

METODOLOGIAS DE ANÁLISE E PROJETO INTEGRADO  
DE SISTEMAS FLUTUANTES PARA EXPLOTAÇÃO DE PETRÓLEO OFFSHORE

Stael Ferreira Senra

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

Aprovada por:

---

Prof. Breno Pinheiro Jacob, D.Sc.

---

Dr. Marcio Martins Mourelle, D.Sc.

---

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

---

Dra. Ana Lúcia Fernandes Lima Torres, D.Sc.

---

Prof. Paulo Batista Gonçalves, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

ABRIL DE 2004

# **Livros Grátis**

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

Milhares de livros grátis para download.

SENRA, STAEL FERREIRA

Metodologias de Análise e Projeto Integrado de Sistemas Flutuantes para Exploração de Petróleo *Offshore* [Rio de Janeiro] 2004

XII, 316 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, D.Sc., Engenharia Civil, 2004)

Tese – Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

1. Estruturas *Offshore*
2. Plataformas Flutuantes
3. Linhas de Amarração e *Risers*
4. Modelo Acoplado

I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

Dedico ao meu marido Adriano, ao meu filho Arthur  
e aos meus pais Nelson e Cleonice.

## AGRADECIMENTOS

Aos orientadores Breno Pinheiro Jacob e Marcio Martins Mourelle pelo apoio, estímulo e amizade durante a realização desta tese.

Aos amigos Ana Lúcia Fernandes Lima Torres, Luiz Augusto Petrus Levy e Ronaldo Rosa Rossi pela ajuda técnica e pelo apoio a este trabalho.

Aos professores do doutorado Marcos Queija de Siqueira, Luis Volnei Sudati Sagrilo, Gilberto Bruno Ellwanger, Roberto Fernandes de Oliveira e Fernando Lobo Carneiro.

A Deus por ter me dado saúde e perseverança para vencer os obstáculos que surgiram durante a fase final de realização deste trabalho.

Aos meus irmãos Carlos Eduardo e Alexandre pelo incentivo.

Aos amigos do Cenpes Elizabeth Frauches Siqueira, Edmundo Queiroz Andrade, Ludimar Lima de Aguiar, Luis Manoel Paiva Nunes, Leonardo Brantes Bacellar Mendes, Luiz Cláudio Rodrigues Antunes, Enrique Casaprima Gonzales, Djalene Maria Rocha, Carina de Souza Pires, André Ferreira Castelão, Rose Sheila Nóbrega de Mendonça, Rodrigo Dieguez dos Santos, Lis Maria Leoni Rabaco, Arleide de Lima Araújo, Fabiana de Souza Gonçalves, Álvaro Maia da Costa, Heitor Augusto de Araújo Filho, Fernando Pinto Barreto pelo constante incentivo.

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

METODOLOGIAS DE ANÁLISE E PROJETO INTEGRADO  
DE SISTEMAS FLUTUANTES PARA EXPLORAÇÃO DE PETRÓLEO OFFSHORE

Stael Ferreira Senra

Abril/2004

Orientadores: Breno Pinheiro Jacob  
Marcio Martins Mourelle

Programa: Engenharia Civil

Com o aumento das atividades de exploração e produção de petróleo em águas profundas, existe uma forte tendência ao uso de sistemas de produção flutuantes, em oposição a estruturas fixas que vinham sendo empregadas em lâminas d'água de até 400 metros. O comportamento de sistemas flutuantes ancorados permanentemente é comandado não somente pelo comportamento hidrodinâmico do casco e o comportamento estrutural e hidrodinâmico do sistema de ancoragem, mas também pelo comportamento estrutural e hidrodinâmico do conjunto de *risers*. Por esta razão, o engenheiro não deve desconsiderar o fato de que o sistema de ancoragem e os *risers* compreendem um sistema integrado.

Entretanto, as metodologias de análise e critérios de projeto correntemente adotados pela Petrobras não consideram normalmente esta integração entre sistema de ancoragem e *risers*. Espera-se que o projeto integrado tenha o potencial de trazer benefícios substanciais em termos de precisão na determinação da resposta de todo o sistema, e conseqüentemente em termos de economia e segurança nas atividades *offshore*.

O objetivo deste trabalho é, por esta razão, sugerir e estudar diferentes metodologias e identificar as mais adequadas para cada fase do projeto, levando em conta o nível de precisão requerido em cada fase e, além disso, o comprometimento entre custo e benefício para o projeto dos *risers* e sistema de ancoragem integrados.

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

TOWARDS THE INTEGRATION OF ANALYSIS AND DESIGN  
METHODOLOGIES OF MARINE SYSTEMS FOR OFFSHORE OIL  
EXPLOITATION

Stael Ferreira Senra

April/2004

Advisors: Breno Pinheiro Jacob  
Marcio Martins Mourelle

Department: Civil Engineering

With the increase of exploitation and production activities of petroleum in deeper waters, there is a greater tendency for the use of floating production systems, as opposed to fixed structures that had been employed in still water levels up to 400 meters. The behavior of permanently moored floating systems is dictated not only by the hydrodynamic behavior of the hull and the hydrodynamic/structural behavior of the mooring system, but also by the hydrodynamic/structural behavior of the array of risers. Therefore the engineer should not easily disregard the fact that the moored system and the risers comprise a truly integrated system

However, the analysis methodologies and design criteria currently adopted by Petrobras, don't normally consider this integration between mooring system and risers. One expects that the integrated design has the potential to bring substantial benefits in terms of the accuracy in the determination of the response of the overall system, and consequently in the economical and safety issues for the development of offshore activities.

