

UMA NOVA CONCEPÇÃO DE PLATAFORMA MARINHA DE PETRÓLEO

Filippe Carvalho Rimis da Silva

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

Aprovada por:

Prof. Ronaldo Carvalho Battista, Ph.D

Prof^a. Eliane Maria Lopes Carvalho, D.Sc.

Prof. Luis Volnei Sudati Sagrilo, D.Sc.

Prof. Isaias Quaresma Masetti, D.Sc.

Prof. José Luis Drummond Alves, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

OUTUBRO DE 2005

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

SILVA, FILIPPE CARVALHO RIMIS DA

Uma Nova Concepção de Plataforma Marinha
de Petróleo [Rio de Janeiro] 2005

XII, 83 p., 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc.,
Engenharia Civil, 2005)

Dissertação – Universidade Federal do Rio de
Janeiro, COPPE

1. Viabilidade Estrutural
2. Plataformas *Offshore* do Tipo Flutuante
 - I. COPPE/UFRJ
 - II. Título (série)

DEDICATÓRIA

Aos meus pais,
(Wagner e Carmen)
por nunca permitirem me faltar
nada ao longo de toda minha
vida enquanto estudante.

AGRADECIMENTOS

Ao professor Ronaldo Carvalho Battista, pela orientação e pela confiança em mim para desenvolver este trabalho e em especial à professora Eliane Maria Lopes Carvalho que desde a graduação me acompanhou e me incentivou a chegar onde cheguei.

Ao Engenheiro Ronaldo Rossi, da PETROBRAS/CENPES, pela colaboração prestada.

Aos familiares e amigos pelo apoio e amizade em todos estes anos de convivência.

A minha namorada Liliane, pela paciência e compreensão nos diversos momentos em que foi trocada pelo computador.

Ao CNPq, pelo apoio financeiro durante dois anos de trabalho.

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

UMA NOVA CONCEPÇÃO DE PLATAFORMA MARINHA DE PETRÓLEO

Filippe Carvalho Rimis da Silva

Outubro/2005

Orientadores: Ronaldo Carvalho Battista

Eliane Maria Lopes Carvalho

Programa: Engenharia Civil

Neste trabalho propõe-se uma nova concepção de plataforma marinha de petróleo com casco circular e de seção elíptica e com cabos de amarração inclinados no espaço que formam uma superfície hiperbólica, pretendendo-se assim, reduzir os deslocamentos horizontais e verticais, bem como o espaço ocupado pelas ancoragens no leito marinho.

Estudos paramétricos com diferentes geometrias em condições estáticas são realizados baseados em critérios de deslocamento máximo do casco e esforços axiais máximos e mínimos nos cabos. Também são realizadas análises de vibrações livres da estrutura em condições de repouso identificando possíveis amplificações dinâmicas. Ao fim deste processo chega-se à geometria final que é analisada sob condições dinâmicas.

Com o auxílio de um programa computacional desenvolvido para esta estrutura durante o trabalho, são realizadas análises aleatórias no domínio do tempo com a estrutura em sua geometria final sob ação de ondas, vento e corrente, para diferentes estados de mar. Com o intuito de verificar a viabilidade do sistema, é preparado um modelo de TLP com dimensões equivalentes a da nova concepção e feitas comparações de deslocamentos máximos do casco e esforços axiais nos cabos. Os resultados obtidos nestas comparações levam à conclusão de que o novo sistema é viável com relação aos deslocamentos e esforços axiais nos cabos.

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

A NEW CONCEPTION OF PETROLEUM OFFSHORE PLATFORM

Filippe Carvalho Rimis da Silva

October/2005

Thesis Advisors: Ronaldo Carvalho Battista

Eliane Maria Lopes Carvalho

Department: Civil Engineering

In this work intends a new conception of sea platform of petroleum with circular skull and elliptic section and with sloping fastening cables in the space that form a hyperbolic surface, being intended like this, to reduce the horizontal and vertical displacements, as well as the space for the anchorages in the sea bed.

Parametric studies with different geometries in conditions statics are accomplished based in criteria of maximum displacement of the skull and maximum and minimum axial strength in the cables. Also free vibrations analyses from the structure are accomplished in rest conditions identifying possible dynamic amplifications. To the end of this process the final geometry is arrived that is analyzed under dynamic conditions.

With the aid of a program computacional developed for this structure during the work, random analyses are accomplished in the domain of the time with the structure in its final geometry under action of waves, wind and current, for different sea states. With the objective of verifying the viability of the system, a model of TLP is prepared with equivalent dimensions of the new conception and made comparisons of maximum displacements of the skull and axial strength in the cables. The results obtained in these comparisons take to the conclusion that the new system is viable regarding the displacements and axial strength in the cables.

ÍNDICE

Capítulo I - Introdução.....	1
I.1 Motivação e Considerações Iniciais.....	1
I.2 Objetivos Principais	2
I.3 Escopo do Trabalho.....	5
Capítulo II - Uma Nova Concepção de Plataforma Marinha do Tipo Flutuante	6
II.1 Descrição do Sistema Estrutural.....	6
Capítulo III - Definição da Geometria e Materiais	10
III.1 Análises Estática e de Vibrações Livres Via MEF	10
III.2 Geometria Final e Componentes para uma Lâmina D'água de 648 m.....	15
Capítulo IV - Modelo Analítico-Numérico	18
IV.1 Equações de Movimento do Sistema	18
IV.1.1 Formulação das Equações Lagrangeanas de Movimento.....	18
IV.1.2 Forma Matricial das Equações de Movimento	23
IV.1.3 Matriz de Massa do Casco e Massa D'água Adicionada.....	25
IV.1.4 Matriz de Amortecimento	30
IV.1.5 Matriz de Rigidez	32
IV.1.6 Vetor de Forças Externas	38
IV.1.6.1 Forças de Onda	38
IV.1.6.2 Forças de Vento e Corrente.....	43
IV.2 Forma Explícita das Equações de Movimento	45
IV.3 Determinação dos Esforços nos Cabos de Ancoragem	51
Capítulo V - Análise Aleatória no Domínio do Tempo.....	52
V.1 Introdução.....	52
V.2 Espectros de Mar Utilizados nas Análises.....	52
V.3 Forças de Vento e Corrente	54
V.4 Respostas do Sistema.....	55

V.4.1 Esforços Axiais nas Linhas de Ancoragem X Tempo – Cabos de Aço.....	56
V.4.2 Deslocamento da Plataforma X Tempo – Cabos de Aço.....	57
V.4.3 Esforços Axiais nas Linhas de Ancoragem X Tempo – Cabos de Poliéster	58
V.4.4 Deslocamento da Plataforma X Tempo – Com Amarras de Poliéster	60
V.4.5 Análise no Domínio da Frequência – Com Amarras de Poliéster.....	69
Capítulo VI - Análise da Viabilidade Técnica da Nova Plataforma Offshore.....	71
VI.1 Correlação Entre os Resultados.....	71
VI.1.1 Movimentos de <i>Heave</i> , <i>Sway</i> e <i>Roll</i>	74
VI.1.2 Esforços nos Cabos.....	77
VI.1.3 Resistência dos Materiais – Fator de Segurança	78
Capítulo VII - Comentários Finais, Conclusões e Sugestões.....	79
VII.1 Comentários Finais.....	79
VII.2 Conclusões	80
VII.3 Sugestões.....	81
Referências Bibliográficas	82

NOMENCLATURA

Letra minúscula

a	= distância do eixo dos flutuadores ao leito marinho
$a_{dxi}, a_{dyi}, a_{dzi}$	= massa adicionada por elemento
C_{ij}	= coeficientes de amortecimento
$\cos x_i, \cos y_i, \cos z_i$	= cossenos diretores dos cabos em x, y e z
d	= lâmina d'água
d_1	= distância do topo dos cabos até o leito marinho
f_f	= frequência final
f_i	= frequência inicial
g	= aceleração da gravidade
k	= numero que multiplica o ângulo mínimo de defasagem dos cabos fazendo com que os cabos fiquem mais ou menos torcidos
k_{ij}	= coeficientes de rigidez elástica
l_1	= distância vertical entre o C.G. dos flutuadores e a linha d'água
l_d	= comprimento submerso do cilindro (coluna)
l_T	= diâmetro externo do flutuador
m	= massa total do convés
m_e^G	= matriz do elemento transformada para o sistema global
m_e^L	= matriz do elemento para o sistema local
m_i	= massa de cada elemento estrutural, $i=1, \dots, nel$
n	= n° de divisões do espectro (NDE)
nel	= número de elementos que compõem o casco
q_i	= deslocamentos generalizados do sistema
q_i^e	= deslocamentos generalizados por elemento
r	= raio das colunas
s	= parâmetro que varia de 0 à 1 ao longo das retas
$\text{sen} \gamma_{di}$	= direção da linha de centro do plano d'água do cilindro
t	= tempo
x, \dot{x}, \ddot{x}	= deslocamento, velocidade e aceleração nas direção x (<i>surge</i>)
x_0, y_0, z_0	= coordenadas do centro de gravidade da plataforma
x_1	= altura submersa da colunas
$x_{dFi}, y_{dFi}, z_{dFi}$	= coordenadas finais da parte submersa de cada cilindro
x_{di}, y_{di}, z_{di}	= coordenadas do centro de cada elemento em relação à origem do sistema de eixos
$x_{dli}, y_{dli}, z_{dli}$	= coordenadas iniciais do centro do plano d'água de cada elemento (cilíndrico)

x_T, y_T, z_T	= coordenadas do topo dos tendões nas direções x, y e z
y, \dot{y}, \ddot{y}	= deslocamento, velocidade e aceleração na direção y (<i>sway</i>)
\bar{y}_{di}	= diferença de fase entre as diferentes colunas e diferentes flutuadores
z, \dot{z}, \ddot{z}	= deslocamento, velocidade e aceleração na direção z (<i>heave</i>)
z_2, z_3	= comprimentos submersos
z_b	= centro de flutuação

Letra maiúscula

A_c	= área da seção transversal de cada cilindro (coluna)
A_{co}	= área de obstrução de corrente
A_v	= área de obstrução de vento
C	= a matriz de amortecimento, simétrica
C_a	= coeficiente de massa d'água adicionada
C_d	= coeficiente de arrasto
C_m	= coeficiente de inércia
CP	= comprimento dos flutuadores
C_s	= Fator de Segurança para os cabos
D_c	= diâmetro das colunas
D_h	= diâmetro horizontal da seção transversal do flutuador
D_v	= diâmetro vertical da seção transversal do flutuador
E	= módulo de elasticidade do material que compõe o cabo
F_{cabo}	= força máxima do cabo
$F_{o_{xc}}, F_{o_{yc}}$	= forças de onda sobre as colunas nas direções x e y
$F_{o_{xp}}, F_{o_{yp}}, F_{o_{zp}}$	= força de onda sobre os flutuadores nas direções x, y e z
F_u	= força última de ruptura do cabo
F_v, F_c	= forças de vento e corrente
H	= altura de onda
I_{xx}, I_{yy}	= momento de inércia nas direções x e y
K	= matriz de rigidez, simétrica
L	= comprimento inicial dos cabos
M	= matriz de massa, simétrica, positiva definida
$M1$	= $m / 2$ (metade da massa do convés no nó central)
$M2$	= $m / 8$ (metade da massa do convés distribuída nos 4 nós extremos)
NDE	= número de subdivisões do espectro
Q	= vetor de forças externas
Q_i	= forças externas não conservativas

R	= raio do flutuador
R_B	= raio da circunferência que contém a base dos cabos (leito marinho)
R_e	= matriz de rotação
R_e^t	= matriz de rotação transposta
R_p	= raio do ponto mais estreito entre as linhas de ancoragem (“pescoço”)
T_o	= período de onda
TR	= tração inicial nos cabos de ancoragem
T_x, T_y, T_z	= períodos naturais da estrutura para <i>surge</i> , <i>sway</i> , <i>heave</i>
T_z	= Período de cruzamento zero
U	= energia de deformação elástica interna
V_{1i}, V_{2i}, V_{3i}	= translações do topo de cada cabo em x, y, e z
V_{4i}, V_{5i}	= rotações do topo de cada cabo em torno de x e y
V_C	= velocidade de corrente
V_{sub}	= volume submerso: inclui os 4 flutuadores + parte das 4 colunas
V_V	= velocidade da rajada de vento
W_{nc}	= soma dos trabalhos realizados pelas forças não conservativas de amortecimento, forças externas de onda, corrente e vento
\dot{W}_o, \ddot{W}_o	= componentes horizontais da velocidades e aceleração de onda

Letra grega

α	= ângulo que cada elemento faz com a horizontal
$\alpha, \dot{\alpha}, \ddot{\alpha}$	= deslocamento, velocidade e aceleração na direção α (<i>roll</i>)
α_1	= direção de incidência das forças de onda
$\beta, \dot{\beta}, \ddot{\beta}$	= deslocamento, velocidade e aceleração na direção β (<i>yaw</i>)
Δ	= deslocamento total
Δf	= intervalo de frequência
ΔL	= variação de comprimento do cabo
δT	= Variação da energia cinética total
δV	= variação da energia potencial total
δW_c	= a variação do trabalho realizado pelas forças conservativas
δW_{nc}	= variação do trabalho realizado pelas forças não conservativas
ϕ	= parâmetro que varia de 0 à 2π
γ	= peso específico da água do mar
φ	= ângulo de fase aleatório
λ	= comprimento de onda
μ	= massa específica da água
θ	= ângulo mínimo de defasagem entre a saída do cabo no leito marinho até a chegada do cabo no topo

$\theta, \dot{\theta}, \ddot{\theta}$ = deslocamento, velocidade e aceleração na direção θ (*pitch*)
 ρ = massa específica da água
 ρ_{ar} = massa específica do ar
 Ω = potencial de forças externas conservativas
 ξ_x, ξ_y, ξ_z = as taxas de amortecimento para *surge*, *sway*, *heave* (direções x, y, z)

Capítulo I

Introdução

I.1 Motivação e Considerações Iniciais

Sistemas hidroelásticos complacentes do tipo TLP (tension leg platforms) e, mais recentemente, do tipo Monoboia, têm sido considerados como os mais promissores para exploração de petróleo em águas profundas (acima de 500 metros), especialmente por sua viabilidade econômica. O desenvolvimento, projeto e instalação desses sistemas complacentes são tarefas de grande complexidade. A Figura I.1 apresenta esquematicamente ações atuantes, por exemplo, numa TLP com os *risers* instalados.

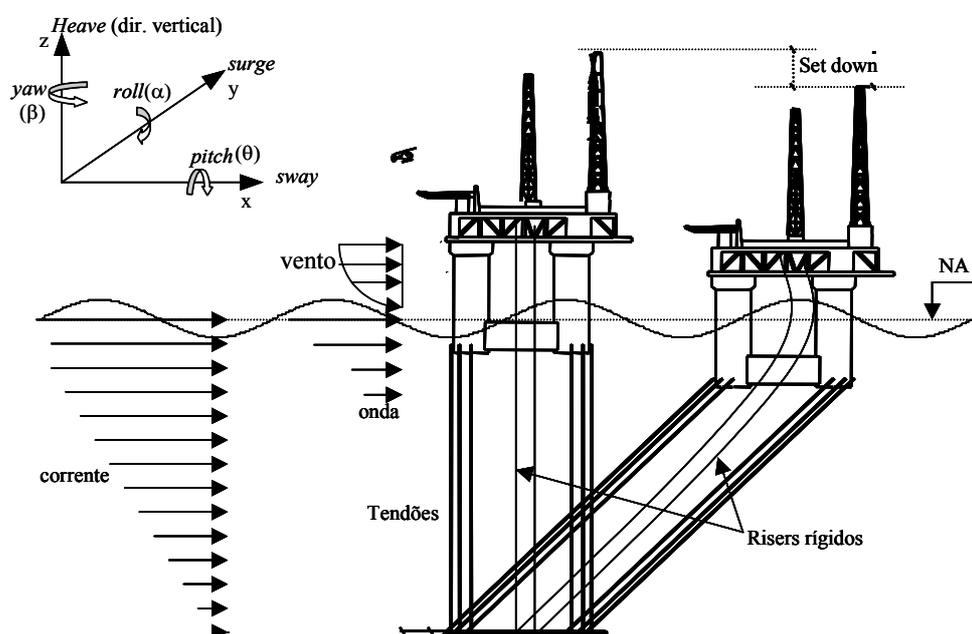


Figura I.1 – Esquema básico da TLP numa configuração (ampliada) de equilíbrio sob ação das forças ambientais – (Alves, 1997)

A plataforma aqui apresentada tem uma nova concepção e um comportamento complacente com características de rigidez, modos e períodos de oscilação que a situa entre outras de concepções já tradicionais como as plataformas semi-

submersíveis e as TLP. Enquanto uma plataforma semi-submersível é ancorada por meio de um sistema convencional de amarras em catenárias completas ou incompletas que produzem forças de restauração no plano horizontal e diminui a rigidez na direção vertical e enquanto um jogo de rigidezes tipifica uma plataforma de pernas atirantadas – TLP – a nova concepção de plataforma complacente aqui analisada tem suas linhas de ancoragem numa configuração de estais inclinados, que conferem rigidez tanto na direção vertical quanto no plano horizontal de projeção do flutuador (*pontoon*). A tração das linhas de ancoragem inclinadas é mantida pelo excesso de flutuação, produzindo forças de restauração na direção vertical e no plano horizontal no nível do flutuador (*pontoon*).

I.2 Objetivos Principais

O trabalho de pesquisa consiste em verificar a viabilidade técnica, segundo critérios de resistência das linhas de ancoragem e de comportamento dinâmico, de uma nova concepção de plataforma *offshore*, proposta pelo Prof. Ronaldo Battista. Trata-se de uma plataforma semi-submersível com casco de forma circular e seção transversal elíptica e linhas de ancoragens inclinadas no espaço num arranjo que forma uma superfície hiperbolóide, reduzindo-se assim, em relação às submersíveis usuais, os movimentos do casco e a área ocupada pelas ancoragens no leito marinho. A Figura I.2 apresenta de forma esquemática esta nova concepção de plataforma para exploração de petróleo e gás.

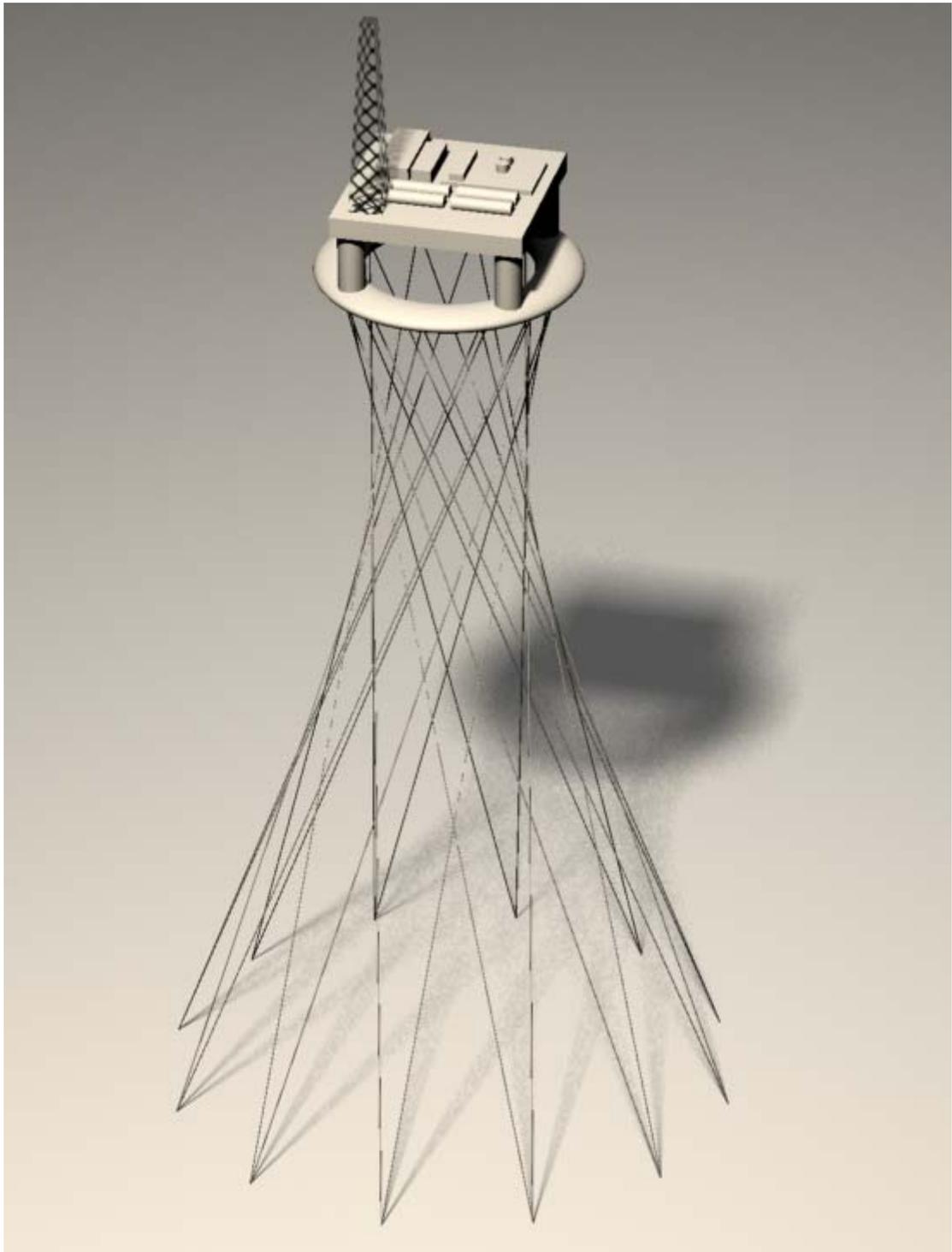


Figura I.2 – Esquema Básico da Nova Concepção de Plataforma Marinha

A plataforma aqui proposta é uma evolução dos conceitos de semi-submersível e TLP, onde a plataforma é conectada a instalações fixas no terreno marinho por ancoragens inclinadas. O sistema de estais com configuração hiperbolóide resulta em grande rigidez das amarras, restringindo os movimentos verticais e horizontais do casco, o que permite a utilização de *risers* rígidos e acesso aos poços utilizando-se árvore de natal seca, inclusive em lâminas d'água profundas.

Um projeto economicamente viável e seguro de uma plataforma exige um anteprojeto extensivo e trabalhoso, onde são cuidadosamente estudados todos os aspectos peculiares deste tipo de estrutura que uma vez estabelecidos, dão seqüência à otimização da configuração do casco. Para que o projeto de uma plataforma complacente seja considerado tecnicamente viável, devem-se manter pequenos os deslocamentos de *heave*, *surge* e *sway* e as rotações de *yaw*, *pitch* e *roll*.

Foi feito um estudo paramétrico para se chegar a uma geometria final do casco e dos cabos, bem como os materiais empregados. Este estudo consistiu em variar alguns parâmetros tais como, espaçamento entre as linhas de ancoragem no leito marinho e na altura do flutuador, diâmetro dos cabos e material que compõe os cabos. No estudo paramétrico foram feitas análises estáticas considerando-se somente a flutuação livre da plataforma. A força resultante das análises dos cabos deveria ficar abaixo da força limite dos cabos e com uma folga que seria a parcela do efeito dinâmico da análise aleatória no tempo com forças de onda, vento e corrente que seria realizada posteriormente.

Para a análise aleatória no domínio do tempo foi utilizado o programa da tese Doutorado da Rosane Martins Alves (1997), que inicialmente realizava análises em plataformas do tipo TLP e foi adaptado para realização deste trabalho.

Um novo estudo paramétrico foi realizado para definição da seção transversal do flutuador (*pontoon*) na forma de um toro circular.

As respostas no domínio do tempo se apresentaram conforme o esperado, com o deslocamento em *heave* superior ao de uma TLP e em *sway* menor do que uma TLP.

I.3 Escopo do Trabalho

O conteúdo deste trabalho é apresentado em sete capítulos. Incluindo esta introdução, ao longo dos quais procurou-se expor da maneira mais clara possível o estudo desenvolvido.

O capítulo II descreve a plataforma marinha complacente proposta e analisada neste trabalho, apresentando um resumo dos principais fatores que influenciam o comportamento do sistema estrutural.

O capítulo III apresenta as características geométricas e físicas finais definidas através de estudo paramétrico de vibrações livres feito com diversos modelos via método de elementos finitos.

O capítulo IV apresenta a modelagem analítico-numérica que representa o sistema estrutural. É também apresentada a formulação das equações Lagrangeanas de movimento para o sistema, a formulação matricial e forma explícita das equações de movimento. As matrizes de massa, amortecimento e rigidez, bem como o vetor de forças externas, são também apresentadas neste capítulo.

O capítulo V apresenta para esta nova concepção de plataforma, a análise dos resultados obtidos para as respostas aleatórias do sistema no domínio do tempo, para os espectros de mar utilizados.

O capítulo VI faz uma comparação entre os resultados obtidos neste trabalho e resultados obtidos do sistema flutuante TLP, analisando assim, a viabilidade técnica da nova concepção.

O capítulo VII apresenta os comentários finais e as principais conclusões deste trabalho além de sugestões para a extensão desta linha de pesquisa.

Capítulo II

Uma Nova Concepção de Plataforma Marinha do Tipo Flutuante

II.1 Descrição do Sistema Estrutural

O novo sistema consiste em uma plataforma *offshore* do tipo flutuante, com flutuador de forma toroidal circular e seção elíptica. As colunas e o convés superior (*top deck*) se assemelham ao de uma plataforma do tipo TLP. A seção elíptica para o *pontoon* (flutuador) foi escolhida, pois, proporciona um arrasto, devido à corrente e onda, menor na direção horizontal. A Figura II.1 mostra em elevação o flutuador e as colunas desta nova concepção.

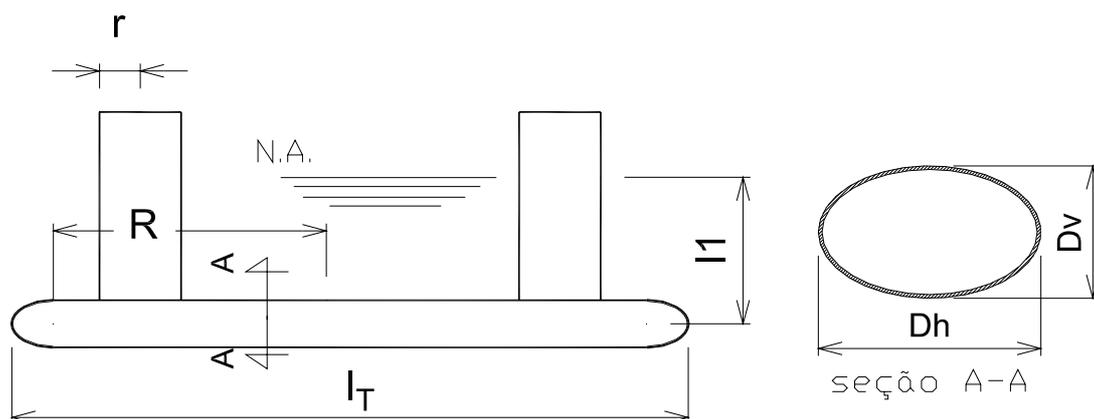


Figura II.1 – Elevação do flutuador e colunas

As linhas de ancoragem são inclinadas no espaço formando uma superfície hiperbolóide. Este tipo de ancoragem faz com que a rigidez oferecida ao movimento vertical (*heave*) seja menor do que numa TLP e maior do que numa semi-submersível. Em contrapartida, oferece aos movimentos de translação no plano da linha d'água (*surge* e *sway*) uma rigidez maior do que nas duas outras plataformas citadas anteriormente.

O estudo das linhas de ancoragem iniciou-se com a dedução das equações paramétricas das retas que representam o sistema de ancoragem inclinado no espaço.

