kN)	Coef. (kN.s ² /m ²)
0,0°	98,408	106,779	141,216	106,779	186,489	107,030
22,5°	97,644	93,853	140,837	93,853	152,235	77,119
45,0°	96,942	83,112	140,459	83,112	117,981	53,142
67,5°	92,046	81,153	128,838	81,153	129,635	63,840
90,0°	86,827	78,754	117,218	78,754	141,289	76,389
112,5°	115,522	85,116	150,651	88,461	171,628	85,116
135,0°	130,000	93,364	184,085	95,277	201,968	92,206
157,5°	170,936	91,742	202,312	91,742	231,826	91,700
180,0°	185,740	88,343	220,539	88,343	261,684	90,548
202,5°	184,226	89,464	226,173	89,464	280,187	94,161
225,0°	173,000	90,842	231,807	90,550	298,690	97,532
247,5°	172,737	115,110	217,630	115,110	311,359	138,382
270,0°	163,208	153,839	203,453	153,839	324,029	207,378
292,5°	185,423	168,184	236,168	168,184	324,029	193,216
315,0°	206,830	180,653	268,884	180,653	324,029	180,457
337,5°	150,437	146,024	205,050	146,024	255,259	144,304

6.5 FORÇA AMBIENTAL MÉDIA

A força ambiental média é a soma das forças estáticas provocadas pela ação do vento, da onda e da corrente, conforme (2.17). Os resultados obtidos a partir dos dados apresentados nos Anexos A, B e C encontram-se na Tabela 6.5, para a condição anual, na Tabela 6.6, para a condição decenária e na Tabela 6.7, para a condição de sobrevivência.

Nestas tabelas os valores referentes à força de corrente incluem tanto o efeito da corrente na estrutura como nos “risers”.

Tabela 6.5 - Força ambiental média - Condição Anual

Direção (graus)	Força de Vento (kN)	Força de Corrente (kN)	Força de Deriva (kN)	Força Ambiental Total (kN)
0	307,771	458,753	97,044	863,568
22,5	341,936	680,156	86,304	1108,396
45	366,000	1009,067	78,200	1453,267
67,5	307,792	1022,232	25,927	1355,951
90	247,666	948,982	76,695	1273,342
112,5	420,012	1228,592	23,268	1671,872
135	642,882	1218,857	64,683	1926,422
157,5	585,085	1214,141	71,602	1870,828
180	513,957	1007,818	80,642	1602,418
202,5	366,959	1337,170	59,749	1763,878
225	211,402	1662,241	42,872	1916,514
247,5	266,039	1403,411	16,018	1685,468
270	305,063	992,832	53,660	1351,555
292,5	494,408	1089,592	22,955	1606,954
315	732,469	1102,142	78,200	1912,811
337,5	492,072	727,252	86,304	1305,628

Tabela 6.6 - Força ambiental média - Condição Decenária

Direção (graus)	Força de Vento (kN)	Força de Corrente (kN)	Força de Deriva (kN)	Força Ambiental Total (kN)
0	554,626	658,313	119,971	1332,911
22,5	609,449	981,026	86,881	1677,355
45	645,472	1462,039	97,941	2205,452
67,5	526,363	1430,841	32,775	1989,979
90	409,602	1281,147	97,901	1788,649
112,5	678,602	1547,315	28,928	2254,845
135	1021,553	1694,987	78,921	2795,460
157,5	961,810	1437,000	86,881	2485,691
180	873,011	1196,631	97,561	2167,204
202,5	685,211	1641,637	77,590	2404,438
225	465,142	2233,727	61,111	2759,981
247,5	555,323	1768,146	23,113	2346,582
270	613,727	1237,648	80,481	1931,856
292,5	961,827	1387,784	30,655	2380,265
315	1389,812	1432,813	97,941	2920,567
337,5	912,760	991,265	107,184	2011,209

Tabela 6.7 - Força ambiental média - Condição de Sobrevivência

Direção (graus)	Força de Vento + Corrente (kN)		Força de Deriva (kN)	Força Ambiental Total (kN)
	10V + 100C	100V + 10C	100 anos	
0,0	1422,394	1531,324	138,726	1670,051
22,5	1866,925	1934,388	103,711	2038,099
45,0	2499,571	2464,926	115,444	2615,015
67,5	2321,329	2233,381	39,879	2361,209
90,0	1997,278	1892,651	122,584	2119,862
112,5	2503,895	2545,477	35,478	2580,954
135,0	2936,413	3181,521	94,921	3276,442
157,5	2609,099	2868,235	103,711	2971,946
180,0	2264,685	2522,468	115,978	2638,446
202,5	2631,428	2751,961	95,478	2847,439
225,0	3158,708	3066,770	78,569	3237,277
247,5	2711,925	2725,478	30,074	2755,551
270,0	2159,631	2264,677	107,196	2371,873
292,5	2661,196	2968,732	37,992	3006,725
315,0	3118,000	3686,281	115,444	3801,724
337,5	2158,412	2452,741	124,805	2577,546

Com o auxílio destas tabelas é fácil identificar as direções críticas, aquelas que apresentam a maior sollicitação ambiental, para cada uma das condições. Para a condição anual a direção crítica é 225°, e para a condição decenária e sobrevivência a direção crítica é 315°.

6.6 AMORTECIMENTO

A força ambiental é dada por:

$$F_{am}(\theta) = F_C^{Total}(\theta) + F_v(\theta) + F_d(\theta) \quad (6.3)$$

com:

$$F_C^{Total}(\theta) = K_c(\theta) \cdot |V_c(\theta) - \dot{x}| \cdot (V_c(\theta) - \dot{x}) \quad (6.4)$$

$$F_v = K_v(\theta) \cdot |V_v(\theta) - \dot{x}| \cdot (V_v(\theta) - \dot{x}) \quad (6.5)$$

$$F_d(\theta) = 2 \cdot \int_0^\infty S(\omega) \cdot D(\omega) d\omega \quad (6.6)$$

onde:

- F_d é a força média devido às ondas;
- F_v é a força total provocada pela ação do vento;
- F_c é a força total provocada pela ação da corrente;
- θ é o ângulo de incidência em relação à proa da unidade, medido em sentido anti-horário ou trigonométrico;
- $D(\omega)$ são os coeficientes de deriva da unidade;
- V_c e V_v são, respectivamente, as velocidades da corrente e do vento;
- \dot{x} é a velocidade da unidade;
- K_c é o coeficiente de força de corrente, incluindo a parcela devida à presença dos “risers”;
- K_v é o coeficiente de força de vento.

Assim, a força ambiental pode ser rescrita como:

$$F_{am}(\theta) = F_d(\theta) + K_c(\theta) \cdot V_c^2(\theta) + K_v(\theta) \cdot V_v^2(\theta) - 2 \cdot K_c(\theta) \cdot V_c(\theta) \cdot \dot{x} - 2 \cdot K_v(\theta) \cdot V_v(\theta) \cdot \dot{x} \quad (6.7)$$

As duas parcelas proporcionais à velocidade da unidade atuam em sentido contrário à força ambiental média, sendo tratadas como amortecimentos, devido à ação da corrente e do vento.

Os amortecimentos devido à ação do vento, devido à ação da corrente e o amortecimento total podem ser calculados, respectivamente, por:

$$B_v = 2 \cdot K_v(\theta) \cdot V_v(\theta) \quad (6.8)$$

$$B_c = 2 \cdot K_c(\theta) \cdot V_c(\theta) \quad (6.9)$$

$$B_{\text{Total}} = B_c + B_v \quad (6.10)$$

Os valores obtidos para o amortecimento total, para cada incidência, em cada condição ambiental considerada, estão apresentados na Tabela 6.8.

Tabela 6.8 - Amortecimento Total

Amortecimento (ton/s)			
Direção (graus)	Cond. Anual	Cond. Decenária	Cond. Centenária
0,0	993,850	1196,057	1209,085
22,5	1377,534	1660,276	1674,968
45,0	1917,442	2314,097	2553,531
67,5	1962,110	2326,656	2574,730
90,0	1842,914	2145,676	2380,253
112,5	2158,730	2434,358	2447,764
135,0	2130,535	2520,359	2537,179
157,5	1836,379	2008,971	2025,157
180,0	1439,347	1578,915	1593,830
202,5	1909,123	2127,088	2144,049
225,0	2446,133	2847,173	3133,374
247,5	2330,726	2628,834	2646,669
270,0	1967,040	2208,047	2224,377
292,5	2129,182	2417,248	2438,402
315,0	2129,114	2443,969	2469,963
337,5	1485,666	1744,736	1763,768

6.7 SISTEMAS ANALISADOS

Concluída a preparação dos dados para o dimensionamento do sistema de ancoragem da unidade exemplo, aplicou-se o procedimento de otimização para vários diâmetros de linhas, considerando uma profundidade local de 630 metros, como mencionado anteriormente, e a condição ambiental de sobrevivência (condição I).

Admite-se que as linhas utilizadas na configuração "taut-leg" apresentem três trechos. O primeiro trecho será constituído de amarra grau 4, devido à sua maior resistência à abrasão, com um comprimento fixo de 50 metros. O segundo trecho, de "polyester", terá seu comprimento otimizado pelo processo de forma a garantir a máxima eficiência de restauração obedecendo as restrições a serem impostas ao sistema. O terceiro trecho, a extremidade superior da linha, será considerado de cabo "spiral strand" para manuseio à bordo, apresentando um comprimento fixo de 150 metros, medido a partir dos "fairleads".

Para a configuração convencional as linhas apresentarão apenas dois trechos. O primeiro trecho, de amarra grau 4, terá seu comprimento determinado de tal forma que a linha apresente a máxima de tração permitida na iminência de levantamento da âncora; ou seja, com todo seu comprimento está suspenso apresentando o ângulo γ igual a zero. Caso haja uma restrição de comprimento apoiado mínimo, este valor deverá ser acrescentado ao comprimento calculado anteriormente. O segundo trecho, de cabo "spiral strand", terá seu comprimento otimizado de tal forma a garantir a máxima eficiência de restauração. A Figura 6.1 ilustra esta configuração.

Os dados das linhas para a configuração "taut-leg" estão listados na Tabela 6.9, e para a configuração convencional na Tabela 6.10. As linhas foram projetadas de tal forma que todos os seus trechos apresentem aproximadamente o mesmo valor de tração de ruptura; procurou-se garantir também que houvesse sistemas na configuração convencional com tração de ruptura da mesma ordem que a apresentada pelos sistemas "taut-leg".

O programa elaborado calcula as solicitações ambientais em todas as direções para a condição ambiental desejada, seleciona a direção crítica desta condição e executa as duas primeiras etapas do processo de síntese. A terceira etapa é executada com o auxílio do programa DMOOR [21]. Os valores das solicitações ambientais para as diversas direções de incidência, bem como as direções críticas para cada condição ambiental, foram apresentados na seção 6.5 - Força Ambiental Média.

Após a seleção das configurações ótimas para cada diâmetro de linha, é selecionado um dos sistema "taut-leg" e um dos convencionais para ser realizada uma análise completa, validando o processo e o programa elaborado. Com os resultados obtidos é realizada uma análise comparativa entre configurações "taut-leg" e convencional.

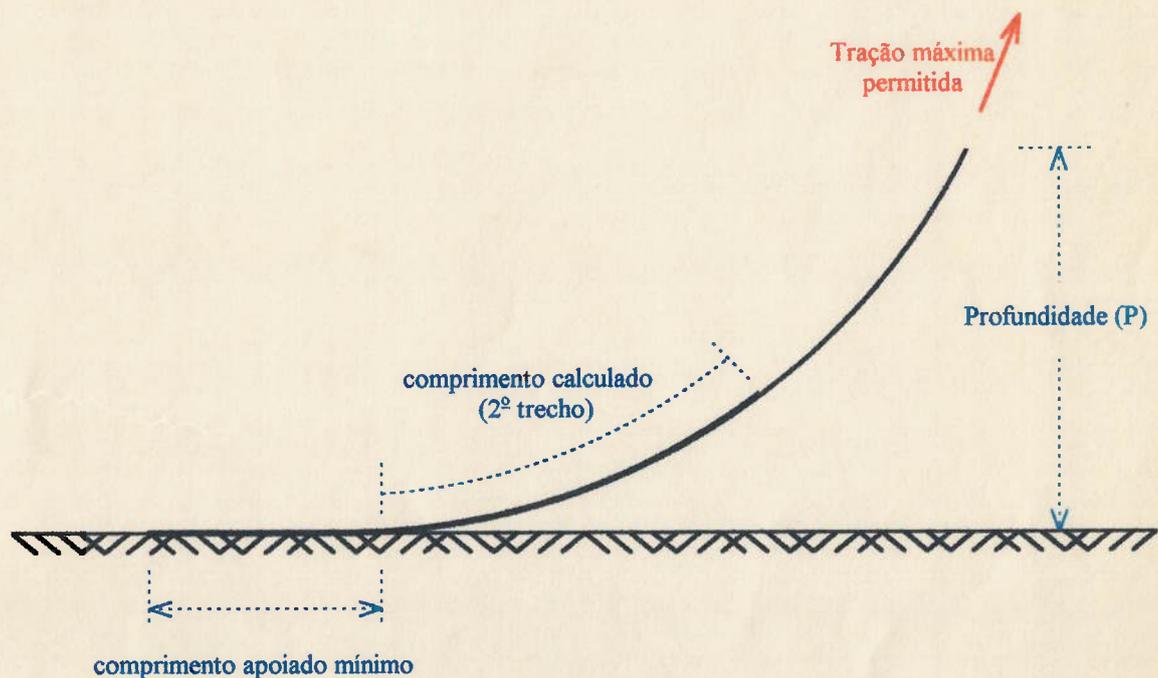


Figura 6.1 - Configuração Convencional

Tabela 6.9 - Propriedades dos sistemas "taut-leg" analisados

Sistema nº	Trecho nº	Diâmetro (mm)	Tração de Ruptura (kN)	Peso Submerso (N/m)	Módulo de Elasticidade (kN)	Coefficiente de Atrito
1	1	0,097	9,360E+06	1758,27	9,459E+08	0,9
	2	0,192	9,189E+06	58,40	2,171E+08	0,9
	3	0,109	9,825E+06	481,67	1,066E+09	0,9
2	1	0,092	8,510E+06	1581,66	8,509E+08	0,9
	2	0,184	8,404E+06	53,70	1,994E+08	0,9
	3	0,103	8,758E+06	429,87	9,598E+08	0,9
3	1	0,090	8,180E+06	1513,80	8,143E+08	0,9
	2	0,176	7,806E+06	49,53	1,825E+08	0,9
	3	0,096	7,597E+06	373,20	8,431E+08	0,9
4	1	0,081	6,750E+06	1226,70	6,596E+08	0,9
	2	0,160	6,610E+06	41,32	1,508E+08	0,9
	3	0,090	6,675E+06	328,28	7,495E+08	0,9
5	1	0,076	6,010E+06	1079,67	5,807E+08	0,9
	2	0,152	6,061E+06	38,91	1,361E+08	0,9
	3	0,087	6,238E+06	306,77	7,049E+08	0,9
6	1	0,073	5,580E+06	996,15	5,357E+08	0,9
	2	0,144	5,472E+06	34,32	1,221E+08	0,9
	3	0,083	5,683E+06	279,48	6,447E+08	0,9
7	1	0,070	5,160E+06	916,11	4,926E+08	0,9
	2	0,136	4,972E+06	30,78	1,090E+08	0,9
	3	0,080	5,285E+06	259,96	6,065E+08	0,9
8	1	0,066	4,630E+06	814,32	4,379E+08	0,9
	2	0,128	4,413E+06	27,87	9,651E+07	0,9
	3	0,074	4,541E+06	221,81	5,286E+08	0,9
9	1	0,062	4,120E+06	718,62	3,864E+08	0,9
	2	0,120	3,952E+06	23,90	8,482E+07	0,9
	3	0,071	4,193E+06	204,18	4,918E+08	0,9
10	1	0,058	3,630E+06	629,01	3,382E+08	0,9
	2	0,112	3,442E+06	20,99	7,389E+07	0,9
	3	0,064	3,448E+06	166,13	4,118E+08	0,9