The objective of this work is, therefore, to suggest and study different methodologies, and to identify the more adequate ones for each phase of the design, taking in account the accuracy level required in each phase, and also the commitment between cost and benefit for the integrated mooring system and riser design.

## ÍNDICE

<b>CAPÍTULO 1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>1</b>
1.1	MOTIVAÇÃO	1
1.2	CONTEXTO	3
1.2.1	<i>Prática Atual de Projeto de Ancoragem e Risers</i>	3
1.2.2	<i>Modelos Acoplados</i>	8
1.3	OBJETIVOS	9
1.4	HISTÓRICO	10
1.4.1	<i>Modelos Hidrodinâmicos</i>	10
1.4.2	<i>Programas de Análise de Movimentos da Unidade Flutuante</i>	12
1.4.3	<i>Programas de Análise Estrutural de Linhas e Risers</i>	13
1.4.4	<i>Programas de Análise Acoplada</i>	14
1.5	ESTRUTURAÇÃO DA TESE	18
<b>CAPÍTULO 2</b>	<b>EQUAÇÕES DE MOVIMENTO DA UNIDADE FLUTUANTE</b>	<b>21</b>
2.1	INTRODUÇÃO	21
2.2	SISTEMAS DE COORDENADAS	22
2.3	FORMULAÇÃO DAS EQUAÇÕES DE MOVIMENTO	25
2.4	SOLUÇÃO DAS EQUAÇÕES DE MOVIMENTO	31
<b>CAPÍTULO 3</b>	<b>FORMULAÇÃO DOS MODELOS DE REPRESENTAÇÃO DAS ONDAS</b>	<b>33</b>
3.1	INTRODUÇÃO	33
3.2	FORMULAÇÃO DO PVC QUE COMPÕE O MODELO MATEMÁTICO	35
3.3	SOLUÇÃO DO MODELO MATEMÁTICO	38
3.3.1	<i>Métodos de Solução (“Teorias de Onda”)</i>	38
3.3.2	<i>Teoria de Onda Linear de Airy</i>	40

3.4	REPRESENTAÇÃO ESPECTRAL .....	45
3.4.1	<i>Introdução</i> .....	45
3.4.2	<i>Espectro de Jonswap</i> .....	46
3.4.3	<i>Discretização do Espectro de Onda</i> .....	47
3.5	DIRECIONALIDADE DOS ESTADOS DE MAR.....	51

## **CAPÍTULO 4** CÁLCULO DAS FORÇAS GERADAS PELA MOVIMENTAÇÃO DO

### **FLUIDO INDUZIDA PELAS ONDAS.....53**

4.1	INTRODUÇÃO.....	53
4.2	FORMULAÇÃO DE MORISON .....	54
4.3	FORMULAÇÃO DE FROUDE-KRYLOV .....	57
4.4	MODELO DE DIFRAÇÃO / RADIAÇÃO.....	59
4.4.1	<i>Introdução</i> .....	59
4.4.2	<i>Soluções de Primeira e Segunda Ordem</i> .....	60
4.4.3	<i>Cargas de Primeira Ordem: RAO's</i> .....	61
4.4.4	<i>Cargas de Segunda Ordem: Deriva, Springing</i> .....	61
4.4.5	<i>Ressonância / Amortecimento</i> .....	64
4.5	FORMULAÇÕES HÍBRIDAS PARA O CÁLCULO DAS FORÇAS NO CASCO.....	68
4.5.1	<i>Introdução; Aplicabilidade das Formulações</i> .....	68
4.5.2	<i>O Modelo Híbrido implementado no programa Prosim</i> .....	69
4.5.3	<i>Expressão Completa para o Cálculo de Forças no Modelo Híbrido</i> .....	71
4.5.4	<i>Primeira Parcela: Forças de Froude-Krylov</i> .....	72
4.5.5	<i>Segunda e Terceira Parcelas: Termos de Inércia e Arraste da Fórmula de Morison</i> .....	73
4.5.6	<i>Quarta Parcela: Componente Axial das Forças de Inércia e Arrasto</i> .....	74
4.5.7	<i>Quinta Parcela: Forças de Deriva Média e Lenta</i> .....	75
4.5.8	<i>Sexta Parcela: Forças de Amortecimento Potencial</i> .....	76

## **CAPÍTULO 5** CÁLCULO DAS FORÇAS GERADAS PELA CORRENTEZA E

### **VENTO.....78**

5.1	INTRODUÇÃO.....	78
5.2	CORRENTEZA .....	78
5.2.1	<i>Cálculo das Forças devidas à Correnteza</i> .....	78

5.2.2	<i>Interação com as Cargas de Onda: Interação Física</i> .....	80
5.2.3	<i>Interação com as Cargas de Onda: Interação Estatística</i> .....	81
5.2.4	<i>Características da Correnteza na Bacia de Campos</i> .....	81
5.3	VENTO.....	84
5.3.1	<i>Características do Vento na Bacia de Campos</i> .....	86

## **CAPÍTULO 6 FORMULAÇÃO ESTRUTURAL E HIDRODINÂMICA DAS LINHAS**

.....		<b>88</b>
6.1	FORMULAÇÃO DO PROBLEMA ESTRUTURAL .....	88
6.1.1	<i>Introdução</i> .....	88
6.1.2	<i>Modelo Matemático; Solução Numérica</i> .....	88
6.2	DISCRETIZAÇÃO ESPACIAL: O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS .....	90
6.3	DISCRETIZAÇÃO NO TEMPO – SOLUÇÃO NUMÉRICA DE PROBLEMAS DINÂMICOS LINEARES .....	92
6.3.1	<i>Formulação do Problema Dinâmico</i> .....	92
6.3.2	<i>Procedimento de Solução do Problema Dinâmico</i> .....	93
6.4	TRATAMENTO DOS PROBLEMAS NÃO-LINEARES EM ALGORITMOS IMPLÍCITOS .....	96
6.4.1	<i>Formulação Incremental-Iterativa</i> .....	97