O sistema de equações paramétricas que representa a configuração espacial das linhas de ancoragem é apresentado a seguir.

$$\begin{cases} x(\phi, s) = s \cdot [R \cdot \cos(\phi + k\theta)] + R_B \cdot \cos(1 - s) \\ y(\phi, s) = s \cdot [R \cdot \sin(\phi + k\theta)] + R_B \cdot \sin(1 - s) \\ z(\phi, s) = s \cdot d \end{cases} \quad (II.1)$$

onde:

s = parâmetro que varia de 0 a 1 ao longo das retas

ϕ = parâmetro que varia de 0 a 2π

R = raio da circunferência que contém o topo dos cabos (raio do flutuador)

R_B = raio da circunferência que contém a base dos cabos (leito marinho)

θ = ângulo mínimo de defasagem entre a saída do cabo no leito marinho até a chegada do cabo no topo (ver Figura II.2)

k = número que multiplica o ângulo mínimo de defasagem dos cabos fazendo com que os cabos fiquem mais ou menos torcidos (ver Figura II.2)

d = lâmina d'água

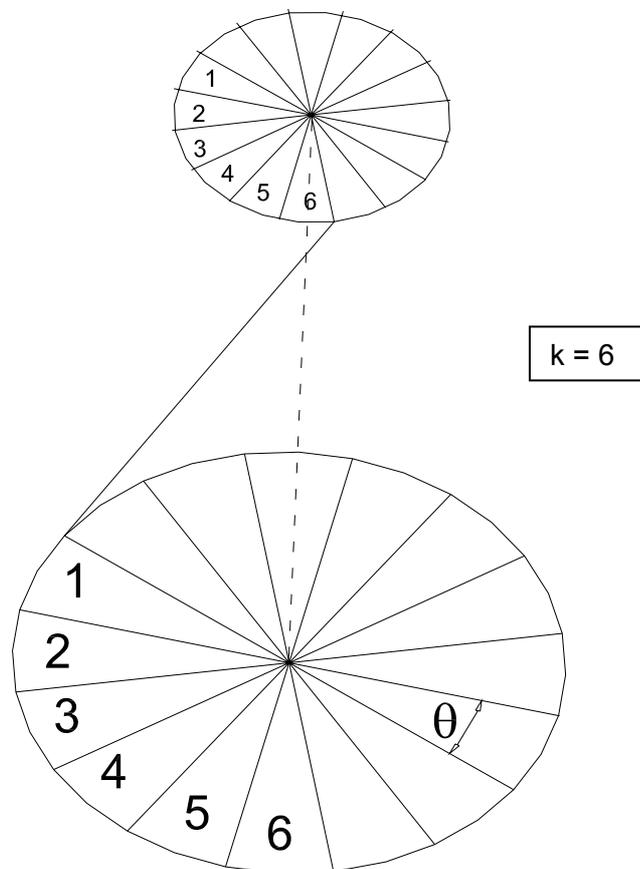


Figura II.2 – Defasagem entre a saída e a chegada dos Cabos de Ancoragem

Com o auxílio das equações descritas acima, foi possível verificar o raio do estreitamento dos cabos (“pescoço” da forma hiperbólica). Este é um importante dado para se verificar o vão pelo qual as tubulações vão passar. A expressão que calcula este diâmetro está apresentada abaixo.

$$R_p = \frac{R \cdot R_B \cdot \text{sen}(180 - k\theta)}{\sqrt{R^2 + R_B^2 - 2R \cdot R_B \cdot \cos(k\theta)}} \quad (II.2)$$

onde:

R_p = raio do ponto mais estreito entre as linhas de ancoragem (“pescoço”)

R = raio da circunferência que contém o topo dos cabos (raio do flutuador)

R_B = raio da circunferência que contém a base dos cabos (leito marinho)

θ = ângulo mínimo de defasagem entre a saída do cabo no leito marinho até o topo (ver Figura II.2)

k = numero que multiplica o ângulo mínimo de defasagem dos cabos fazendo com que os cabos fiquem mais ou menos torcidos (ver Figura II.2)

O material considerado para o casco, colunas e estrutura do convés foi o aço. Já para os cabos foram feitos estudos com aço e poliéster.

Estruturas offshore do tipo proposto são então estruturas complacentes ancoradas por cabos inclinados, onde o excesso de flutuação mantém a ancoragem permanentemente tracionada, obtendo-se grande rigidez nas direções vertical (*heave*) e horizontal (*surge* e *sway*) e nas rotações do plano da linha d’água (*pitch* e *roll*). A complacência de uma plataforma consiste no fato de seus primeiros períodos serem superiores aos períodos dominantes no espectro de ondas, evitando-se, desta forma a amplificação dinâmica.

A complacência do sistema hidroelástico proposto verifica-se nas translações horizontais (*surge* e *sway*) e também na rotação em torno do eixo vertical (*yaw*).

Podem-se citar como principais vantagens deste sistema:

- Completação seca: as cabeças dos poços ficam no convés da plataforma permitindo a completação e a manutenção dos poços com facilidade e baixo

custo, de maneira similar às plataformas fixas e TLP, resultando em uma maior eficiência operacional;

- O óleo proveniente dos poços chega na plataforma a uma temperatura mais alta, eliminando-se os problemas de parafinação das linhas;
- Ancoragens inclinadas: para grandes lâminas d'água, a utilização de sistemas convencionais de ancoragem tal como em plataformas semi-submersíveis trazem grandes problemas de interferência entre as linhas de produção dos poços, linhas de ancoragem, oleodutos e gasodutos. Já a ancoragem vertical da TLP permite deslocamentos relativamente grandes na direção horizontal e pode apresentar problemas de instabilidade devidos a sua pequena redundância, especialmente nos casos de apenas 4 feixes de tendões;
- A plataforma permite a utilização de sonda de perfuração instalada na unidade;
- A redução de custos com a utilização de *risers* rígidos ao invés de flexíveis para produção e exploração de óleo e gás;
- A redução de custos operacionais;
- A facilidade na aquisição de dados de reservatórios e, conseqüentemente, um melhor gerenciamento da produção.

Capítulo III

Definição da Geometria e Materiais

III.1 Análises Estática e de Vibrações Livres Via MEF

Para se chegar a uma geometria final foi feito um estudo paramétrico onde se analisou períodos naturais e esforços nos cabos para condição de repouso da plataforma. O objetivo era chegar a uma geometria e materiais que pudessem resistir as solicitações estáticas e dinâmicas impostas à estrutura, com a necessária margem de segurança.

Com um diâmetro no nível do topo dos cabos (flutuador) de 100 metros e de 400 metros na base (leito marinho), foi dado início ao estudo paramétrico com 16 cabos de aço variando seus diâmetros de 109 à 154 milímetros, fazendo-se também a utilização de mais de um cabo por linha de ancoragem. Paralelamente, foi feita a utilização de diâmetros maiores que 400 metros para a base dos cabos, como 600 e 800 metros. A lâmina d'água utilizada durante todo o trabalho foi de 648 m.

Para se obter as dimensões da seção elíptica do flutuador de cada um dos modelos foi feito o seguinte estudo via MEF no programa SAP2000. Inicialmente toda estrutura foi modelada (convés, casco e cabos), mas só o peso dos cabos foi inserido. A força vertical aplicada para manter os cabos tracionados, era a resultante (R) do empuxo menos o peso da estrutura (casco + convés). A expressão a seguir mostra de maneira mais clara a obtenção da força de empuxo.

$$\text{Empuxo} - \text{Peso do (casco+convés)} = \text{Resultante (R)}$$

$$\text{Empuxo} = \text{Resultante (R)} + \text{Peso do (casco+convés)}$$

A força de empuxo encontrada dimensiona um flutuador inicial que tem seu peso somado à essa mesma força de empuxo dimensionando um novo flutuador. Este processo converge rapidamente chegando-se a uma geometria de flutuador que sustenta seu peso, o peso do convés e mantém tracionados todos os cabos. No modelo numérico o flutuador foi modelado com uma seção tubular circular equivalente,

cuja área da seção transversal é a mesma da seção elíptica final. A Figura III.1 mostra o modelo utilizado no programa SAP2000.

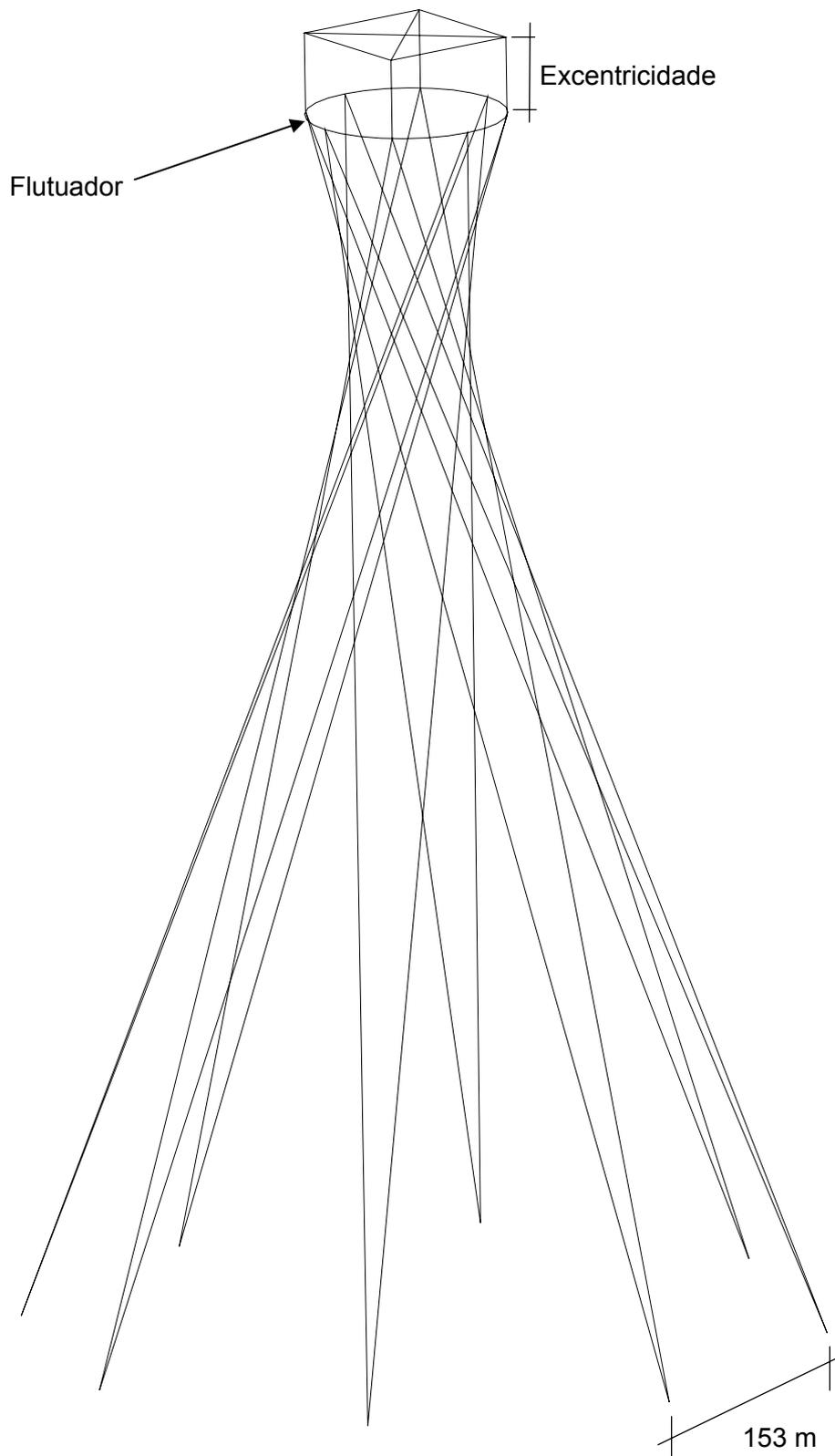


Figura III.1 – Modelo numérico para análise via MEF

Definida a geometria do flutuador, o passo seguinte foi o estudo de vibrações livres utilizando o mesmo modelo da Figura III.1. A massa do convés foi concentrada nos nós que modelam o topo da estrutura da seguinte forma:

m = Massa Total do Convés

$M_2 = m / 2$ (metade da massa do convés no nó central)

$M_1 = m / 8$ (metade da massa do convés distribuída nos 4 nós extremos)

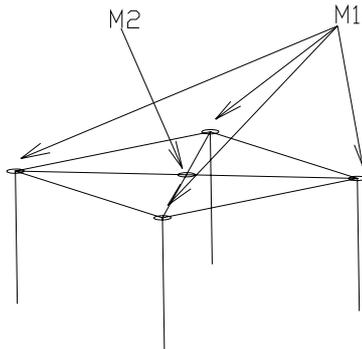


Figura III.2 – Esquema de massa concentrada do convés

A massa rotacional foi considerada aplicando-se as massas do convés com uma excentricidade em relação ao flutuador. (ver Figura III.1 e Figura III.2)

A massa d'água adicionada do flutuador foi inserida nos nós que modelam o mesmo. É importante observar que os valores de massa d'água adicionada são diferentes para as direções vertical e horizontal, uma vez que a seção elíptica tem uma dimensão maior do que a outra.

A massa d'água adicionada das colunas foi considerada apenas na direção horizontal, sendo dividida em duas partes iguais aplicadas nos nós que se situam na linha d'água e nos nós inferiores de cada coluna.

A massa d'água adicionada dos cabos foi inserida através da massa específica do material (ρ) da seguinte forma:

$$\rho_{eq} = \frac{A_{seção\ cabo} \cdot \rho_{aço} + A_{ext\ cabo} \cdot \rho_{água}}{A_{seção\ cabo}} \quad (III.1)$$

A Tabela III.1 apresenta os resultados obtidos no estudo paramétrico para a melhor configuração geométrica da plataforma com cabos de aço.

Tabela III.1 – Resultado do estudo paramétrico com cabos de aço

Modelo*	Nº de cabos	Diâmetro do Cabo (mm)	PERÍODOS (s)				F _{cabo} (kN)	Fu** cabo (kN)	Cs*** X F _{cabo} (kN)
			SURGE/ SWAY	YAW	HEAVE	ROLL/ PITCH			
1	1	109	50,94	39,41	12,00	10,73	3822	7141	6383

* modelo 1 – diâmetro da base igual à 400 metros

* modelo 2 – diâmetro da base igual à 600 metros

* modelo 3 – diâmetro da base igual à 800 metros

** Fu = força última de ruptura do cabo (Catálogo do fabricante - ScanRope)

*** Cs = 1,67 (Fator de Segurança para o cabo de aço)

Observa-se na Tabela III.1 que, mesmo para a geometria mais favorável, não há uma folga considerável na tração dos cabos, sendo Cs x F_{cabo} igual a 89,3% de Fu. Na análise dinâmica no domínio do tempo considerando as ações de onda, vento e corrente, apresentada posteriormente no capítulo V, foi constatado que a tração nos cabos de ancoragem multiplicada pelo coeficiente de segurança ficou acima da força última para esta geometria. Foi iniciado, então, um estudo para utilização de ancoragens de fibra, no caso o poliéster. O modelo 1 que apresentou os melhores resultados para cabos de aço foi escolhido para seguir esse estudo.

Os cabos de poliéster têm o peso submerso muito inferior ao do aço, permitindo assim, uma folga maior na força limite do cabo tracionado pelo seu peso próprio. Atualmente, o poliéster é considerado um bom material para a aplicação em ancoragens de estruturas *offshore* devido à sua baixa rigidez que induz menos tração na condição de tormenta, conseqüentemente aumenta vida útil à fadiga do cabo e apresenta ótima relação força axial / peso. Cabos de fibras possuem propriedades visco-elásticas. Ocorre um aumento na rigidez do cabo quando submetido a cargas máximas e um decréscimo quando submetido a cargas cíclicas e um relaxamento do carregamento após um tempo. Depois de o cabo ter sido tracionado e ocorrido a carga máxima e cargas cíclicas durante um tempo, a rigidez do cabo tende a uma função linear. Durante a instalação e tensionamento inicial e antes do tempo de relaxamento, é difícil definir a rigidez do cabo. Neste caso a rigidez pode estar entre a mínima (instalação) e a máxima (tormenta). Neste trabalho foi utilizado o módulo de elasticidade para situação de tormenta, ou seja, a rigidez máxima do cabo de poliéster.

A Tabela III.2 apresenta o resultado para a análise dos períodos naturais e força nos cabos de poliéster para a situação estática, onde pode-se observar que $C_s \times F_{\text{cabo}}$ é igual a 47,32% de F_u , apresentando uma folga bem maior do que a obtida com os cabos de aço (vide Tabela III.1).

Tabela III.2 – Resultado do estudo estático com cabos de poliéster

Modelo	N° de cabos	Diâmetro do Cabo (mm)	PERÍODOS (s)				F _{cabo} (kN)	F _u ** cabo (kN)	C _s *** X F _{cabo} (kN)
			SURGE/ SWAY	YAW	HEAVE	ROLL/ PITCH			
1	1	242	47,13	37,0	12,25	10,81	5152	20000	9464

** F_u = força última de ruptura do cabo (PETROBRAS/CENPES)

*** $C_s = 1,67 \times 1,1$ (Fator de Segurança para o cabo de poliéster – 10% maior que o do cabo de aço)

Observa-se também que a plataforma com cabos de poliéster apresenta períodos naturais próximos dos obtidos com cabos de aço. Isto se deve ao fato dos cabos de poliéster necessitarem de uma maior força de pré-tração (por empuxo do casco) para dar rigidez ao sistema, pois o módulo de elasticidade do poliéster é inferior ao do aço. Já os cabos de aço, não permitem uma pré-tração inicial muito grande, pois a força inicial instalada nos cabos devido ao empuxo do casco fica muito próxima da tração última de ruptura.

Observa-se ainda que o coeficiente de rigidez axial (EA/L) de um cabo de poliéster é aproximadamente igual ao coeficiente de rigidez axial (EA/L) de um cabo de aço (vide Tabela III.3). Assim, pode-se explicar a proximidade dos valores dos períodos de oscilação para conjuntos de cabos de poliéster e de aço.

III.2 Geometria Final e Componentes para uma Lâmina D'água de 648 m

A Tabela III.3 apresenta as características da plataforma com cabos de aço e poliéster para um lâmina d'água de 648 m. A Figura III.3 e a Figura III.4 apresentam, respectivamente, as projeções em planta e em elevação da geometria definida para a plataforma.

Tabela III.3 – Características Geométricas e Físicas da Plataforma para Cabos de Aço e Poliéster e Parâmetros Físicos do Meio

	Poliéster	Aço
Peso Total da Plataforma	252.696,48 kN	255.869,43 kN
Massa do convés	2.640,0 t	2.640,0 t
Lâmina d'água	648 m	648 m
Calado	28 m	28 m
Tração inicial nos cabos	5.152 kN	3.822 kN
Módulo de elasticidade	$1,5 \times 10^7$ kN/m ²	$1,17 \times 10^8$ kN/m ²
Comprimento inicial dos cabos	664,11 m	664,11 m
Período natural na direção <i>surge</i>	47,1 s	50,94 s
Período natural na direção <i>sway</i>	47,1 s	50,94 s
Período natural na direção <i>heave</i>	12,25 s	12,0 s
Taxa de amortecimento para <i>surge</i>	15%	15%
Taxa de amortecimento para <i>sway</i>	15%	15%
Taxa de amortecimento para <i>heave</i>	2,3%	2,3%
Diâmetro das colunas	11,5 m	11,5
Diâmetro do <i>pontoon</i>	100 m	100 m
Diâmetro do pescoço da forma hiperbólica	41,58 m	41,58 m
Diâmetro da base das ancoragens	400 m	400 m
Diâmetro horiz. da seção do <i>pontoon</i>	14 m	13 m
Diâmetro vert. da seção do <i>pontoon</i>	8 m	8 m
Diâmetro nominal do cabo	262 mm	109 mm
Diâmetro do núcleo do cabo	242 mm	109 mm
Peso submerso do cabo	111,8 N/m	401 N/m
Carga última de ruptura do cabo	20.000 kN	7.141 kN
Massa específica da água	1,02 t/m ³	1,02 t/m ³
Massa M1 do convés (vide figura III.2)	330 t	330 t
Massa M2 do convés (vide figura III.2)	1320 t	1320 t
Número de cabos	16	16
Rigidez Axial dos cabos (EA/L)	1038,83 kN/m	950,11 kN/m

Pode-se observar na Tabela III.3 que as dimensões do flutuador para a hipótese com cabos de poliéster são maiores do que na hipótese com cabos de aço. Isto ocorre pelo fato do poliéster possuir uma força de ruptura maior do que a do aço, permitindo assim, a aplicação de uma tração inicial mais elevada nos cabos.

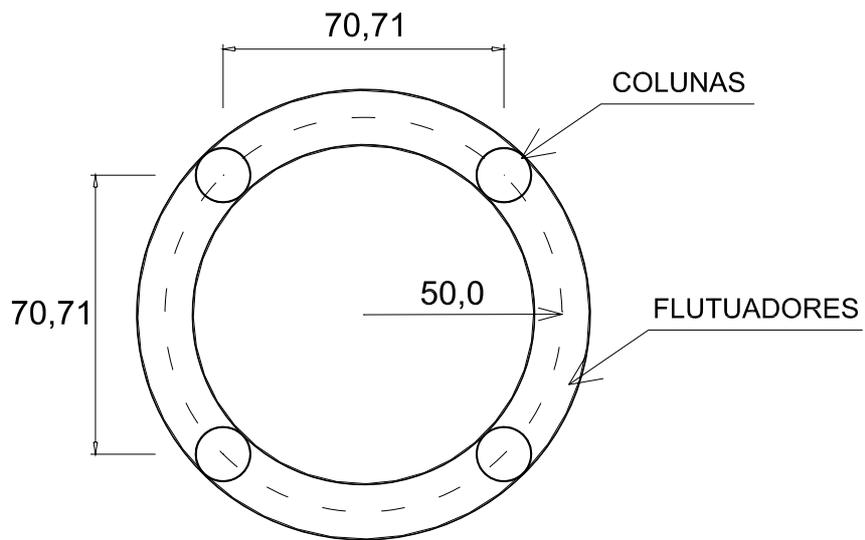


Figura III.3 – Projeção em Planta do Flutuador

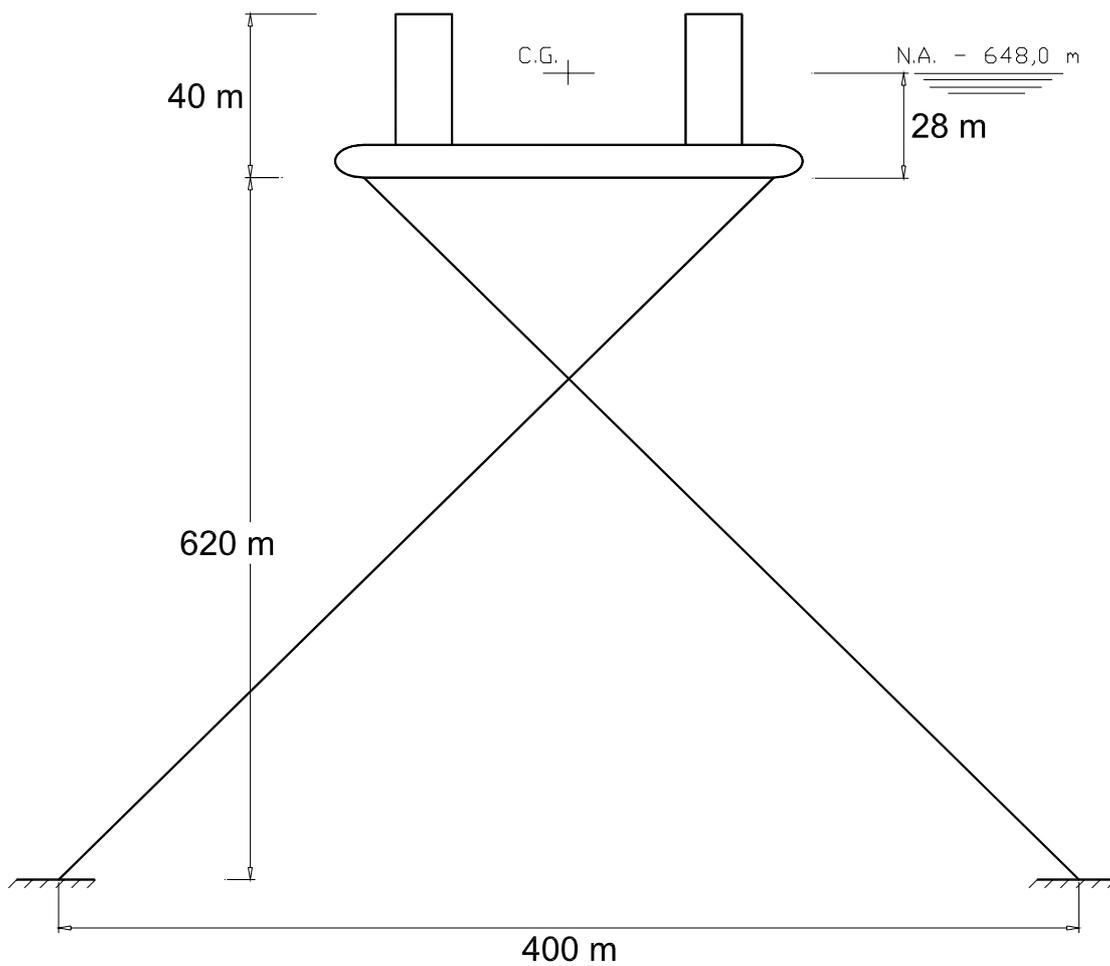


Figura III.4 – Projeção em Elevação

Capítulo IV

Modelo Analítico-Numérico

IV.1 Equações de Movimento do Sistema

IV.1.1 Formulação das Equações Lagrangeanas de Movimento

As equações diferenciais acopladas de movimento do sistema são derivadas por meio de princípios variacionais de energia, onde as parcelas de energia envolvidas (energia cinética e potencial total das forças conservativas mais a variação do trabalho realizado pelas forças não conservativas), são todas descritas como funções escalares das coordenadas generalizadas $q(t)$ e suas derivadas em relação à variável independente t (BATTISTA ₁, 1993).

O princípio de Hamilton é particularmente utilizado para formular as equações de movimento de Lagrange e as equações de estado do sistema. A vantagem destes métodos da mecânica Newtoniana (2ª Lei de Newton) ou o princípio de d'Alembert ou o princípio dos trabalhos virtuais, é que a mecânica analítica utiliza quantidades escalares e coordenadas generalizadas $q(t)$ e os demais utilizam quantidades vetoriais e coordenadas físicas (ou naturais) para descrever o movimento do sistema discreto, isto é, constituído por partículas ou massa concentradas ou corpos rígidos interligados entre si por elementos elásticos ou inelásticos.

O princípio variacional de Hamilton generalizado estabelece que a variação da energia cinética, T_c e energia potencial V , mais a variação do trabalho realizado pelas forças internas e pelas forças externas conservativas e não-conservativas, durante o intervalo de tempo entre t_1 e t_2 , deve ser igual a zero.

$$\int_{t_1}^{t_2} (\delta T + \delta W_c + \delta W_{nc}) dt = 0 \quad (IV.1)$$

onde,

δT , é a variação de energia cinética total

δW_c , é a variação do trabalho realizado pelas forças conservativas

δW_{nc} , é a variação do trabalho realizado pelas forças não conservativas

As forças não conservativas são tais como as forças de amortecimento e as forças externas variáveis no tempo tais como as forças de onda, corrente e vento.

Sendo:

$$\delta W_c = -\delta V \quad (IV.2)$$

onde,

δV , é a variação da energia potencial total

O termo δ em (IV.1) e (IV.2), é a variação tomada durante o intervalo de tempo indicado.