Tabela 6.10 - Propriedades dos sistemas convencionais analisados

Sistema nº	Trecho nº	Diâmetro (mm)	Tração de Ruptura (kN)	Peso Submerso (N/m)	Módulo de Elasticidade (kN)	Coefficiente de Atrito
1	1	0,097	9,360E+06	1758,27	9,459E+08	0,9
	2	0,109	9,825E+06	481,67	10,66E+09	0,9
2	1	0,092	8,510E+06	1581,66	8,509E+08	0,9
	2	0,103	8,758E+06	429,87	9,598E+08	0,9
3	1	0,090	8,180E+06	1513,80	8,143E+08	0,9
	2	0,096	7,597E+06	373,20	8,431E+08	0,9
4	1	0,081	6,750E+06	1226,70	6,596E+08	0,9
	2	0,090	6,675E+06	328,28	7,495E+08	0,9
5	1	0,076	6,010E+06	1079,67	5,807E+08	0,9
	2	0,087	6,238E+06	306,77	7,049E+08	0,9
6	1	0,073	5,580E+06	996,15	5,357E+08	0,9
	2	0,083	5,683E+06	279,48	6,447E+08	0,9
7	1	0,070	5,160E+06	916,11	4,926E+08	0,9
	2	0,080	5,285E+06	259,96	6,065E+08	0,9
8	1	0,066	4,630E+06	814,32	4,379E+08	0,9
	2	0,074	4,541E+06	221,81	5,286E+08	0,9
9	1	0,062	4,120E+06	718,62	3,864E+08	0,9
	2	0,071	4,193E+06	204,18	4,918E+08	0,9
10	1	0,058	3,630E+06	629,01	3,382E+08	0,9
	2	0,064	3,448E+06	166,13	4,118E+08	0,9

Foram impostas as seguintes restrições no projeto do sistema de linhas:

- pré-tração máxima de 1500 kN;
- força vertical máxima na linha de 2000 kN;
- “offset” máximo de 10% da lâmina d’água;
- para sistemas “taut-leg”:
 - ⇒ tração máxima nas linhas de 66% da tração de ruptura (Tr);
 - ⇒ comprimento máximo apoiado de 50 m;
 - ⇒ tração mínima nas linhas de 5% da Tr . no “polyester”, sem limite para os demais trechos;
- para sistemas convencionais:
 - ⇒ tração máxima nas linhas de 50% da Tr .;
 - ⇒ comprimento mínimo apoiado igual a zero;

Como se vê, as restrições impostas para o sistema na configuração convencional são as mesmas impostas ao sistema “taut-leg” com exceção de:

- a) restrição do comprimento apoiado (restrição que distingue as duas configurações);
- b) restrição de tração máxima, e ;
- c) restrição de tração mínima imposta ao “polyester” no sistema “taut-leg”.

A restrição de tração máxima é diferente para as duas configurações pois o efeito dinâmico sobre as linhas, devido aos movimentos de 1ª ordem, é relevante apenas para a configuração convencional. Esta restrição, imposta ao modelo, visa obter o máximo valor permitido pelas normas para a tração na linha mais carregada do sistema (66% Tr . para a condição de sobrevivência), considerando os efeitos dinâmicos dos movimento de 1ª ordem. Na configuração “taut-leg” os efeitos provocados por estes movimentos são da mesma ordem de grandeza dos efeitos provocados por movimentos quase-estáticos de mesma amplitude.

A restrição de tração mínima imposta ao “polyester” é uma necessidade peculiar deste material e tem o objetivo de manter o material sempre tracionado a fim de evitar o afrouxamento entre seus fios.

6.8 SOLUÇÕES APONTADAS PELO PROCEDIMENTO DE SÍNTESE

As soluções apontadas para cada diâmetro, após a execução, pelo programa elaborado, das duas primeiras etapas do procedimento elaborado, são mostradas na Tabela 6.11, para os sistemas na configuração “taut-leg”, e na Tabela 6.12 para os sistemas na configuração convencional. A Tabela 6.13 apresenta a composição do “offset” total para os sistemas analisados.

Com o auxílio da Tabela 6.11, verifica-se que as restrições dominantes para as 8 primeiras configurações “taut-legs” são a pré-tração (1500 kN) e o comprimento apoiado na linha menos carregada. Pode-se concluir que a restrição de comprimento apoiado é dominante pois as restrições de tração nas linhas bem como a de “offset” total não são atingidas. Para as duas últimas configurações a restrição dominante referente à pré-tração é substituída pela restrição de tração máxima na linha mais carregada (66% Tr).

Com o auxílio da Tabela 6.12, verifica-se que as restrições dominantes para as 6 primeiras configurações convencionais são a pré-tração e o “offset” total da unidade (10% da lâmina d'água). Para os sistemas de número 7 e 8 as restrições dominantes passam a ser a restrição de tração máxima na linha mais carregada (50% Tr) e a de “offset” total.

Os resultados referentes aos sistemas 9 e 10, na configuração convencional, não são apresentados devido à impossibilidade de restauração da solicitação ambiental com as restrições impostas.

Tabela 6.11 - Desempenho dos sistemas "taut-leg" analisados

Sistema nº	Trecho nº	Compr. (m)	Tração na linha mais carregada (%Tr.)	Tração na menos carregada (%Tr.)	Pré-tração (kN)	Raio de Ancoragem (m)	"Offset" Total (m)
1	1	50	28,11	5,2	1500	892,17	6,66
	2	886,20	28,95	5,62			
	3	150	27,51	5,73			
2	1	50	31,17	5,23	1500	816,92	7,04
	2	825,46	31,89	5,61			
	3	150	31,05	5,88			
3	1	50	32,23	5,25	1500	806,25	7,53
	2	816,46	34,19	5,82			
	3	150	35,59	6,48			
4	1	50	39,82	5,33	1500	700,98	8,92
	2	735,04	40,97	5,75			
	3	150	41,06	6,23			
5	1	50	45,22	5,38	1500	652,06	9,92
	2	698,807	45,14	5,65			
	3	150	44,38	6,04			
6	1	50	48,31	5,45	1500	632,07	10,98
	2	683,79	50,08	5,86			
	3	150	48,74	6,20			
7	1	50	53,01	5,50	1500	608,60	12,27
	2	666,51	55,31	6,01			
	3	150	52,56	6,22			
8	1	50	59,54	5,58	1500	578,40	13,95
	2	644,87	62,76	6,16			
	3	150	61,53	6,55			
9	1	50	63,01	5,02	1383	629,00	15,32
	2	678,83	65,97	5,52			
	3	150	62,7	5,76			
10	1	50	61,71	5,01	1182	923,43	17,24
	2	903,10	65,38	5,60			
	3	150	65,68	6,05			

Tabela 6.12 - Desempenho dos sistemas convencionais analisados

Sistema nº	Trecho nº	Compr. (m)	Tração na linha mais carregada (%Tr.)	Tração na menos carregada (%Tr.)	Pré-tração (kN)	Raio de Ancoragem (m)	“Offset “ Total (m)
1	1	979,04	27,35	7,45	1500	1356,62	63,00
	2	614,65	27,88	9,55			
2	1	1117,21	30,34	8,73	1500	1465,49	62,99
	2	578,46	31,17	10,79			
3	1	1195,93	31,84	9,54	1500	1516,98	62,99
	2	548,29	35,88	12,46			
4	1	1378,26	38,79	12,46	1500	1628,80	63,00
	2	464,65	40,54	14,45			
5	1	1471,01	43,69	14,62	1500	1659,22	63,00
	2	394,53	43,80	15,65			
6	1	1522,56	47,21	16,28	1500	1653,66	63,00
	2	332,57	47,28	17,32			
7	1	1444,19	48,72	14,65	1359,747	1696,12	63,01
	2	446,16	49,73	16,01			
8	1	1063,68	45,42	5,02	838,759	1834,68	63,04
	2	949,3	49,34	8,09			
9	1	- x -	- x -	- x -	- x -	- x -	- x -
	2	- x -	- x -	- x -			
10	1	- x -	- x -	- x -	- x -	- x -	- x -
	2	- x -	- x -	- x -			

É importante lembrar que a configuração destes sistemas foi determinada de modo que a sollicitação ambiental seja restaurada pelo sistema intacto, obedecendo-se as restrições impostas ao sistema de ancoragem. Assim, certamente o comprimento do trecho em contato com o solo, nos sistemas convencionais, sofrerão alterações a fim de absorver o movimento apresentado pela unidade no caso de ruptura de uma das linhas do sistemas. A determinação do comprimento extra necessário será realizada posteriormente com o auxílio de um dos programas mencionados anteriormente.

Tabela 6.13 - Composição do “Offset” Total da unidade com os sistemas analisados - Resultado do processo de otimização

Sistema	Sistemas na conf. “taut-leg”						Sistemas na conf. convencional					
	n ^o	Est. (m)	RMS 2 ^a ordem	Máx. 2 ^a ordem	RMS 1 ^a ordem	Máx. 1 ^a ordem	Total (m)	Est. (m)	RMS 2 ^a ordem	Máx. 2 ^a ordem	RMS 1 ^a ordem	Máx. 1 ^a ordem
1	6,084	0,167	0,547	0,056	0,206	6,668	61,70	0,431	1,279	0,056	0,206	63,00
2	6,449	0,173	0,563	0,056	0,206	7,048	61,66	0,446	1,318	0,056	0,206	63,00
3	6,918	0,179	0,581	0,056	0,206	7,534	61,66	0,448	1,323	0,056	0,206	63,00
4	8,269	0,194	0,625	0,056	0,206	8,927	61,67	0,446	1,318	0,056	0,206	63,00
5	9,237	0,206	0,659	0,056	0,206	9,927	61,67	0,446	1,318	0,056	0,206	63,00
6	10,26	0,216	0,690	0,056	0,206	10,98	61,67	0,446	1,318	0,056	0,206	63,00
7	11,51	0,228	0,723	0,056	0,206	12,27	61,69	0,443	1,309	0,056	0,206	63,01
8	13,16	0,242	0,762	0,056	0,206	13,95	61,75	0,428	1,270	0,056	0,206	63,04
9	14,48	0,259	0,812	0,056	0,206	15,32	- x -	- x -	- x -	- x -	- x -	- x -
10	16,35	0,282	0,875	0,056	0,206	17,24	- x -	- x -	- x -	- x -	- x -	- x -

6.8.1 Configuração Convencional X “Taut-leg”

Os sistemas selecionados para as configurações “taut-leg” e convencionais podem ser submetidos a uma análise comparativa.

A Figura 6.2 apresenta o “offset” total da unidade quando ancorada com sistemas convencionais e “taut-leg” em função da tração de ruptura de suas linhas. As Figuras 6.3 e 6.4 apresentam, respectivamente, como função da mesma variável, os raios de ancoragem e o custo de aquisição de uma linha do sistema, considerando o preço do cabo como 1,99 US\$/kg, da amarra 2,37 US\$/kg, e do “polyester” como 9,14 US\$/kg.

"Offset" Total x Tração de Ruptura

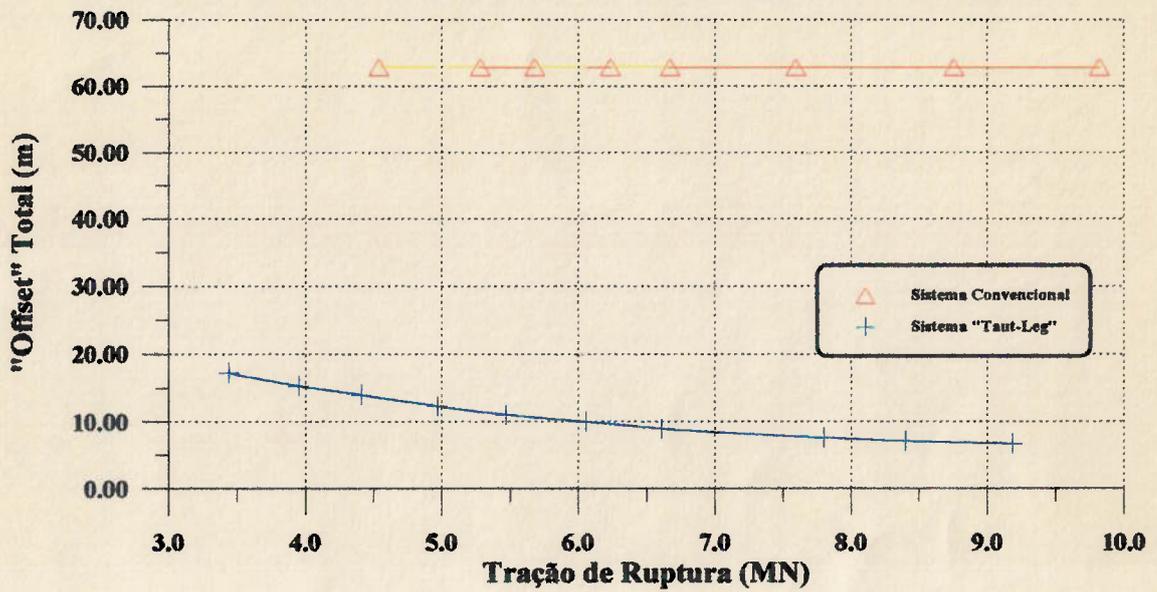


Figura 6.2 - "Offset" Total x Tração de Ruptura

Raio de Ancoragem x Tração de Ruptura

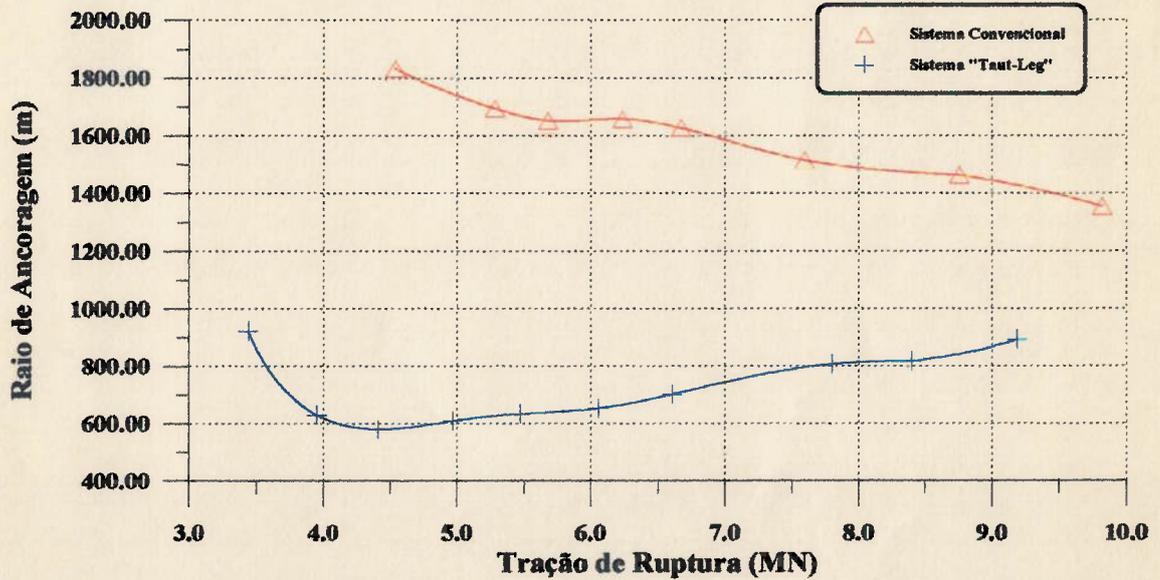


Figura 6.3 - Raio de Ancoragem x Tração de Ruptura

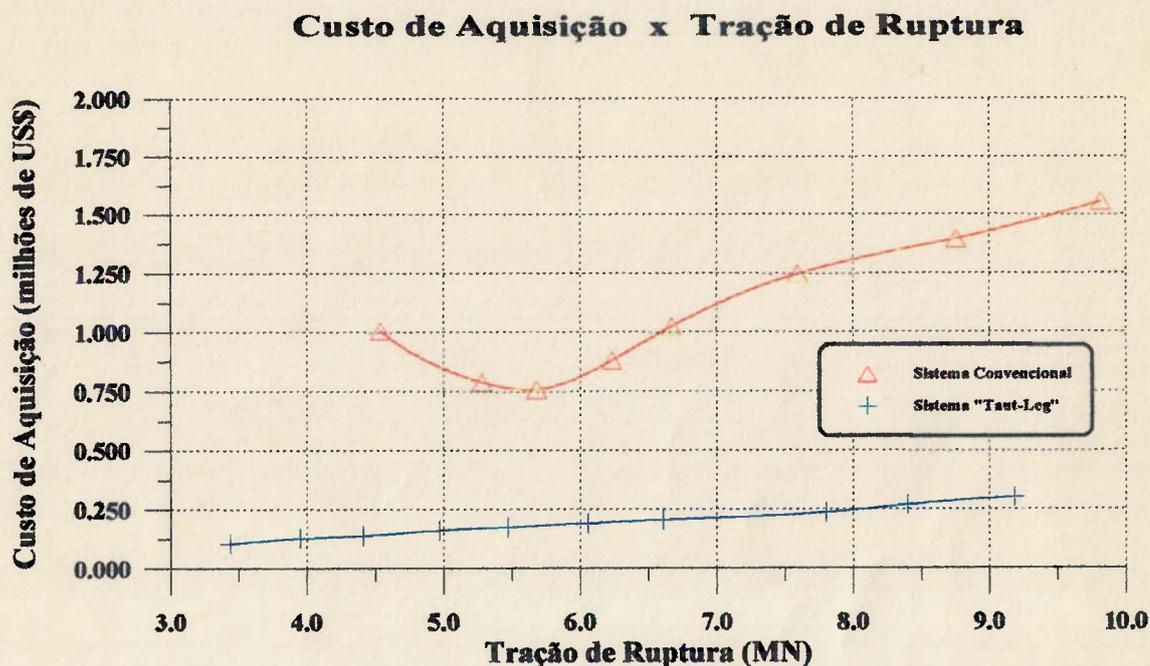


Figura 6.4 - Custo x Tração de Ruptura

A tendência das curvas é determinada pelas restrições dominantes, ou seja, uma alteração na tendência significa alteração das restrições dominantes no problema. Na Figura 6.3, os pontos referentes aos dois menores valores de tração de ruptura, no sistema "taut-leg", invertem a tendência da curva devido à alteração de uma das restrições dominantes no problema. A restrição de pré-tração, dominante nos demais sistemas, é substituída pela restrição de tração máxima na linha mais carregada, como pode ser verificado na Tabela 6.11.