## **CAPÍTULO 7 METODOLOGIAS DE PROJETO INTEGRADO DE LINHAS DE**

<b>ANCORAGEM E RISERS</b> .....		<b>99</b>
7.1	INTRODUÇÃO.....	99
7.2	METODOLOGIAS APLICADAS NAS FASES PRELIMINARES DE PROJETO .....	100
7.2.1	<i>Cargas hidrodinâmicas nas linhas de ancoragem e risers</i> .....	100
7.2.2	<i>Rigidez</i> .....	103
7.2.3	<i>Amortecimento</i> .....	104
7.2.4	<i>Massa adicionada</i> .....	104
7.3	CRITÉRIOS DE PROJETO DE ANCORAGEM: SAFOP – ZONA DE SEGURANÇA OPERACIONAL .....	106
7.4	METODOLOGIAS APLICADAS NAS FASES MAIS AVANÇADAS DO PROJETO .....	109
7.4.1	<i>Metodologia Totalmente Acoplada</i> .....	110
7.4.2	<i>Metodologias “Híbridas”</i> .....	112
7.5	COMPARAÇÃO DE METODOLOGIAS .....	116

## **CAPÍTULO 8** DESCRIÇÃO DO MODELO DA PLATAFORMA P18 ..... 118

8.1	INTRODUÇÃO.....	118
8.2	MODELO DO CASCO .....	121
8.2.1	<i>Localização e Sistema de Referência.....</i>	<i>121</i>
8.2.2	<i>Dados Gerais.....</i>	<i>122</i>
8.2.3	<i>Procedimento de cálculo das Propriedades Geométricas e Hidrodinâmicas do Casco... 125</i>	
8.3	MODELO DOS RISERS .....	129
8.3.1	<i>Modelo dos Risers Flexíveis .....</i>	<i>131</i>
8.3.2	<i>Modelo do SCR.....</i>	<i>132</i>
8.4	MODELO DO SISTEMA DE ANCORAGEM.....	136
8.5	MODELO ACOPLADO .....	144

## **CAPÍTULO 9** SELEÇÃO DOS DADOS AMBIENTAIS ..... 147

9.1	CRITÉRIOS DE CLASSIFICAÇÃO DOS DADOS AMBIENTAIS .....	147
9.1.1	<i>BOM TEMPO.....</i>	<i>149</i>
9.1.2	<i>TEMPESTADE SUDESTE.....</i>	<i>149</i>
9.1.3	<i>TEMPESTADE SUDOESTE.....</i>	<i>150</i>
9.2	MATRIZ DOS CASOS DE CARREGAMENTO ANALISADOS.....	155

## **CAPÍTULO 10** APLICAÇÕES DE METODOLOGIAS SIMPLIFICADAS ..... 160

10.1	CÁLCULO DE CARGAS DE CORRENTEZA.....	160
10.1.1	<i>Modelo das Linhas através de um Cilindro Vertical Equivalente .....</i>	<i>160</i>
10.1.2	<i>Modelo das Linhas a partir uma linha de referência .....</i>	<i>162</i>
10.1.3	<i>Modelo Completo do Conjunto das Linhas .....</i>	<i>163</i>
10.1.4	<i>Comparação entre os Modelos .....</i>	<i>164</i>
10.2	CÁLCULO DA RIGIDEZ .....	165
10.3	CRITÉRIOS ADICIONAIS PARA O PROJETO DA ANCORAGEM.....	167

## **CAPÍTULO 11** APLICAÇÕES DE METODOLOGIAS HÍBRIDAS ..... 170

11.1	INTRODUÇÃO.....	170
11.2	ANÁLISES ACOPLADAS PARA DETERMINAÇÃO DOS MOVIMENTOS .....	171
11.2.1	<i>Consistência na Formulação do Cálculo de Elevações de Onda</i> .....	171
11.2.2	<i>Resultados Típicos</i> .....	173
11.2.3	<i>Pós-Processamento e determinação de Offsets Estáticos e Movimentos de Baixa Freqüência</i> .....	175
11.2.4	<i>Comparação de Movimentos na frequência da onda</i> .....	177
11.2.5	<i>Comparação de Movimentos de Baixa Freqüência</i> .....	181
11.2.6	<i>Geração de Funções de Transferência do PROSIM</i> .....	183
11.3	TESTE DE DECAIMENTO NUMÉRICO (AMORTECIMENTO E PERÍODO NATURAL) .....	201

## **CAPÍTULO 12** ESTUDO ESTATÍSTICO DE MOVIMENTOS E VIDA À FADIGA

.....		<b>207</b>
12.1	INTRODUÇÃO.....	207
12.2	RESULTADOS TÍPICOS DA ANÁLISE ESTRUTURAL PELO ANFLEX.....	208
12.3	ANÁLISE DE FADIGA .....	212
12.4	RESULTADOS DE VIDA ÚTIL.....	216
12.5	RESULTADOS DA INFLUÊNCIA DOS COMPONENTES DE MOVIMENTO .....	226
12.6	RESULTADOS DA VARIAÇÃO DO NÚMERO DE COMPONENTES DE ONDA .....	236
12.6.1	<i>Casos de Carregamento selecionados</i> .....	236
12.6.2	<i>Comparação de Movimentos</i> .....	237
12.6.3	<i>Comparação de Vida à fadiga</i> .....	251
12.7	RESULTADOS DA VARIAÇÃO DA SEMENTE DE GERAÇÃO DE NÚMEROS ALEATÓRIOS .....	258
12.7.1	<i>Casos de Carregamento selecionados</i> .....	258
12.7.2	<i>Comparação de Movimentos</i> .....	259
12.7.3	<i>Comparação de Vida à fadiga</i> .....	267
12.8	VARIAÇÃO DO TEMPO TOTAL DE SIMULAÇÃO .....	272
12.8.1	<i>Casos de Carregamento selecionados</i> .....	272