O lagrangeano do sistema (L), é dado pela diferença entre a energia cinética (T) e a energia potencial (V). Substituindo-se (IV.2) em (IV.1), pode-se reescrever a equação (IV.1) na forma:

$$L = T - V \quad (IV.3)$$

$$\int_{t_1}^{t_2} (\delta L + \delta W_{nc}) dt = 0 \quad (IV.4)$$

Onde, W_{nc} , é a soma dos trabalhos realizados pelas forças não conservativas de amortecimento, forças externas de onda, corrente e vento, e pode ser escrito como:

$$W_{nc} = \sum_{i=1}^N (Q_i) q_i \quad (IV.5)$$

onde,

Q_i ($i=1, \dots, N$), são as forças externas não conservativas
 q_i , são os deslocamentos generalizados do sistema

Pode-se, então, escrever a variação do trabalho realizado pelas forças não conservativas, da forma:

$$\delta W_{nc} = \sum_{i=1}^N (Q_i) \delta q_i \quad (IV.6)$$

Como, L (Lagrangeano), é função das coordenadas e velocidades generalizadas e do tempo, $L = L(q_1, q_2, \dots, q_n, \dot{q}_1, \dot{q}_2, \dots, \dot{q}_n, t)$, tem-se que:

$$\delta L = \sum \left(\frac{\partial L}{\partial q_i} \delta q_i + \frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} \delta \dot{q}_i \right) \quad (IV.7)$$

Substituindo-se (IV.6) e (IV.7) em (IV.4) chega-se à:

$$\frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} \delta \dot{q}_i \Big|_{t_1}^{t_2} - \int_{t_1}^{t_2} \sum_{i=1}^N \left[\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} \right) - \frac{\partial L}{\partial q_i} - Q_i \right] \delta q_i dt = 0 \quad (IV.8)$$

Como, $\delta \dot{q}_i(t_1) = \delta q_i(t_2) = 0$, para $i=1, \dots, N$ e δq_i , são deslocamentos arbitrários e independentes, pode-se tomar $\delta \dot{q}_i = 0$. Deste modo, a equação (IV.8) se apresenta da seguinte forma:

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} \right) - \frac{\partial L}{\partial q_i} = Q_i \quad i=1, 2, \dots, N \quad (IV.9)$$

que são as equações Lagrangeanas de Movimento.

As quantidades escalares envolvidas na derivação das equações diferenciais ordinárias no caso de sistemas discretos, são formas quadráticas em termos das coordenadas generalizadas $q_i(t)$ e velocidades generalizadas $\dot{q}_i(t), i = 1, 2, \dots, N$:

Energia Cinética Total (T):

$$T = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N m_{ij} \dot{q}_i \dot{q}_j \quad (IV.10)$$

onde, m_{ij} , são os coeficientes de massa.

Energia Potencial Total (V):

$$V = \Omega + U \quad (IV.11)$$

onde:

Ω = potencial de forças externas conservativas

U = energia de deformação elástica interna

Expandindo-se V em série de Taylor e desprezando-se os termos de ordem igual ou superior a três, chega-se à:

$$V = \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \frac{1}{2} \frac{\partial^2}{\partial q_i} U(q_i^e) q_i q_j \quad (\text{IV.12})$$

onde:

q_i^e = deslocamentos generalizados por elemento

Chamando-se $\frac{\partial^2}{\partial q_i} U(q_i^e)$ de k_{ij} e reescrevendo a parcela quadrática de V ,

chega-se à:

$$V = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N k_{ij} q_i q_j \quad (\text{IV.13})$$

onde, k_{ij} são os coeficientes de rigidez elástica.

Trabalho realizado pelas forças de amortecimento não conservativas (W_{nc}):

As forças não conservativas podem ser separadas em duas parcelas: uma contendo forças dissipativas ou de amortecimento, outra contendo forças externas aplicadas ao sistema estrutural Q_i .

As forças de amortecimento podem ser derivadas da função de dissipação de Rayleigh (F_r).

$$Q_i = -\frac{\partial F_r}{\partial \dot{q}_i}, \quad i=1,2,\dots,N$$

onde

$$F_r = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \frac{\partial^2}{\partial \dot{q}_i} c_{ij} \dot{q}_i \dot{q}_j \quad (\text{IV.14})$$

onde, c_{ij} são os coeficientes de amortecimento.

Pode-se, então, escrever a equação de Lagrange (IV.9), na forma:

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{q}_i} \right) - \frac{\partial T}{\partial q_i} + \frac{\partial V}{\partial q_i} + \frac{\partial F_r}{\partial \dot{q}_i} = Q_i \quad (\text{IV.15})$$

Substituindo-se as equações (IV.10), (IV.13), (IV.14) em (IV.15), obtém-se as equações Lagrangeanas de movimento:

$$\sum_{j=1}^N (m_{ij}\ddot{q}_j + c_{ij}\dot{q}_j + k_{ij}q_j) = Q_i \quad (i=1,\dots,N) \quad (\text{IV.16})$$

onde:

$$Q_i = [q_1, q_2, q_3, q_4, q_5, q_6]^T = [x, y, z, \alpha, \theta, \beta]^T, \text{ conforme indicados na Figura IV.1}$$

abaixo:

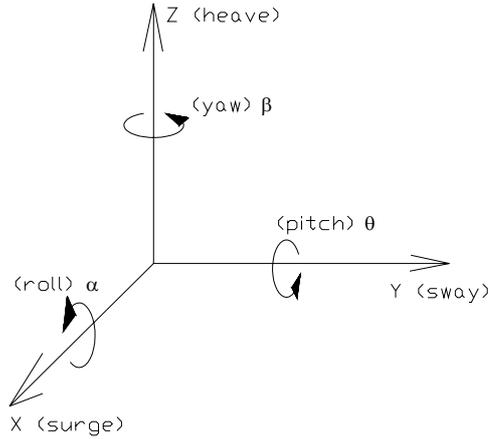


Figura IV.1 – Esquema das translações e rotações da plataforma

A seguir serão apresentadas as Equações de Movimento de 2ª ordem para seis graus de liberdade (3 translações e 3 rotações - vide fig. IV.1). A forma explícita das equações de movimento serão apresentadas no item IV.2.

Equações de Movimento:

$$\begin{aligned} m_{11}\ddot{x} + m_{15}\ddot{\theta} + m_{16}\ddot{\beta} + c_{11}\dot{x} + c_{15}\dot{\theta} + c_{16}\dot{\beta} + k_{11}x + k_{15}\theta + k_{16}\beta &= f_1 \\ m_{22}\ddot{y} + m_{24}\ddot{\alpha} + m_{26}\ddot{\beta} + c_{22}\dot{y} + c_{24}\dot{\alpha} + c_{26}\dot{\beta} + k_{22}y + k_{24}\alpha + k_{26}\beta &= f_2 \\ m_{33}\ddot{z} + m_{34}\ddot{\alpha} + m_{35}\ddot{\theta} + c_{33}\dot{z} + c_{34}\dot{\alpha} + c_{35}\dot{\theta} + k_{33}z + k_{34}\alpha + k_{35}\theta &= f_3 \\ m_{44}\ddot{\alpha} + m_{42}\ddot{y} + m_{43}\ddot{z} + m_{45}\ddot{\theta} + m_{46}\ddot{\beta} + c_{44}\dot{\alpha} + c_{42}\dot{y} + c_{43}\dot{z} + k_{44}\alpha + k_{42}y + k_{43}z &= f_4 \\ m_{55}\ddot{\theta} + m_{51}\ddot{x} + m_{53}\ddot{z} + m_{54}\ddot{\alpha} + m_{56}\ddot{\beta} + c_{55}\dot{\theta} + c_{51}\dot{x} + c_{53}\dot{z} + k_{55}\theta + k_{51}x + k_{53}z + k_{54}\alpha &= f_5 \\ m_{66}\ddot{\beta} + m_{61}\ddot{x} + m_{62}\ddot{y} + m_{64}\ddot{\alpha} + m_{65}\ddot{\theta} + c_{66}\dot{\beta} + c_{61}\dot{x} + c_{62}\dot{y} + k_{66}\beta + k_{61}x + k_{62}y &= f_6 \end{aligned} \quad (\text{IV.17})$$

Obs.: as componentes f_i ($i = 1, 2, \dots, 6$) das forças externas atuantes sobre o casco da plataforma são aqui apresentadas da forma simbólica. A formulação utilizada para as forças externas, e também a forma explícita das equações de movimento são apresentadas mais adiante, nas subseções IV.1.6 e IV.2, respectivamente.

IV.1.2 Forma Matricial das Equações de Movimento

As equações (IV.17) podem ser escritas na forma matricial, usualmente apresentada na dinâmica estrutural:

$$M\ddot{q} + C\dot{q} + Kq = Q(q, t) \quad (IV.18)$$

onde:

M , é a matriz de massa, simétrica, positiva definida (massa do casco + massa d'água adicionada)

C , é a matriz de amortecimento, simétrica

K , é a matriz de rigidez, simétrica

Q , é o vetor de forças externas

As equações diferenciais ordinárias (IV.17), são as equações de movimento de sistemas estruturais descritos por coordenadas generalizadas referidas a um sistema fixo de eixos cartesianos. Estes sistemas são os mais correntes e típicos de estruturas das engenharias civil, *offshore* e industrial.

Equações de Estado do Sistema:

$$\ddot{q} = M^{-1}(-C\dot{q} - Kq + F) \quad (IV.19)$$

onde:

$$M = \sum_{i=1}^N M_i^{el} \quad C = \sum_{i=1}^N C_i^{el} \quad K = \sum_{i=1}^N K_i^{el} \quad F = \sum_{i=1}^N F_i^{el} \quad (IV.20)$$

Estas equações foram resolvidas numericamente utilizando-se o algoritmo de Runge-Kutta (CARNAHAM, 1969), o qual transforma as n equações diferenciais de 2ª ordem em $2n$ equações diferenciais de 1ª ordem.

A montagem das matrizes foi baseada no trabalho de HOOFT (1971), que apresenta um método aproximado para determinação das forças hidrodinâmicas e de excitação (CHAKRABARTI, 1987) em cada elemento. As resultantes dessas forças sobre a plataforma são obtidas pela soma das componentes sobre todos os elementos (vide Figura IV.2).

As matrizes apresentadas por HOOFT (1971), foram montadas para um sistema de eixos diferente da utilizada neste trabalho de tese, (Figura IV.3). Por este motivo foi aplicada uma rotação de eixos, através da pré e pós-multiplicação por uma matriz de rotação (WEAVER, 1981).

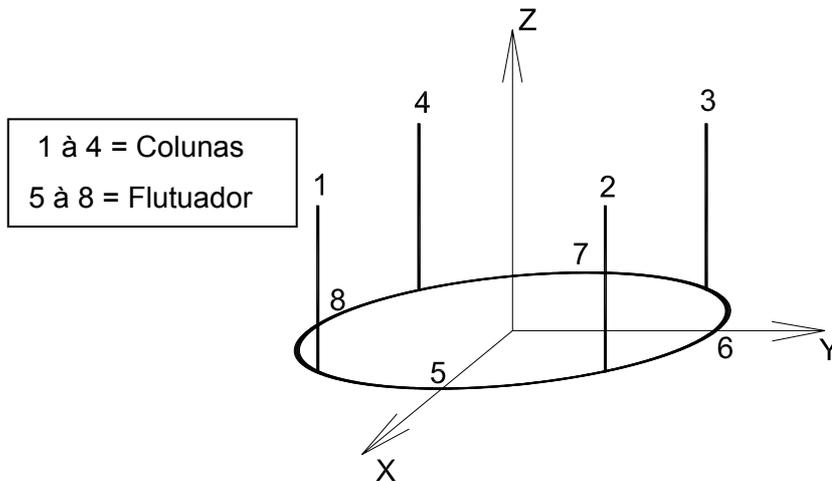
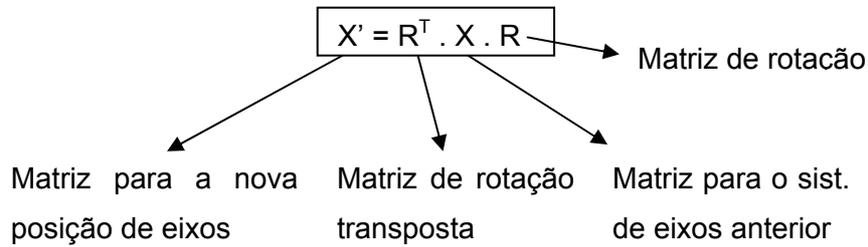


Figura IV.2 – Elementos do Casco

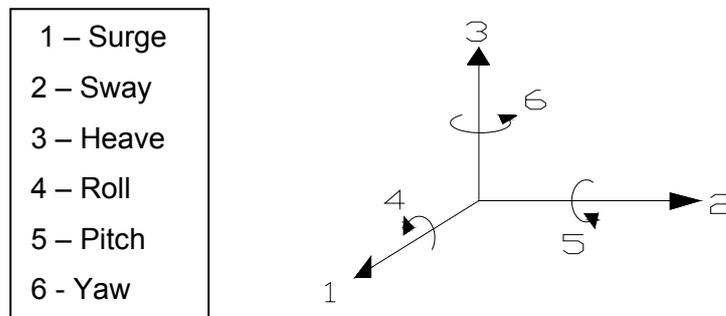


Figura IV.3 – Orientação dos eixos coordenados

IV.1.3 Matriz de Massa do Casco e Massa D'água Adicionada

A massa dos elementos referentes a colunas e flutuador (*pontoon*) foram obtidas segundo relação fornecida pela PETROBRAS/CENPES, e por meio de uma distribuição de massa entre estes dois tipos de elementos, resultando num valor total igual a massa do casco.

As matrizes de massa desses elementos que compõem o casco, considerando-se a massa própria e a massa d'água adicionada, são dadas em relação aos seus eixos locais. Aqui elas são transformadas para o sistema global, pré-multiplicando-se a matriz do elemento local pela matriz de rotação transposta e pós-multiplicando-se pela matriz de rotação normal.

$$m_e^G = R_e^t \cdot m_e^L \cdot R_e \quad (IV.21)$$

onde:

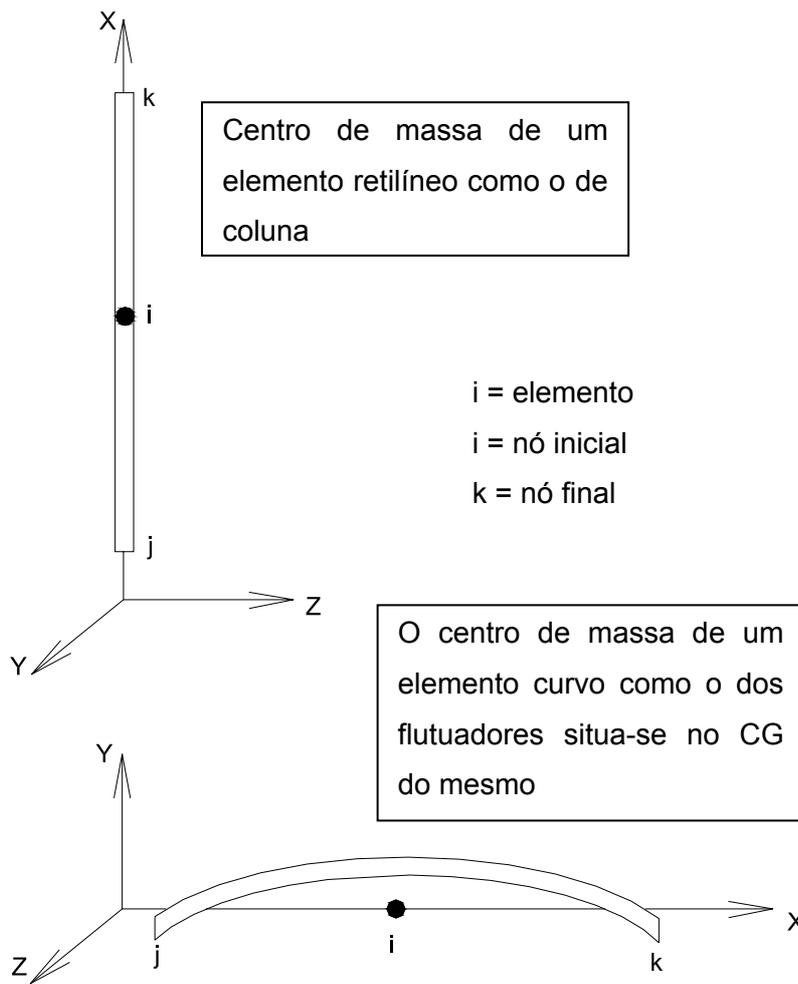
m_e^G = matriz do elemento transformada para o sistema global

m_e^L = matriz do elemento para o sistema local

R_e = matriz de rotação

R_e^t = matriz de rotação transposta

É considerado o seguinte sistema local por elemento (colunas e flutuadores), sendo x o eixo do elemento.



A matriz de rotação R é também válida para as verticais dos membros e é dada por:

$$R_e = \begin{bmatrix} R & 0 \\ 0 & R \end{bmatrix}_{6 \times 6}, \text{ onde } R \text{ é uma submatriz } (3 \times 3)$$

$$R = \begin{bmatrix} Cx & Cy & Cz \\ \frac{-Cx.Cy.\cos\alpha - Cz.sen\alpha}{\sqrt{Cx^2 + Cz^2}} & \sqrt{Cx^2 + Cz^2}.\cos\alpha & \frac{-Cy.Cz.\cos\alpha + Cx.sen\alpha}{\sqrt{Cx^2 + Cz^2}} \\ \frac{Cx.Cy.sen\alpha - Cz.\cos\alpha}{\sqrt{Cx^2 + Cz^2}} & -\sqrt{Cx^2 + Cz^2}.sen\alpha & \frac{Cy.Cz.sen\alpha + Cx.\cos\alpha}{\sqrt{Cx^2 + Cz^2}} \end{bmatrix} \quad (IV.22)$$

onde:

$$\begin{aligned}
 Cx &= \frac{x_k - x_j}{l} \\
 Cy &= \frac{z_k - z_j}{l} \\
 Cz &= \frac{y_k - y_j}{l} \\
 l &= \sqrt{(x_k - x_j)^2 + (y_k - y_j)^2 + (z_k - z_j)^2}
 \end{aligned} \tag{IV.23}$$

onde α é o ângulo que cada elemento faz com a horizontal. Por exemplo, para as colunas $\alpha = 90^\circ$ e para os flutuadores $\alpha = 0^\circ$.

A matriz de massa global da estrutura do casco é formada pelas próprias massas do casco mais seus momentos de inércia de massa, em relação aos eixos globais. Para o cálculo da massa total do casco, este foi subdividido em 8 elementos (4 colunas e 4 seguimentos do flutuador – vide Figura IV.2). As massas destes elementos são consideradas concentradas no centro de gravidade de cada um deles.

Matriz de Massa do Casco

A matriz de massa do casco é dada por:

$$[M_c] = \begin{bmatrix} M_{11} & 0 & 0 & 0 & M_{15} & M_{16} \\ & M_{22} & 0 & M_{24} & 0 & M_{26} \\ & & M_{33} & M_{34} & M_{35} & 0 \\ & & & M_{44} + I_{yy} & M_{45} & M_{46} \\ & & & & M_{55} + I_{yy} & M_{56} \\ \text{sim.} & & & & & M_{66} + I_{zz} \end{bmatrix} \tag{IV.24}$$

$$M_{11} = \sum_{i=1}^{nel} [m_i]$$

$$M_{15} = \sum_{i=1}^{nel} -[m_i(z_{di} - z_0)] \quad M_{22} = \sum_{i=1}^{nel} [m_i]$$

$$M_{16} = \sum_{i=1}^{nel} -[m_i(x_{di} - x_0)] \quad M_{24} = \sum_{i=1}^{nel} [m_i(z_{di} - z_0)] \quad M_{33} = \sum_{i=1}^{nel} [m_i]$$

$$M_{35} = \sum_{i=1}^{nel} -[m_i(y_{di} - y_0)] \quad M_{26} = \sum_{i=1}^{nel} -[m_i(y_{di} - y_0)] \quad M_{34} = \sum_{i=1}^{nel} [m_i(y_{di} - y_0)]$$

$$\begin{aligned}
M_{44} &= \sum_{i=1}^{nel} [m_i (z_{di} - z_0)^2] + \sum_{i=1}^{nel} [m_i (y_{di} - y_0)^2] + \sum_{i=1}^{nel} [m_i (x_{di} - x_0)^2] \\
M_{45} &= \sum_{i=1}^{nel} - [m_i (x_{di} - x_0) (y_{di} - y_0)] \\
M_{46} &= \sum_{i=1}^{nel} - [m_i (z_{di} - z_0) (x_{di} - x_0)] \\
M_{55} &= \sum_{i=1}^{nel} [m_i (x_{di} - x_0)^2] + \sum_{i=1}^{nel} [m_i (z_{di} - z_0)^2] + \sum_{i=1}^{nel} [m_i (y_{di} - y_0)^2] \\
M_{56} &= \sum_{i=1}^{nel} - [m_i (y_{di} - y_0) (z_{di} - z_0)] \\
M_{66} &= \sum_{i=1}^{nel} [m_i (y_{di} - y_0)^2] + \sum_{i=1}^{nel} [m_i (x_{di} - x_0)^2] + \sum_{i=1}^{nel} [m_i (z_{di} - z_0)^2]
\end{aligned}$$

onde:

x_{di} , y_{di} , z_{di} , são as coordenadas do centro do elemento estrutural, em relação à origem de eixos

x_0 , y_0 , z_0 , são as coordenadas do centro de gravidade da plataforma

nel = número de elementos que compõem o casco (vide Figura IV.2)

I_{xx} , I_{yy} , I_{zz} = momentos de inércia da massa do deck em relação aos eixos x, y e z, respectivamente.

Matriz de Massa D'água Adicionada

A massa d'água adicionada do casco foi considerada como a soma das massas adicionadas aos elementos submersos que compõem o casco levando-se em conta a forma da sua seção transversal.

Os elementos da plataforma foram considerados, assumindo-se que a massa adicionada esteja concentrada no centro de gravidade do elemento. Para *surge*, a massa adicionada é considerada sobre as colunas (elementos 1 a 4) e sobre os elementos 5 e 7 do flutuador; para *sway*, sobre as colunas (elementos de 1 a 4) e sobre os elementos 6 e 8 do flutuador; para *heave*, *roll* e *pitch* apenas sobre os 4 elementos do flutuador (elementos 5 a 8); e para *yaw* sobre as 4 colunas (elementos 1 a 4). (Os elementos são indicados na Figura IV.2).

Para a massa d'água adicionada do flutuador na direção horizontal a seção considerada no cálculo é a de um cilindro de diâmetro igual a menor dimensão da

seção elíptica e o comprimento efetivo é a projeção do flutuador. Já para a direção vertical a seção considerada no cálculo é a de um cilindro de diâmetro igual à maior dimensão da seção elíptica e o comprimento efetivo é o comprimento real do elemento (1/4 do perímetro do flutuador).

A massa adicionada para as colunas (ad_c) e flutuador (ad_p) nas direções x, y, z, é dada respectivamente por:

$$\begin{aligned}
 ad_{x_c} &= ad_{y_c} = C_a \cdot \mu \cdot \pi \cdot r^2 \cdot l_1 \\
 ad_{z_c} &= 0 \\
 ad_{x_p} &= ad_{y_p} = C_a \cdot \mu \cdot \frac{\pi \cdot D_v^2}{4} \cdot l_T \\
 ad_{z_p} &= C_a \cdot \mu \cdot \frac{2\pi R}{4} \cdot \frac{\pi D_h^2}{4}
 \end{aligned} \tag{IV.25}$$

onde:

C_a = coeficiente de massa adicionada

μ = massa específica da água

r = raio das colunas

l_1 = distância vertical entre o C.G. dos flutuadores e a linha d'água

R = raio do flutuador

l_T = diâmetro externo do flutuador

D_h, D_v = diâmetros horizontal e vertical da elipse que compõe a seção transversal do flutuador como indicado na Figura II.1.

A matriz de massa d'água adicionada é dada por:

$$[A] = \begin{bmatrix} A_{11} & 0 & 0 & 0 & A_{15} & A_{16} \\ & A_{22} & 0 & A_{24} & 0 & A_{26} \\ & & A_{33} & A_{34} & A_{35} & 0 \\ & & & A_{44} & A_{45} & A_{46} \\ & & & & A_{55} & A_{56} \\ \text{sim.} & & & & & A_{66} \end{bmatrix} \tag{IV.26}$$

$$\begin{aligned}
A_{11} &= \sum_{i=1}^{nel} a_{d_y} & A_{22} &= \sum_{i=1}^{nel} a_{d_x} & A_{33} &= \sum_{i=1}^{nel} a_{d_z} \\
A_{15} &= \sum_{i=1}^{nel} [-a_{d_x}(z_{di} - z_0)] & A_{24} &= \sum_{i=1}^{nel} [a_{d_y}(z_{di} - z_0)] & A_{34} &= \sum_{i=1}^{nel} [a_{d_z}(y_{di} - y_0)] \\
A_{16} &= \sum_{i=1}^{nel} [-a_{d_x}(y_{di} - y_0)] & A_{26} &= \sum_{i=1}^{nel} [a_{d_y}(x_{di} - x_0)] & A_{35} &= \sum_{i=1}^{nel} [-a_{d_z}(x_{di} - x_0)] \\
A_{44} &= \sum_{i=1}^{nel} [a_{d_z}(y_{di} - y_0)^2 + a_{d_y}(z_{di} - z_0)^2] \\
A_{45} &= \sum_{i=1}^{nel} [-a_{d_z}(x_{di} - x_0)(y_{di} - y_0)] \\
A_{46} &= \sum_{i=1}^{nel} [-a_{d_y}(z_{di} - z_0)(x_{di} - x_0)] \\
A_{55} &= \sum_{i=1}^{nel} [a_{d_x}(z_{di} - z_0)^2 + a_{d_z}(x_{di} - x_0)^2] \\
A_{56} &= \sum_{i=1}^{nel} [-a_{d_x}(y_{di} - y_0)(z_{di} - z_0)] \\
A_{66} &= \sum_{i=1}^{nel} [a_{d_x}(y_{di} - y_0)^2 + a_{d_y}(x_{di} - x_0)^2]
\end{aligned}$$

A matriz de massa é dada por: $M_T = M_C + A$

IV.1.4 Matriz de Amortecimento

O amortecimento hidrodinâmico foi calculado como sendo proporcional à massa. As frequências naturais da estrutura foram obtidas através do modelo analisado no SAP2000.

Foram utilizadas taxas de amortecimento obtidas experimentalmente de um modelo reduzido (ANDRADE, 1991), que são fornecidas na Tabela III.3.