Com o auxílio destas figuras e das tabelas 6.11 e 6.12, apresentadas anteriormente, ficam claras as vantagens de se utilizar o sistema de ancoragem na configuração "taut-leg", possibilitando:

- menores raios de ancoragem das unidades, simplificando o "layout" submarino;

- menores movimentos apresentados pelas unidades, devido à maior rigidez apresentada por esta configuração, reduzindo a distância mínima entre as unidades, aproximando-as dos poços produtores;
- simplificação dos sistemas que conectam a unidade ao poço produtor, reduzindo custos indiretos, e;
- utilização de materiais mais leves e menores comprimentos de linha, reduzindo custos de aquisição.

A principal desvantagem encontrada nesta configuração é a necessidade de utilização de diâmetros de linha maiores que os utilizados na ancoragem convencional, modificando procedimentos de operação e exigindo a adaptação dos equipamentos de manuseio.

Outra desvantagem é a necessidade de utilização de âncoras que resistam à cargas verticais; porém, esta desvantagem é compensada pelas vantagens obtidas com o menor raio de ancoragem e a inexistência de trechos de linhas apoiados no solo marinho. Em função de avaliações recentemente publicadas sobre o desempenho de âncoras com capacidade para suportar cargas verticais, [17] e [25], esta desvantagem passa a ser menos relevante, tornando desnecessária a utilização de estacas.

6.8.2 Validação dos Resultados Obtidos

Para a validação do procedimento de síntese elaborado, os resultados obtidos foram comparados com os fornecidos pelo programa DMOOR [21] de propriedade da PETROBRÁS. Para esta validação foi escolhido o sistema convencional número 6, por apresentar menor custo de aquisição, e para a configuração “taut-leg”, o seu correspondente, de mesma tração de ruptura, também de número 6.

Como para estes sistemas a restrição de tração máxima permitida nas linhas não se apresenta como restrição dominante, não é necessária a realização da terceira etapa do procedimento, que tem por objetivo, garantir que seja utilizada a máxima capacidade de restauração das linhas, ou seja, que suas linhas trabalhem no limite máximo de tração.

Estes sistemas, com as características determinadas pelo processo de síntese, foram analisados pelo DMOOR [21]. A Tabela 6.14 apresenta os resultados referentes à linha mais carregada do sistema, obtidos pelo DMOOR, através de uma análise quase-estática, e os esperados, segundo o procedimento de síntese. As pequenas diferenças percentuais mostram os bons resultados obtidos pelo processo de otimização.

Tabela 6.14 - Validação do processo elaborado

	Configuração Convencional			Configuração "Taut-Leg"		
	DMOOR	Valor Esperado	Diferença (%)	DMOOR	Valor Esperado	Diferença (%)
Raio de Ancoragem (m)	1652,38	1653,66	0,08	630,02	632,07	0,32
Tração na linha mais carregada (%Tr.)	47,17	47,28	0,23	49,04	48,74	-0,61
"Offset Total" (m)	63,14	63,00	-0,22	10,98	10,98	0,00
Rigidez (kN/m)	73,18	73,84	0,90	307,79	314,73	2,25

6.8.3 Análise do Sistema Avariado - Linha Rompida

A fim de se avaliar o comportamento dos sistemas em caso de avaria, foi calculada a tração na linha mais carregada, no caso de ruptura da segunda linha mais carregada; e o valor encontrado foi comparado com o máximo admitido pela norma. Nesta análise a força ambiental média é equilibrada com o sistema avariado, os movimentos de 2ª ordem são considerados quase-estáticos e os efeitos dinâmicos dos movimentos de 1ª ordem são determinados através de uma análise no domínio da frequência.

Para o sistema convencional selecionado, o comprimento da amarra, em contato com o solo foi alterado de 1522.56 m para 1900 m a fim de se evitar o levantamento da âncora. Este valor pode ser determinado utilizando-se o programa DMOOR, de tal

forma que, o sistema avariado equilibre a solicitação ambiental apresentando o mínimo comprimento de linha apoiado, imposto pelas restrições.

Os valores obtidos, apresentados na Tabela 6.15, são inferiores ao máximo permitido (90.9% Tr.) obedecendo-se a norma utilizada. Neste caso, com as restrições impostas, tem-se um maior valor de tração para o sistema na configuração convencional. Se for adotado outro conjunto de restrições, o maior valor poderá ocorrer para o sistema "taut-leg".

Nesta tabela fica claro ainda que a unidade ancorada com o sistema na configuração "taut-leg" apresentará um "offset" total inferior ao apresentado pela unidade com sistema convencional. Este fato é explicado pelo maior valor de rigidez do sistema.

Tabela 6.15 - Análise Linha Rompida

	Configuração Convencional	Configuração "Taut-Leg"
Tração na linha mais carregada (%Tr.)	73,59	71,57
"Offset Total" (m)	108,64	23,13

6.8.4 Análise Transiente

Foi feita também uma análise da resposta transitória do sistema para se verificar a evolução da tração da linha mais carregada no caso de rompimento da segunda linha mais carregada. Nesta análise considera-se, inicialmente, que a força ambiental média é equilibrada pelo sistema completo e, em seguida é rompida a linha, determinando o máximo movimento e máxima tração nas linhas por meio de uma análise no domínio do tempo.

Os valores obtidos, apresentados na Tabela 6.16, são inferiores ao máximo permitido (100% Tr.) obedecendo-se a norma utilizada. Os mesmos comentários, referentes à tração a ao "offset" total, apresentados na análise da linha rompida podem ser repetidos aqui.

Tabela 6.16 - Análise Transiente

	Configuração Convencional	Configuração "Taut-Leg"
Tração na linha mais carregada (%Tr.)	74,37	76,03
"Offset Total" (m)	109,37	25,14

7. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Neste trabalho são analisadas as principais características do projeto de um sistema de ancoragem, apresentando-se os modelos utilizados para o cálculo da sollicitação ambiental e seus efeitos sobre a unidade a ser ancorada. A fim de melhor compreender o comportamento de uma linha de ancoragem, é realizada uma análise estática de uma linha de amarração, apresentando a solução analítica exata da catenária e uma interpretação física dos mecanismos de resposta da linha aos movimentos impostos ao seu ponto de amarração. No capítulo 4 é realizado um estudo de viabilidade e avaliação de sistemas "taut-leg" visando a elaboração de um procedimento de síntese. Este procedimento é apresentado no capítulo 5 e possibilita a imposição de diversas restrições ao sistema de ancoragem. Para a validação do procedimento de síntese elaborado, foi realizado o dimensionamento do sistema de ancoragem para uma plataforma semi-submersível, verificando-se os resultados obtidos por meio do programa DMOOR de propriedade da PETROBRÁS.

7.1 CONCLUSÕES

Os resultados obtidos da análise desenvolvida neste trabalho demonstraram claramente a viabilidade dos sistemas na configuração "taut-leg" para a ancoragem de unidades flutuantes. Os resultados obtidos para plataformas semi-submersíveis podem ser estendidos para navios. A ref. [10] apresenta o dimensionamento de um sistema "taut-leg" para um navio ancorado com um "turret".

Os resultados obtidos mostram que os sistemas "taut-leg" estão intimamente associados a pequenos valores de "offset", o que é uma característica bastante interessante do ponto de vista do projeto mecânico dos "risers". Outra característica dos resultados apresentados são os reduzidos raios de ancoragem propiciados pelos sistemas nesta configuração, simplificando o "layout" submarino e reduzindo, tanto custo diretos e indiretos, bem como os problemas de interferência entre linhas e entre embarcações e linhas.

Quanto ao comportamento do sistema na condição avariado, como no caso de ruptura de uma de suas linhas, os sistemas na configuração “taut-leg” apresentam um deslocamento bem inferior aos verificados com os sistemas convencionais utilizados atualmente, contrariando a intuição que sugere a existência de um efeito estilingue que provocaria o aumento das trações nas linhas possibilitando o rompimento sequencial das linhas do sistema.

Quanto ao procedimento de seleção e otimização desenvolvido, pode-se dizer que o mesmo é uma ferramenta bastante útil para o projeto de sistemas de ancoragem, podendo ser utilizado tanto para sistema na configuração “taut-leg” como para sistemas na configuração convencional.

Diferentemente da maioria dos programas existentes, o procedimento elaborado não se apresenta apenas como ferramenta de análise, e sim, como uma ferramenta de síntese do sistema de ancoragem que permite tanto a utilização da experiência prévia do projetista como a imposição de características esperadas do sistema, através das restrições impostas ao processo.

As soluções obtidas pelo procedimento foram analisadas por programas já consagrados e os resultados mostraram que as hipóteses adotadas não provocam erros significativos na determinação da solução mais eficiente.

É interessante ressaltar que a ferramenta desenvolvida aponta soluções, considerando as restrições impostas, para vários sistemas, permitindo que o projetista opte por aquele que melhor satisfaça o critério de desempenho desejado, seja ele o de menor custo, o de menor raio de ancoragem ou ainda o de menor passeio no plano. Estas soluções não são as únicas que satisfazem os critérios de projeto, mas são aquelas que apresentam o aproveitamento máximo do material utilizado, considerando as restrições impostas ao sistema, ou seja, são aquelas capazes de restaurar a solicitação ambiental respeitando-se, no limite, as restrições impostas.

7.2 RECOMENDAÇÕES

A primeira recomendação está relacionada com a necessidade do emprego de alguma ferramenta externa para se determinar os movimentos de 1ª ordem e os efeitos destes movimentos sobre as trações nas linhas do sistema. É interessante tornar o processo independente destas ferramentas, calculando os movimentos e seus efeitos por meio de uma análise dinâmica simplificada como a realizada pelo programa PROSAM [6]; isto daria uma autonomia ao procedimento tornando o dimensionamento do sistema ainda mais rápido e eficiente.

A segunda recomendação é referente à análise do sistema avariado, ou seja, no caso de perda de uma de suas linhas. No caso de dimensionamento de sistemas convencionais, devido a necessidade de se apresentar sempre um certo comprimento de linha apoiado no solo, esta análise é fundamental para se determinar o comprimento do trecho inferior da linha, o que foi realizado neste trabalho com o auxílio dos programas mencionados. Para se evitar esta dependência o procedimento poderia incluir também esta avaliação

A terceira recomendação está relacionada com o efeito dos esforços verticais das linhas sobre a unidade, principalmente no caso de plataformas. Como os materiais adotados para os sistemas na configuração "taut-leg" apresentam baixo peso próprio e as linhas trabalham basicamente como molas elásticas, quando a unidade se desloca no plano, ha uma diferença significativa entre as trações que atuam nas linhas mais retesadas e nas linhas mais frouxas do sistema, provocando diferenças acentuadas na ordem de grandeza das forças verticais sobre a unidade. Como estas linhas se situam em posições opostas, é possível a ocorrência de momentos significativos atuando no sentido de inclinar a unidade. É necessário, portanto, que se avalie a importância desta questão em análises futuras de sistemas "taut-leg", incluindo uma restrição adicional, como por exemplo, limites para o momento e/ou o valor do esforço vertical aplicados sobre a unidade.

Anexo A

Neste Anexo são apresentados os dados referentes a cada agente ambiental (vento onda e corrente) utilizados no dimensionamento do sistema de ancoragem.

Vento

Não existem dados suficientes para se determinar um espectro de energia que caracterize o efeito da flutuação das velocidades provocado pelas rajadas. Nestas condições, as forças devidas ao vento serão consideradas estáticas e calculadas a partir da velocidade média, obtida ao longo de 10 minutos, com medidas efetuadas a 5 m acima do nível médio do mar.

Os valores da velocidade (m/s), em função do período de retorno e da direção de procedência (de onde vem o vento), são apresentados na Tabela A1.

Tabela A1 - Velocidades de Vento (m/s)

Direção (procedência)	Período de Retorno (anos)		
	1	10	100
N	20,87	27,20	33,52
NE	19,88	25,06	30,23
E	14,02	18,03	22,03
SE	15,00	19,92	24,83
S	16,15	21,68	27,20
SW	21,22	29,23	37,22
W	15,56	22,07	28,55
NW	11,41	16,91	22,36

Ondas

Os parâmetros característicos das ondas, em função do período de retorno e da direção de procedência (de onde vem o mar), são apresentados na Tabela A2; a relação entre os períodos médios (T_Z) e de pico (T_p) indicados nesta tabela, é dada por:

$$T_Z = \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot T_p \quad (A1)$$

O espectro do mar adotado é o espectro de Pierson-Moskowitz cujas características são expressas por:

$$S(\omega) = A \cdot \omega^{-5} \cdot e^{(-B \cdot \omega^{-4})} \quad (A2)$$

onde:

- $A = 124.03 \cdot H_s^2 \cdot T_Z^{-4}$
- $B = 496.10 \cdot T_Z^{-4}$
- H_s é a altura significativa das ondas;
- T_Z é o período médio entre zeros ascendente.

Para o mar vindo da direção sul, o espectro de energia é ilustrado na Figura A1.

Tabela A2 - Parâmetros característicos das ondas.