## **CAPÍTULO 13** CONCLUSÕES.....**280**

13.1	CONSIDERAÇÕES GERAIS .....	280
------	----------------------------	-----

13.2 PROPOSTA PARA DESENVOLVIMENTOS FUTUROS.....	287
<b>APÊNDICE A.....</b>	<b>296</b>
<b>APÊNDICE B.....</b>	<b>299</b>
<b>APÊNDICE C.....</b>	<b>302</b>
<b>APÊNDICE D.....</b>	<b>306</b>
<b>APÊNDICE E.....</b>	<b>311</b>

# Capítulo 1

## INTRODUÇÃO

### 1.1 MOTIVAÇÃO

Com o aumento das atividades de exploração e produção de petróleo em águas profundas, há uma maior tendência para o uso de sistemas de produção flutuantes ancorados, baseados em navios, plataformas semisubmersíveis e outras formas de casco, em contraposição a estruturas fixas que vinham sendo empregadas em lâminas d'água até 400 metros.

Sistemas flutuantes projetados para permanecerem na mesma locação por um longo período, são conjuntos compostos por:

- O casco da unidade flutuante;
- As linhas do sistema de ancoragem;
- As linhas de *risers*, que têm a função de transportar de fluidos dos poços até a plataforma.

No entanto, as metodologias e critérios de projeto adotados pelas companhias de petróleo, particularmente pela Petrobras, com origem em águas rasas e agora sendo adaptadas para águas profundas, não têm normalmente considerado a integração no projeto do sistema de ancoragem e *risers*. O projeto do sistema de ancoragem é tratado separadamente do projeto dos *risers*, geralmente por equipes distintas, e são efetuadas análises independentes para calcular os movimentos da unidade flutuante ancorada e para calcular a resposta estrutural dos *risers*.

Assim, as suposições da prática atual de projeto precisam ser reavaliadas, a fim de verificar a importância de se caminhar na direção da integração do projeto. O uso de ferramentas de análise que considerem o acoplamento entre o comportamento hidrodinâmico do casco e o comportamento estrutural e hidrodinâmico das linhas pode contribuir na integração do projeto da ancoragem e dos *risers*. Por sua vez, espera-se que o projeto integrado tenha o potencial de trazer benefícios substanciais em termos da resposta de todo o sistema, custo e segurança para o desenvolvimento *offshore*.

Para o estudo e proposta de metodologias de análise e projeto integrado, foi escolhido o modelo da plataforma P18, que inclui o primeiro *riser* rígido em catenária (SCR) instalado em uma plataforma semisubmersível pela Petrobras. Atualmente, a Petrobras tem cerca de 1000 *risers* flexíveis instalados. No entanto, este tipo de *riser* possui as desvantagens de apresentar alto custo e baixa viabilidade técnica para aplicações em águas profundas, onde estarão submetidos a elevadas pressões hidrostáticas externas, principalmente no caso de *risers* com grandes diâmetros. Para estas situações, o SCR coloca-se como uma alternativa viável.

No restante deste texto, assume-se que o leitor já tem familiaridade com as componentes de sistemas *offshore*, incluindo os diversos tipos de plataformas, de sistemas de ancoragem e de *risers*. A descrição destes componentes pode ser encontrada em diversos outros textos, incluindo teses de Mestrado e Doutorado do PEC/COPPE tais como [1], [2], [3].

## 1.2 CONTEXTO

### 1.2.1 PRÁTICA ATUAL DE PROJETO DE ANCORAGEM E *RISERS*

Como mencionado anteriormente, a prática de projeto atual para o sistema de ancoragem e *risers* da unidade flutuante consiste em adotar um procedimento onde há pouca ou nenhuma integração entre os modelos de análise do casco da plataforma, das linhas de ancoragem e dos *risers*. Com isso, os efeitos não-lineares devidos à interação do comportamento hidrodinâmico do casco com o comportamento estrutural e hidrodinâmico das linhas e *risers* não são considerados.

Neste procedimento “desacoplado”, duas etapas distintas podem ser identificadas:

- A primeira etapa consiste na análise de movimentos da unidade flutuante, na qual as linhas são representadas de forma simplificada, por modelos escalares;
- A segunda etapa consiste na análise estrutural das linhas, representadas por um modelo de Elementos Finitos, aplicando-se no topo os movimentos da unidade flutuante, calculados na 1ª etapa.

A seguir, apresenta-se uma breve descrição destas etapas.

### Análise Hidrodinâmica da Unidade Flutuante

A primeira etapa, associada ao **projeto do sistema de ancoragem**, consiste em efetuar análises de modelos hidrodinâmicos de unidades flutuantes, para a determinação dos movimentos, estimativa das trações nas linhas de ancoragem e comparações destes resultados com os valores estabelecidos nos critérios de projeto.