A matriz de amortecimento é dado por:

$$[C] = \begin{bmatrix} C_{11} & 0 & 0 & 0 & C_{15} & C_{16} \\ & C_{22} & 0 & C_{24} & 0 & C_{26} \\ & & C_{33} & C_{34} & C_{35} & 0 \\ & & & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ & & & & C_{55} & C_{56} \\ sim. & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \quad (IV.27)$$

onde:

$$\begin{aligned}
C_{11} &= \sum_{i=1}^{nel} q_{d_y} & C_{22} &= \sum_{i=1}^{nel} q_{d_x} \\
C_{15} &= \sum_{i=1}^{nel} [-q_{d_y}(z_{d_i} - z_0)|z_{d_i} - z_0|] & C_{24} &= \sum_{i=1}^{nel} [q_{d_x}(z_{d_i} - z_0)|z_{d_i} - z_0|] \\
C_{16} &= \sum_{i=1}^{nel} [-q_{d_y}(x_{d_i} - x_0)|x_{d_i} - x_0|] & C_{26} &= \sum_{i=1}^{nel} [q_{d_x}(y_{d_i} - y_0)|y_{d_i} - y_0|] \\
C_{33} &= \sum_{i=1}^{nel} q_{d_z} & C_{44} &= \sum_{i=1}^{nel} [q_{d_x}|z_{d_i} - z_0|^3 + q_{d_z}|x_{d_i} - x_0|^3] \\
C_{34} &= \sum_{i=1}^{nel} [-q_{d_z}(y_{d_i} - y_0)|y_{d_i} - y_0|] & C_{45} &= 0.0 \\
C_{35} &= 0.0 & C_{46} &= 0.0 \\
C_{55} &= \sum_{i=1}^{nel} [q_{d_y}|z_{d_i} - z_0|^3 + q_{d_z}|y_{d_i} - y_0|^3] \\
C_{56} &= 0.0 \\
C_{66} &= \sum_{i=1}^{nel} [q_{d_y}|x_{d_i} - x_0|^3 + q_{d_x}|y_{d_i} - y_0|^3]
\end{aligned}$$

$q_{d_x}, q_{d_y}, q_{d_z}$, são coeficientes de amortecimento hidrodinâmico que são dados por:

$$\begin{aligned}
q_{d_x} &= \sum_{i=1}^{nel} \left[2\xi_x m_i \cdot \frac{2\pi}{T_x} \right] \\
q_{d_y} &= \sum_{i=1}^{nel} \left[2\xi_y m_i \cdot \frac{2\pi}{T_y} \right] \\
q_{d_z} &= \sum_{i=1}^{nel} \left[2\xi_z m_i \cdot \frac{2\pi}{T_z} \right]
\end{aligned} \tag{IV.28}$$

onde:

ξ_x, ξ_y, ξ_z são as taxas de amortecimento para *surge*, *sway*, *heave* (direções x, y, z)

m_i é a massa de cada elemento estrutural, $i=1, \dots, nel$

T_x, T_y, T_z são os períodos naturais da estrutura para *surge*, *sway*, *heave*

IV.1.5 Matriz de Rigidez

Foi considerada a restauração do movimento devida ao sistema de ancoragem elástica dos cabos e à restauração hidrostática: a medida que o corpo se inclina, há variação do volume submerso e conseqüentemente do empuxo, além das variações das forças e correspondentes alongamentos dos cabos. A restauração hidrostática do movimento, ou seja, a tendência do casco voltar à sua posição de repouso inicial (equilíbrio estável), é considerada para os graus de liberdade de *heave*, *pitch* e *roll* e seus acoplamentos.

A matriz de rigidez é então, composta pela matriz de restauração elástica das ancoragens dos cabos [T] e pela matriz de restauração hidrostática [R], então, $[K] = [T] + [R]$.

$$[K] = \begin{bmatrix} T_{11} & 0 & 0 & 0 & T_{15} & T_{16} \\ & T_{22} & 0 & T_{24} & 0 & 0 \\ & & T_{33} + R_{33} & T_{34} + R_{34} & T_{35} + R_{35} & 0 \\ & & & T_{44} + R_{44} & R_{45} & 0 \\ & & & & T_{55} + R_{55} & 0 \\ \text{sim.} & & & & & T_{66} \end{bmatrix} \quad (\text{IV.29})$$

A matriz de rigidez elástica dos cabos [T], foi extraída do modelo em elementos finitos através da inversão da matriz de flexibilidade que continha os deslocamentos devidos a forças unitárias aplicadas no centro do modelo para os seis graus de liberdade. Esta foi a matriz de rigidez utilizada durante todo o trabalho.

Paralelamente, deduziu-se expressões analíticas para os coeficientes da matriz de rigidez elástica dos cabos da estrutura proposta. Para o cálculo da matriz analítica, os cabos foram considerados retos no espaço.

A seguir, são definidos os coeficientes de rigidez que irão compor a matriz elástica analítica global da estrutura.

T_{11} :

$$L1 = \sqrt{(1 + L \cdot \cos x_i)^2 + (L \cdot \cos y_i)^2 + (L \cdot \cos z_i)^2}$$

$$\Delta L1 = L1 - L$$

$$F1 = TR + \left(EA \frac{\Delta L1}{L} \right)$$

$$\cos x1 = \frac{(1 + L \cdot \cos x_i)}{L1}$$

$$T_{11} = T_{11} + F1 \cdot \cos x1$$

T_{15} :

$$\cos z1 = \frac{(L \cdot \cos z_i)}{L1}$$

$$T_{15} = T_{15} + F1 \cdot \cos x1 \cdot (z_{T_i} - z_0) - F1 \cdot \cos z1 \cdot (x_{T_i} - x_0)$$

T_{22} :

$$L2 = \sqrt{(L \cdot \cos x_i)^2 + (1 + L \cdot \cos y_i)^2 + (L \cdot \cos z_i)^2}$$

$$\Delta L2 = L2 - L$$

$$F2 = TR + \left(EA \frac{\Delta L2}{L} \right)$$

$$\cos y2 = \frac{(1 + L \cdot \cos y_i)}{L2}$$

$$T_{22} = T_{22} + F2 \cdot \cos y2$$

T_{42} :

$$\cos z2 = \frac{(L \cdot \cos z_i)}{L2}$$

$$T_{42} = T_{42} - F2 \cdot \cos y2 \cdot (z_{T_i} - z_0) + F2 \cdot \cos z2 \cdot (y_{T_i} - y_0)$$

T₃₃:

$$L3 = \sqrt{(L \cdot \cos x_i)^2 + (L \cdot \cos y_i)^2 + (1 + L \cdot \cos z_i)^2}$$

$$\Delta L3 = L3 - L$$

$$F3 = TR + \left(EA \frac{\Delta L3}{L} \right)$$

$$\cos z3 = \frac{(1 + L \cdot \cos z_i)}{L3}$$

$$T_{33} = T_{33} + F3 \cdot \cos z3$$

T₄₄:

$$\bar{z} = (y_{Ti} - y_0) \cdot \text{sen}(1)$$

$$\bar{y} = (y_{Ti} - y_0) - (y_{Ti} - y_0) \cdot \cos(1) = (y_{Ti} - y_0) \cdot [1 - \cos(1)]$$

$$L4 = \sqrt{(L \cdot \cos x_i)^2 + (-\bar{y} + L \cdot \cos y_i)^2 + (\bar{z} + L \cdot \cos z_i)^2}$$

$$\Delta L4 = L4 - L$$

$$F4 = TR + \left(EA \frac{\Delta L4}{L} \right)$$

$$\cos y4 = \frac{(-\bar{y} + L \cdot \cos y_i)}{L4}$$

$$\cos z4 = \frac{(\bar{z} + L \cdot \cos z_i)}{L4}$$

$$T_{44} = T_{44} - F4 \cdot \cos y4 \cdot (z_{Ti} - z_0) + F4 \cdot \cos z4 \cdot (y_{Ti} - y_0)$$

T₅₅:

$$\bar{z} = (x_{Ti} - x_0) \cdot \text{sen}(1)$$

$$\bar{x} = (x_{Ti} - x_0) - (x_{Ti} - x_0) \cdot \cos(1) = (x_{Ti} - x_0) \cdot [1 - \cos(1)]$$

$$L5 = \sqrt{(-\bar{x} + L \cdot \cos x_i)^2 + (L \cdot \cos y_i)^2 + (-\bar{z} + L \cdot \cos z_i)^2}$$

$$\Delta L5 = L5 - L$$

$$F5 = TR + \left(EA \frac{\Delta L5}{L} \right)$$

$$\cos x5 = \frac{(-\bar{x} + L \cdot \cos x_i)}{L5}$$

$$\cos z5 = \frac{(-\bar{z} + L \cdot \cos z_i)}{L5}$$

$$T_{55} = T_{55} + F5 \cdot \cos x5 \cdot (z_{Ti} - z_0) - F5 \cdot \cos z5 \cdot (x_{Ti} - x_0)$$

T_{66} :

$$\bar{x} = R \cdot [\cos(\vartheta + 1) - \cos(\vartheta)]$$

$$\bar{y} = R \cdot [\sin(\vartheta + 1) - \sin(\vartheta)]$$

$$L6 = \sqrt{(\bar{x} + L \cdot \cos x_i)^2 + (\bar{y} + L \cdot \cos y_i)^2 + (L \cdot \cos z_i)^2}$$

$$\Delta L6 = L6 - L$$

$$F6 = TR + \left(EA \frac{\Delta L6}{L} \right)$$

$$\cos x6 = \frac{(\bar{x} + L \cdot \cos x_i)}{L6}$$

$$\cos y6 = \frac{(\bar{y} + L \cdot \cos y_i)}{L6}$$

$$T_{66} = T_{66} - F6 \cdot \cos x6 \cdot [R \cdot \sin(\vartheta + 1)] + F6 \cdot \cos y6 \cdot [R \cdot \cos(\vartheta + 1)]$$

onde:

L, é o comprimento inicial dos cabos

L1, L2, L3, L4, L5, L6, são os comprimentos dos cabos quando submetidos a deslocamentos unitários nas direções x, y, z e a rotações unitárias em torno dos eixos x, y, z, respectivamente

$\Delta L1, \Delta L2, \Delta L3, \Delta L4, \Delta L5, \Delta L6$, são as variações de comprimento dos cabos quando submetidos a deslocamentos unitários nas direções x, y, z e a rotações unitárias em torno dos eixos x, y, z, respectivamente

$\cos x_i, \cos y_i, \cos z_i$, são os cossenos diretores dos cabos em x, y e z

$\cos x1, \cos z1, \cos y2, \cos z2, \cos z3, \cos y4, \cos z4, \cos x5, \cos z5, \cos x6, \cos y6$, são os cossenos diretores dos cabos quando submetidos a deslocamentos unitários nas direções x, y, z e a rotações unitárias em torno dos eixos x, y, z, respectivamente

$\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}$, é a distância percorrida pelo topo dos cabos quando submetidos a rotações unitárias em torno dos eixos x, y, z

F1, F2, F3, F4, F5, F6, são as forças axiais que surgem nos cabos devido aos deslocamentos e rotações unitárias

A Tabela IV apresenta a matriz de rigidez extraída do modelo numérico de elementos finitos feito no SAP2000, para a HTLP com cabos de poliéster.

Tabela IV– Matriz de Rigidez Elástica Extraída do Modelo de Elementos Finitos

1.16E+03	0.0	0.0	0.0	1.09E+05	0.0
0.0	1.16E+03	0.0	1.09E+05	0.0	0.0
0.0	0.0	1.45E+04	0.0	0.0	0.0
0.0	1.09E+05	0.0	2.14E+07	0.0	0.0
1.09E+05	0.0	0.0	0.0	2.14E+07	0.0
0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	2.05E+06

A Tabela IV.1 apresenta a matriz de rigidez obtida com a modelagem analítica através dos coeficientes mostrados neste capítulo, também para a HTLP com cabos de poliéster.

Tabela IV.1 – Matriz de Rigidez Elástica Criada Analiticamente

1.10E+03	0.0	0.0	0.0	1.32E+05	0.0
0.0	1.10E+03	0.0	1.32E+05	0.0	0.0
0.0	0.0	9.03E+04	0.0	0.0	0.0
0.0	1.32E+05	0.0	1.95E+07	0.0	0.0
1.32E+05	0.0	0.0	0.0	1.95E+07	0.0
0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	8.37E+05

Pode-se observar que, apesar dos valores serem diferentes para alguns coeficientes da matriz de rigidez, as ordens de grandeza são as mesmas. No caso do coeficiente T_{33} , a matriz analítica apresenta uma maior rigidez, pois os cabos foram considerados retos e não com uma certa curvatura ocorrida quando os cabos foram discretizados no modelo em elementos finitos. Além do mais, no modelo numérico está sendo considerada não linearidade geométrica associada à forma quase parabólica dos cabos. Uma boa aproximação da não linearidade para a rigidez axial dos cabos pode ser atingida utilizando-se a relação força x deslocamento para um cabo na forma parabólica incluindo seu peso próprio submerso. Um estudo mais apurado destes coeficientes pode trazer facilidades nas análises futuras desta nova concepção, evitando a extração da matriz de rigidez de outros programas e agilizando o processo de estudos paramétricos.

No Capítulo V é apresentada uma comparação entre resultados utilizando-se a matriz de rigidez analítica e a matriz de rigidez extraída do modelo de elementos finitos.

A matriz de restauração [R] foi determinada de acordo com HOOFT (1971), pelas expressões apresentadas a seguir.

$$A_c = \frac{\pi \cdot D_e^2}{4}$$

$$\text{sen} \gamma_{di} = \frac{z_{dFi} - z_{dli}}{l_d} = 1, \text{ para todas as colunas}$$

$$R_{33} = \sum_{i=1}^4 \left[\frac{\gamma \cdot A_c}{\text{sen} \gamma_{di}} \right] \quad l_d = \sqrt{(x_{dFi} - x_{dli})^2 + (y_{dFi} - y_{dli})^2 + (z_{dFi} - z_{dli})^2}$$

$$R_{34} = \sum_{i=1}^4 \left[\frac{\gamma \cdot A_c}{\text{sen} \gamma_{di}} (y_{di} - y_0) \right]$$

$$R_{35} = \sum_{i=1}^4 \left[\frac{\gamma \cdot A_c}{\text{sen} \gamma_{di}} (x_{di} - x_0) \right]$$

$$R_{44} = (z_0 - z_b) \Delta + \sum_{i=1}^4 \left[\gamma \cdot I_{xx} + \frac{\gamma \cdot A_c}{\text{sen} \gamma_{di}} (y_{di} - y_0)^2 \right]$$

$$I_{xx} = \frac{\pi (D_{ei})^4}{64}, \Delta = \gamma \cdot V_{sub}$$

$$z_0 - z_b = -g \frac{S_z}{\Delta} \quad \therefore S_z = \sum_{i=1}^4 S_{di} \cdot \text{sen} \gamma_{di} - \rho \cdot V_{subi} (z_{di} - z_0) \quad \therefore S_{di} = V_{subi} \cdot \rho \frac{D_{ei}}{2}$$

$$\text{logo:} \quad R_{44} = g \cdot S_z + \sum_{i=1}^4 \left[\gamma \cdot I_{xx} + \frac{\gamma \cdot A_c}{\text{sen} \gamma_{di}} (y_{di} - y_0)^2 \right]$$

$$\therefore S_z = \sum_{i=1}^4 \rho \cdot V_{subi} \left[\frac{D_{ei}}{2} \text{sen} \gamma_{di} - (z_{di} - z_0) \right]$$

$$R_{45} = - \sum_{i=1}^4 \left[\frac{\gamma \cdot A_c}{\text{sen} \gamma_{di}} (y_{di} - y_0) (y_{di} - y_0) \right]$$

$$R_{45} = g \cdot S_z + \sum_{i=1}^4 \left[\gamma \cdot I_{yy} + \frac{\gamma \cdot A_c}{\text{sen} \gamma_{di}} (x_{di} - x_0) \right] \quad \therefore I_{xx} = I_{yy}$$

onde:

$x_{dli}, y_{dli}, z_{dli}$ = coordenadas iniciais do centro do plano d'água de cada elemento (cilíndrico)

$x_{dFi}, y_{dFi}, z_{dFi}$ = coordenadas finais da parte submersa de cada cilindro

Δ = deslocamento total

I_{xx}, I_{yy} = momento de inércia nas direções x e y

$\text{sen} \gamma_{di}$ = direção da linha de centro do plano d'água do cilindro

l_d = comprimento submerso do cilindro (coluna)

z_b = centro de flutuação

V_{sub} = volume submerso: inclui os 4 flutuadores + parte das 4 colunas

γ = peso específico da água do mar

A_c = área da seção transversal de cada cilindro (coluna)

g = aceleração da gravidade

IV.1.6 Vetor de Forças Externas

As forças externas que atuam sobre a plataforma são as forças de onda, corrente e vento.

IV.1.6.1 Forças de Onda

As forças de onda sobre as colunas e flutuador (*pontoon*) foram descritas pela fórmula de Morison utilizando a Teoria Linear de Onda de Airy (SARPKAYA, 1981), com componentes nas direções x e y para as colunas e nas direções x, y e z para o flutuador. As forças de onda são diferenciadas nas colunas e flutuador considerando-se a diferença de fase existente entre as mesmas. O ângulo de incidência foi sempre considerado em relação à direção x. (ver esquema da Figura IV.4)

Equação de Morison

Morison, 1950, propôs uma fórmula empírica para o cálculo da força de onda atuante, sobre um cilindro vertical perpendicular ao eixo ainda muito utilizada para o cálculo de estruturas *offshore*, onde são consideradas duas parcelas: uma referente à inércia e outra referente ao arrasto.

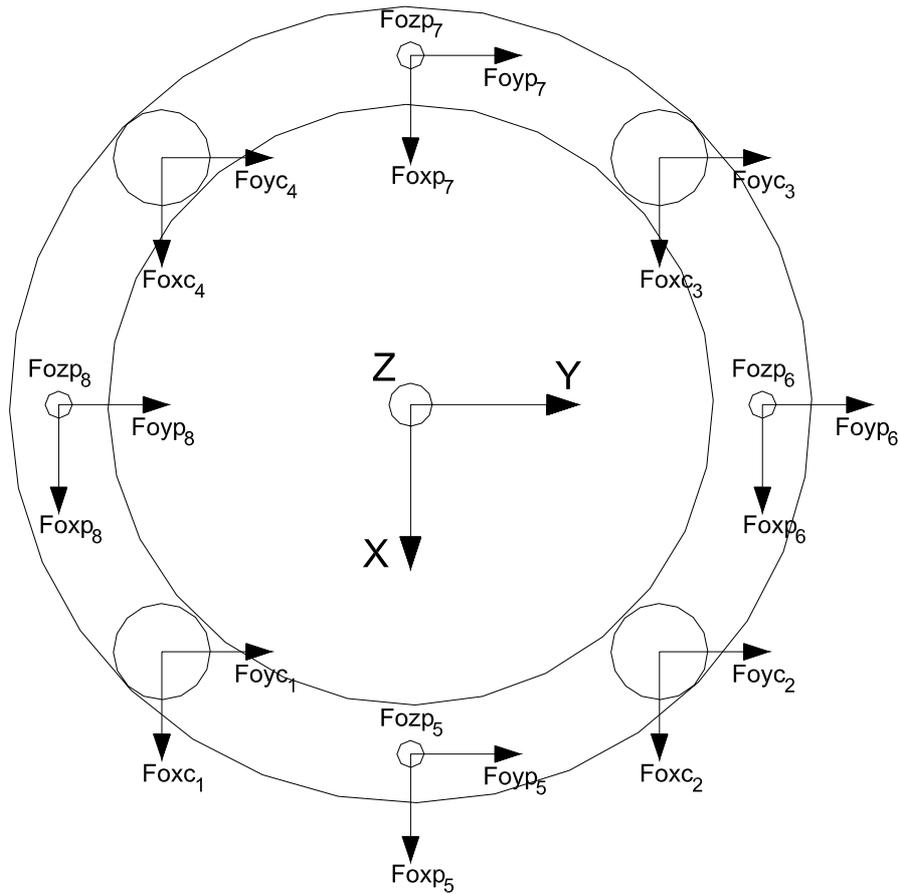


Figura IV.4 – Componentes das Forças de Onda sobre Colunas e Flutuador

IV.1.6.1.1 Força de Onda nas Colunas nas direções x e y pela Teoria Linear de Airy

$$F_{o_xc}(x,t) = F_{o_yc}(y,t) = C_m \rho \frac{\pi D_c^2}{4} (\ddot{W}_o) + C_a \rho \frac{\pi D_c^2}{4} (\ddot{W}_o) + \frac{1}{2} C_d \rho D (\dot{W}_o) |\dot{W}_o| \quad (IV.30)$$

As expressões das componentes horizontais de velocidade (\dot{W}_o) e aceleração (\ddot{W}_o) da teoria de onda de Airy são apresentadas explicitamente por SARPKEYA (1981).

$$\dot{W}_o = \frac{\pi H}{T_o} \frac{\cosh\left(\frac{2\pi x_1}{\lambda}\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \cos 2\pi \left(\frac{\bar{y}_{di}}{\lambda} - \frac{t}{T_o} \right) \quad (IV.31)$$

$$\ddot{W}_o = \frac{2\pi^2 H}{T_o^2} \frac{\cosh\left(\frac{2\pi x_1}{\lambda}\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \text{sen}2\pi\left(\frac{\bar{y}_{di}}{\lambda} - \frac{t}{T_o}\right) \quad (\text{IV.32})$$

onde:

\dot{W}_o, \ddot{W}_o são as componentes horizontais da velocidades e aceleração de onda

C_m = coeficiente de inércia

C_d = coeficiente de arrasto

C_a = coeficiente de massa d'água adicionada

d = lâmina d'água

x_1 = altura submersa da colunas

\bar{y}_{di} = diferença de fase entre as diferentes colunas e diferentes flutuadores

H = altura de onda

T_o = período de onda

λ = comprimento de onda

t = tempo

IV.1.6.1.2 Força de Onda para o Flutuador, nas Direções x, y e z pela Teoria de Krylov

Componente horizontal das forças de onda sobre o flutuador (direção x e y).

Para os elementos horizontais, que compõem o flutuador, a componente horizontal das forças de onda é formada por uma parcela devida à inércia (F_{yi}) e outra devida ao arrasto (F_{yd}). A componente vertical possui apenas a parcela devida à inércia.

$$F_{oy_p} = F_{oy_i} + F_{oy_d}, \quad F_{oy_p} = F_{ox_p} \quad (\text{IV.33})$$

$$F_{oy_i} = -\frac{\pi^3}{2} \rho \frac{D^2 H}{T_o^2} (1 + C_m) \text{sen}(\alpha_1) \frac{\cosh\left(\frac{2\pi a}{\lambda}\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \text{sen}2\pi\left(\frac{t}{T_o} - \frac{\bar{y}_{di}}{\lambda}\right) \quad (\text{IV.34})$$

$$F_{oyd} = \frac{1}{2} \rho \cdot D \cdot C \cdot \text{sen} \alpha_1 \left(\frac{\pi H}{T_o} \frac{\cosh\left(\frac{2\pi}{\lambda} a\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi}{\lambda} d\right)} \cos 2\pi \left(\frac{t}{T_o} - \frac{\bar{y}_{di}}{\lambda} \right) \right) \cdot \left| \frac{\pi H}{T_o} \frac{\cosh\left(\frac{2\pi}{\lambda} a\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi}{\lambda} d\right)} \cos 2\pi \left(\frac{t}{T_o} - \frac{\bar{y}_{di}}{\lambda} \right) \right| \quad (\text{IV.35})$$

Componente vertical das forças de onda sobre o flutuador (direção z).

$$\begin{aligned} F_{ozp} &= F_{oz_i} + F_{oz_d} \\ F_{oz_d} &= 0.0 \end{aligned} \quad (\text{IV.36})$$

$$F_{ozp} = F_{oz_i} = -\frac{\pi^3}{2} \rho \frac{D^2 H}{T_o^2} (1 + C_m) \frac{\cosh\left(\frac{2\pi}{\lambda} a\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi}{\lambda} d\right)} \cos 2\pi \left(\frac{t}{T_o} - \frac{\bar{y}_{di}}{\lambda} \right) \quad (\text{IV.37})$$

onde:

a = distância do eixo dos flutuadores ao leito marinho

d = lâmina d'água

α_1 = direção de incidência das forças de onda (Figura IV.5)

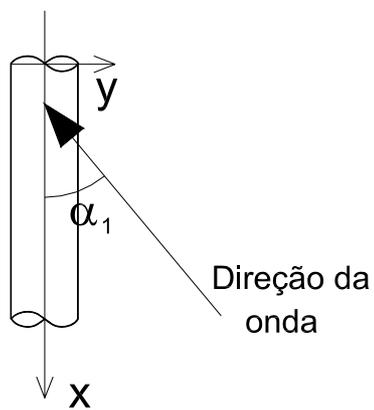
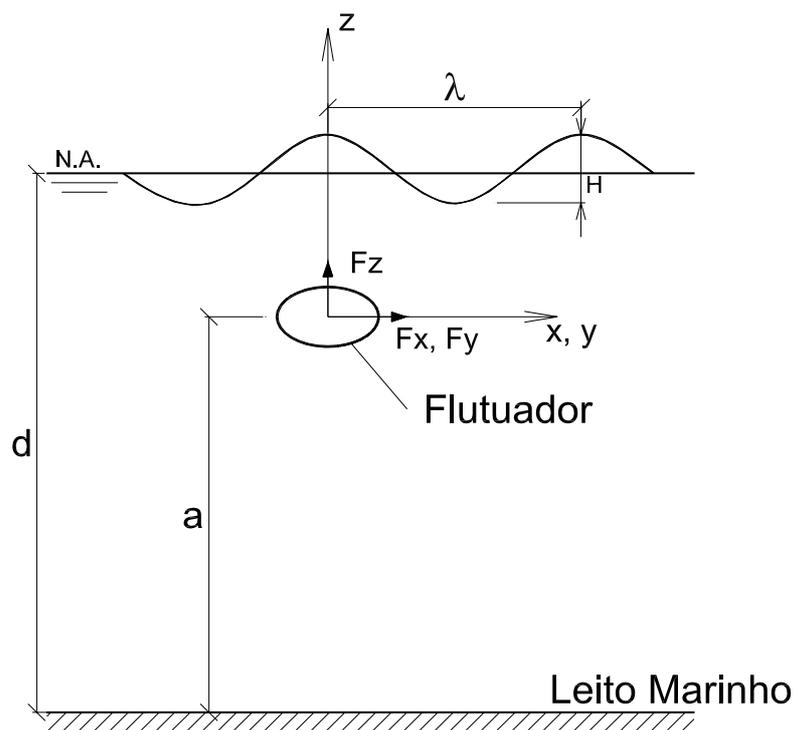


Figura IV.5 – Parâmetros e Variáveis utilizados nas expressões das componentes da Força de Onda sobre o Flutuador

IV.1.6.2 Forças de Vento e Corrente

As forças resultantes de vento e corrente foram consideradas através de suas equivalentes estáticas e têm seus valores apresentados na Tabela V.1. Ambas foram consideradas incidindo na mesma direção da força de onda para analisar a situação mais desfavorável.