Direção (procedência)	Parâmetro	Período de Retorno (anos)		
		1	10	100
N/NE	HMAX : Altura máxima de onda (m)	8,1	9,9	11,7
	THMAX : Período associado a HMAX (s)	9,8	10,5	11,2
	HS : Altura Significativa de onda (m)	4,4	5,3	6,3
	TZ : Período entre zeros ascendentes (s)	7,6	8,1	8,6
	TP : Período de pico associado a HS (s)	10,7	11,4	12,1
E	HMAX : Altura máxima de onda (m)	7,6	9,2	10,7
	THMAX : Período associado a HMAX (s)	9,6	10,2	10,8
	HS : Altura Significativa de onda (m)	4,1	4,9	5,8
	TZ : Período entre zeros ascendentes (s)	7,5	7,9	8,3
	TP : Período de pico associado a HS (s)	10,6	11,1	11,7
SE/S/SW	HMAX : Altura máxima de onda (m)	9,5	11,8	14,2
	THMAX : Período associado a HMAX (s)	10,3	11,2	12,1
	HS : Altura Significativa de onda (m)	5,1	6,3	7,6
	TZ : Período entre zeros ascendentes (s)	7,9	8,5	9,2
	TP : Período de pico associado a HS (s)	11,1	12,0	13,0
W/NW	HMAX : Altura máxima de onda (m)	5,9	7,8	9,6
	THMAX : Período associado a HMAX (s)	8,9	9,6	10,3
	HS : Altura Significativa de onda (m)	3,2	4,2	5,2
	TZ : Período entre zeros ascendentes (s)	7,0	7,5	8,0
	TP : Período de pico associado a HS (s)	9,9	10,6	11,3

Espectro de Energia

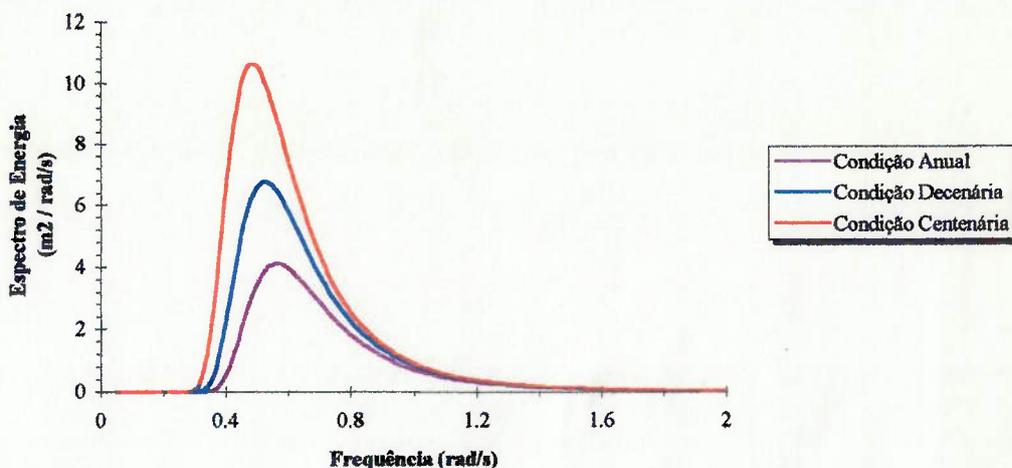


Figura A1 - Espectro de energia do mar (mar de Sul)

Corrente

Para o cálculo da força estática induzida pela corrente, foi considerado o valor de velocidade da corrente (m/s) a 5 m de profundidade, em função do período de retorno e da direção de destino da corrente (para onde vai a corrente).

A Tabela A3 apresenta os valores da velocidade de corrente nas condições mencionadas.

Os dados oceanográficos fornecem também, para cada direção de corrente na superfície, o perfil de velocidade, em função da profundidade e da direção, que será utilizado no cálculo de esforços de arrasto nos “risers”. As Tabelas A 4 a A 11 apresentam estes perfis.

Tabela A3 - Velocidades da corrente (m/s)

Direção (destino)	Período de Retorno (anos)		
	1	10	100
N	0,96	1,15	1,32
NE	1,07	1,22	1,34
E	1,03	1,15	1,25
SE	1,42	1,60	1,75
S	1,45	1,58	1,70
SW	1,28	1,39	1,48
W	1,05	1,22	1,36
NW	1,08	1,30	1,49

Tabela A4 - Perfil de Velocidade - Direção Norte (m/s)

Profundidade (m)	Período de retorno			Direção (p/ onde vai)
	1 ano	10 anos	100 anos	
5	0,96	1,15	1,32	N
50	0,89	1,00	1,08	N
100	0,78	1,05	1,30	N
140	0,80	0,98	1,13	N
230	0,59	0,76	0,91	N
340	0,53	0,58	0,62	N
415	0,57	0,62	0,66	NE
545	0,48	0,52	0,56	NE
640	0,51	0,55	0,58	NE

Tabela A5 - Perfil de Velocidade - Direção Nordeste (m/s)

Profundidade (m)	Período de retorno			Direção (p/ onde vai)
	1 ano	10 anos	100 anos	
5	1,07	1,22	1,34	NE
50	1,02	1,16	1,28	NE
100	0,97	1,08	1,17	NE
140	0,76	0,91	1,06	NE
230	0,89	1,05	1,17	NE
340	0,84	0,94	1,04	NE
415	0,68	0,75	0,81	NE
545	0,56	0,62	0,67	NE
640	0,54	0,59	0,64	NE

Tabela A6 - Perfil de Velocidade - Direção Este (m/s)

Profundidade (m)	Período de retorno			Direção (p/ onde vai)
	1 ano	10 anos	100 anos	
5	1,03	1,15	1,25	E
50	0,84	0,93	1,01	E
100	0,73	0,83	0,91	E
140	0,67	0,73	0,79	E
230	0,57	0,64	0,69	E
340	0,59	0,65	0,71	E
415	0,51	0,59	0,66	E
545	0,45	0,51	0,56	NE
640	0,48	0,53	0,56	NE

Tabela A7 - Perfil de Velocidade - Direção Sudeste (m/s)

Profundidade (m)	Período de retorno			Direção (p/ onde vai)
	1 ano	10 anos	100 anos	
5	1,42	1,60	1,75	SE
50	1,10	1,35	1,61	SE
100	0,93	1,10	1,26	SE
140	0,69	0,76	0,82	E
230	0,64	0,71	0,76	E
340	0,59	0,69	0,79	E
415	0,57	0,64	0,69	E
545	0,47	0,53	0,58	NE
640	0,49	0,53	0,57	NE

Tabela A8 - Perfil de Velocidade - Direção Sul (m/s)

Profundidade (m)	Período de retorno			Direção (p/ onde vai)
	1 ano	10 anos	100 anos	
5	1,45	1,58	1,70	S
50	1,31	1,43	1,54	S
100	1,17	1,29	1,39	S
140	1,00	1,10	1,18	S
230	0,60	0,67	0,72	S
340	0,50	0,64	0,78	S
415	0,48	0,60	0,72	S
545	0,36	0,39	0,41	NE
640	0,44	0,48	0,52	NE

Tabela A9 - Perfil de Velocidade - Direção Sudoeste (m/s)

Profundidade (m)	Período de retorno			Direção (p/ onde vai)
	1 ano	10 anos	100 anos	
5	1,28	1,39	1,48	SW
50	1,26	1,37	1,46	SW
100	1,08	1,17	1,26	SW
140	1,05	1,17	1,28	SW
230	0,66	0,73	0,79	SW
340	0,54	0,60	0,66	S
415	0,48	0,62	0,76	E
545	0,46	0,51	0,55	NE
640	0,49	0,53	0,57	NE

Tabela A10 - Perfil de Velocidade - Direção Oeste (m/s)

Profundidade (m)	Período de retorno			Direção (p/ onde vai)
	1 ano	10 anos	100 anos	
5	1,05	1,22	1,36	W
50	1,09	1,23	1,34	W
100	0,92	1,06	1,18	W
140	0,69	0,78	0,84	W
230	0,56	0,61	0,66	W
340	0,49	0,58	0,66	N
415	0,49	0,56	0,63	NE
545	0,38	0,42	0,45	NE
640	0,45	0,48	0,52	NE

Tabela A11 - Perfil de Velocidade - Direção Noroeste (m/s)

Profundidade (m)	Período de retorno			Direção (p/ onde vai)
	1 ano	10 anos	100 anos	
5	1,0	1,30	1,49	NW
50	1,04	1,15	1,24	NW
100	0,83	1,01	1,17	NW
140	0,75	0,82	0,88	NW
230	0,44	0,48	0,52	N
340	0,41	0,44	0,47	NE
415	0,34	0,37	0,40	NE
545	0,43	0,46	0,49	NE
640	0,41	0,44	0,47	NE

ANEXO B

Neste Anexo são apresentados os dados referentes à plataforma, necessários ao dimensionamento do sistema de ancoragem, na seguinte ordem:

- a) coeficientes de força de vento e corrente;
- b) coeficientes de força de deriva;
- c) funções de transferência (RAO - "Response Amplitude Operators").

Coefficientes de Força de Vento e Corrente

Os coeficientes de força de vento e corrente obtidos foram os relativos aos ângulos de incidência de 0° e 90° e estão apresentados na Tabela B1. Os dados para os demais ângulos de incidência foram calculados por meio da formulação sugerida pela API [2] e apresentada abaixo.

$$F_\phi = F_0 \cdot \left[\frac{2 \cdot \cos^2(\phi)}{1 + \cos^2(\phi)} \right] + F_{90} \cdot \left[\frac{2 \cdot \sin^2(\phi)}{1 + \sin^2(\phi)} \right] \quad (B1)$$

onde F_ϕ é a força ambiental sobre a plataforma devido à incidência do vento, ou corrente, com velocidade unitária e na direção ϕ .

Tabela B1 - Coeficientes de força de Vento e de Corrente

Ângulo de Incidência	Coef. de Força de Vento (kNs ² /m ²)	Coef. de Força de Corrente (kNs ² /m ²)
0°	1,180	391,000
90°	1,260	782,000

Os coeficientes de força de vento e de corrente obtidos e utilizados no cálculo da força estática, a partir de (2.15) e (2.14), estão apresentados Tabela B2.

Tabela B2 - Coeficientes de forças de Vento e de Corrente - API [2]

Ângulo de Incidência	Coef. de Força de Vento (kNs²/m²)	Coef. de Força de Corrente (kNs²/m²)
0,0°	1,180	391,000
22,5°	1,409	559,890
45,0°	1,627	782,000
67,5°	1,462	820,110
90,0°	1,260	782,000
112,5°	1,462	820,110
135,0°	1,627	782,000
157,5°	1,409	559,890
180,0°	1,180	391,000
202,5°	1,409	559,890
225,0°	1,627	782,000
247,5°	1,462	820,110
270,0°	1,260	782,000
292,5°	1,462	820,110
315,0°	1,627	782,000
337,5°	1,409	559,890

Coeficientes de Força de Deriva

Para o cálculo da força de deriva média, através de (2.16), foram utilizados os espectros de energia do mar e os coeficientes de deriva apresentados Tabela B3.

Como a estrutura é simétrica, os coeficientes apresentados podem ser utilizados para os demais ângulos de incidência ambiental.

Tabela B3 - Coeficientes de força de Deriva

Coeficientes de deriva (N/m ²)					
Freq. (rd/s)	Direção (graus)				
	0°	22,5°	45°	67,5°	90°
0,25	2660	2761	3008	3253	3355
0,335	1279	1437	1820	2197	2353
0,421	3365	3601	4166	4714	4937
0,506	5095	5303	5926	6730	7129
0,592	8048	7631	8020	11202	13669
0,677	11303	9392	9518	23855	36776
0,763	3804	3972	7605	35595	60079
0,848	33060	14879	9645	33001	40955
0,933	126282	104431	36473	11390	7983
1,019	128451	171355	107042	31442	35565
1,104	121210	87551	111058	101092	47632
1,19	108710	67917	146792	150963	39333
1,275	40745	85961	93544	154889	185241
1,36	186997	146424	102060	201369	111778
1,446	139231	128318	196496	69587	145176
1,531	121651	106778	169294	163395	218263
1,616	183723	139772	193937	129085	212469
1,702	151976	133698	155491	121863	191830
1,788	148731	94313	147950	130589	123750
1,873	128524	132258	178576	166204	154413
1,959	155260	130080	143325	140414	220201
2,044	99738	117227	197479	154621	217096
2,129	161551	123154	124508	151601	197897
2,215	165209	107768	145363	138392	174729
2,3	184309	143262	172204	163503	155866

RAO - "Response Amplitude Operators"

As funções de transferência da unidade (RAO - "Response Amplitude Operators"), necessárias para o cálculo dos movimentos de 1ª ordem, dependem da

direção de incidência, do estado de mar e das características hidrodinâmicas da unidade. Estas funções, referentes à plataforma exemplo, são apresentadas, em relação ao centro de gravidade da unidade, nas Tabelas B 4 a B 8.

Como a estrutura é simétrica, conhecidas as funções entre 0° e 90° de incidência ambiental, é possível estabelecer as funções para os demais ângulos de incidência.

As amplitudes dos movimentos, nas tabelas, são dadas em metros e as fases em graus.

Tabela B4 - Rao (Incidência 0 grau)

Incidência 0 grau													
Freq. (rad/s)	T (s)	Surge		Sway		Heave		Roll		Pitch		Yaw	
		Amplit.	Fase										
0.2500	25.133	0.87269	-87	0.00014	151	1.13656	-33	0.00095	75	0.17909	109	0.00043	-61
0.3354	18.732	0.77101	-88	0.00015	177	0.38732	23	0.00027	143	0.33515	100	0.00040	-9
0.4208	14.930	0.63773	-89	0.00012	172	0.49574	10	0.00023	129	0.46842	97	0.00031	-18
0.5063	12.411	0.47861	-89	0.00009	173	0.42234	6	0.00016	130	0.55329	96	0.00022	-18
0.5917	10.619	0.30600	-89	0.00007	174	0.30555	1	0.00010	138	0.56999	95	0.00015	-17
0.6771	9.280	0.13408	-91	0.00004	173	0.17223	-5	0.00006	149	0.51314	93	0.00009	-15
0.7625	8.240	0.02381	92	0.00002	167	0.06480	-7	0.00003	159	0.38058	87	0.00004	-15
0.8479	7.410	0.12553	76	0.00000	148	0.00670	-24	0.00001	162	0.19083	74	0.00000	-37
0.9333	6.732	0.12402	67	0.00000	-9	0.02029	-165	0.00000	-73	0.04476	48	0.00001	162
1.0187	6.168	0.06494	71	0.00000	0	0.02803	-178	0.00000	-59	0.02927	-49	0.00001	167
1.1043	5.690	0.00302	-157	0.00000	64	0.01702	133	0.00000	-156	0.04353	-44	0.00000	-114
1.1895	5.282	0.07705	-92	0.00000	158	0.00966	34	0.00000	111	0.03729	-51	0.00001	-21
1.2750	4.928	0.16141	-102	0.00001	169	0.00391	10	0.00000	164	0.00448	61	0.00001	0
1.3603	4.619	0.13311	-123	0.00000	154	0.00161	106	0.00000	154	0.01360	70	0.00001	-20
1.4457	4.346	0.05287	-121	0.00000	167	0.00391	139	0.00000	-170	0.00499	122	0.00000	-14
1.5314	4.103	0.00548	-69	0.00000	-126	0.00129	123	0.00000	-121	0.00450	-178	0.00000	52
1.6165	3.887	0.02207	69	0.00000	-22	0.00110	-151	0.00000	-37	0.00179	-160	0.00000	159
1.7023	3.691	0.00804	49	0.00000	-30	0.00059	-152	0.00000	-31	0.00229	-90	0.00000	148
1.7875	3.515	0.01695	-125	0.00000	145	0.00047	7	0.00000	120	0.00259	-107	0.00000	-35
1.8728	3.355	0.02806	-101	0.00000	170	0.00083	-27	0.00000	143	0.00266	-99	0.00000	-9
1.9586	3.208	0.02224	-110	0.00000	162	0.00044	-27	0.00000	147	0.00092	-107	0.00000	-16
2.0440	3.074	0.00154	-88	0.00000	175	0.00002	-161	0.00000	166	0.00076	60	0.00000	-4
2.1292	2.951	0.00659	94	0.00000	5	0.00015	144	0.00000	-23	0.00091	99	0.00000	-175
2.2147	2.837	0.00332	-133	0.00000	144	0.00016	-109	0.00000	-44	0.00129	-143	0.00000	-37
2.2998	2.732	0.01006	-89	0.00000	-178	0.00073	-66	0.00000	42	0.00177	-92	0.00000	1

Tabela B5 - Rao (Incidência 22.5 graus)