Nestas análises, as linhas de ancoragem são representadas por coeficientes escalares incorporados na equação de movimento da unidade flutuante para representar a rigidez, massa, amortecimento e parcela de carga de correnteza nas linhas, como ilustrado na Figura 1-1. Estes coeficientes podem ser determinados a partir de modelos analíticos simplificados (por exemplo, baseados na equação da catenária) ou calibrados a partir de modelos experimentais. A contribuição dos *risers* também deve ser incluída no cálculo destes coeficientes, mas, em muitas aplicações práticas, tem sido simplesmente ignorada.

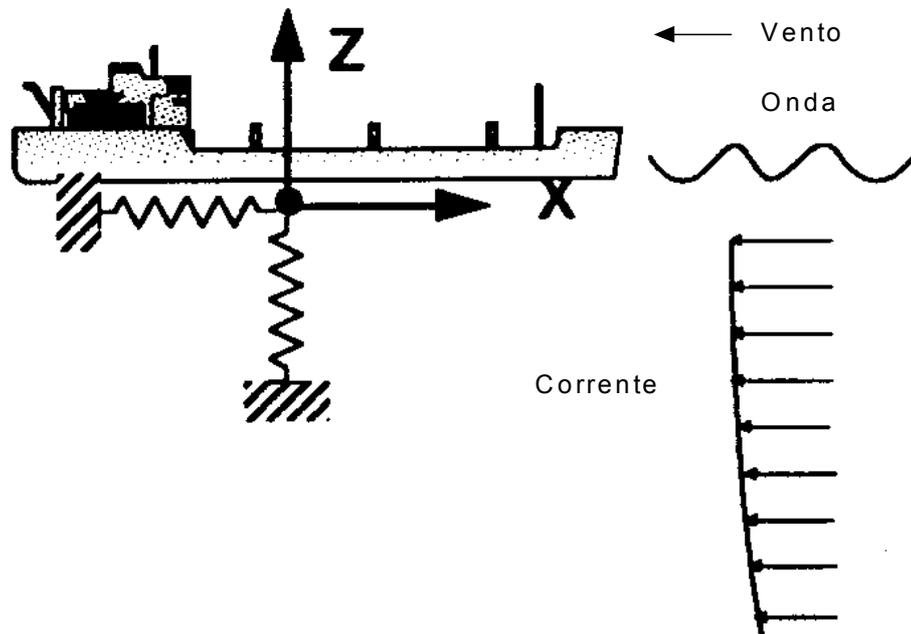


Figura 1-1 Modelo hidrodinâmico da unidade flutuante

A **rigidez** das linhas sobre a embarcação é normalmente representada por molas lineares ou molas não-lineares (associadas a curvas de restauração). No DMOOR, que é um dos programas de análise e projeto do sistema de ancoragem adotado pela Petrobras, apenas a rigidez linear das linhas de ancoragem é calculada, sem fazer qualquer

consideração sobre a rigidez dos *risers*. Para levar em consideração a rigidez dos *risers*, é necessário montar um modelo de Elementos Finitos à parte, com todas as linhas de *riser*, para a determinação de sua rigidez e, em seguida, adicioná-la à rigidez das linhas de ancoragem.

A parcela da **massa** das linhas de ancoragem e *risers* que afeta os movimentos da embarcação é estimada como uma fração da massa das linhas.

Nos procedimentos recentes adotados pela Petrobras, não é usual considerar a contribuição das linhas para o **amortecimento**. Por exemplo, na fase de projeto da plataforma P18, os fatores de amortecimento ( $c/c_{crit}$ ) adotados foram obtidos através de resultados de ensaio de uma plataforma semelhante a P18, sem considerar linhas de ancoragem nem *risers*, apenas amortecimento do casco. Na fase de verificação de projeto da plataforma P18, os fatores de amortecimento foram calculados a partir da matriz de amortecimento viscoso linearizada do casco, ainda sem levar em consideração o amortecimento dos *risers* e linhas de ancoragem.

A parcela da **carga de correnteza** nas linhas de ancoragem e *risers* sobre a embarcação é considerada como uma carga concentrada, somada no lado direito da equação de movimento.

### Análise Estrutural dos Risers

A segunda etapa do procedimento desacoplado, associada ao **projeto dos risers**, consiste em efetuar análises de modelos de Elementos Finitos de um *riser*, sob a aplicação, no topo, dos movimentos da unidade flutuante calculados na 1ª etapa, bem como dos carregamentos de onda e correnteza ao longo da linha. O objetivo destas análises é obter a resposta estrutural do *riser*, de forma que os esforços nos trechos mais críticos possam ser comparados aos critérios de projeto.