Força de Vento:

A equação que representa a equivalente estática da força de vento é:

$$F_V = \frac{1}{2} \rho_{ar} \cdot C_d \cdot A_V \cdot V_V^2 \quad (IV.38)$$

onde:

ρ_{ar} = massa específica do ar

C_d = coeficiente de arrasto

A_V = área de obstrução de vento

V_V = velocidade da rajada de vento

Força de Corrente:

A equação que representa a equivalente estática da força de corrente é:

$$F_C = \frac{1}{2} \rho \cdot C_d \cdot A_{Co} \cdot V_C^2 \quad (IV.39)$$

onde:

ρ = massa específica da água

C_d = coeficiente de arrasto

A_{Co} = área de obstrução de corrente

V_C = velocidade de corrente

Vetor de Forças Externas

$$f_{ext} = [f_1, f_2, f_3, f_4, f_5, f_6]^T \quad (IV.40)$$

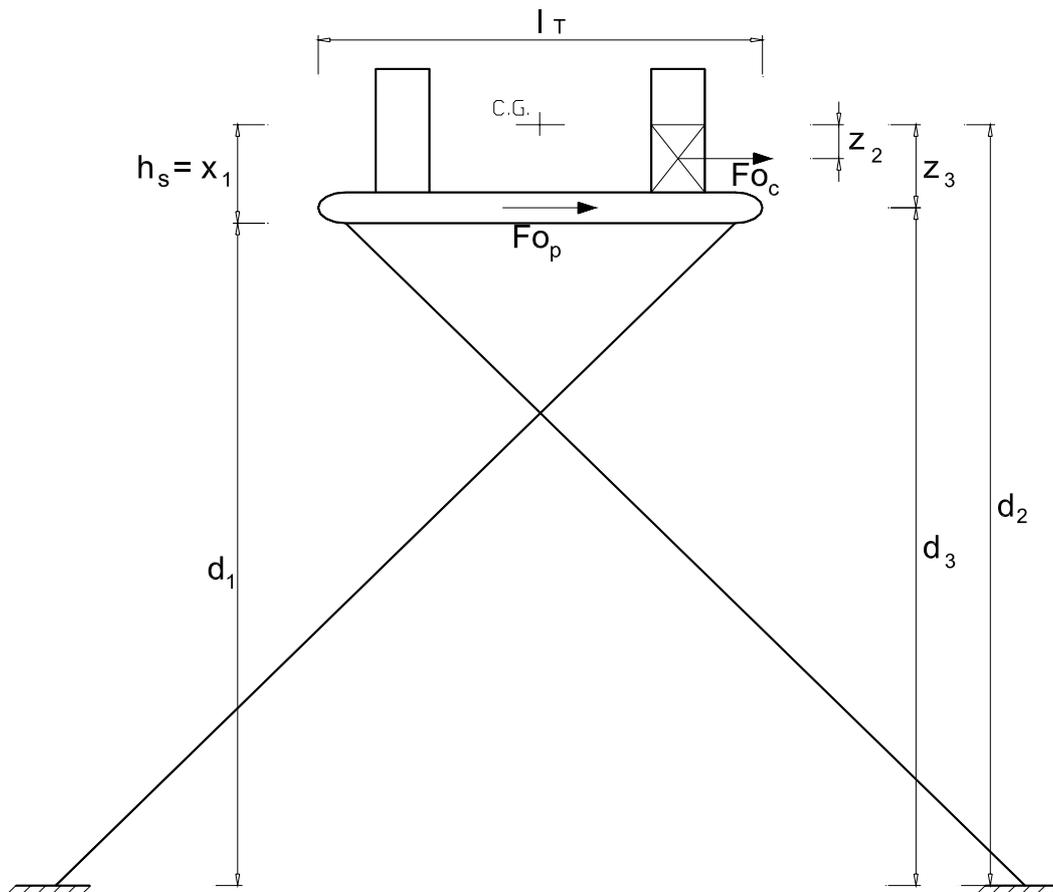
onde:

$$\begin{aligned}
 f_1 &= F_{ox} & F_{ox} &= F_{oxc} + F_{oxp} \\
 f_2 &= F_{oy} + (F_V^* + F_C^*) & F_{oy} &= F_{oyc} + F_{oyp} \\
 f_3 &= F_{oz} & F_{oz} &= F_{ozp} \\
 f_4 &= M_\theta & M_\theta &= F_{oyc} \cdot (z_2) + F_{oyp} \cdot (z_3) + F_{ozp} \cdot (l_T / 2) \\
 & & & + F_V^* \cdot d_V + F_C^* \cdot d_C \\
 f_5 &= M_\alpha & M_\alpha &= F_{oxc} \cdot (z_2) + F_{oxp} \cdot (z_3) + F_{ozp} \cdot (l_T / 2) \\
 f_6 &= M_\beta & M_\beta &= F_{oxc} \cdot (l_T / 2) + F_{oyc} \cdot (l_T / 2) \\
 & & \therefore &
 \end{aligned}$$

Obs: Os comprimentos z_2 , z_3 , e l_T são mostrados na Figura IV.6

F_V^* e F_C^* forças de vento e corrente incidindo somente na direção Y

d_V e d_C são as distâncias das resultantes F_V^* e F_C^* até o C.G.



d_1 (m)	d_2 (m)	d_3 (m)	z_2 (m)	z_3 (m)	x_1 (m)	l_T (m)
620	648	624	10	24	28	100

Figura IV.6 – Posição das Resultantes das Forças de Onda e Cotas Consideradas na Equação de Movimento

IV.2 Forma Explícita das Equações de Movimento

A seguir são apresentadas as equações de movimento, na forma explícita, para os seis graus de liberdade.

1ª Equação de Movimento – direção x (surge)

$$\begin{aligned}
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} (m_i + a_{d_{y_i}}) \right] \ddot{x} + \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(-m_i (z_{d_i} - z_0) \right) \right] \ddot{\theta} + \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(-m_i (x_{d_i} - x_0) \right) \right] \ddot{\beta} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} (q_{d_{y_i}}) \right] \dot{x} + \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(-q_{d_{y_i}} (z_{d_i} - z_0) \right) \right] \dot{\theta} + \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(-q_{d_{y_i}} (x_{d_i} - x_0) \right) \right] \dot{\beta} + \\
 & \sum_{i=1}^{col} (T_{11})x + \sum_{i=1}^{col} (T_{15})\theta + \sum_{i=1}^{col} (T_{16})\beta = \\
 & \left. \sum_{i=1}^{col} \left\{ \begin{aligned}
 & (C_m + C_a) \cdot \rho \frac{\pi D_c^2}{4} \frac{2\pi^2 H}{T_o^2} \frac{\lambda}{2\pi} \left[\frac{\sinh\left(\frac{2\pi d_2}{\lambda}\right) - \sinh\left(\frac{2\pi d_1}{\lambda}\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \right] \times \\
 & \text{sen} \left[2\pi \left(\frac{\bar{y}_{d_i}}{\lambda} - \frac{t}{T_o} + \varepsilon \right) \right] + \frac{1}{2} C_d \cdot \rho \cdot D_c \frac{\pi^2 H^2}{T_o^2} \times \\
 & \left[\frac{1}{2} \left[d_2 + \frac{\lambda}{2\pi} \sinh\left(\frac{2\pi d_2}{\lambda}\right) \cdot \cosh\left(\frac{2\pi d_2}{\lambda}\right) - d_1 - \frac{\lambda}{2\pi} \sinh\left(\frac{2\pi d_1}{\lambda}\right) \cosh\left(\frac{2\pi d_1}{\lambda}\right) \right] \right] \times \\
 & \left. \frac{\cos \left[2\pi \left(\frac{\bar{y}_{d_i}}{\lambda} - \frac{t}{T_o} + \varepsilon \right) \right]}{\sinh^2\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \right\} \times \cos \alpha_1 \right. \\
 & \left. \cos \left[2\pi \left(\frac{\bar{y}_{d_i}}{\lambda} - \frac{t}{T_o} + \varepsilon \right) \right] \cdot \cos \left[2\pi \left(\frac{\bar{y}_{d_i}}{\lambda} - \frac{t}{T_o} + \varepsilon \right) \right] \right\} \times \underbrace{\hspace{10em}}_{FO_{xc}} \\
 & \sum_{i=1}^{ponton} \left\{ \begin{aligned}
 & -\frac{\pi^3}{2} \rho \frac{D_p^2 H}{T_o^2} (1 + C_m) \cdot \cos \alpha_1 \frac{\cosh\left(\frac{2\pi d_3}{\lambda}\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \text{sen} 2\pi \left(\frac{t}{T_o} - \frac{\bar{y}_{d_i}}{\lambda} + \varepsilon \right) + \\
 & \frac{1}{2} \rho \cdot D_p \cdot C_d \cdot \cos \alpha_1 \cdot \left[\frac{\pi \cdot H}{T_o} \frac{\cosh\left(\frac{2\pi d_3}{\lambda}\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \cos 2\pi \left(\frac{t}{T_o} - \frac{\bar{y}_{d_i}}{\lambda} + \varepsilon \right) \right] \times \\
 & \left| \frac{\pi \cdot H}{T_o} \frac{\cosh\left(\frac{2\pi d_3}{\lambda}\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \cos 2\pi \left(\frac{t}{T_o} - \frac{\bar{y}_{d_i}}{\lambda} + \varepsilon \right) \right|
 \end{aligned} \right\} \cdot \underbrace{\hspace{10em}}_{CP} \underbrace{\hspace{10em}}_{FO_{xp}} \\
 & \hspace{15em} (IV.41)
 \end{aligned}$$

Obs: Os comprimentos d_1 , d_2 e d_3 são indicados na Figura IV.6

2ª Equação de Movimento – direção y (sway)

$$\begin{aligned}
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} (m_i + a_{d_{xi}}) \right] \ddot{y} + \left[\sum_{i=1}^{nel} (m_i (z_{di} - z_0) + a_{d_{yi}} (z_{di} - z_0)) \right] \ddot{\alpha} + \left[\sum_{i=1}^{nel} (-m_i (y_{di} - y_0) + a_{d_{yi}} (x_{di} - x_0)) \right] \ddot{\beta} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} (q_{d_{xi}}) \right] \dot{y} + \left[\sum_{i=1}^{nel} (q_{d_{xi}} (z_{di} - z_0) + |z_{di} - z_0|) \right] \dot{\alpha} + \left[\sum_{i=1}^{nel} (q_{d_{xi}} (y_{di} - y_0) + |y_{di} - y_0|) \right] \dot{\beta} + \\
 & \sum_{i=1}^{col} (T_{22}) y + \sum_{i=1}^{col} (T_{24}) \alpha + \sum_{i=1}^{col} (T_{26}) \beta = \\
 & \left. \sum_{i=1}^{col} \left\{ \begin{aligned} & (C_m + C_a) \cdot \rho \frac{\pi D_c^2}{4} \frac{2\pi^2 H}{T_o^2} \frac{\lambda}{2\pi} \left[\frac{\sinh\left(\frac{2\pi d_2}{\lambda}\right) - \sinh\left(\frac{2\pi d_1}{\lambda}\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \right] \times \\ & \text{sen} \left[2\pi \left(\frac{\bar{y}_{di}}{\lambda} - \frac{t}{T_o} + \varepsilon \right) \right] + \frac{1}{2} C_d \cdot \rho \cdot D_c \frac{\pi^2 H^2}{T_o^2} \times \\ & \left[\frac{1}{2} \left[d_2 + \frac{\lambda}{2\pi} \sinh\left(\frac{2\pi d_2}{\lambda}\right) \cdot \cosh\left(\frac{2\pi d_2}{\lambda}\right) - d_1 - \frac{\lambda}{2\pi} \sinh\left(\frac{2\pi d_1}{\lambda}\right) \cosh\left(\frac{2\pi d_1}{\lambda}\right) \right] \right] \times \\ & \left. \frac{\cos \left[2\pi \left(\frac{\bar{y}_{di}}{\lambda} - \frac{t}{T_o} + \varepsilon \right) \right]}{\sinh^2\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \right\} \times \cos \alpha_1 \right. \\
 & \left. \cos \left[2\pi \left(\frac{\bar{y}_{di}}{\lambda} - \frac{t}{T_o} + \varepsilon \right) \right] \cdot \cos \left[2\pi \left(\frac{\bar{y}_{di}}{\lambda} - \frac{t}{T_o} + \varepsilon \right) \right] \right\} \times \\
 & \left. \right\} \underbrace{\hspace{10em}}_{F_{O_{yc}}} \\
 & \sum_{i=1}^{pontoon} \left\{ \begin{aligned} & -\frac{\pi^3}{2} \rho \frac{D_p^2 \cdot H}{T_o^2} (1 + C_m) \cdot \text{sen} \alpha_1 \frac{\cosh\left(\frac{2\pi d_3}{\lambda}\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \text{sen} 2\pi \left(\frac{t}{T_o} - \frac{\bar{y}_{di}}{\lambda} + \varepsilon \right) + \\ & \frac{1}{2} \rho \cdot D_p \cdot C_d \cdot \text{sen} \alpha_1 \cdot \left[\frac{\pi \cdot H}{T_o} \frac{\cosh\left(\frac{2\pi d_3}{\lambda}\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \cos 2\pi \left(\frac{t}{T_o} - \frac{\bar{y}_{di}}{\lambda} + \varepsilon \right) \right] \times \\ & \left| \frac{\pi \cdot H}{T_o} \frac{\cosh\left(\frac{2\pi d_3}{\lambda}\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \cos 2\pi \left(\frac{t}{T_o} - \frac{\bar{y}_{di}}{\lambda} + \varepsilon \right) \right| \end{aligned} \right\} \cdot CP \left. \right\} F_{O_{yp}} \\
 & \tag{IV.42}
 \end{aligned}$$

3ª Equação de Movimento – direção z (heave)

$$\begin{aligned}
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} (m_i + a_{dz_i}) \right] \ddot{z} + \left[\sum_{i=1}^{nel} (m_i (z_{di} - z_0) + a_{dz_i} (y_{di} - y_0)) \right] \ddot{\alpha} + \left[\sum_{i=1}^{nel} \begin{pmatrix} -m_i (y_{di} - y_0) \\ -a_{dz_i} (x_{di} - x_0) \end{pmatrix} \right] \ddot{\theta} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} (q_{dz_i}) \right] \dot{z} + \left[\sum_{i=1}^{nel} (-q_{dz_i} (y_{di} - y_0) |y_{di} - y_0|) \right] \dot{\alpha} + [0,0] \dot{\theta} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{col} (T_{33} + R_{33}) \right] z + \left[\sum_{i=1}^{col} (T_{34} + R_{34}) \right] \alpha + \left[\sum_{i=1}^{col} (T_{35} + R_{35}) \right] \theta = \\
 & \left. - \frac{\pi^3}{2} \rho \frac{D_p^2 H}{T_o^2} (1 + C_m) \frac{\cosh\left(\frac{2\pi d_3}{\lambda}\right)}{\sinh\left(\frac{2\pi d}{\lambda}\right)} \cos 2\pi \left(\frac{t}{T_o} - \frac{\bar{y}_{di}}{\lambda} + \varepsilon \right) \times CP \right\} = F_{ozp}
 \end{aligned} \tag{IV.43}$$

4ª Equação de Movimento – direção α (roll)

$$\begin{aligned}
 & \left[\sum_{i=1}^{col} (m_i [(z_{di} - z_0)^2 + (y_{di} - y_0)^2 + (x_{di} - x_0)^2] + a_{dz_i} (y_{di} - y_0)^2 + a_{dy_i} (z_{di} - z_0)^2 + I_{yy}) + \right. \\
 & \left. \sum_{i=5}^8 (m_i [(z_{di} - z_0)^2 + (y_{di} - y_0)^2 + (x_{di} - x_0)^2] + a_{dz_i} (y_{di} - y_0)^2 + a_{dy_i} (z_{di} - z_0)^2) \right] \ddot{\alpha} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} (m_i (z_{di} - z_0) + a_{dy_i} (z_{di} - z_0)) \right] \ddot{y} + \left[\sum_{i=1}^{nel} (m_i (y_{di} - y_0) + a_{dz_i} (y_{di} - y_0)) \right] \ddot{z} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} (-m_i (x_{di} - x_0) (y_{di} - y_0) - a_{dz_i} (x_{di} - x_0) (y_{di} - y_0)) \right] \ddot{\theta} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} (-m_i (z_{di} - z_0) (x_{di} - x_0) - a_{dy_i} (z_{di} - z_0) (x_{di} - x_0)) \right] \ddot{\beta} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} (q_{dxi} |z_{di} - z_0|^3 + q_{dzi} |x_{di} - x_0|^3) \right] \dot{\alpha} + \left[\sum_{i=1}^{nel} (q_{dxi} (z_{di} - z_0) |z_{di} - z_0|) \right] \dot{y} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} (-q_{dz_i} (y_{di} - y_0) |y_{di} - y_0|) \right] \dot{z} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{col} (T_{44} + R_{44}) \right] \alpha + \left[\sum_{i=1}^{col} (T_{42}) \right] y + \left[\sum_{i=1}^{col} (T_{43} + R_{43}) \right] z = \\
 & \left[\sum_{i=1}^{col} \{F_{oyci}(z_2)\} \right] + \left[\sum_{i=5}^8 \{F_{oypi}(z_3)\} \right]
 \end{aligned} \tag{IV.44}$$

Obs: Os comprimentos z_2 e z_3 são indicados na Figura IV.6.

T_{ij} e R_{ij} são os coeficientes que compõem a matriz de rigidez do item IV.1.5.

5ª Equação de Movimento – direção θ (pitch)

$$\begin{aligned}
 & \left[\sum_{i=1}^{col} \left(m_i \left[(z_{di} - z_0)^2 + (y_{di} - y_0)^2 + (x_{di} - x_0)^2 \right] + a_{dx_i} (z_{di} - z_0)^2 + a_{dz_i} (x_{di} - x_0)^2 \right) + \right. \\
 & \left. \sum_{i=5}^8 \left(m_i \left[(z_{di} - z_0)^2 + (y_{di} - y_0)^2 + (x_{di} - x_0)^2 \right] + a_{dx_i} (z_{di} - z_0)^2 + a_{dz_i} (x_{di} - x_0)^2 + I_{yy} \right) \right] \ddot{\theta} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(-m_i (z_{di} - z_0) - a_{dx_i} (z_{di} - z_0) \right) \right] \dot{x} + \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(-m_i (y_{di} - y_0) - a_{dz_i} (x_{di} - x_0) \right) \right] \dot{z} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(-m_i (x_{di} - x_0) (y_{di} - y_0) - a_{dz_i} (x_{di} - x_0) (y_{di} - y_0) \right) \right] \ddot{\alpha} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(-m_i (z_{di} - z_0) (y_{di} - y_0) - a_{dy_i} (z_{di} - z_0) (y_{di} - y_0) \right) \right] \ddot{\beta} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(q_{dy_i} |z_{di} - z_0|^3 + q_{dz_i} |y_{di} - y_0|^3 \right) \right] \dot{\theta} + \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(-q_{dy_i} (z_{di} - z_0) |z_{di} - z_0| \right) \right] \dot{x} + \\
 & [0,0] \dot{z} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{col} (T_{55} + R_{55}) \right] \theta + \left[\sum_{i=1}^{col} (T_{51}) \right] x + \left[\sum_{i=1}^{col} (T_{53} + R_{53}) \right] z + \left[\sum_{i=1}^{col} (T_{54}) \right] \alpha = \\
 & \left[\sum_{i=1}^{col} \{F_{oxc_i}(z_2)\} \right] + \left[\sum_{i=5}^8 \{F_{oxp_i}(z_3)\} \right]
 \end{aligned} \tag{IV.45}$$

6ª Equação de Movimento – direção β (yaw)

$$\begin{aligned}
 & \left[\sum_{i=1,5,7} \left(m_i \left[(z_{di} - z_0)^2 + (y_{di} - y_0)^2 + (x_{di} - x_0)^2 \right] + a_{dx_i} (y_{di} - y_0)^2 + a_{dy_i} (x_{di} - x_0)^2 + I_{zz} \right) + \right. \\
 & \left. \sum_{i=6,8} \left(m_i \left[(z_{di} - z_0)^2 + (y_{di} - y_0)^2 + (x_{di} - x_0)^2 \right] + a_{dx_i} (y_{di} - y_0)^2 + a_{dy_i} (x_{di} - x_0)^2 \right) \right] \ddot{\beta} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(-m_i (x_{di} - x_0) + a_{dy_i} (x_{di} - x_0) \right) \right] \dot{x} + \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(-m_i (y_{di} - y_0) - a_{dx_i} (y_{di} - y_0) \right) \right] \dot{y} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(m_i (x_{di} - x_0) (z_{di} - z_0) \right) \right] \ddot{\alpha} + \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(m_i (x_{di} - x_0) (z_{di} - z_0) \right) \right] \ddot{\theta} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(q_{dy_i} |x_{di} - x_0|^3 + q_{dx_i} |y_{di} - y_0|^3 \right) \right] \dot{\beta} + \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(-q_{dy_i} (x_{di} - x_0) \right) \right] \dot{x} + \left[\sum_{i=1}^{nel} \left(-q_{dx_i} (y_{di} - y_0) \right) \right] \dot{y} + \\
 & \left[\sum_{i=1}^{col} (T_{66}) \right] \beta + \left[\sum_{i=1}^{col} (T_{61}) \right] x + \left[\sum_{i=1}^{col} (T_{62}) \right] y = \\
 & \left\{ F_{oxc1} + F_{oxc4} + F_{oxp8} \right\} l_T / 2 - \left\{ F_{oxc2} + F_{oxc3} + F_{oxp6} \right\} l_T / 2 + \\
 & \left\{ F_{oyc1} + F_{oyc2} + F_{oyp5} \right\} l_T / 2 - \left\{ F_{oyc3} + F_{oyc4} + F_{oyp7} \right\} l_T / 2
 \end{aligned} \tag{IV.46}$$

onde:

$a_{d_{xi}}, a_{d_{yi}}, a_{d_{zi}}$ = massa adicionada por elemento

C_a = coeficiente de massa d'água adicionada ($C_a = C_m - 1$)

C_m = coeficiente de inércia

C_d = coeficiente de arrasto

CP = comprimento dos flutuadores

D_p = diâmetro externo dos flutuadores

D_c = diâmetro das colunas

d = lâmina d'água

$F_{o_{xc}}, F_{o_{yc}}$ = forças de onda sobre as colunas nas direções x e y

$F_{o_{xp}}, F_{o_{yp}}, F_{o_{zp}}$ = força de onda sobre os flutuadores nas direções x, y e z

F_v e F_c = forças de vento e corrente

H = altura de onda

l_T = comprimento lateral do casco (Figura IV.6)

m_i = massa por elemento

nel = numero de elementos que compões o casco da plataforma (Figura IV.2)

q_{dx}, q_{dy}, q_{dz} = coeficientes de amortecimento hidrodinâmico

T_o = período de onda

t = tempo

x, \dot{x}, \ddot{x} = deslocamento, velocidade e aceleração nas direção x (*surge*)

x_T, y_T, z_T = coordenadas do topo dos tendões nas direções x, y e z

x_{di}, y_{di}, z_{di} = coordenadas do centro de cada elemento em relação à origem do sistema de eixos

x_0, y_0, z_0 = são as coordenadas do centro de gravidade da plataforma

y, \dot{y}, \ddot{y} = deslocamento, velocidade e aceleração na direção y (*sway*)

\bar{y}_{di} = diferença de fase entre as diferentes colunas e diferentes flutuadores

z, \dot{z}, \ddot{z} = deslocamento, velocidade e aceleração na direção z (*heave*)

z_2, z_3 = comprimentos submersos (Figura IV.6)

α_1 = direção de incidência das forças de onda

$\alpha, \dot{\alpha}, \ddot{\alpha}$ = deslocamento, velocidade e aceleração na direção α (*roll*)

$\beta, \dot{\beta}, \ddot{\beta}$ = deslocamento, velocidade e aceleração na direção β (*yaw*)

λ = comprimento de onda

ρ = massa específica da água

$\theta, \dot{\theta}, \ddot{\theta}$ = deslocamento, velocidade e aceleração na direção θ (*pitch*)

IV.3 Determinação dos Esforços nos Cabos de Ancoragem

Os esforços nos cabos de ancoragem são calculados pela soma dos esforços devido ao esticamento / encurtamento dos cabos, com a tração inicial imposta pela flutuação da plataforma. A expressão usada para este cálculo é:

$$F_{cabo} = TR + EA_{cabo} \cdot \frac{\Delta L}{L} \quad (IV.47)$$

onde:

F_{cabo} = força axial nos cabos de ancoragem

A_{cabo} = área da seção transversal do cabo

TR = tração inicial nos cabos de ancoragem

E = módulo de elasticidade do material que compõe o cabo

ΔL = variação de comprimento do cabo

L = comprimento inicial dos cabos

Como os cabos são inclinados no espaço, houve a necessidade de se trabalhar com os cossenos diretores de cada um deles. Para o cálculo do ΔL , a expressão utilizada foi:

$$\Delta L_i = \left\{ \sqrt{(V_{1i} + L \cos x_i)^2 + (V_{2i} + L \cos y_i)^2 + [V_{3i} + V_{4i}(y_{Ti} - y_0) - V_{5i}(x_{Ti} - x_0) + L \cdot \cos z_i]^2} \right\} - L \quad (IV.48)$$

onde:

V_{1i}, V_{2i}, V_{3i} = translações do topo de cada cabo em x, y, e z

V_{4i}, V_{5i} = rotações do topo de cada cabo em torno de x e y

L = comprimento inicial dos cabos

$\cos x_i, \cos y_i, \cos z_i$ = cossenos diretores dos cabos em x, y e z

x_{Ti}, y_{Ti} = coordenadas x e y do topo dos cabos

x_0, y_0 = coordenadas x e y do centro de gravidade da plataforma

Os cabos devem ser dimensionados de modo que as forças nos mesmos (eq. IV.47) sejam sempre de tração e valor menor do que a força limite, já considerados os coeficientes de segurança.

Capítulo V

Análise Aleatória no Domínio do Tempo

V.1 Introdução

O enfoque para se considerar as ações ambientais devidas às cargas de ondas é a utilização de espectros de mar. É mais adequado escolher-se um espectro modelo que represente uma distribuição de densidade de ondas característico de uma determinada região geográfica, baseado nas condições meteorológicas. Na verdade, há uma grande variedade de espectros de densidade de energia de onda e de parâmetros que afetam estes espectros, na forma de modelos matemáticos.

O modelo adotado para a plataforma foi um modelo tridimensional para a análise do movimento da plataforma descrito por seis graus de liberdade (vide equações do movimento – item IV.2).

Estudou-se o comportamento dinâmico da plataforma a partir de uma análise aleatória no domínio do tempo, na qual o mar foi simulado a partir de um espectro de mar típico da Baía de Campos. Este espectro foi transformado em carga de onda no tempo, utilizando-se a Fórmula de Morison e a Teoria de Airy.

V.2 Espectros de Mar Utilizados nas Análises

As análises foram feitas utilizando-se um espectro de mar, o ISSC – *Pierson Moskowitz Modificado* (1964), que é o mais utilizado para se representar um estado de mar da costa brasileira. Este espectro está baseado em dois parâmetros (Altura significativa H_s ; período de zeros ascendentes T_z) cujos valores são demonstrados na Tabela V.2.

Em CHAKRABARTI (1990), o espectro ISSC, mostrado na Figura V.1, é apresentado como sendo derivado do espectro de *Bretshneider* e é dado por:

$$S(f_n) = 0,1107(H_s)^2 \frac{f^4}{f_n^5} e^{-0,4427(f/f_n)^4} \quad (V.1)$$

onde:

$$f = 1,296 \cdot f_o \quad \therefore \quad f_o = \frac{1}{T_z} \quad \Rightarrow \quad f = 1,296 \cdot \frac{1}{T_z}$$

$$f_n = f_{n-1} + \Delta_f$$

n = n° de divisões do espectro (NDE)

T_z = Período de zeros ascendentes

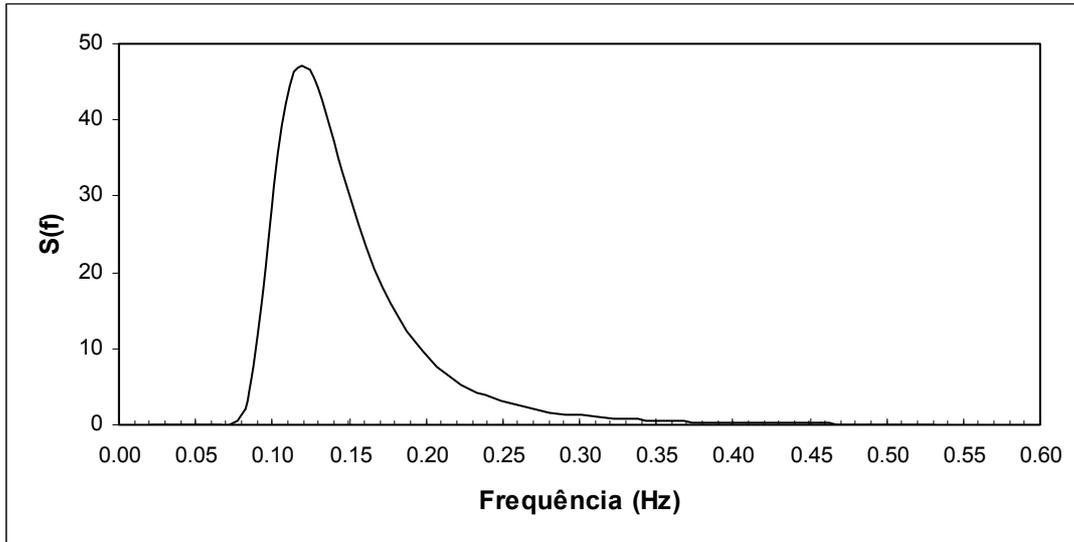


Figura V.1 – Espectro ISSC

Trabalhando-se com o espectro subdividido em faixas de freqüências, obtém-se a história no tempo destas elevações.

$$\eta(x,t) = \sqrt{2} \sum_{n=1}^{NDE} \sqrt{S_n(f_n) \Delta_f} \cos(2\pi f_n t + \varphi_n) \quad (V.2)$$

onde:

Δf = intervalo de freqüência

f_f = 0,30 Hz (freq. final)

f_i = 0,05 Hz (freq. inicial)

φ = ângulo de fase aleatório

NDE = número de subdivisões do espectro, considerado neste trabalho igual a 50.