Incidência 22.5 graus													
Freq. (rad/s)	T (s)	Surge		Sway		Heave		Roll		Pitch		Yaw	
		Amplit.	Fase										
0.2500	25.133	0.80630	-87	0.31181	-84	1.14047	-33	0.13895	-66	0.16542	109	0.00866	-171
0.3354	18.732	0.71257	-88	0.27250	-85	0.37959	23	0.18770	-77	0.30904	100	0.01511	-175
0.4208	14.930	0.59028	-89	0.22167	-86	0.48841	10	0.23120	-81	0.43002	97	0.02469	-176
0.5063	12.411	0.44568	-89	0.16436	-86	0.41409	6	0.25302	-84	0.50380	96	0.03812	-177
0.5917	10.619	0.29134	-89	0.10652	-87	0.29733	-1	0.24354	-86	0.51176	95	0.05623	-178
0.6771	9.280	0.14154	-91	0.05261	-90	0.16731	-4	0.19861	-90	0.44940	93	0.07892	-178
0.7625	8.240	0.01073	-97	0.00805	-89	0.06649	-5	0.11770	-101	0.31951	87	0.10464	-179
0.8479	7.410	0.06651	72	0.01452	61	0.01356	-6	0.03091	-131	0.15524	79	0.12250	176
0.9333	6.732	0.06672	66	0.01237	63	0.00917	-163	0.02435	100	0.04251	76	0.10585	174
1.0187	6.168	0.03562	73	0.00941	95	0.01282	-176	0.02890	97	0.00654	-19	0.08886	-179
1.1043	5.690	0.01164	91	0.00815	35	0.00522	166	0.02985	102	0.01685	-68	0.04397	161
1.1895	5.282	0.00200	-59	0.00546	-36	0.00252	-128	0.01431	37	0.01032	-125	0.04594	23
1.2750	4.928	0.01431	87	0.00470	-28	0.00228	179	0.01004	-15	0.00191	157	0.13302	-12
1.3603	4.619	0.04308	59	0.00808	124	0.00047	84	0.00972	-33	0.00474	-110	0.10651	-34
1.4457	4.346	0.03757	61	0.02711	85	0.00255	-22	0.00311	-66	0.00242	-90	0.06928	-21
1.5314	4.103	0.02259	88	0.01157	57	0.00242	-55	0.00080	34	0.00312	12	0.04559	-15
1.6165	3.887	0.00764	137	0.00090	125	0.00043	-12	0.00051	54	0.00348	14	0.01632	-12
1.7023	3.691	0.01204	-117	0.00382	-105	0.00049	38	0.00081	80	0.00066	26	0.00520	-18
1.7875	3.515	0.00776	-52	0.00202	-122	0.00015	84	0.00063	57	0.00067	49	0.00714	162
1.8728	3.355	0.00313	22	0.00437	72	0.00032	160	0.00073	-106	0.00107	93	0.01024	170
1.9586	3.208	0.01341	94	0.00252	71	0.00053	166	0.00057	-133	0.00165	90	0.02232	-168
2.0440	3.074	0.00409	102	0.00236	125	0.00049	171	0.00008	-25	0.00033	-137	0.01380	-173
2.1292	2.951	0.00032	-179	0.00153	98	0.00010	172	0.00005	-42	0.00088	-112	0.00496	-95
2.2147	2.837	0.00172	103	0.00125	104	0.00010	-12	0.00028	-85	0.00010	47	0.00271	15
2.2998	2.732	0.00110	156	0.00023	-24	0.00014	83	0.00007	-141	0.00051	45	0.00325	42

Tabela B6 - Rao (Incidência 45 graus)

Incidência 45 graus													
Freq. (rad/s)	T (s)	Surge		Sway		Heave		Roll		Pitch		Yaw	
		Amplit.	Fase										
0.2500	25.133	0.61718	-87	0.57602	-84	1.15028	-33	0.25562	-66	0.12641	109	0.01196	-172
0.3354	18.732	0.54570	-88	0.50266	-85	0.36078	23	0.34360	-77	0.23535	100	0.01860	-175
0.4208	14.930	0.45312	-89	0.40730	-86	0.47057	10	0.42319	-81	0.32377	97	0.02435	-176
0.5063	12.411	0.34497	-89	0.29907	-86	0.39317	6	0.46580	-84	0.37078	96	0.02584	-178
0.5917	10.619	0.23162	-89	0.19029	-87	0.27293	1	0.45596	-85	0.36026	95	0.02030	-180
0.6771	9.280	0.12394	-92	0.09272	-88	0.14173	-4	0.39004	-87	0.28732	92	0.00774	178
0.7625	8.240	0.03509	-94	0.01786	-88	0.04613	-1	0.27145	-92	0.15763	85	0.00630	12
0.8479	7.410	0.00885	27	0.01775	68	0.00581	59	0.13569	-97	0.02577	89	0.01986	29
0.9333	6.732	0.00115	42	0.01342	43	0.01132	155	0.04294	-101	0.03171	-121	0.03754	23
1.0187	6.168	0.01392	-121	0.01874	-74	0.00869	120	0.00568	-158	0.03201	-104	0.02198	1
1.1043	5.690	0.02809	-98	0.03769	-97	0.00853	33	0.01126	117	0.01791	-106	0.01221	169
1.1895	5.282	0.03973	-96	0.03133	-108	0.00692	11	0.00122	12	0.01472	134	0.04163	172
1.2750	4.928	0.01956	-145	0.00769	-106	0.00443	24	0.00382	-108	0.01688	94	0.06115	-177
1.3603	4.619	0.02627	77	0.01765	62	0.00082	-43	0.00357	-164	0.00656	122	0.09985	172
1.4457	4.346	0.02364	58	0.01954	24	0.00124	-163	0.00445	113	0.00394	141	0.07550	153
1.5314	4.103	0.00271	47	0.00963	-154	0.00188	150	0.00137	62	0.00090	80	0.04324	164
1.6165	3.887	0.01914	-102	0.01308	-135	0.00126	66	0.00103	131	0.00063	-164	0.04258	169
1.7023	3.691	0.01849	-102	0.01867	-105	0.00047	82	0.00342	87	0.00123	145	0.03186	172
1.7875	3.515	0.01399	-75	0.00662	-119	0.00021	70	0.00119	60	0.00046	162	0.02060	164
1.8728	3.355	0.00374	-104	0.00296	6	0.00008	-171	0.00062	179	0.00077	115	0.00829	-159
1.9586	3.208	0.00050	-61	0.00126	-159	0.00020	-179	0.00005	46	0.00013	-47	0.00755	-166
2.0440	3.074	0.00030	-177	0.00058	66	0.00009	-170	0.00011	-115	0.00085	-114	0.00419	-169
2.1292	2.951	0.00444	76	0.00212	101	0.00011	-34	0.00053	-84	0.00030	-80	0.00711	-139
2.2147	2.837	0.00580	85	0.00608	122	0.00022	59	0.00133	-70	0.00008	55	0.00933	-161
2.2998	2.732	0.00146	166	0.00242	153	0.00052	52	0.00076	-68	0.00043	136	0.00529	-154

Tabela B7 - Rao (Incidência 67.5 graus)

Incidência 67.5 graus													
Freq. (rad/s)	T (s)	Surge		Sway		Heave		Roll		Pitch		Yaw	
		Amplit.	Fase										
0.2500	25.133	0.33408	-87	0.75234	-84	1.16009	-33	0.33190	-66	0.06798	109	0.00855	-171
0.3354	18.732	0.29542	-88	0.65543	-85	0.34214	23	0.44440	-77	0.12665	100	0.01121	-175
0.4208	14.930	0.24541	-89	0.52798	-86	0.45272	10	0.54683	-81	0.17207	97	0.00963	-176
0.5063	12.411	0.18676	-89	0.38025	-86	0.37105	5	0.60361	-84	0.19170	96	0.00231	7
0.5917	10.619	0.12408	-90	0.22707	-86	0.24241	-1	0.59580	-84	0.17480	94	0.03047	3
0.6771	9.280	0.06109	-94	0.08485	-85	0.09689	-10	0.52221	-85	0.11617	88	0.07720	2
0.7625	8.240	0.00416	-134	0.03223	92	0.01255	172	0.39512	-86	0.02389	37	0.13719	2
0.8479	7.410	0.02814	79	0.11016	92	0.05695	167	0.24222	-88	0.08544	-88	0.19985	2
0.9333	6.732	0.03551	90	0.13810	87	0.06286	174	0.10275	-93	0.12128	-95	0.25763	1
1.0187	6.168	0.03910	101	0.10826	80	0.05261	179	0.00768	-106	0.11658	-88	0.27351	-7
1.1043	5.690	0.03670	99	0.05061	81	0.03246	178	0.02721	72	0.09905	-79	0.19809	-15
1.1895	5.282	0.02452	69	0.01976	104	0.01218	170	0.01426	68	0.06311	-86	0.09101	-8
1.2750	4.928	0.00865	-10	0.00277	90	0.00085	-170	0.00630	102	0.01409	-93	0.06349	38
1.3603	4.619	0.00326	121	0.00398	-36	0.00068	-155	0.00186	84	0.00385	58	0.01786	9
1.4457	4.346	0.00992	70	0.01838	91	0.00048	167	0.00302	-75	0.00483	93	0.01332	161
1.5314	4.103	0.00968	81	0.01638	65	0.00113	-122	0.00105	-140	0.00219	97	0.00232	124
1.6165	3.887	0.00936	81	0.00956	80	0.00091	-153	0.00028	-172	0.00064	-22	0.00663	-1
1.7023	3.691	0.00132	134	0.00210	106	0.00017	178	0.00053	142	0.00136	-105	0.00489	-28
1.7875	3.515	0.00199	-85	0.00164	129	0.00021	-19	0.00003	-98	0.00137	-125	0.01794	-180
1.8728	3.355	0.00644	-150	0.00517	71	0.00031	-45	0.00087	-112	0.00174	-152	0.02426	170
1.9586	3.208	0.01189	108	0.00668	92	0.00019	-46	0.00137	-104	0.00067	126	0.02173	-171
2.0440	3.074	0.00162	31	0.00312	160	0.00012	-22	0.00034	-69	0.00021	-77	0.01099	-170
2.1292	2.951	0.00617	-92	0.00635	-79	0.00009	40	0.00096	98	0.00083	-92	0.00249	160
2.2147	2.837	0.00483	-93	0.01006	-71	0.00032	-60	0.00143	114	0.00066	-78	0.00062	-131
2.2998	2.732	0.00079	-68	0.00264	-42	0.00042	-135	0.00041	162	0.00052	-70	0.00106	25

Tabela B8 - Rao (Incidência 90 graus)

Incidência 90 graus													
Freq. (rad/s)	T (s)	Surge		Sway		Heave		Roll		Pitch		Yaw	
		Amplit.	Fase										
0.2500	25.133	0.00022	-146	0.81419	-84	1.16416	-33	0.35827	-66	0.00097	-66	0.00123	-148
0.3354	18.732	0.00009	-162	0.70876	-85	0.33446	23	0.47893	-77	0.00063	-4	0.00052	-159
0.4208	14.930	0.00007	-154	0.56923	-86	0.44533	10	0.58891	-81	0.00043	-19	0.00036	-153
0.5063	12.411	0.00005	-151	0.40542	-86	0.36156	5	0.65025	-83	0.00028	-20	0.00022	-152
0.5917	10.619	0.00003	-152	0.23181	-86	0.22811	-2	0.64241	-84	0.00016	-16	0.00012	-151
0.6771	9.280	0.00001	-158	0.06522	-82	0.07364	-17	0.56497	-84	0.00008	-1	0.00004	-152
0.7625	8.240	0.00000	30	0.08137	92	0.04873	178	0.43402	-84	0.00003	38	0.00002	21
0.8479	7.410	0.00001	15	0.19704	93	0.09684	171	0.26877	-86	0.00003	115	0.00006	19
0.9333	6.732	0.00001	10	0.26252	89	0.10205	178	0.09507	-93	0.00004	152	0.00006	16
1.0187	6.168	0.00001	4	0.24598	83	0.09496	-172	0.03753	91	0.00005	156	0.00006	13
1.1043	5.690	0.00001	4	0.16938	81	0.07850	-172	0.08489	86	0.00004	155	0.00004	12
1.1895	5.282	0.00000	10	0.08697	88	0.03694	167	0.08148	91	0.00002	162	0.00002	14
1.2750	4.928	0.00000	36	0.01876	108	0.00169	5	0.05898	99	0.00001	-163	0.00000	28
1.3603	4.619	0.00000	-166	0.05405	-97	0.01063	-12	0.03447	96	0.00000	-30	0.00001	-171
1.4457	4.346	0.00000	166	0.08085	-116	0.00974	0	0.00657	66	0.00001	-31	0.00002	167
1.5314	4.103	0.00000	168	0.04810	-109	0.00676	20	0.00336	-85	0.00001	-23	0.00001	171
1.6165	3.887	0.00000	-178	0.02307	-94	0.00288	-3	0.00302	-68	0.00000	-9	0.00000	-176
1.7023	3.691	0.00000	5	0.01287	93	0.00050	-44	0.00577	-72	0.00000	-177	0.00000	5
1.7875	3.515	0.00000	-9	0.02647	79	0.00058	-90	0.00410	-102	0.00000	171	0.00000	-7
1.8728	3.355	0.00000	-2	0.02148	85	0.00069	-75	0.00344	-103	0.00000	178	0.00000	-1
1.9586	3.208	0.00000	50	0.00053	112	0.00024	-56	0.00119	-159	0.00000	-118	0.00000	29
2.0440	3.074	0.00000	175	0.01242	-98	0.00010	17	0.00187	98	0.00000	-8	0.00000	175
2.1292	2.951	0.00000	-173	0.01510	-84	0.00031	121	0.00216	100	0.00000	7	0.00000	-172
2.2147	2.837	0.00000	113	0.00339	-156	0.00026	172	0.00032	103	0.00000	-65	0.00000	115
2.2998	2.732	0.00000	5	0.00761	92	0.00093	146	0.00142	-88	0.00000	175	0.00000	6

Anexo C

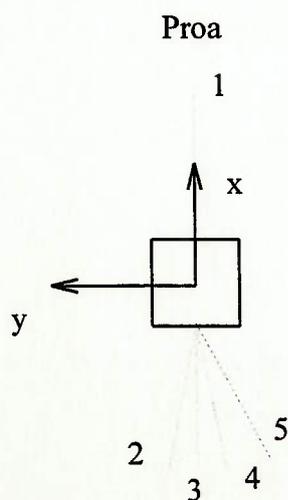
São apresentados neste Anexo os dados utilizados, bem como os resultados obtidos, no cálculo do efeito da corrente sobre os “risers”. Para o cálculo empregou-se o programa ORCAFLEX (de propriedade da PETROBRÁS).

Neste anexo são apresentadas a distribuição, configuração e propriedades dos “risers” consideradas no dimensionamento do sistema de ancoragem da plataforma exemplo, bem como os resultados obtidos.

Distribuição, Configuração e Propriedades dos “risers”

Os “risers” da plataforma exemplo foram agrupados em 5 “bundles” distribuídos ao redor da unidade. O ângulo formado entre cada “bundle” e a proa da unidade (aproamento norte), no sentido anti-horário, e a sua composição são apresentados na Tabela C1.

Tabela C1 - Distribuição e composição dos “bundles” de “risers”



Nº do “bundle”	Ângulo (graus)	Composição do “bundle”
1	0	1 “riser” de 4 pol 1 “riser” de 2½ pol 1 umbilical de 10 x 3/8 pol
2	170	1 “riser” de 8 pol
3	180	1 “riser” de 9½ pol
4	190	1 “riser” de 6 pol 1 “riser” de 2½ pol 1 umbilical de 9 x 3/8 pol
5	204	1 “riser” de 4 pol 1 “riser” de 6 pol

As características e propriedades físicas de cada "riser" foram fornecidas pela PETROBRÁS e estão apresentadas na Tabela C2. Os valores de massa e peso se referem aos "risers" cheios de água do mar.

Tabela C2 - Propriedades físicas dos "risers"

Diâmetros (pol) Propriedades	2 ¹ / ₂	4	6	8	9 ¹ / ₂	Umbilical 9 x ³ / ₈	Umbilical 10 x ³ / ₈
Diâm. interno (m)	0.0625	0.1016	0.1524	0.2032	0.2414	- x -	- x -
Diâm. externo (m)	0.1159	0.1550	0.2333	0.3004	0.3229	0.110	0.1008
Massa linear (Kg/m)	31.12	49.04	96.93	130.46	189.28	23.72	16.40
Peso linear sub. (N/m)	199.180	291.268	520.850	566.943	1033.069	137.004	80.617
Peso linear no ar (N/m)	305.194	480.935	950.593	1279.42	1856.269	232.622	160.835
EA (kN)	90910	131580	238095	400000	454545	100000	100000
C _D	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7	0.7
C _A	1	1	1	1	1	1	1
Coef. atrito	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3

A configuração geométrica dos "risers" foi estabelecida para a posição neutra da plataforma, ou seja, na ausência de cargas ambientais. O cálculo dos raios de ancoragem foi realizado por meio das equações de equilíbrio da catenária, impondo-se que, no topo de cada "riser", o ângulo formado com a vertical se situasse em torno de 7°; os resultados estão na Tabela C3.