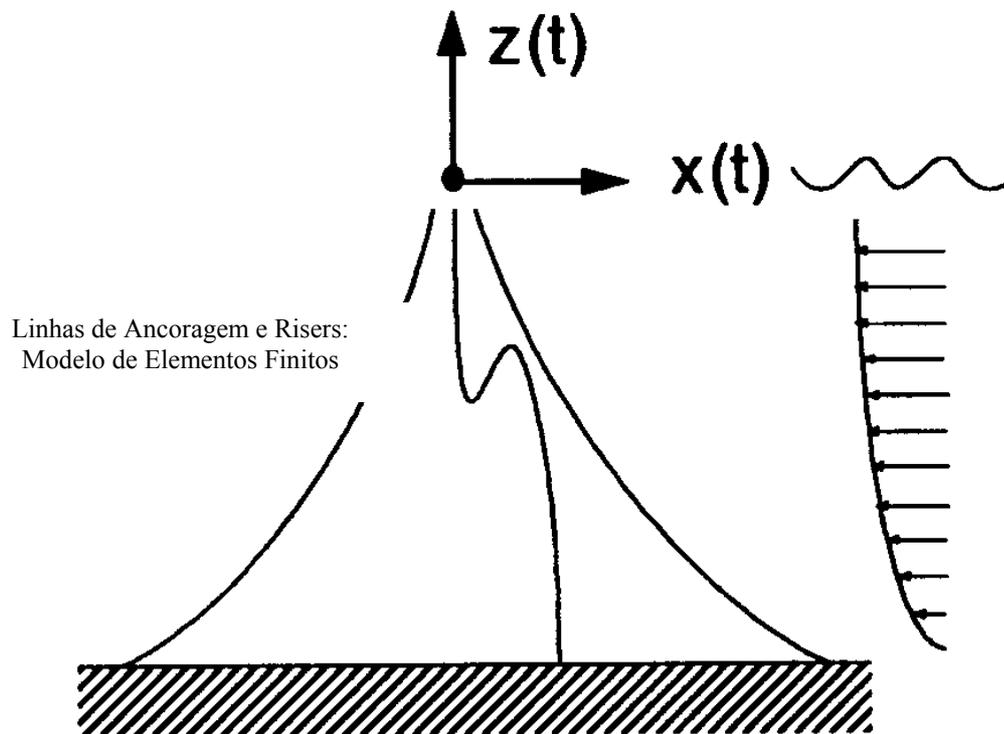


Figura 1-2 Modelo hidrodinâmico da unidade flutuante

Um exemplo de aplicação deste procedimento desacoplado seria efetuar uma análise do casco com o programa WAMIT [4], que fornece resultados em termos de coeficientes linearizados e funções de transferência dos movimentos da plataforma. Normalmente, o programa WAMIT considera apenas os carregamentos de onda sobre o casco, deixando de ser considerados o vento e a correnteza sobre o casco. Os efeitos das linhas de ancoragem e risers sobre os movimentos da unidade flutuante são considerados apenas se forem calculados externamente e fornecidas ao programa através de uma matriz de restauração e de uma matriz de amortecimento. Em seguida,

os resultados do WAMIT seriam empregados no programa ANFLEX [5], [6], [7] para a análise de um *riser*.

No procedimento atual para o projeto de *risers*, definem-se situações de carregamento *Near*, *Far*, *Cross* e *Transverse*. Para cada uma destas situações, a resposta dinâmica no domínio do tempo é determinada através da seguinte seqüência de análises:

- Inicialmente, efetua-se uma análise não-linear estática para a determinação da configuração de equilíbrio, sob ação das parcelas estáticas do carregamento: peso próprio, correnteza, pré-tração e *offset* estático da embarcação (determinados na análise da ancoragem). O carregamento é aplicado incrementalmente: no primeiro passo aplica-se apenas a carga total do peso próprio, e nos demais, aplica-se incrementalmente a correnteza e o *offset* estático (como deslocamento prescrito no nó do topo do *riser*). Para a situação *Far*, o *offset* estático da embarcação e a correnteza são aplicados de modo a afastar o nó do topo do ponto da âncora. Para a situação *Near*, este carregamento é aplicado no sentido inverso, de modo a aproximar o nó do topo do ponto da âncora. Para a situação *Cross*, o carregamento é aplicado na direção perpendicular ao plano da linha. Para a situação *Transverse*, o carregamento é aplicado a 45 graus do plano da linha.
- Em seguida, a partir da configuração estática, é feita uma análise não-linear dinâmica no domínio do tempo, que se inicia a partir dos resultados obtidos no último passo da análise estática. Esta análise inclui todas as parcelas estáticas do carregamento e acrescenta as parcelas dinâmicas, aplicadas no sentido apropriado, de acordo com a situação *Near*, *Far*, *Cross* ou *Transverse*: a onda regular atuando diretamente sobre os *risers* e as parcelas dinâmicas do movimento da embarcação. Ressalva-se neste procedimento, que os *offsets* estáticos e dinâmicos são obtidos como resultado da análise do sistema de ancoragem em diferentes situações, por exemplo, situação intacta ou danificada (com uma ou duas linhas rompidas). Diferentes fatores de segurança podem ser aplicados para cada uma destas situações.

A duração da análise no domínio do tempo é tipicamente cinco períodos da onda regular, para garantir que a resposta atinja o regime permanente.

### 1.2.2 MODELOS ACOPLADOS

Esta prática de projeto “desacoplada” tem sido utilizada com relativo sucesso em projetos de unidades flutuantes de maior porte, mas com um número relativamente pequeno de *risers* conectados e em águas pouco profundas.

No entanto, à medida que companhias de petróleo como a Petrobras avançam na exploração de campos em águas mais profundas e empregando um número cada vez maior de *risers*, tem sido reconhecido que as simplificações decorrentes desta prática de projeto “desacoplada”, na qual a interação entre o casco e as linhas não é considerada de forma rigorosa, podem ter efeitos prejudiciais e penalizar seriamente a qualidade dos resultados.

Este fato motivou o desenvolvimento de programas baseados em uma formulação *acoplada*, como o programa PROSIM [8], [9] que foi o primeiro a utilizar esse conceito de análise acoplada, como será descrito mais adiante na seção 1.4.4. Este programa vem sendo desenvolvido desde 1997, de forma cooperativa por pesquisadores da Petrobras e do LAMCSO – Laboratório de Métodos Computacionais e Sistemas Offshore, do PEC/COPPE/UFRJ.