O ângulo de fase varia aleatoriamente de 0 a 2π e é gerado por uma rotina que foi implementada ao programa, para a geração de números randômicos. A cada

instante de tempo é feita a divisão do espectro e o somatório ao longo da banda selecionada.

Os parâmetros relativos à altura, período e comprimento de onda, equações (V.3), (V.4) e (V.5), foram calculados ao longo da faixa do espectro selecionada onde havia maior concentração de energia. O comprimento de onda, eq. (V.5) foi calculado iterativamente.

$$H_n = 2\sqrt{2 \cdot S(f_n) \cdot \Delta_f} \quad (V.3)$$

$$T_n = \frac{1}{f_n} \quad \therefore \quad f_n = f_{n-1} + \Delta_f \quad (V.4)$$

$$\lambda_n = \frac{g \cdot T_n^2}{2\pi} \operatorname{tgh}\left(\frac{2\pi d}{\lambda_n}\right) \quad (V.5)$$

V.3 Forças de Vento e Corrente

As forças de vento e corrente foram inseridas na mesma direção de incidência das ondas criando a situação mais desfavorável. No cálculo da força de vento (eq. IV.38), a velocidade da rajada de vento utilizada foi de 33,52 m/s e a área de obstrução de 840 m².

Para a força de corrente foi adotado um perfil simplificado variando linearmente até o fundo do mar, sendo seu valor máximo na linha d'água de 1,68 m/s e zero no leito marinho. A Tabela V.1 apresenta as forças de vento e corrente utilizadas nas análises no domínio do tempo tanto para o cabo de aço, quanto para o cabo de poliéster.

Os coeficientes de arrasto (C_d) utilizados para os elementos que compõem a plataforma foram diferentes devido à geometria diferenciada de cada uma das partes da plataforma. A Figura V.2 apresenta os coeficientes de arrasto utilizados para cada elemento da plataforma.

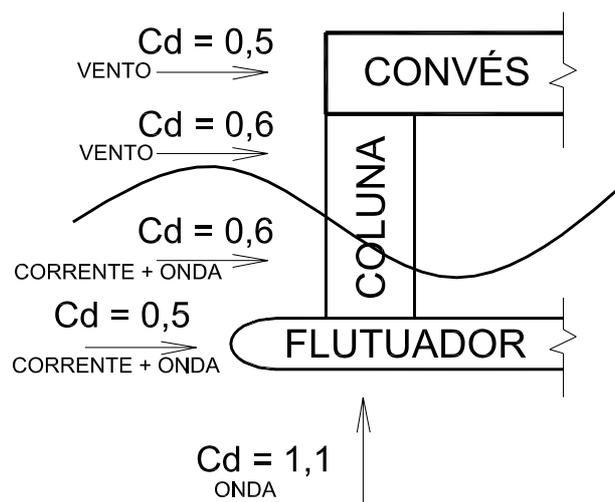


Figura V.2 – Coeficientes de Arrasto Utilizados no Modelo para os Diversos Tipos de Elementos

Tabela V.1 – Valores das Forças de Vento e Corrente para as Concepções com cabos de Aço e Poliéster

	Poliéster e Aço
Força de Vento	544,41 kN
Força de Corrente	1285,96 kN

V.4 Respostas do Sistema

A plataforma foi analisada para ondas com períodos de retorno de 1, 10, 30, 50 e 100 anos, todas na direção sudeste, a qual ocorrem as maiores alturas. A Tabela V.2 apresenta os dados de mar para as análises. Os coeficientes de inércia $C_m = 1,0$ e de arrasto (vide Figura V.2) foram utilizados na simulação da ação de ondas.

Tabela V.2 – Estados de Mar Utilizados

Casos analisados	Direção	Altura significativa H_s (m)	Período de zeros ascendentes T_z (s)	Período de Retorno (anos)
Mar 1	sudeste	5,1	7,9	1
Mar 2	sudeste	6,3	8,5	10
Mar 3	sudeste	7,0	8,8	30
Mar 4	sudeste	7,2	9,0	50
Mar 5	sudeste	7,6	9,2	100

Como as forças de onda, vento e corrente foram inseridas todas na mesma direção (direção Y) para simular a situação mais desfavorável, os movimentos que apresentaram respostas relevantes foram as translações em Z (*heave*) e Y (*sway*) e a rotação em torno do eixo X (*roll*).

A seguir são apresentadas as respostas no tempo em termos de deslocamento e tração nos cabos para as duas concepções da estrutura: com cabos de aço e de poliéster.

V.4.1 Esforços Axiais nas Linhas de Ancoragem X Tempo – Cabos de Aço

A Figura V.3 apresenta a variação da força de tração nos cabos de ancoragem para a concepção da plataforma com cabos de aço, considerando o estado de mar mais desfavorável (mar 5) e ângulo de incidência de onda $\alpha = 90^\circ$.

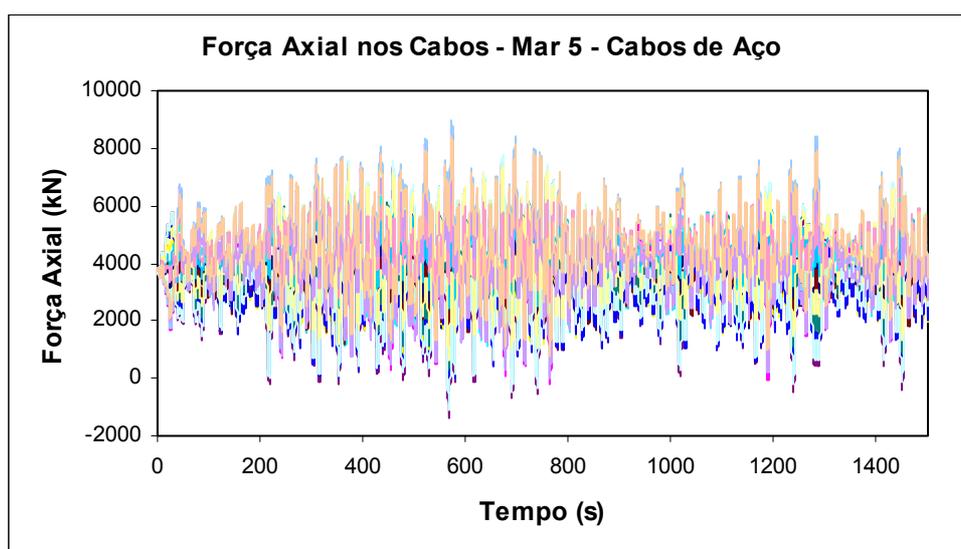


Figura V.3 – Esforços Axiais nos 16 Cabos de Ancoragem para a Condição de Mar 05 com Cabos de Aço

Como citado no Capítulo III, o estudo com os cabos de aço não apresentou resultados viáveis. Com uma lâmina d'água de 648 metros, o peso próprio dos cabos já causa uma tração considerável nos mesmos, deixando uma margem muito pequena para os esforços causados pelas ações dinâmicas. O módulo de elasticidade elevado do aço também o torna muito sensível a variações no seu comprimento, fazendo com que os esforços devidos à tração, aumentem muito com pequenos deslocamentos.

Pode-se observar na Figura V.3 que ocorrem valores negativos. Isto significa que houve um afrouxamento nos cabos que venceu a tração inicial imposta pelo empuxo. Este encurtamento nos cabos não causa compressão, como sugere a figura acima, pois os cabos não admitem compressão. O que ocorre é a formação de uma catenária incompleta que sempre traciona os cabos com seu peso próprio. Para uma análise mais apurada da situação é necessário fazer o uso da não linearidade geométrica, que não foi o objetivo deste trabalho.

V.4.2 Deslocamento da Plataforma X Tempo – Cabos de Aço

A Figura V.4 e a Figura V.5 apresentam as respostas da estrutura para deslocamentos *sway* e *heave* e para rotação *roll* obtidas na análise descrita anteriormente. Os demais graus de liberdade não são excitados para este ângulo de incidência da força de onda.

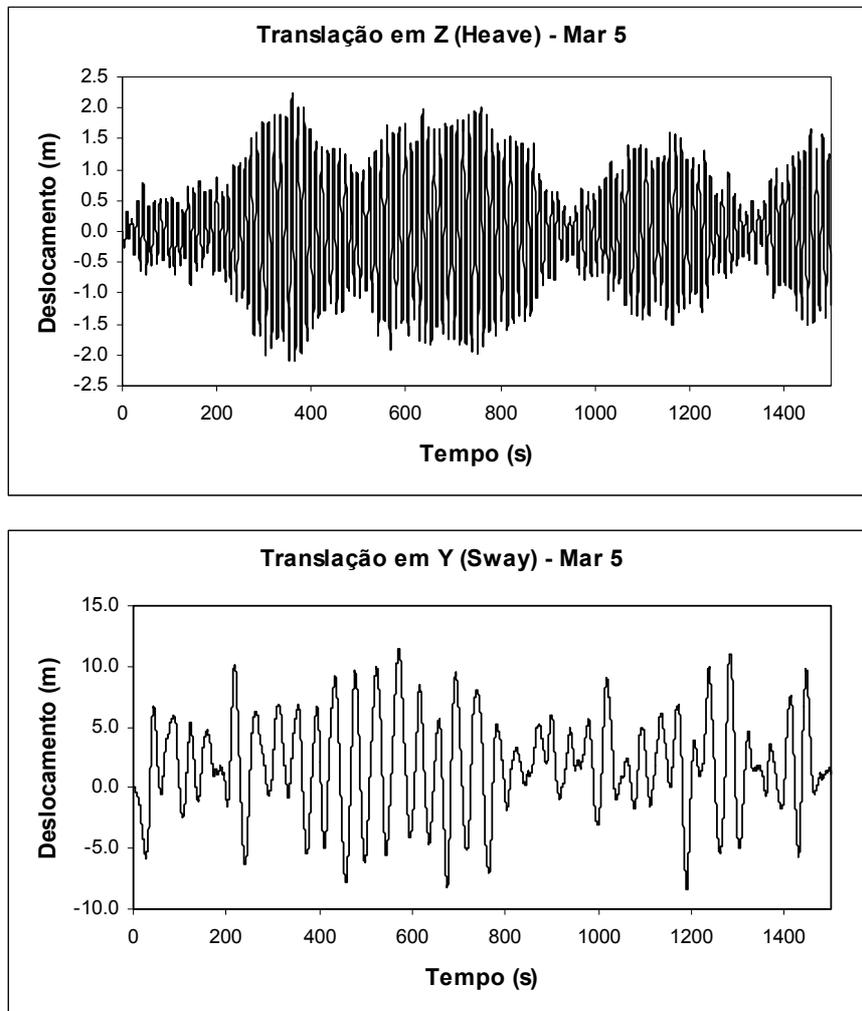


Figura V.4 - Movimentos de *Heave* e *Sway* da Plataforma com Cabos de Aço para a Condição de Mar 05

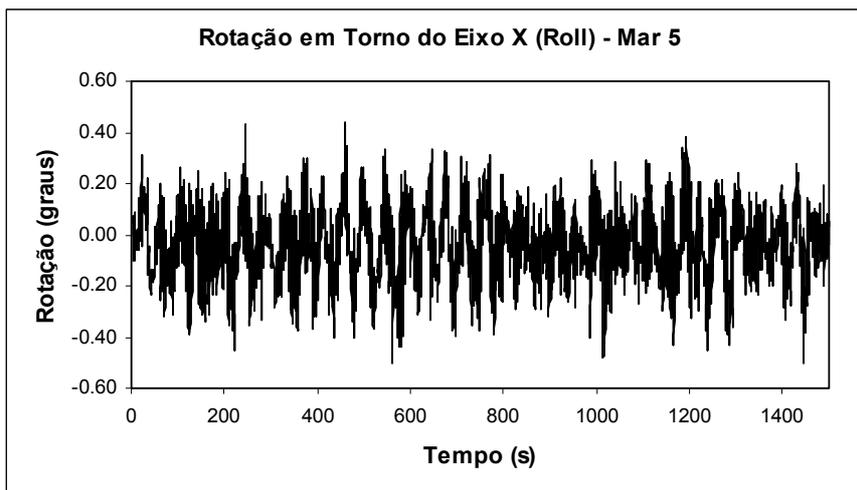


Figura V.5 - Movimento de *roll* da Plataforma com Cabos de Aço para a Condição de Mar 05

Pode-se observar na Figura V.4 e na Figura V.5 que, apesar da resposta desfavorável da tração do cabo, os deslocamentos apresentaram valores relativamente pequenos, demonstrando a boa rigidez desta concepção de plataforma.

V.4.3 Esforços Axiais nas Linhas de Ancoragem X Tempo – Cabos de Poliéster

A Figura V.6, Figura V.7 e Figura V.8 apresentam a variação da tração nos cabos para a concepção da plataforma com cabos de poliéster para todas as condições de mar e ângulo de incidência $\alpha = 90^\circ$.

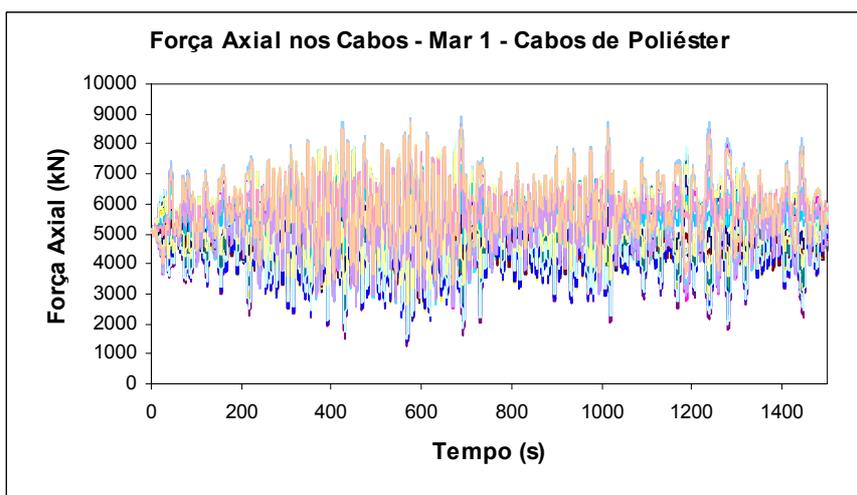


Figura V.6 - Esforços Axiais nos Cabos de Ancoragem para a Condição de Mar 01 para o Cabo de Poliéster

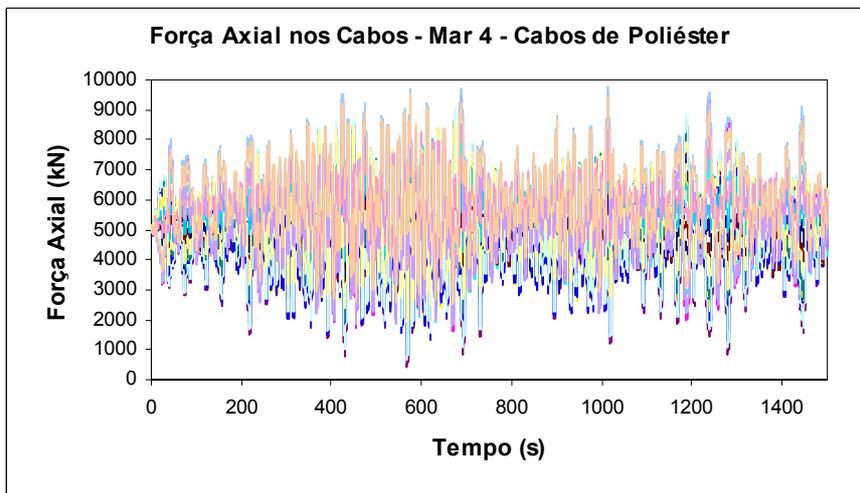
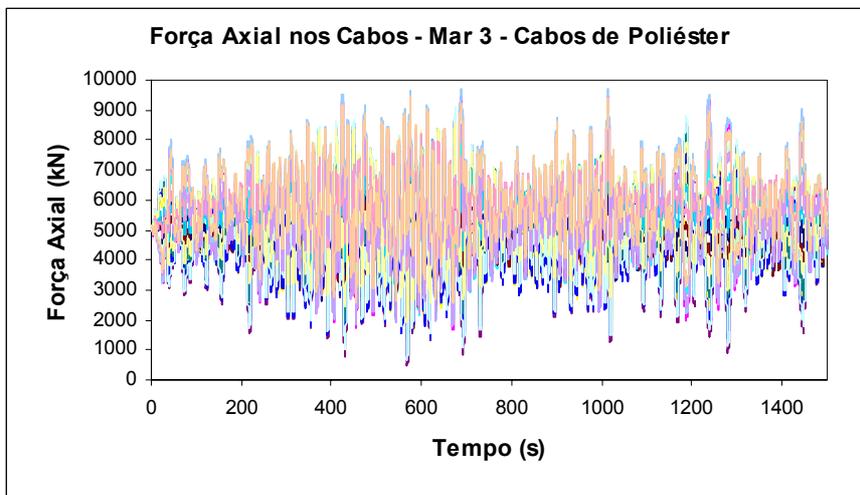
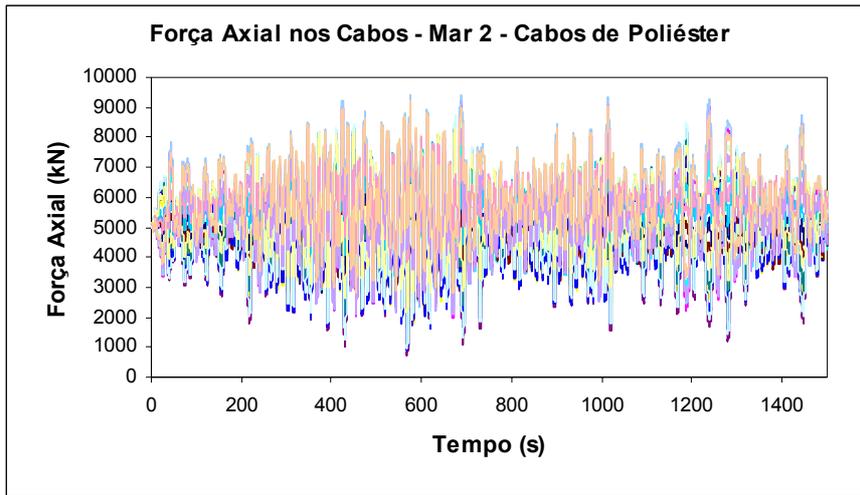


Figura V.7 – Esforços Axiais nos Cabos de Ancoragem para as condições de mar de 02 à 04 para o Cabo de Poliéster

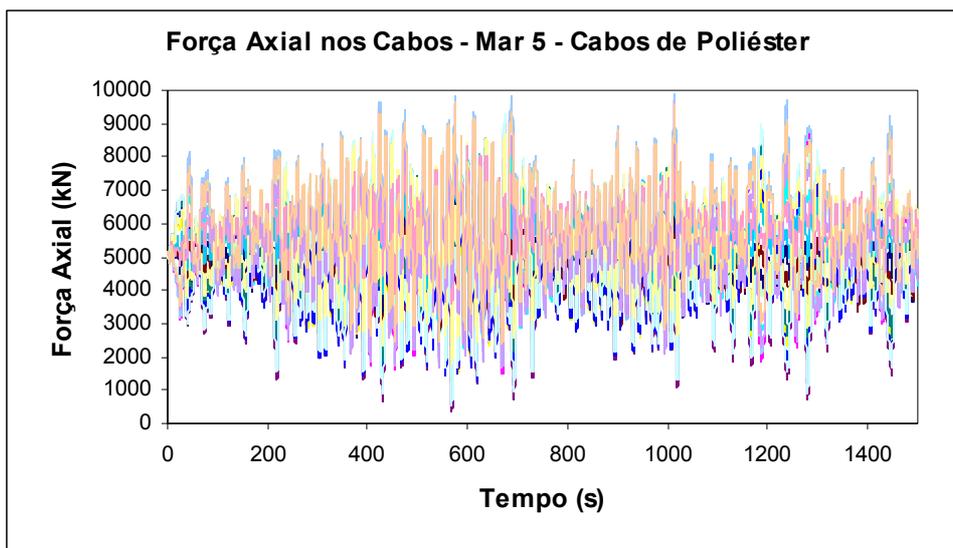


Figura V.8 – Esforços Axiais nos Cabos de Ancoragem para a Condição de Mar 05 para o Cabo de Poliéster

A Tabela V.3 apresenta os valores máximos e mínimos da tração nos cabos para as cinco condições de mar consideradas. Pode-se observar nesta tabela que para todas as condições de mar analisadas, nenhum cabo ficou distensionado (esforço axial negativo) e que os valores máximos de tração não ultrapassaram o valor limite ($F_{lim} = F_u / C_s = 10.887,0$ kN).

Tabela V.3 – Valores Máximos e Mínimos da Tração nos Cabos de Ancoragem para os Estados de Mar analisados com Cabos de Poliéster

	Tração no Cabos (kN)				
	Mar 01	Mar 02	Mar 03	Mar 04	Mar 05
Máxima	8926,87	9428,30	9687,88	9745,21	9906,87
Mínima	1259,58	727,71	456,17	443,55	329,61

V.4.4 Deslocamento da Plataforma X Tempo – Com Amarras de Poliéster

Da Figura V.9 até a Figura V.13 estão apresentados os deslocamentos *sway* e *heave* e a rotação *roll* para a concepção da plataforma com cabos de poliéster submetida a todas condições de mar consideradas e ângulo de incidência de onda $\alpha = 90^\circ$.

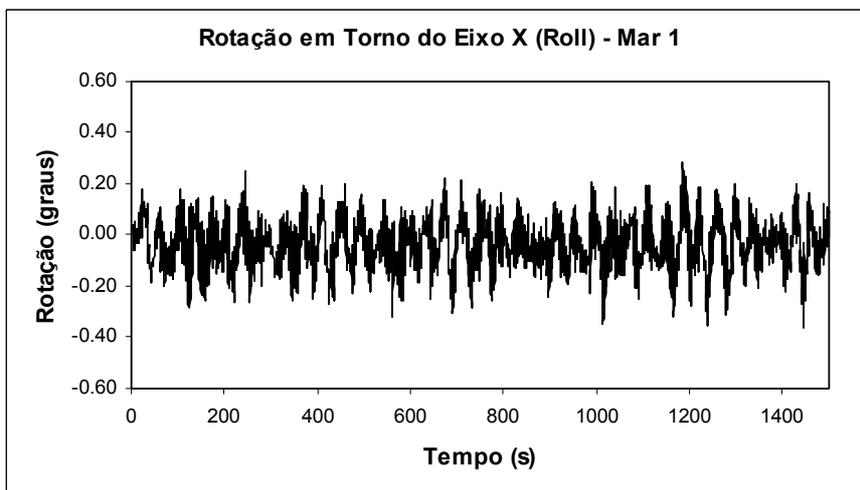
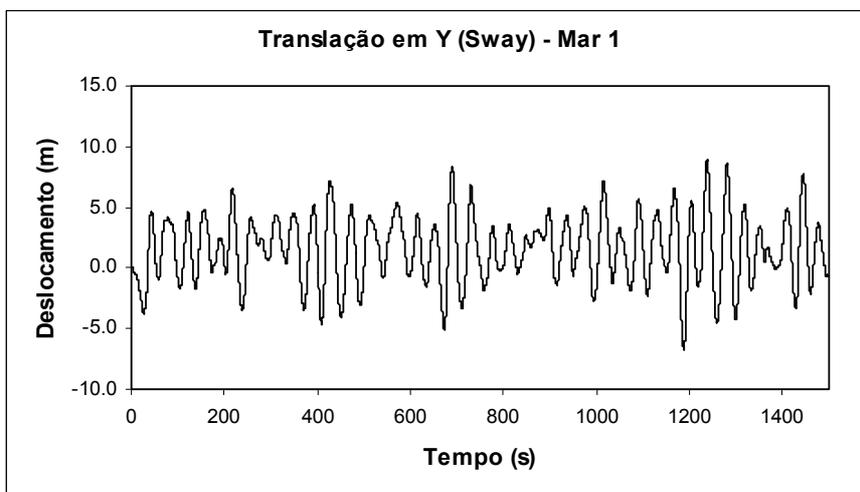
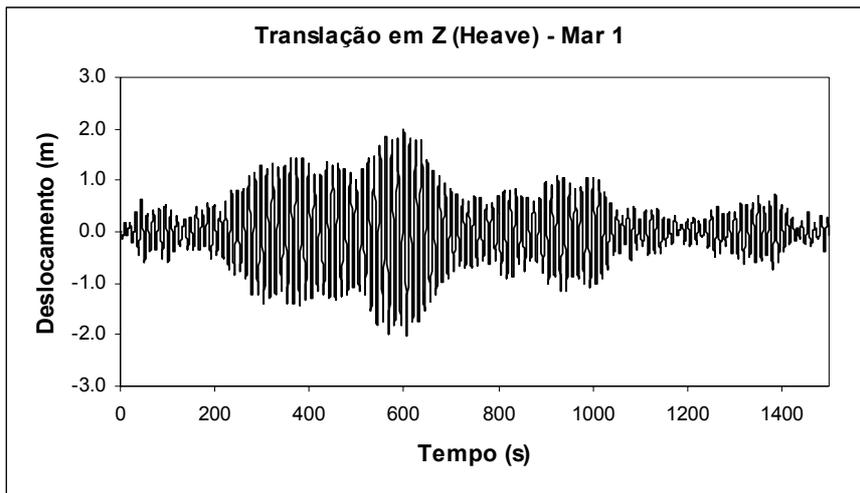


Figura V.9 – Movimentos de *Heave*, *Sway* e *Roll* da Plataforma com Cabos de Poliéster para a Condição de Mar 01