Tabela C3 - Configuração geométrica dos “risers”

Nº do “Bundle”	“Riser”	Comprimento (m)	Raio de Ancoragem (m)
1	4 pol	1025	561.726
	2½ pol	1025	561.726
	umbilical	1003	539.733
2	8 pol	1225	553.440
3	9½ pol	1025	752.399
4	6 pol	866	361.711
	2½ pol	835	392.697
	umbilical	1645	1171.349
5	4 e 6 pol	1025	550.740

Efeitos da Corrente sobre os “Risers”

Para o cálculo deste efeito, foram consideradas as hipóteses mencionadas no item 6.4 Forças Atuantes na Plataforma devido à presença dos “risers”.

Os cálculos foram realizados admitindo a incidência da corrente em 8 direções, a partir de 0° e espaçadas de 45° em relação à proa. Os perfis da corrente estão listados na Anexo A e admitem variações de magnitude e de direção em função da profundidade. Para cada direção calculou-se as forças para perfis de corrente com período de retorno anual, decenário e centenário impondo-se deslocamentos da plataforma a partir de sua posição neutra, com incrementos de 5 m até um máximo de 40 m.

Para cada direção (perfil de corrente) e posição da plataforma, os seguintes resultados foram obtidos:

- força horizontal no topo dos “risers” sem a presença da corrente, e;
- força horizontal no topo dos “risers” considerando a presença da corrente,

As curvas correspondentes estão apresentadas nas Figuras C1 a C16.