### 1.3 OBJETIVOS

O objetivo deste trabalho é, portanto, sugerir e estudar diferentes metodologias de análise e projeto de sistemas de ancoragem e *risers* de unidades flutuantes, procurando aumentar o nível de complexidade dos modelos de análise e de integração do projeto, caminhando gradualmente na direção de um procedimento totalmente integrado.

Neste estudo, serão levadas em conta as diferentes fases de um projeto, que são:

- Desenvolvimento – identifica particularidades e aspectos críticos;
- Conceitual – verifica se uma dada concepção pode vir a ser viável;
- Básico (em ambiente específico da Petrobras) – garante a viabilidade técnica das soluções alternativas apresentadas, para cotação pelo mercado;
- Detalhado – define dimensões finais e gera especificações para a construção.

Dois níveis principais de integração podem ser definidos: um para fases preliminares do projeto, outro para fases mais avançadas e de verificação de projeto, levando em conta o nível de precisão requerido em cada fase e também o compromisso entre implicações de custo e benefício para o projeto integrado do sistema de ancoragem e *risers*. (Observa-se que o projeto estrutural do casco da plataforma não faz parte do escopo deste trabalho). Assim,

- Nas fases preliminares, busca-se, a partir das propostas apresentadas pela JIP “Integrated Mooring and Riser Design” [10], [11], [12] e levando em consideração a prática de projeto da Petrobras, propor e verificar metodologias que incorporem, de forma simplificada, algum nível de integração na análise e projeto de sistemas de ancoragem e *risers*, dependendo do nível de sofisticação requerido para garantir a viabilidade. Estas metodologias incorporam a consideração da contribuição dos *risers* como parte do sistema ancorado, em termos de cargas hidrodinâmicas, rigidez, amortecimento e massa adicionada.
- Já numa fase mais avançada do projeto, pretende-se propor e verificar procedimentos que empregam programas baseados em modelos acoplados para determinar tanto a resposta da embarcação quanto a resposta das linhas. Atenção especial será dedicada à análise de fadiga de *risers* rígidos em catenária (serão apresentados resultados de análises do SCR da plataforma P18).

## 1.4 HISTÓRICO

Nas seções a seguir apresenta-se um breve histórico dos modelos hidrodinâmicos considerados para a representação de unidades flutuantes [13], seguido por uma descrição dos programas que vêm sendo empregados nas diversas etapas do projeto de sistemas de ancoragem e de *risers*.

### 1.4.1 MODELOS HIDRODINÂMICOS

Com o aumento da demanda de prospecção e exploração de petróleo no mar, várias propostas surgiram em relação a modelos hidrodinâmicos para diferentes geometrias de unidades flutuantes: esbeltas (compostas por membros reticulados) ou de grandes dimensões (como navios). Esta diversidade de geometrias implicou no surgimento de diversas formulações no domínio da frequência e no domínio do tempo para a solução dos problemas inerentes à interação das ondas do mar com a estrutura da unidade flutuante.

- Se a estrutura for esbelta ou composta por membros esbeltos, as forças devidas às ondas podem ser calculadas considerando-se que as ondas incidentes não são afetadas pela presença da estrutura. Neste caso, a formulação adequada para este tipo de análise é aquela baseada na equação de Morison proposta por Morison, O'Brien, Johnson e Shaaf (1950) [14]. A aplicação da equação de Morison para estruturas flutuantes modeladas por cilindros foi rigorosamente formulada por Hooft (1971) [15]. Aplicações desta formulação são apresentadas por Pauling (1970, 1974) [16], [17] e Carlsen e Mathisen (1980) [18].
- Se a estrutura não for esbelta, sua presença irá afetar o escoamento da onda incidente, sendo apropriada a utilização da teoria da difração. Neste caso, a formulação adequada é dada através da Teoria Potencial, com solução numérica utilizando a função de Green tridimensional. John (1950) [19] apresentou uma formulação rigorosa do Problema de Valor de Contorno (PVC), decorrente da Teoria Potencial para a solução do problema de interação de ondas com corpos flutuantes através do método da função de Green. Entretanto, devido à complexidade das equações integrais resultantes, tal método só era aplicado a corpos com geometrias simples. O trabalho de Hess e Smith (1962) [20] desenvolveu uma técnica de discretização que possibilitou a solução numérica

do escoamento potencial em torno de corpos com geometria arbitrária, em regiões fluidas infinitas. Com o trabalho de Kim (1965) [21] foi analisada a função de Green para profundidade infinita. O problema em águas de profundidade finita foi resolvido por Garrison e Rao (1971) [22] para corpos submersos e fixos. Num trabalho publicado por Hearn (1977) [23] foi proposta a aproximação da função de Green através de expressões mais simples. Newman (1984) [24] propôs uma nova aproximação para a função de Green baseada em polinômios de Chebishev, tanto para o caso de profundidade infinita quanto finita.

A análise de movimentos de corpos flutuantes no domínio tempo pode ser realizada a partir dos resultados obtidos na análise de movimentos no domínio da frequência, quando o corpo é excitado por componentes de onda regular.

A primeira formulação para a determinação dos movimentos de corpos flutuantes no domínio do tempo surgiu com o trabalho de Cummins (1962) [25]. Tal formulação foi rerepresentada por Ogilvie (1964) [26] onde foi introduzido o conceito de memória do fluido. A obtenção de coeficientes que permitem o estabelecimento da equação de movimentos no domínio do tempo é possível a partir dos coeficientes obtidos no domínio da frequência. Isto foi alcançado por Cummins através da aplicação do princípio da função resposta a impulso, o qual foi rigorosamente formulado do ponto de vista hidrodinâmico.