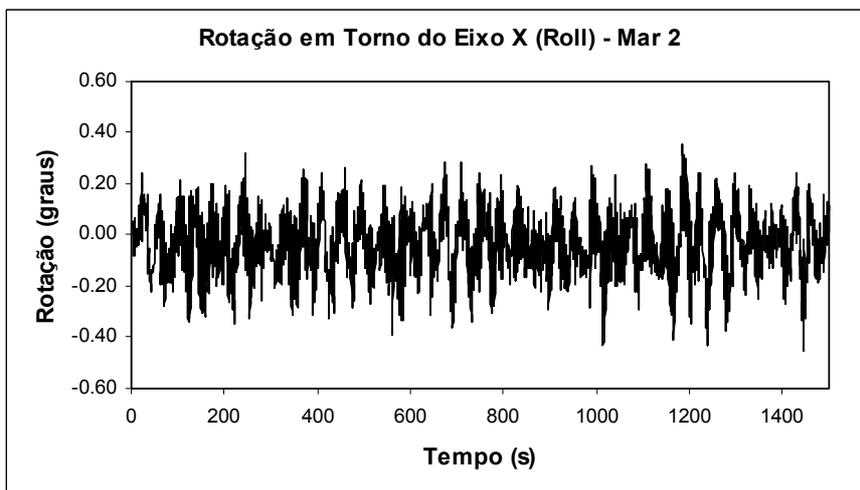
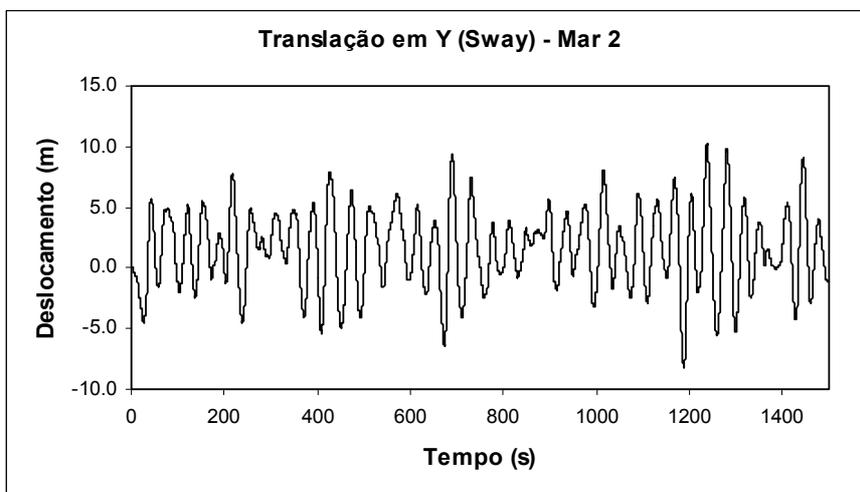
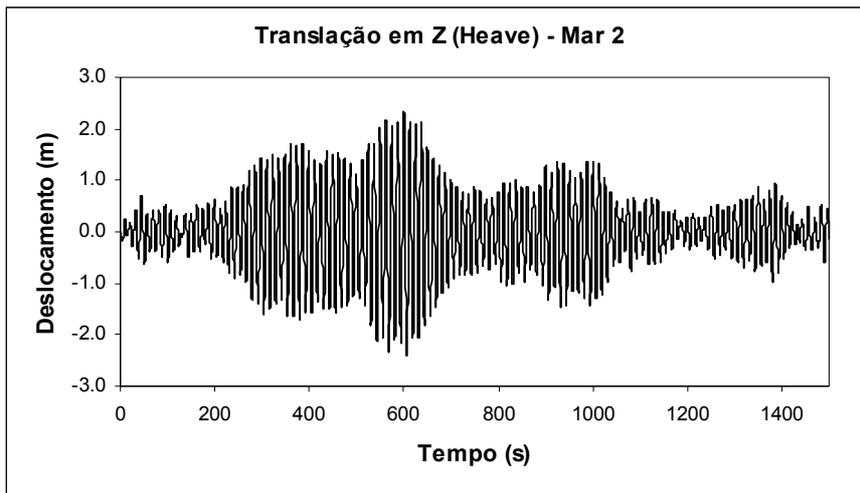


Figura V.10 – Movimentos de *Heave*, *Sway* e *Roll* da Plataforma com Cabos de Poliéster para a Condição de Mar 02

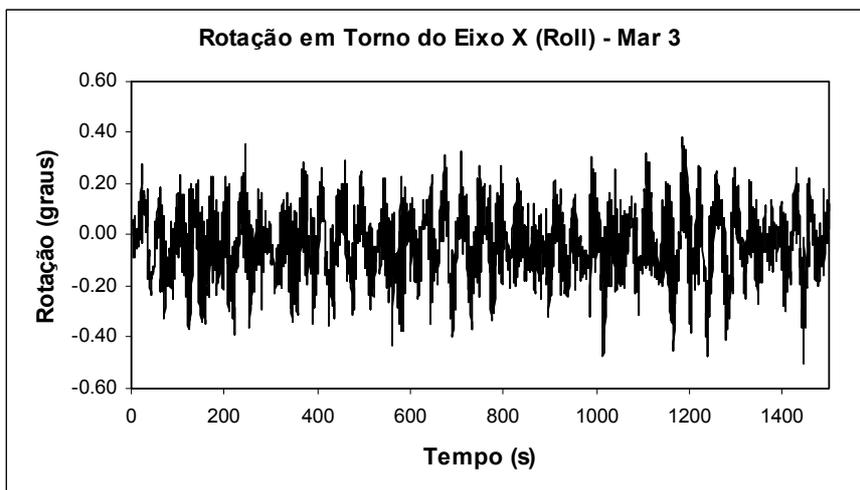
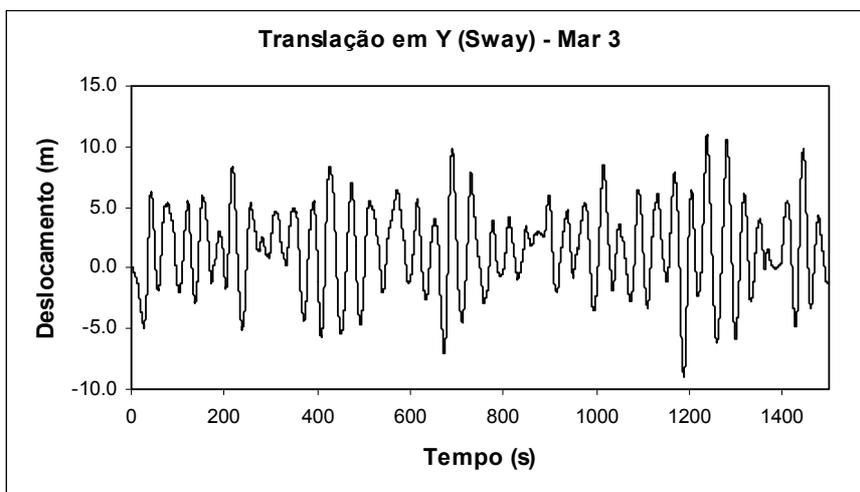
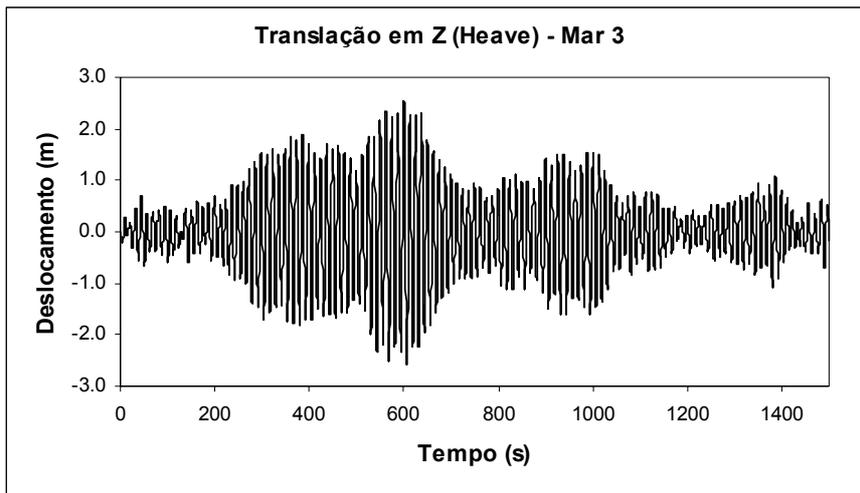


Figura V.11 – Movimentos de *Heave*, *Sway* e *Roll* da Plataforma com Cabos de Poliéster para a Condição de Mar 03

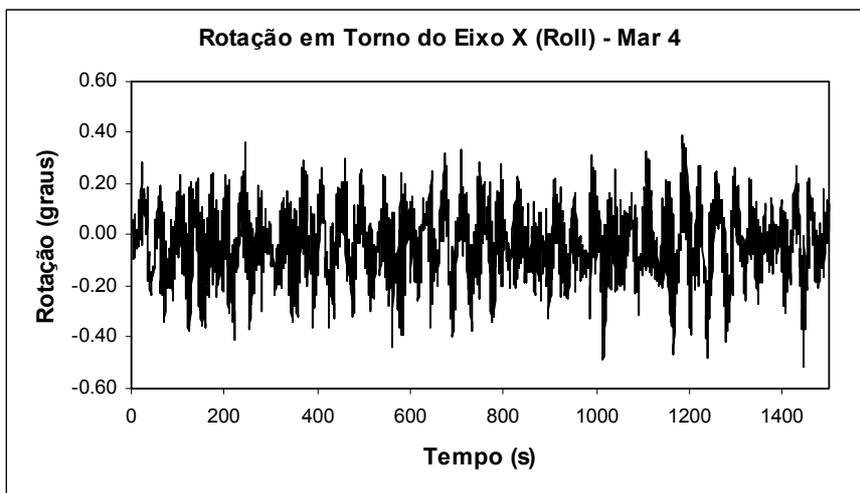
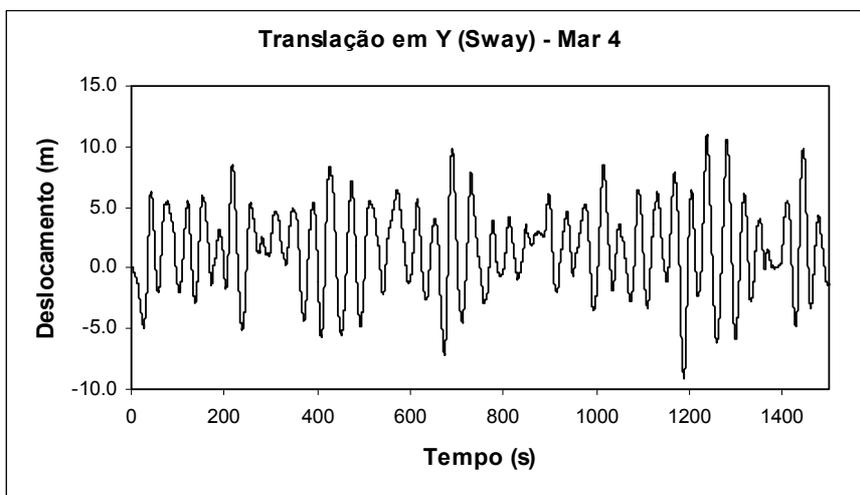
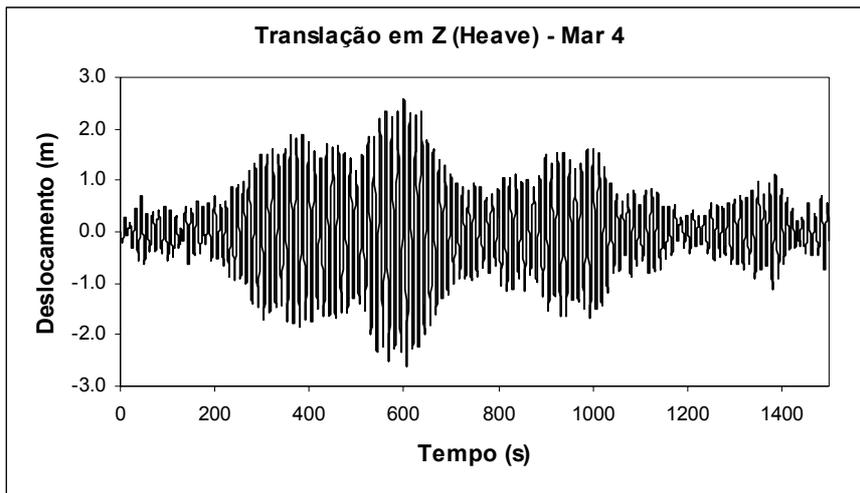


Figura V.12 – Movimentos de *Heave*, *Sway* e *Roll* da Plataforma com Cabos de Poliéster para a Condição de Mar 04

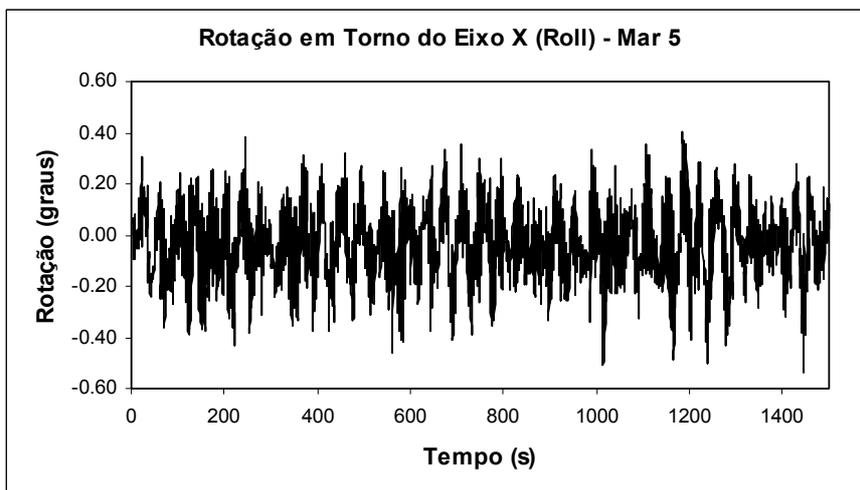
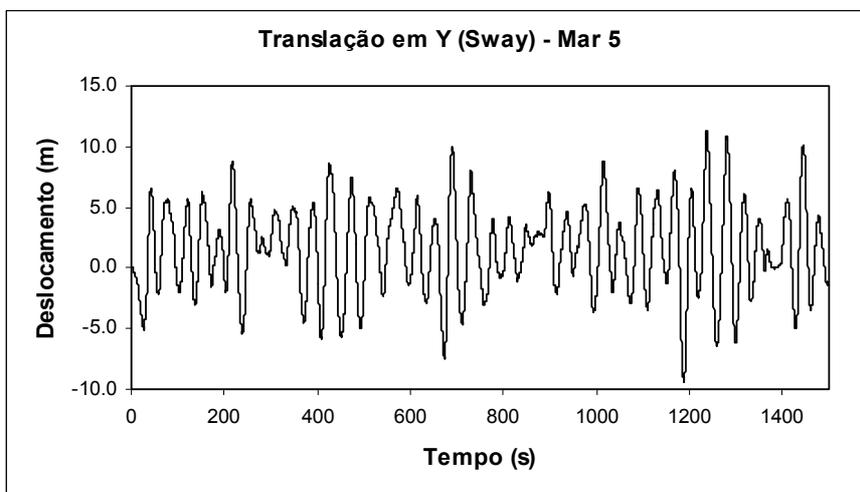
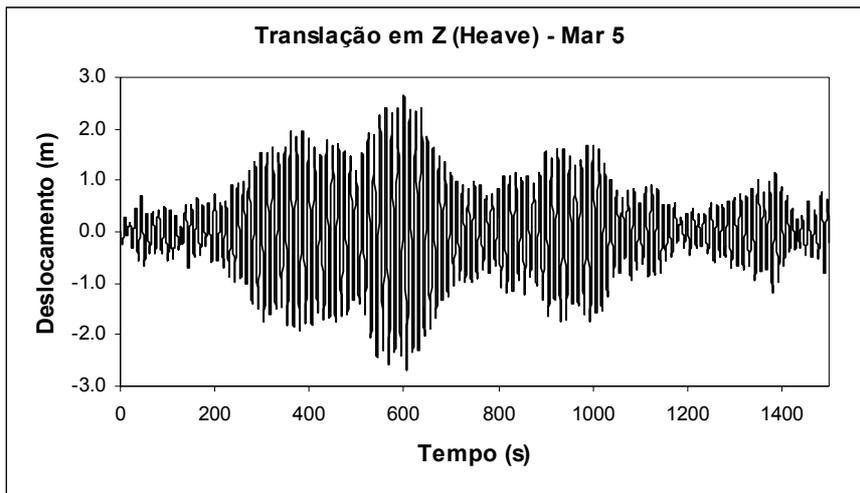


Figura V.13 – Movimentos de *Heave*, *Sway* e *Roll* da Plataforma com Cabos de Poliéster para a Condição de Mar 05

A Tabela V.4 apresenta os valores máximos dos deslocamentos sway e heave e da rotação roll para a plataforma com cabos de poliéster sob a ação de todas as condições de mar analisadas. São também apresentados nesta tabela os valores máximos destas mesmas grandezas obtidos para a plataforma com cabos de aço submetida à condição de mar 05.

Os resultados dos deslocamentos foram como esperado. A plataforma obteve um comportamento situado entre os movimentos de uma TLP e uma semi-submersível com amarras em catenária. O movimento na direção de *heave* apresentou uma rigidez considerável que fez com que a amplitude do movimento ficasse dentro de seis metros (3,0 metros para cima e 3,0 metros para baixo). O deslocamento em *sway* se mostrou muito satisfatório, tendo em vista que um grande deslocamento lateral impossibilita a utilização de *risers* rígidos e o ângulo entre o eixo vertical e os *risers* não deve ultrapassar os 10°, ficando o caso em estudo com 1,0° de inclinação.

Comparando-se os resultados obtidos para as duas concepções da plataforma, com cabos de aço e de poliéster, submetidas à condição de mar 05, pode-se observar que ambas apresentam comportamento, em termos de deformação, dentro dos valores aceitáveis.

A análise mais apurada dos resultados e a comparação com demais resultados se encontra no capítulo VI.

Tabela V.4 – Valores Máximos dos Deslocamentos sway e heave e da Rotação roll para a Plataforma com Cabos de Poliéster e de Aço

	Plataforma com cabos de :					
	Poliéster					Aço
	mar 1	mar 2	mar 3	mar 4	mar 5	mar 5
Heave (m)	2,02	2,39	2,59	2,61	2,70	2,23
Sway (m)	8,91	10,26	10,94	11,01	11,31	11,45
Roll (graus)	0,36	0,45	0,50	0,51	0,54	0,50

Para este trabalho adotou-se a utilização da matriz de rigidez elástica extraída do modelo de elementos finitos, pois nela foi considerada a não linearidade geométrica dos cabos.

A seguir na Figura V.14 e Figura V.15 são apresentados os resultados obtidos com o modelo da HTLP com cabos de poliéster, submetido ao estado de mar 5 e utilizando-se a matriz de rigidez elástica analítica.

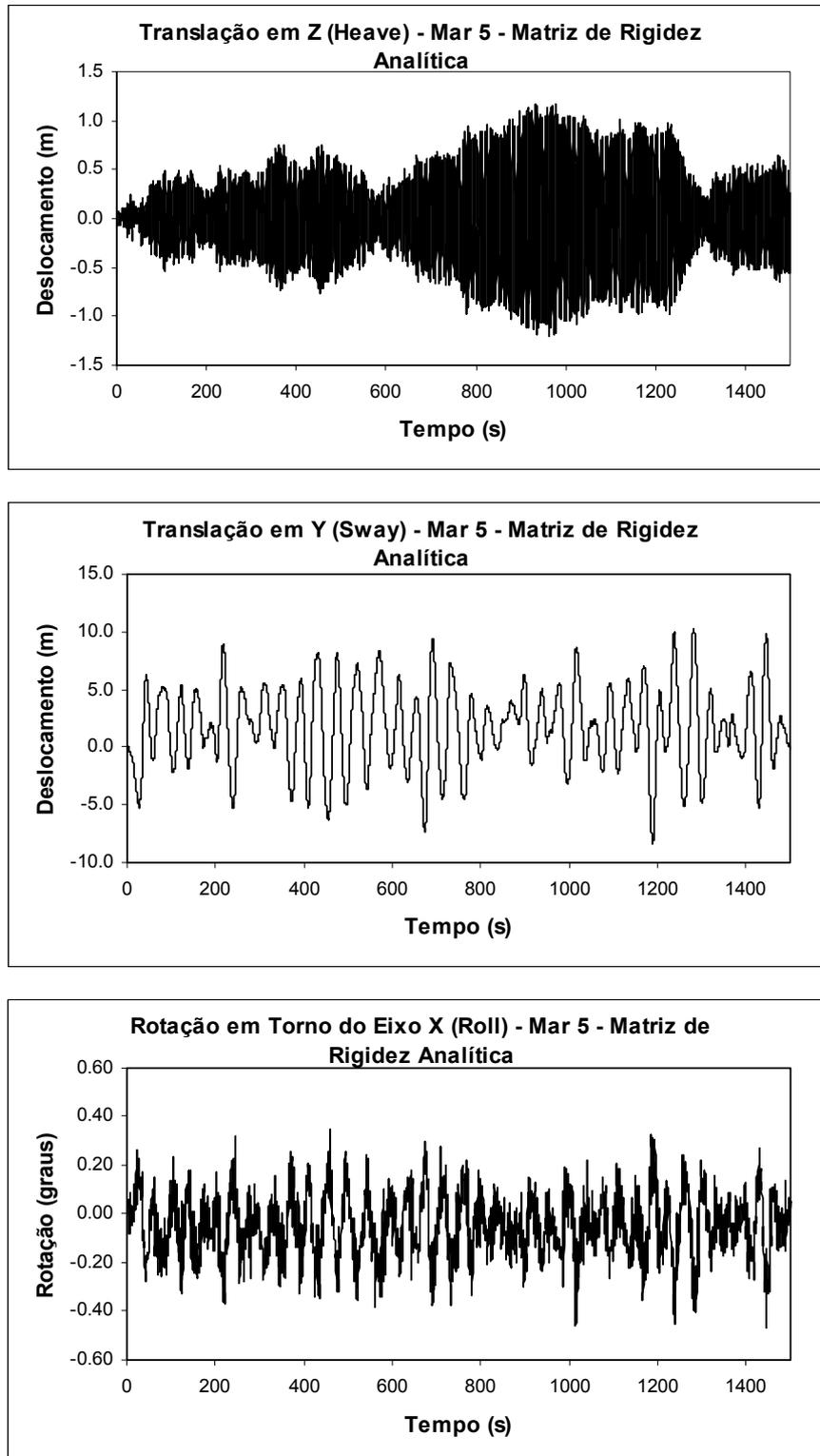


Figura V.14 – Movimento de *Heave*, *Sway* e *Roll* da Plataforma com Cabos de Poliéster para a Condição de Mar 05 Utilizando-se a Matriz de Rigidez Analítica

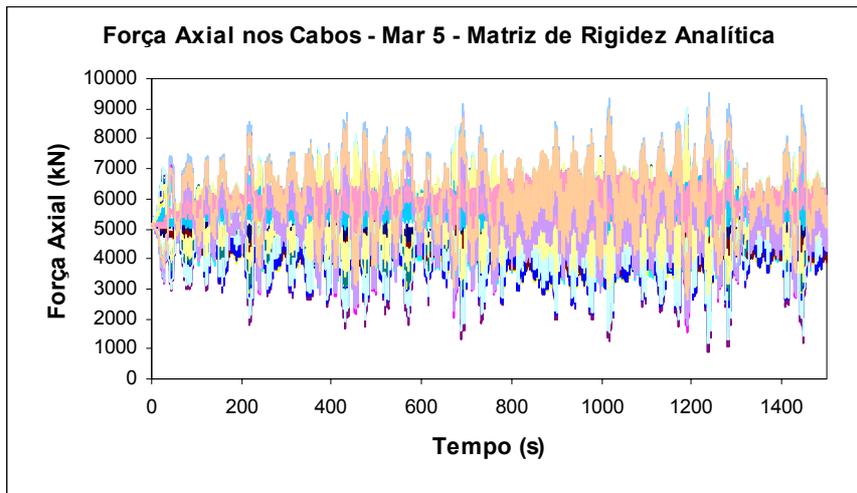


Figura V.15 – Força Axial nos Cabos da Plataforma com Amarras de Poliéster para a Condição de Mar 05 Utilizando-se a Matriz de Rigidez Analítica

Pode-se observar que os resultados para *sway* e *roll* ficaram muito próximos dos obtidos utilizando-se a matriz de rigidez extraída do modelo de elementos finitos. Já os deslocamentos em *heave* e tração nos cabos, apresentaram resultados inferiores aos obtidos com a utilização da matriz de rigidez extraída do modelo de elementos finito (*heave* com a matriz analítica = 125% menor ; Força axial com a matriz analítica = 4,25% menor). Estes resultados se devem à maior rigidez axial dos cabos no modelo analítico onde as molas que simulam os cabos não levam em conta a não linearidade geométrica promovida pela forma quase parabólica dos cabos.

O cálculo do período natural de oscilação em *heave* para a análise utilizando-se a matriz de rigidez elástica analítica, foi feito analiticamente, pois este mesmo dado obtido do modelo numérico leva em conta a não linearidade geométrica promovida pela forma quase parabólica dos cabos, o que não ocorre na dedução da matriz de rigidez elástica analítica. Logo:

$$\omega = \sqrt{\frac{T_{33}}{m}} = 1,10 \text{ rad/s} \rightarrow \omega = 2\pi \cdot f \rightarrow f = 0,175 \text{ Hz} \rightarrow T = 5,71 \text{ s}$$

onde:

ω = frequência angular

T_{33} = coef. de rigidez em *heave* extraído da matriz de rigidez analítica

T = período natural em *heave* da estrutura com a matriz de rigidez analítica

m = massa da estrutura

V.4.5 Análise no Domínio da Frequência – Com Amarras de Poliéster

Na Figura V.16 são apresentadas as respostas no domínio da frequência, obtidas através da transformada rápida de Fourier (FFT) dos sinais de resposta no tempo, para a nova concepção com cabos de poliéster submetida à condição de mar 5 e ângulo de incidência de onda $\alpha = 90^\circ$.

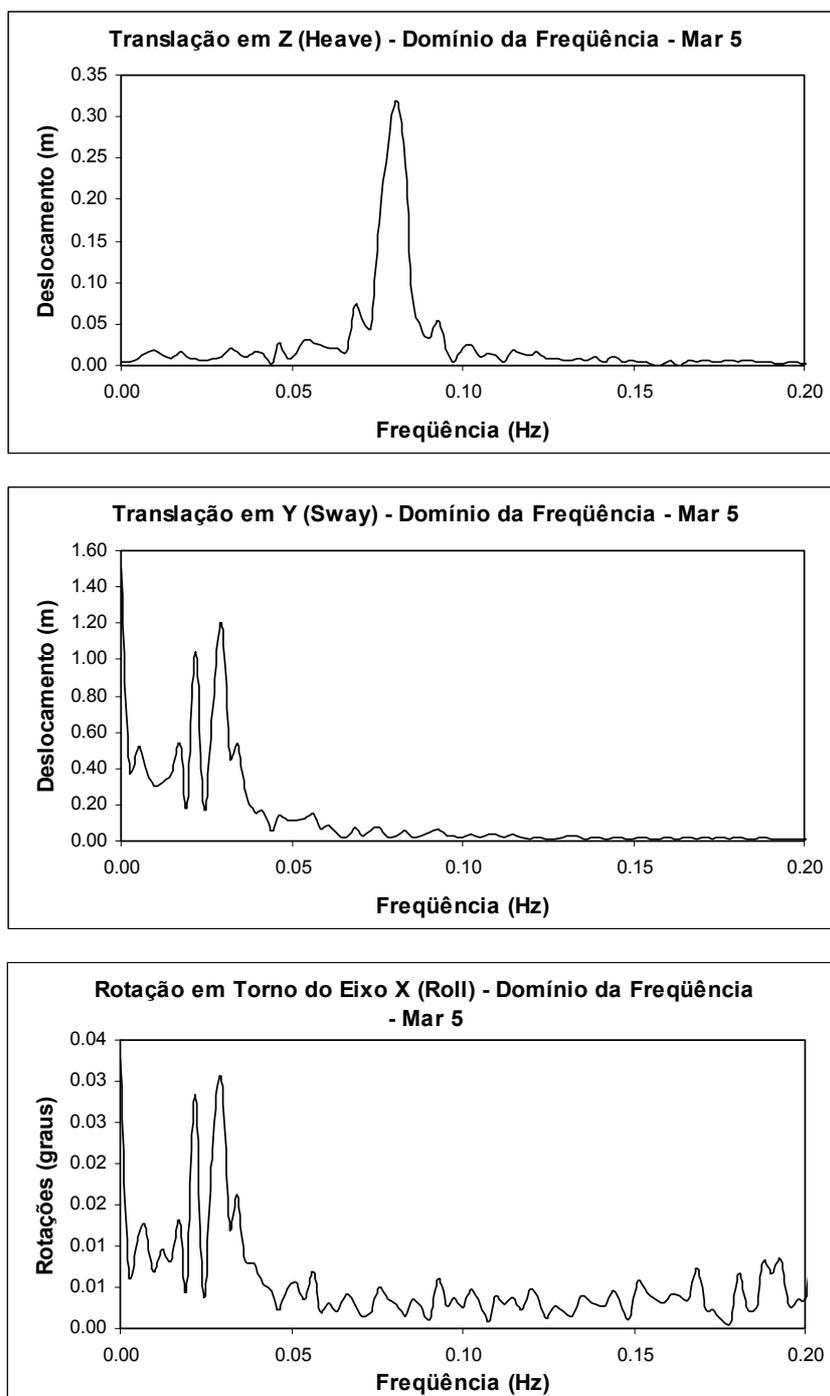


Figura V.16 – Respostas no Domínio da Frequência dos Deslocamentos em Z (*Heave*) e Y (*Sway*) e Rotação em Torno de X (*Roll*) da Plataforma com Cabos de Poliéster para a Condição de Mar 5

Observa-se na Figura V.16 que a máxima excitação para a resposta de *heave* ocorre próximo da frequência de *heave* da estrutura (0,081 Hz ; 12,25 s). No caso das respostas em *sway* e *roll*, observa-se uma excitação inicial devido às parcelas estáticas de força de vento e corrente e picos posteriores na frequência de *sway* (0,02 Hz ; 47,13 s) e na frequência de *yaw* (0,029 Hz ; 37,0 s) apresentadas na Tabela III.2.