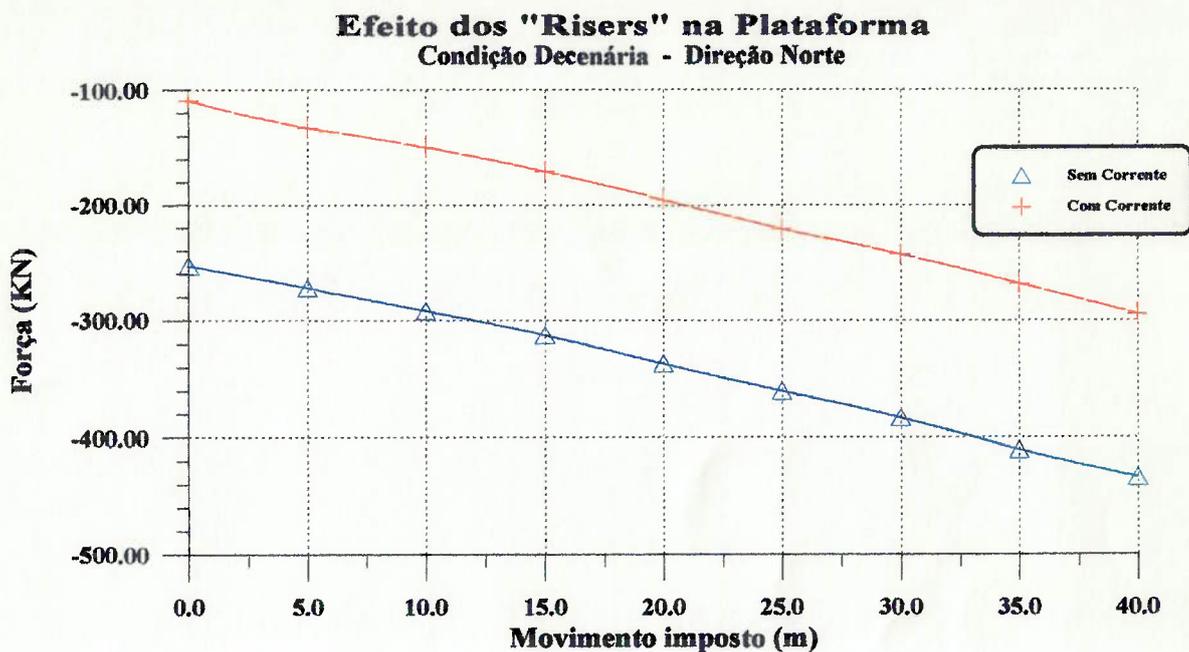


Figura C 1 - Efeito dos "risers" - Condição Decenária & Direção Norte

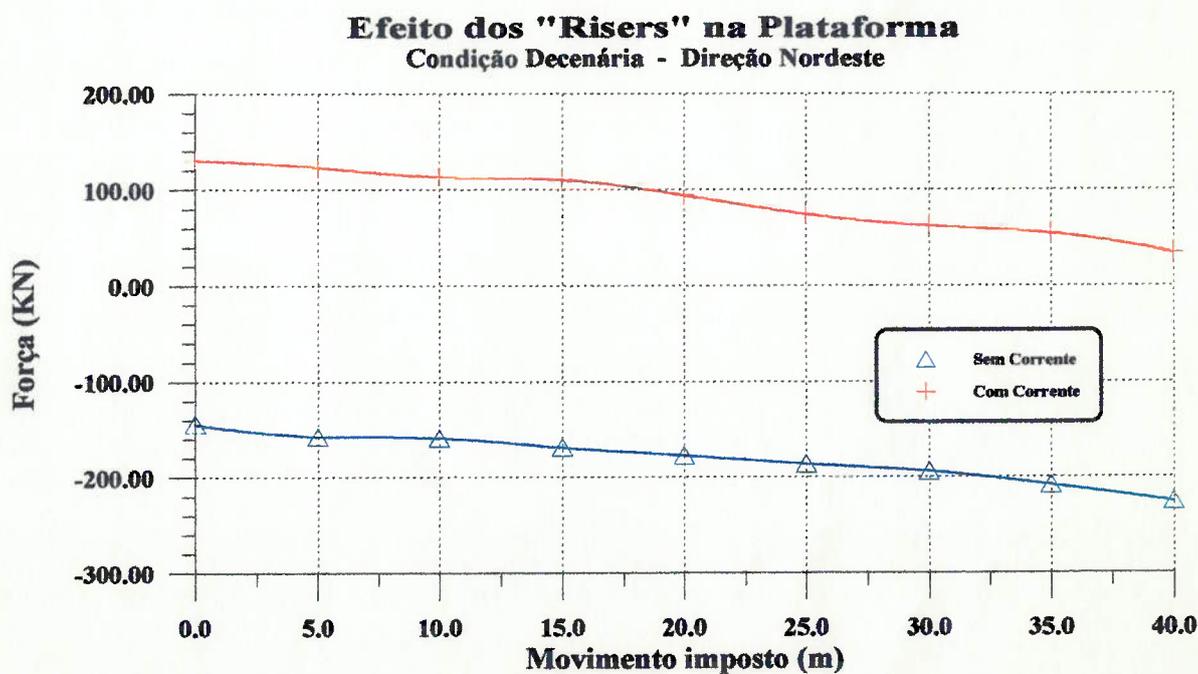


Figura C 2 - Efeito dos "risers" - Condição Decenária & Direção Nordeste

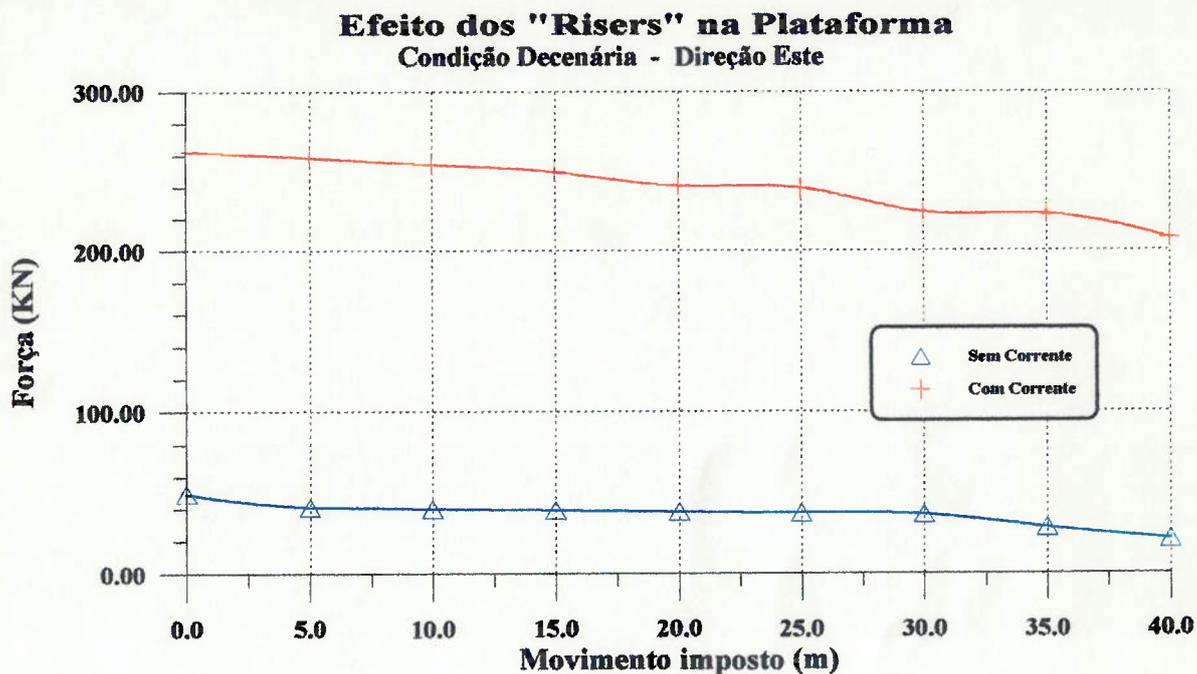


Figura C 3 - Efeito dos "risers" - Condição Decenária & Direção Este

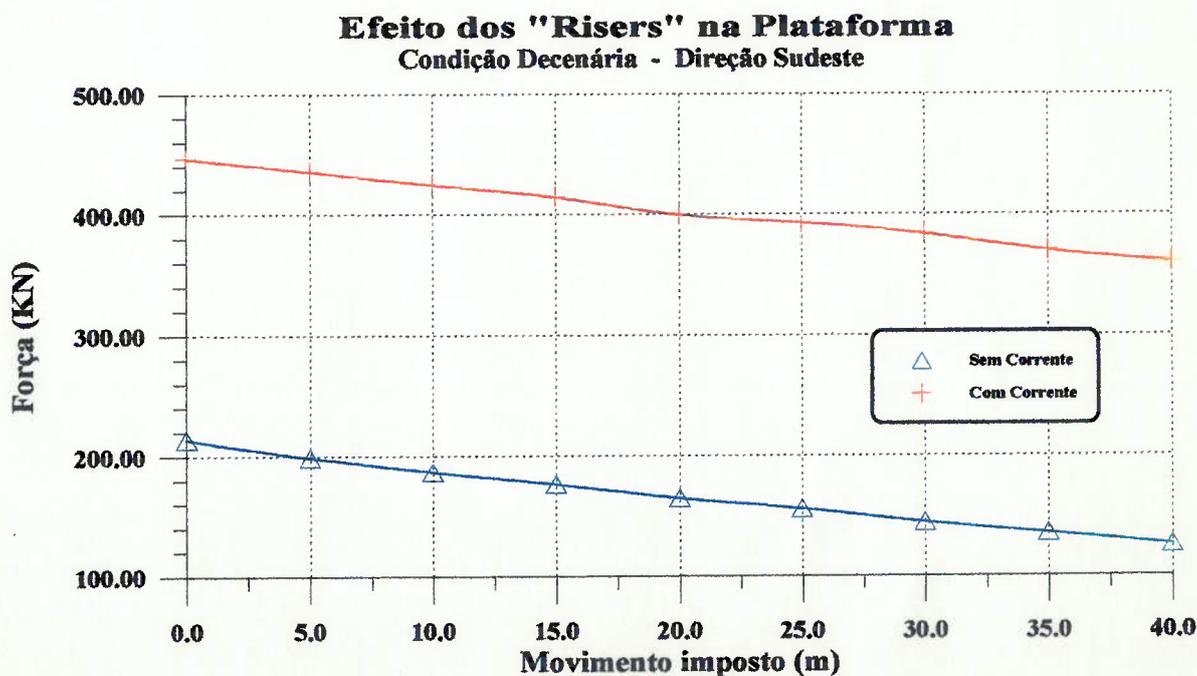


Figura C 4 - Efeito dos "risers" - Condição Decenária & Direção Sudeste

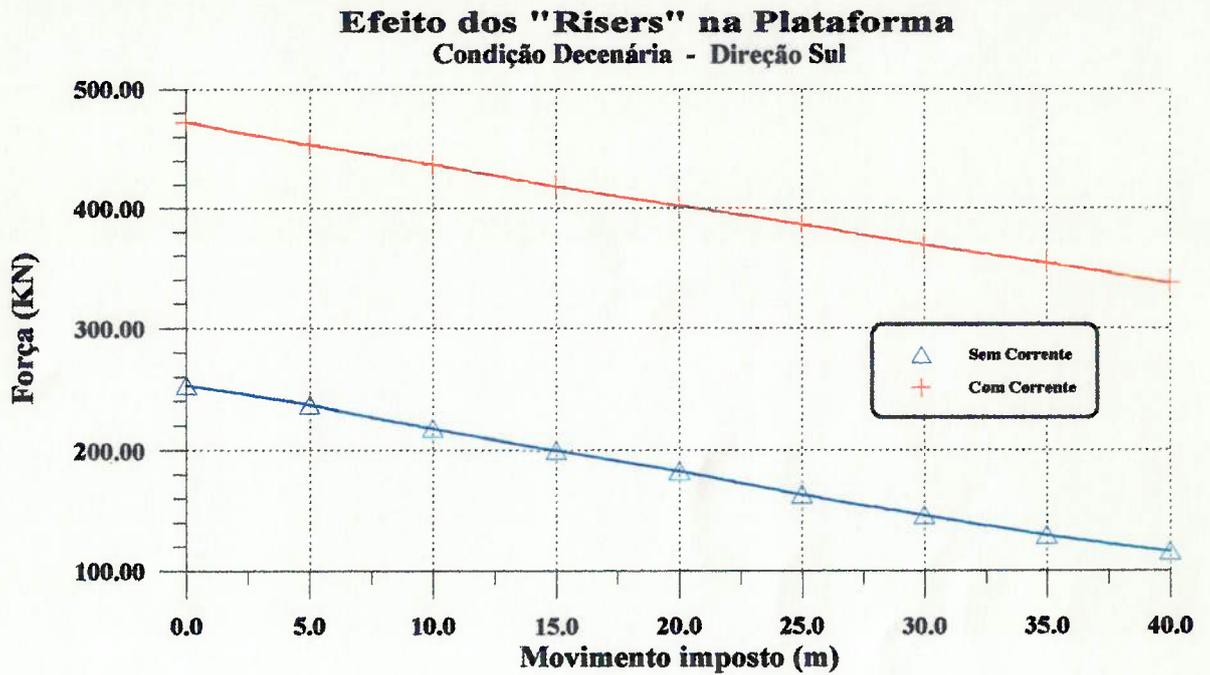


Figura C 5 - Efeito dos "risers" - Condição Decenária & Direção Sul

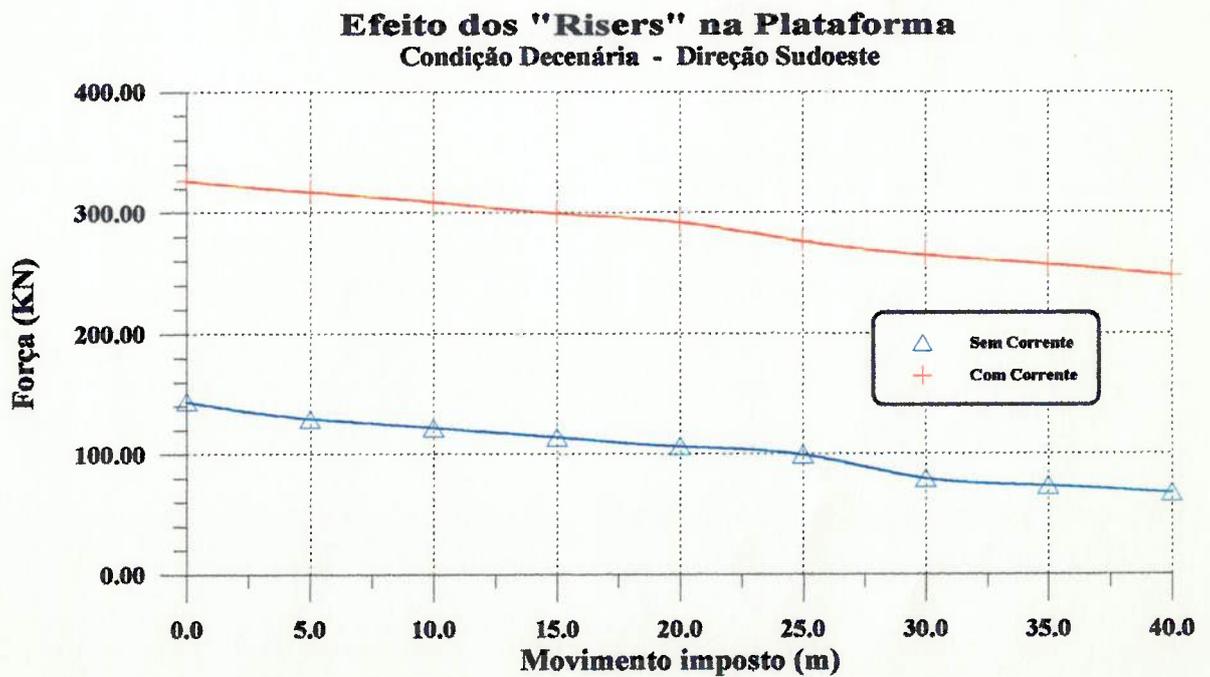


Figura C 6 - Efeito dos "risers" - Condição Decenária & Direção Sudoeste

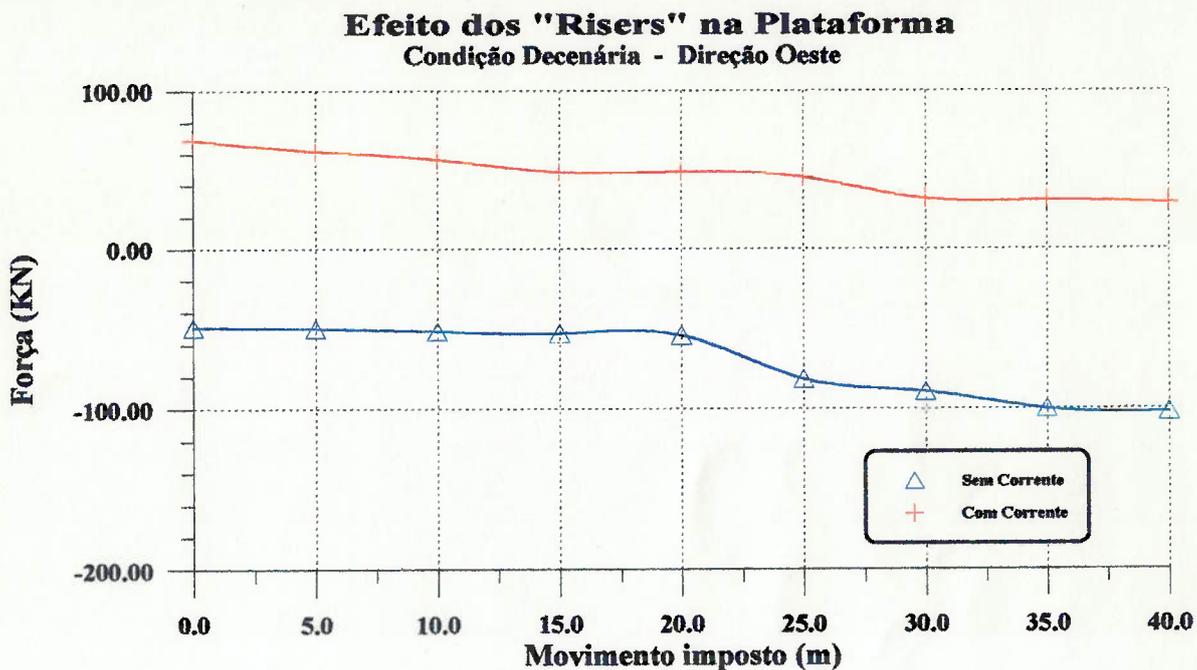


Figura C 7 - Efeito dos "risers" - Condição Decenária & Direção Oeste

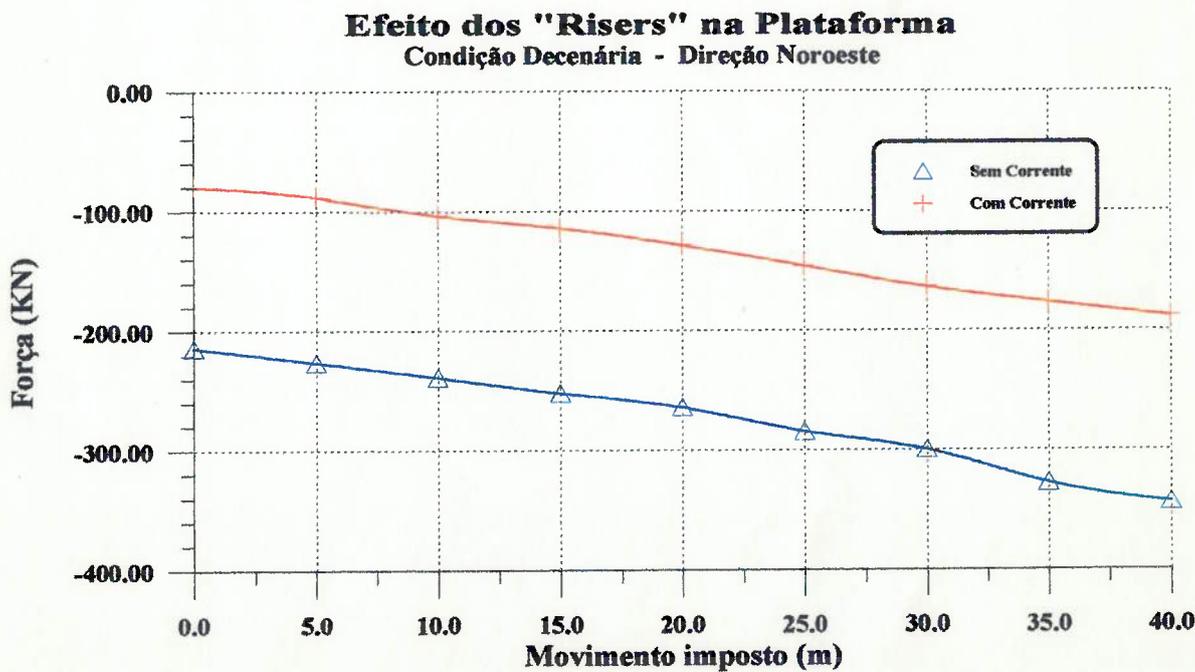


Figura C 8 - Efeito dos "risers" - Condição Decenária & Direção Noroeste

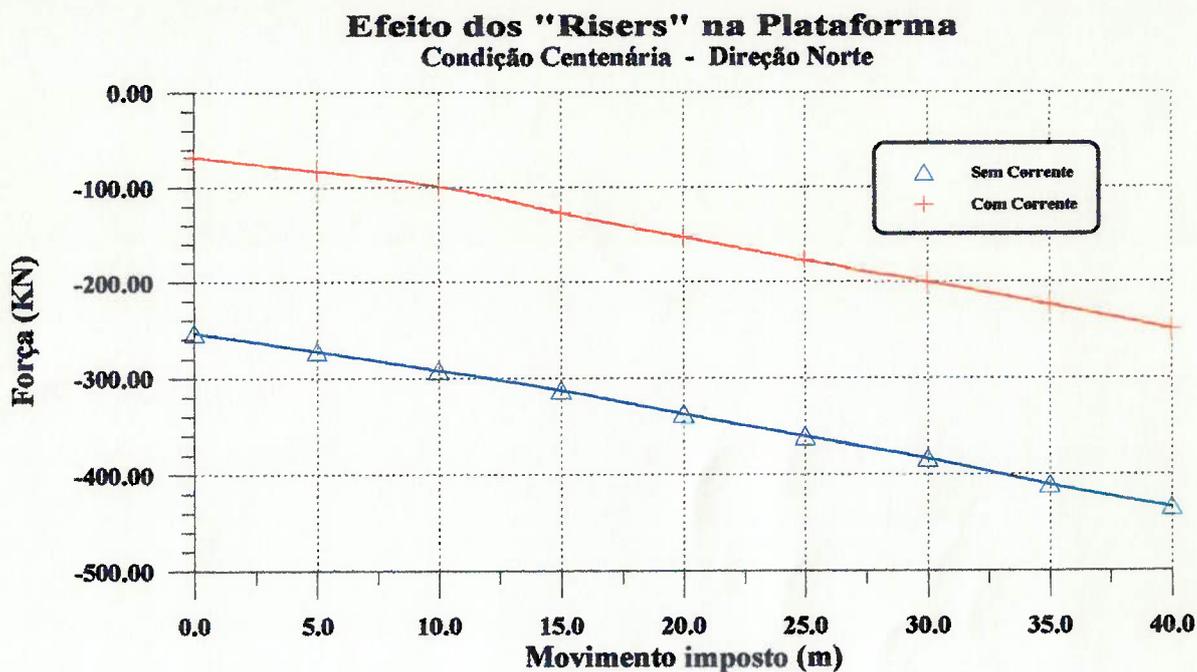


Figura C 9 - Efeito dos "risers" - Condição de Sobrevivência & Direção Norte

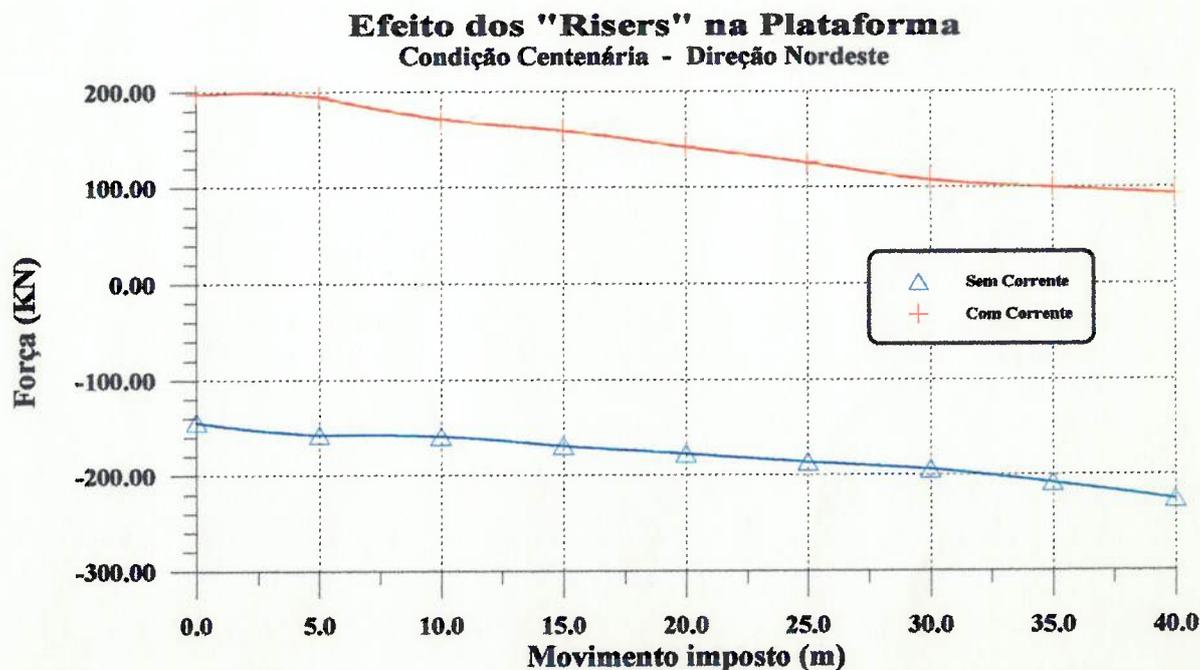


Figura C 10 - Efeito dos "risers" - Condição de Sobrevivência & Direção Nordeste

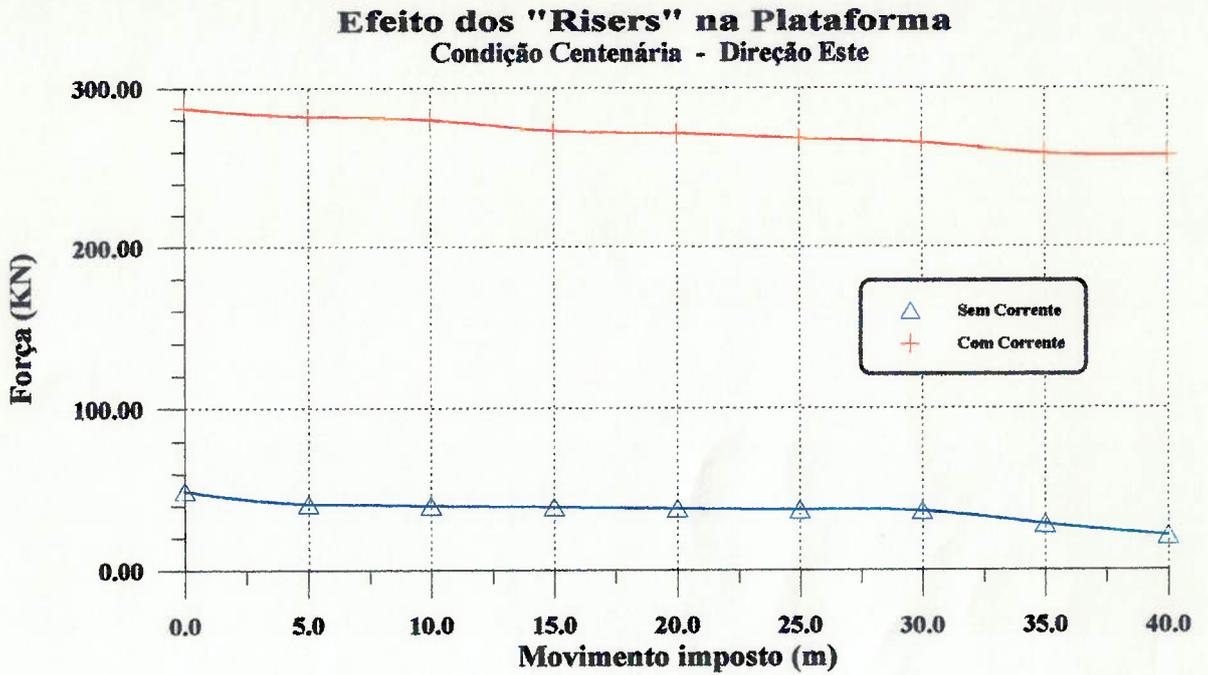


Figura C 11 - Efeito dos "risers" - Condição de Sobrevivência & Direção Este

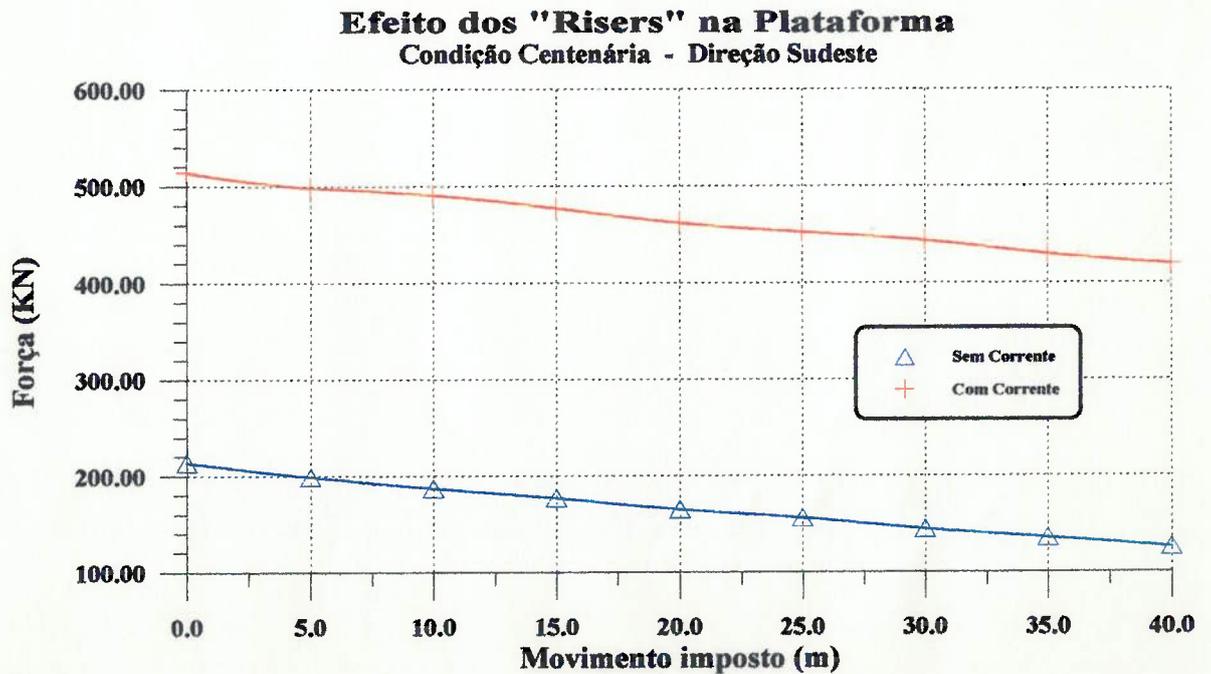


Figura C 12 - Efeito dos "risers" - Condição de Sobrevivência & Direção Sudeste

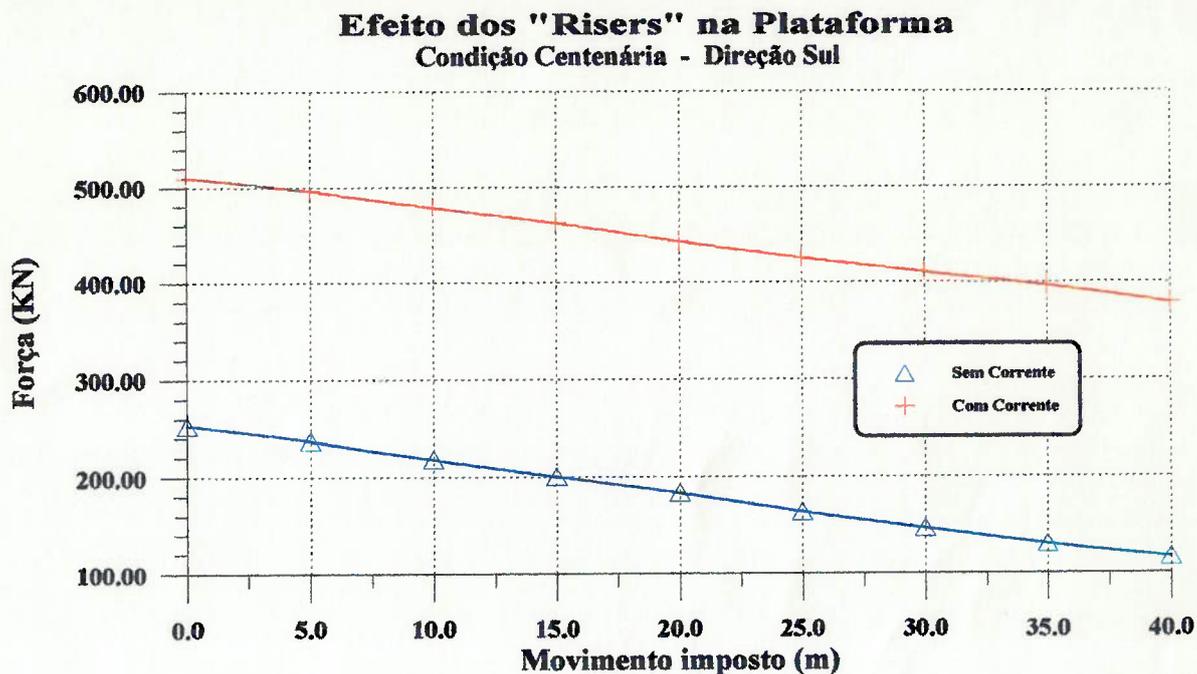


Figura C 13 - Efeito dos "risers" - Condição de Sobrevivência & Direção Sul

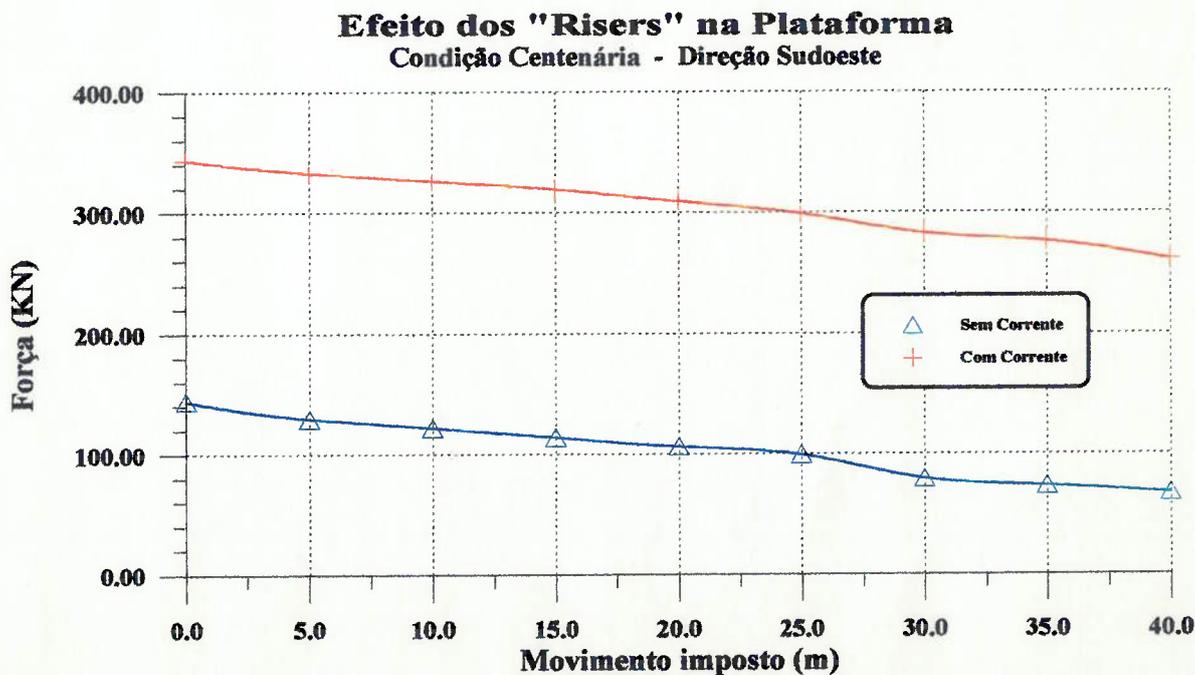


Figura C 14 - Efeito dos "risers" - Condição de Sobrevivência & Direção Sudoeste

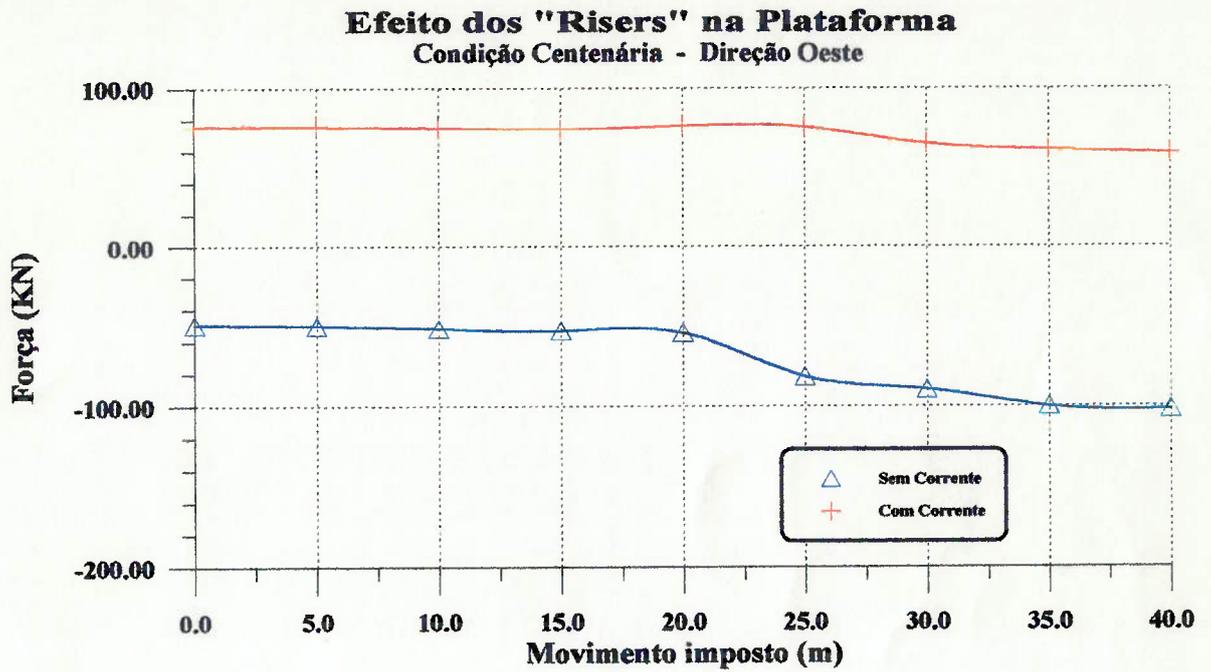


Figura C 15 - Efeito dos "risers" - Condição de Sobrevivência & Direção Oeste

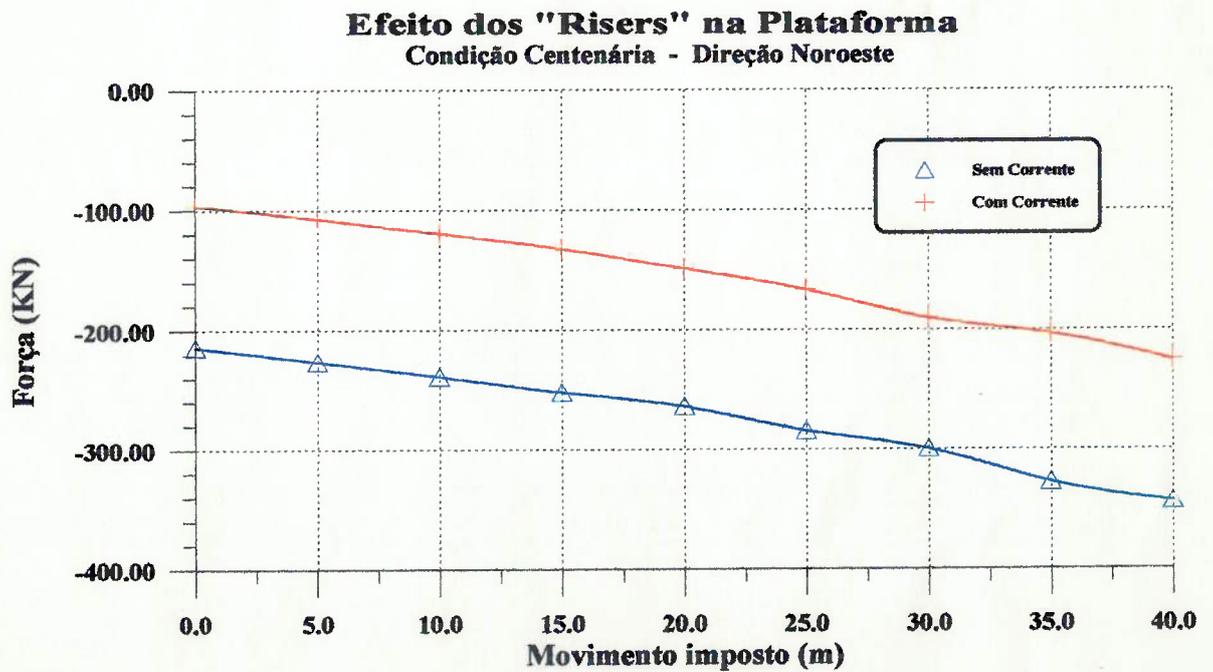


Figura C 16 - Efeito dos "risers" - Condição de Sobrevivência & Direção Noroeste

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] "API Recommended Practice for Design, Analysis and Maintenance of Catenary Mooring for Floating Production Systems", American Petroleum Institute, May 1989;
 - [2] "API Recommended Practice 2P, Analysis of Spread Mooring for Floating Drilling Units", American Petroleum Institute, Second Edition, May 1987;
 - [3] "API Recommended Practice 2FP1, Draft Recommended Practice for Design, Analysis, and Maintenance of Mooring for Floating Production Systems, First Edition, May 1991;
 - [4] Dercksen, Albert, "On the Analysis of Mooring Systems Using Synthetic Ropes", OTC 7493, 1994;
 - [5] Aranha, J. A. P. & Fernandes A. C., "On the Second Order Slow Drift Force Spectrum of a Floating Body", submetido ao Applied Ocean Research - 1994;
 - [6] Aranha, J. A. P.; Martins, C. A.; Martins M. R., "PROSAM - Projeto de Sistemas de Amarração", Manual do Usuário, julho 1996;
 - [7] Andrade, B. L. R.; Brinati H. L.; Morishita H. M.; Ferrari J. A. F. Jr., "Sistema de Ancoragem e Posicionamento", volume 1, curso de especialização - Convênio PETROBRÁS/USP, junho 1995;
 - [8] Andrade B. L. R., "Dinâmica de Linhas de Amarração - Estudo Experimental e Método de Cálculo no Domínio da Frequência", Dissertação apresentada à EPUSP para obtenção do título de Mestre em Engenharia, São Paulo 1994;
-

-
- [9] Andrade, B. L. R. e Martins, M. R., "Relatório de Acompanhamento de Projeto - Avaliação da Alternativa 'TAUT LEG' para Amarração de Sistemas de Produção", Convênio PETROBRÁS/USP, março 1995;
- [10] Andrade, B. L. R. e Martins, M. R., "Relatório Final de Projeto - Avaliação da Alternativa 'TAUT LEG' para Amarração de Sistemas de Produção", Convênio PETROBRÁS/USP, maio 95;
- [11] Crandall, Stephen Harry; Mark, W. D., "Vibration in Mechanical System", New York
- [12] DNV Position Mooring (POSMOR), July 1989;
- [13] Del Vecchio, C.J.M. e Meniconi, L.C.M., "Análise do comportamento de Cabos de Amarração de Kevlar e Poliéster", Relatório PETROBRÁS 02.05038-PROCAP INOV-12, Abril de 1993;
- [14] DeepStar CTR 500 Committee; Chapter 9: "6000 Ft Steel TLM Design, Installation and Costing"; April 1994;
- [15] DeepStar CTR 500 Committee; Chapter 10: "6000 Ft Polyester TLM Mooring Design, Installation and Costing"; April 1994;
- [16] Ferrari, J. A. J., "Sistema PROANC - Otimização e Automatização do Projeto de Sistemas de Ancoragem de Plataformas Semi-Submersíveis, Dez 1993;
- [17] Bowman, L. E.; Forrest, Jim; Taylor, T. J. and Seelig Bill, "Pile-Driven Plate Anchors for Fleet Moorings", OTC 7490, 1994;
- [18] Marintek, "Deep Water Mooring"; FPS 2000 Summary Report Part 1.7; Trondheim 1992;
-

- [19] Winkler, M. M.; Mckenna, H. A., "The Polyester Rope Taut-Leg Mooring Concept: A Feasible Means For Reducing Deepwater Mooring Cost and Improving Stationkeeping Performance", OTC 7708, May 1995;
- [20] Ochi, M. K.; "Marine Environment and Its Impact on the Design of Ships and Marine Structures", SNAME Transactions, Vol. 101, 1993, pp. 673-703;
- [21] Noble Denton & Associates, "DMOOR - Deterministic Mooring Analysis - User's Guide", versão 4.0;
- [22] Oppenheim, B.W. and Wilson, P.A., ISP, "Static 2-D Solution of a Mooring Line of Arbitrary Composition in the Vertical and Horizontal Operating Modes";
- [23] Peyrot, A. H. and Goulois, A. M., "Analysis of Cable Structures";
- [24] D'Souza, R. B.; Dove, P. G. S. and Kelly, P. J., "Taut-Leg Spread Moorings: A Cost-Effective Station Keeping Alternative for Deepwater Platforms"; OTC 7203, 1993;
- [25] Fulton, T. M. and Stewart, W. P., "Vertical Loads on drag Embedment Anchors", OTC 7491, 1994;
- [26] Weaver, W.; Timoshenko, S. P.; Young, D. H., "Vibration Problems in Engineering", John Wiley & Sons, fifth edition, november 1989;
-