Capítulo VI

Análise da Viabilidade Técnica da Nova Plataforma Offshore

VI.1 Correlação Entre os Resultados

Para a comparação dos resultados da nova concepção da plataforma com cabos de poliéster foi preparado um modelo de TLP com tendões de aço e casco com dimensões similares as da plataforma estudada. Este modelo foi rodado no mesmo programa da tese e sujeito às mesmas cargas ambientais. A matriz de rigidez também foi retirada de um modelo de elementos finitos (SAP2000) onde foi analisada a TLP sob condições estáticas e feita a análise de vibrações livres.

As forças de vento e corrente foram calculadas segundo as equações IV.38 e IV.39 e estão apresentadas na Tabela VI.1.

A Tabela VI.2 apresenta os dados utilizados nas análises estática e de vibrações livres do modelo de elementos finitos e na análise dinâmica no domínio do tempo sob ações de onda, vento e corrente.

Tabela VI.1 – Forças de Vento e Corrente para a TLP

	TLP
Força de Vento	609,0 kN
Força de Corrente	2078,9 kN

Tabela VI.2 - Características Geométricas e Físicas e Parâmetros Físicos do Meio para a TLP

Peso Total da Plataforma	294.735,0 kN
Massa do convés	2.640,0 t
Lâmina d'água	648 m
Calado	28 m
Tração inicial nos tendões	29.840,5 kN
Módulo de elasticidade do material do tendão	$2,1 \times 10^8$ kN/m ²
Comprimento inicial dos tendões	620 m
Período natural na direção <i>surge</i>	103,17 s
Período natural na direção <i>sway</i>	103,17 s
Período natural na direção <i>heave</i>	2,14 s
Taxa de amortecimento para <i>surge</i>	15%
Taxa de amortecimento para <i>sway</i>	15%
Taxa de amortecimento para <i>heave</i>	2,3%
Diâmetro das colunas	14,6 m
Diâmetro do <i>pontoon</i>	9,92 m
Diâmetro externo dos tendões (3 tendões)	0,7112 m
Diâmetro interno dos tendões (3 tendões)	0,6477 m
Massa M1 do convés (vide figura III.2)	330 t
Massa M2 do convés (vide figura III.2)	1320 t

A Figura VI.1 e a Figura VI.2 apresentam as projeções em planta e em elevação, respectivamente, da TLP descrita neste capítulo com as características listadas na Tabela VI.2.

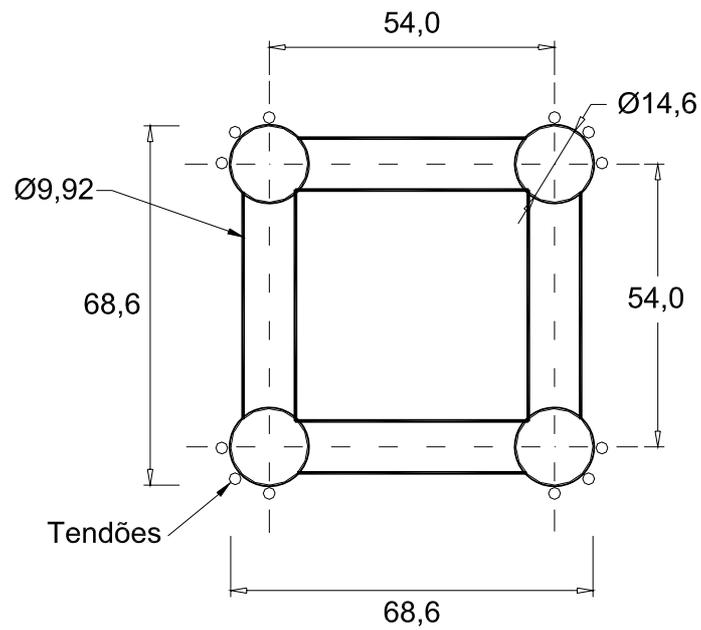


Figura VI.1 – Projeção em Planta da TLP

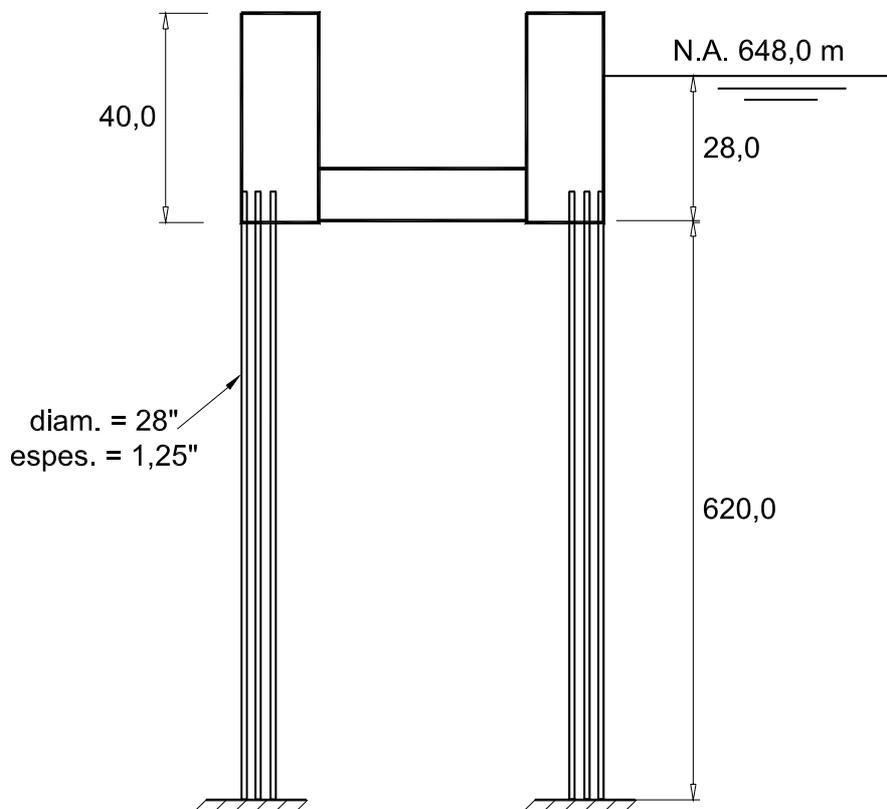


Figura VI.2 – Projeção em Elevação da TLP

VI.1.1 Movimentos de *Heave*, *Sway* e *Roll*

A Figura VI.3, a Figura VI.4 e a Figura VI.5 apresentam, respectivamente, a comparação entre os deslocamentos de *heave* e *sway* e a rotação *roll* da nova concepção de plataforma com cabos de poliéster e da TLP submetidas à condição de mar 01 e ângulo de incidência de onda $\alpha = 90^\circ$.

Pode-se observar na Figura V.13 que os deslocamentos em Z (*heave*) da nova concepção, embora pequenos e satisfatórios, são maiores que os de uma TLP de dimensões equivalentes. Isto se deve ao fato dos tendões verticais de uma TLP formarem a condição ideal para o impedimento do deslocamento vertical da plataforma e rotações em torno dos eixos horizontais (*roll* e *pitch*). Conforme os tendões (cabos) vão se inclinando no espaço, o movimento vertical vai sendo liberado. Em contrapartida os movimentos laterais de *surge* e *sway* vão sendo restringidos cada vez mais com a inclinação dos cabos.

Apesar das translações em Z (*heave*) e as rotações *roll* e *pitch* ficarem, na nova concepção, maiores do que a da TLP, os movimentos de *surge* e *sway* ficaram consideravelmente menores (vide Figura VI.3, Figura VI.4 e Figura VI.5). A TLP apresenta uma rigidez muito baixa no plano horizontal e os movimentos neste plano são compensados apenas com o acréscimo de empuxo devido ao abatimento (*set down*) da plataforma. Já a concepção estudada conta com as componentes horizontais dos cabos inclinados, para impedir o deslocamento horizontal da estrutura, tornando-a mais rígida neste sentido.

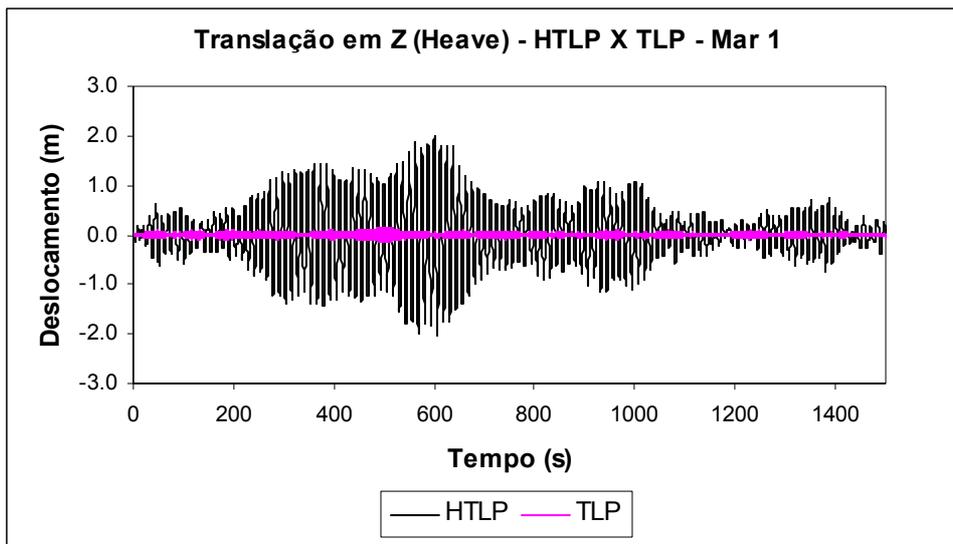


Figura VI.3 – Translação em Z (*heave*) da TLP e da Nova Conceção Vs. Tempo para a Condição de Mar 1

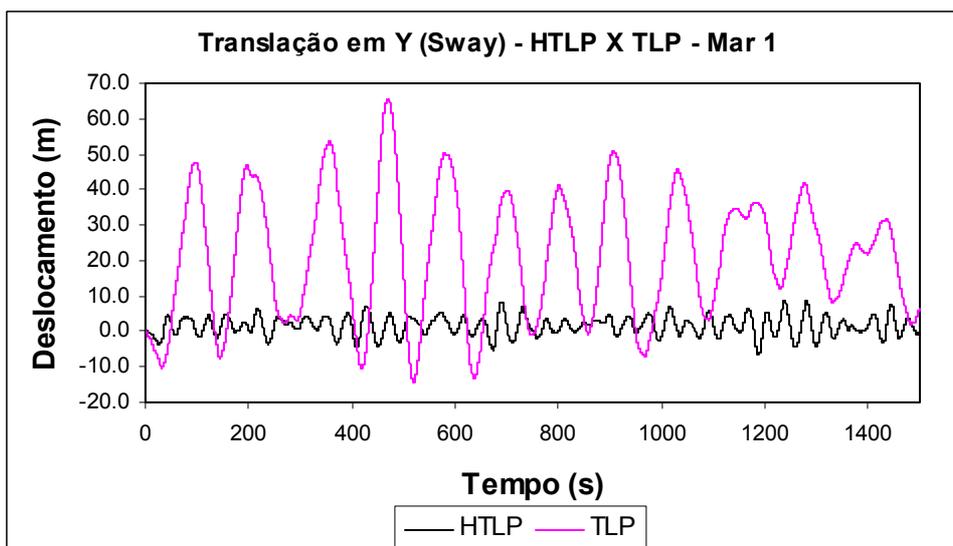


Figura VI.4 – Translação em Y (*sway*) da TLP e da Nova Conceção Vs. Tempo para a Condição de Mar 1

Como podemos observar na Figura VI.4, a TLP apresentou uma excursão de 39,7 metros a partir do ponto de repouso da estrutura, enquanto que a nova concepção obteve uma excursão de 7,84 metros a partir do mesmo ponto. Isto demonstra que a nova concepção possui uma rigidez maior do que a TLP no plano horizontal.

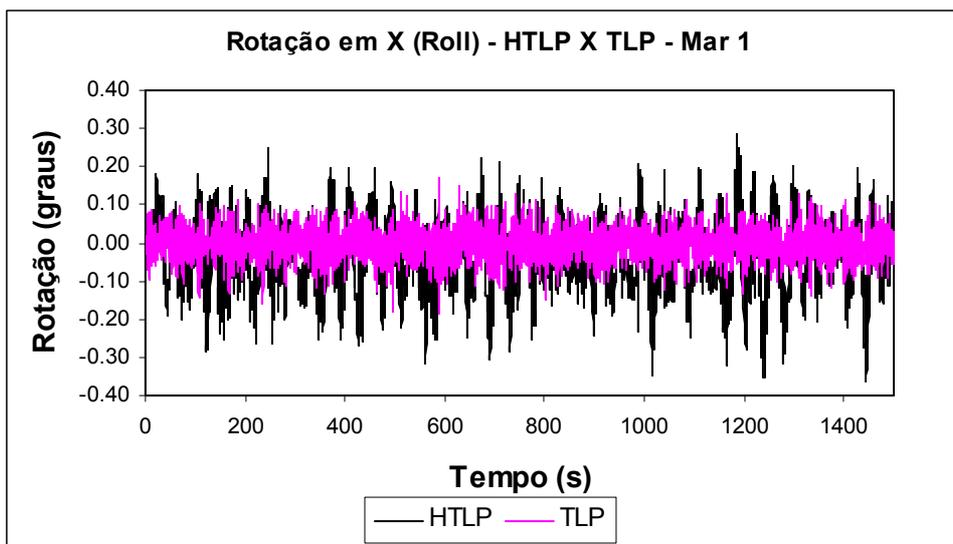


Figura VI.5 – Rotações em Torno do Eixo X (*roll*) da TLP e da Nova Conceção Vs. Tempo para a Condição de Mar 1

A Tabela VI.3 apresenta os valores máximos dos deslocamentos de *heave* e *sway* e a rotação *roll* atingidos pela nova concepção de plataforma com cabos de poliéster e a TLP com tendões de aço.

Observa-se na Tabela VI.3 que enquanto o deslocamento em *heave* da HTLP é 14,4 vezes maior que o da TLP, o deslocamento em *sway* da TLP é 7,31 vezes maior que o da plataforma estudada. Isto prova que a plataforma apresenta bons resultados com relação aos deslocamentos laterais. A redução dos movimentos verticais da plataforma pode ser obtida instalando-se atenuadores dinâmicos no casco da plataforma, tornando-a ainda mais eficiente.

O movimento máximo de *roll* da HTLP é o dobro da TLP, o que é uma diferença muito pequena em relação ao ganho nos deslocamentos laterais, confirmando assim, a viabilidade da plataforma.

Tabela VI.3 – Comparação entre os Deslocamentos Máximos Ocorridos na HTLP e na TLP.

	HTLP	TLP
Heave (m)	2,02	0,14
Sway (m)	8,91	65,22
Roll (graus)	0,36	0,18

VI.1.2 Esforços nos Cabos

A Figura VI.6 apresenta os esforços nos cabos versus tempo da TLP para o mar 1 da Tabela V.2.

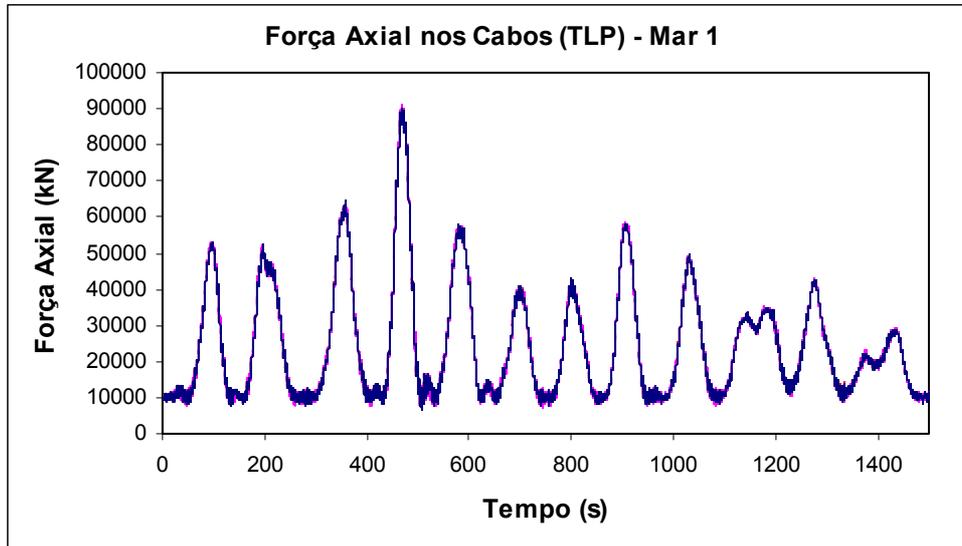


Figura VI.6 – Força Axial nas Linhas de Ancoragem da TLP para o Mar 1

A Figura VI.7 apresenta a comparação entre os esforços axiais nos cabos de poliéster da nova concepção e nos tendões de aço da TLP.

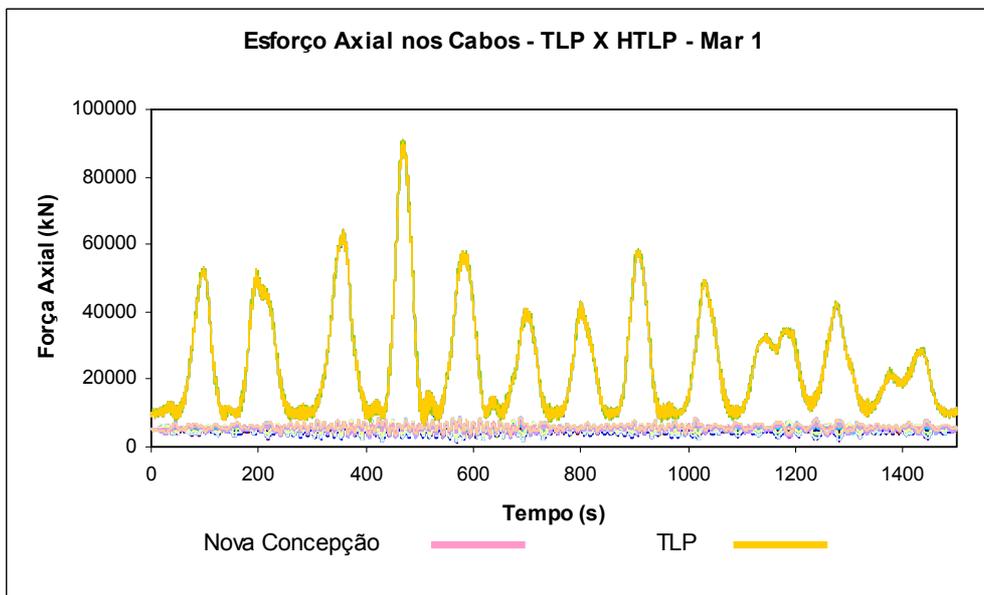


Figura VI.7 – Comparação dos Esforços Axiais nas Linhas de Ancoragem da TLP e da Nova Concepção

Os tendões da TLP possuem uma seção transversal superior a dos cabos de poliéster da plataforma estudada e o módulo de elasticidade do aço é maior do que o do poliéster. Além disso, como podemos observar na Figura VI.4, os deslocamentos em Y (*Sway*), da TLP, são bem superiores aos da plataforma estudada, por isso a força axial apresentou esta diferença tão grande. Com isso pode-se dizer que com relação a esforços de tração nas linhas de ancoragem, o estudo da HTLP apresenta viabilidade.

VI.1.3 Resistência dos Materiais – Fator de Segurança

O fator de segurança utilizado nas análises da nova concepção com cabos de poliéster é de $1,67 \times 1,1 = 1,837$. Observa-se na Tabela V.3 que o valor máximo de esforço nos cabos de poliéster é de 9906,87 kN para uma força última de 20.000,0 kN, o que deixa um fator de segurança de 2,02, acima do exigido.

O ângulo máximo entre os *risers* e o eixo vertical de uma plataforma que utiliza *risers* rígidos é de 10° . Observa-se na Tabela V.4 que o valor máximo de deslocamento em *sway* para a nova concepção com cabos de poliéster é de 11,31 m, o que proporciona, para uma lâmina d'água de 648,0 m, um ângulo de $1,0^\circ$ com a vertical, ficando bem abaixo do permitido.

A Tabela VI.4 apresenta os esforços axiais máximos para a nova concepção com amarras de poliéster para os cinco estados de mar apresentados na Tabela V.2.

Tabela VI.4 – Esforços Axiais Máximos nos Cabos da Nova Concepção com Amarras de Poliéster

Condição de Mar	Tração nos Cabos (kN)	Fu/Tração nos cabos
Mar 1	8926,87	2.24
Mar 2	9428,30	2.12
Mar 3	9687,88	2.06
Mar 4	9745,21	2.05
Mar 5	9906,87	2.02

Capítulo VII

Comentários Finais, Conclusões e Sugestões

VII.1 Comentários Finais

Apresenta-se neste trabalho uma nova concepção de plataforma marinha de petróleo com casco de forma circular e flutuador toroidal de seção transversal elíptica e linhas de ancoragem inclinadas formando uma superfície hiperbolóide.

O trabalho em questão faz uma análise inicial do comportamento desta nova concepção de plataforma sob ações ambientais, enfatizando as amplitudes dos movimentos de resposta em comparação com as de outros sistemas flutuantes já convencionais.

O ajuste do modelo numérico com resultados de estruturas existentes ou, no caso, de modelos reduzidos experimentais é fundamental na elaboração de um modelo numérico confiável que possa ser utilizado, em futuro próximo, no estudo extensivo de viabilidade desta nova concepção.

A forma hiperbólica da distribuição dos cabos desta nova concepção, aqui proposta, permite uma ocupação de área menor no leito marinho e proporciona um deslocamento lateral reduzido devido às componentes horizontais de forças que surgem nos cabos inclinados. A TLP por sua vez, possui a forma ideal para a restrição dos movimentos em *heave*, embora ofereça pequena restrição elástica aos movimentos no plano horizontal, permitindo assim, grandes deslocamentos e ficando em desvantagem em relação à nova concepção.

Estudos paramétricos foram realizados com dois tipos de materiais para os cabos: aço e poliéster. Este estudo permitiu chegar-se a uma geometria final que satisfizesse critérios de deslocamento máximo da plataforma e de esforços máximos e mínimos nos cabos.

Cabos de poliéster foram utilizados como solução para os casos de linhas de ancoragem muito longas (grandes profundidades) devido ao reduzido valor de seu peso submerso.

Plataformas com excursões laterais reduzidas têm a vantagem de permitir o uso de *risers* rígidos e com isto reduzir o custo com tubulações, visto que *risers* flexíveis têm custos mais elevados.

VII.2 Conclusões

Com os resultados apresentados nos capítulos V e VI, conclui-se que a Nova Concepção estudada possui viabilidade e cria um novo conceito de ancoragens de plataformas de petróleo do tipo flutuante. Com base nestes resultados, ainda preliminares nesta linha de pesquisa, pode-se destacar alguns aspectos na aplicação deste novo sistema:

- A solução com cabos de aço mostrou-se inviável, pois apesar de apresentar deslocamentos satisfatórios, os esforços de tração em alguns cabos excedem os valores limites, enquanto em outros ocorre distensionamento chegando até a situação de afrouxamento total.
- A solução com cabos de poliéster apresentou viabilidade tanto em termos de pequenos deslocamentos quanto em termos de esforços nos cabos que ficaram abaixo do valor limite de tração e não apresentaram distensionamento em nenhum cabo.
- Os deslocamentos na direção vertical (*heave*) foram maiores para a nova concepção de plataforma com cabos de poliéster do que para uma TLP de dimensões similares com tendões de aço. A redução desses deslocamentos pode, alternativamente, ser obtida com a instalação de atenuadores de oscilação.
- Os deslocamentos nas direções horizontais foram muito menores do que os da TLP, o que permitiria a utilização de *risers* rígidos.

VII.3 Sugestões

Sendo viável a continuação deste estudo e futura utilização do novo sistema, sugere-se como prosseguimento do trabalho de pesquisa:

- Estimativa de vida útil à fadiga dos cabos e, se possível, das suas ancoragens;
- Análise da estrutura considerando-se a não linearidade geométrica dos cabos e a não linearidade física do material dos cabos (poliéster). Uma boa aproximação da não linearidade para a rigidez axial dos cabos pode ser atingida utilizando-se a relação força x deslocamento para um cabo na forma parabólica incluindo seu peso próprio submerso;
- Fazer uma análise de avaria por ruptura de ancoragens e conseqüentemente afrouxamento de cabos;
- Considerar o efeito de desprendimento de vórtices na esteira das correntes marinhas e a influência da interferência geométrica dos cabos;
- Análise dinâmica sob ação de vento turbulento nos domínios do tempo e da freqüência;
- Análise e detalhamento da estrutura do convés utilizando modelo tridimensional em elementos finitos;
- Projeto e análise da instalação de atenuadores dinâmicos de movimento para redução dos deslocamentos verticais da plataforma;
- Projeto e execução de um modelo reduzido da plataforma, com seus atenuadores de oscilação, para ser ensaiado no tanque de ondas LABOCEANO da COPPE/UFRJ. Estes resultados experimentais obtidos servirão para avaliar o comportamento e a eficiência da nova concepção de plataforma.

Referências Bibliográficas

- ALVES, R. M., 1997, “Controle Dinâmico Ótimo do Movimento Vertical de Plataformas Offshore do Tipo TLP”, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- ANDRADE, R. F. M. de, ROITMAN, N., BATTISTA, R. C., ELLWANGER, G., “Dynamic Response Analysis of TLP Reduced Scale Model”, Proceedings of The 8th International Symposium on Offshore Engineering, September 1991.
- API, (American Petroleum Institute), “Recommended Practice for Design, Manufacture, Installation, and Maintenance of Synthetic Fiber Ropes for Offshore Mooring”, RP-2SM, 2001.
- BATTISTA ₁, R. C., Notas de Aula da Disciplina de D.Sc., “Redução e Controle de Vibração em Estruturas”, COPPE/UFRJ, 1993.
- BATTISTA ₂, R. C., Notas de Aula da Disciplina de M.Sc. “Dinâmica Estrutural”, COPPE/UFRJ, 1995.
- CARNAHAM, B., “Applied Numerical Methods”, J. Wiley, New York, 1969.
- CHAKRABARTI, S. K., “Hydrodynamics of Offshore Structures”, Southampton, Computational Mechanics Publication, 1987.
- Especificação Técnica de Dados Meteo-Oceanográficos*, CENPES, Petrobrás, Rio de Janeiro, Brasil, 1986.
- HOOFT, J. P., “A Mathematical Method of Determining Hydrodynamically Induced Forces on a Semisubmersible”. *The Society of Naval Architects and Marine Engineers – SNAME Transactions*, v. 79, pp 28-70, 1971.

MEIROVITCH, L., "Elements of Vibration Analysis", Tokyo, McGraw-Hill KogaKusha LTD., 1975.

SARPKAYA, T. and ISAACSON, M., "Mechanics of Wave Forces on Offshore Structures", Van Nostrand Reinhold Company, 1981.

WEAVER, W. G., "Análise de Estruturas Reticuladas". Editora Guanabara 2, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 1981.

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)