Seguindo outra linha, sem, no entanto, fugir da técnica de Cummins, Beck e Liapis (1987) [27] resolveram o problema transiente através da função de Green apropriada para o domínio do tempo. Inicialmente estes propuseram a solução do problema diretamente pelo método da função de Green, utilizando um esquema iterativo para marcha, passo a passo, no tempo. Em virtude de esta técnica ser muito cara do ponto de vista computacional, foi proposta a utilização da função resposta a impulso combinada com a função de Green, através de uma decomposição do potencial. Outro trabalho nesta linha foi publicado por Newman, onde foram analisados os movimentos de um cilindro vertical.

Em 1988 Korsmeyer, Lee, Newman e Sclavounos [28] analisaram a interação de ondas com grandes estruturas através do método da função de Green no tempo. Neste trabalho, foram realizadas comparações quanto à passagem de um domínio para outro (frequência  $\leftrightarrow$  tempo) através da aplicação de transformadas de Fourier. A avaliação da

função de Green no domínio do tempo é realizada através de aproximações polinomiais simples, semelhantes às utilizadas por Newman no domínio da frequência.

Em 1989, Levy [13] apresentou um trabalho baseado na formulação de Cummins para análise de movimentos de corpos flutuantes no domínio do tempo.

#### 1.4.2 PROGRAMAS DE ANÁLISE DE MOVIMENTOS DA UNIDADE FLUTUANTE

Os programas computacionais TDSIM6 [29] e ARIANE [30] fornecem a resposta dinâmica da análise de unidades flutuantes, podendo ser empregados para o projeto de sistemas de ancoragem. Os dois programas aplicam o procedimento de análise baseado na integração numérica no domínio do tempo das equações de movimento de corpo rígido da plataforma sujeita a distúrbios devidos a ondas, vento e correnteza, com a leitura de coeficientes hidrodinâmicos gerados por outros programas de análise de movimentos, tal como o WAMIT.

O programa computacional TDSIM6 é usado para cascos da unidade flutuante que podem ser modelados por elementos tubulares cilíndricos esbeltos, tais como plataforma semisubmersíveis, TLP's e *Spar-buoys*. Neste programa, as linhas de ancoragem e *risers* são consideradas de forma simplificada através de curvas de restauração. A saída deste cálculo consiste de séries temporais de movimentos da plataforma e forças nas linhas de ancoragem.

O programa computacional ARIANE possui uma formulação hidrodinâmica mais voltada para cascos de navio. Neste programa, as linhas são consideradas através da equação da catenária, com um limite máximo de 20 linhas na versão 5.0, com o mesmo tipo de saída descrito para o programa TDSIM6.

Um outro programa desenvolvido pela Petrobras em parceria com a USP foi o DYNASIM [31], podendo ser empregado para projeto de sistemas de ancoragem. Este programa é usado para análise de unidades flutuantes tais como navios, onde a dimensão da estrutura é próxima ao valor do comprimento das ondas do mar. Para tal, são empregados modelos hidrodinâmicos que consideram efeitos de difração e radiação das ondas.

O programa DMOOR [32] também é empregado para o projeto de sistemas de ancoragem, podendo ser analisado tanto no domínio do tempo (módulo TIME) quanto no domínio da frequência (módulo FREQ). Este programa fornece separadamente as

parcelas de 1ª e 2ª ordem da onda a partir de coeficientes lidos de outros programas de análise de movimentos, tal como o WAMIT. Para consideração das linhas, o programa usa a equação da catenária no módulo de análise estática e um modelo de elementos finitos no módulo de análise dinâmica, com uma limitação na quantidade de linhas em 16. Como resultado, o programa fornece o desvio-padrão da tração dinâmica das linhas.

#### 1.4.3 PROGRAMAS DE ANÁLISE ESTRUTURAL DE LINHAS E *RISERS*

##### O Programa ANFLEX

O ANFLEX [5], [6], [7] é o programa desenvolvido e utilizado pela Petrobras desde 1991 para análise estrutural não-linear estática e dinâmica de estruturas esbeltas tais como *risers* e linhas de ancoragem. Para se determinar a resposta de um sistema idealizado, um conjunto de equações diferenciais e condições de contorno é estabelecido.

Alguns tipos de elementos, tais como cabo, treliça, pórtico espacial e escalar generalizado, podem ser escolhidos de forma a melhor representar o problema de engenharia a ser resolvido.

Além disso, é necessário definir os casos de carregamento a serem considerados na análise, que pode ser determinística ou aleatória. Os carregamentos de peso próprio, correnteza e onda são normalmente impostos sobre a estrutura.

O programa tem passado por seguidos ciclos de desenvolvimento ligados tanto à implementação de novas metodologias quanto ao desenvolvimento de interfaces gráficas. Os novos desafios que se apresentam, em termos de novas concepções, análises de instalação e incorporação de efeitos tais como vibrações induzidas por vórtices, plasticidade do contato com o solo, efeitos de sombra, comportamento histerético de componentes, tem feito com que novas versões sejam lançadas com uma certa regularidade.

As interfaces gráficas foram adaptadas para consideração de sistemas multi-linhas, geração de múltiplos carregamentos e análise de interferência.

A partir de 2003 o ANFLEX teve iniciada sua implementação no projeto do Tanque de Provas Numérico (que será mencionado adiante), o qual visa o emprego de

modelos acoplados com utilização intensiva de processamento paralelo e realidade virtual.

#### Outros Programas de Análise de Linhas

O ORCAFLEX [33] é um programa de Elementos Finitos para projeto e análise não-linear estática e dinâmica no domínio do tempo de *risers* flexíveis e sistemas de ancoragem 3D, capaz de tratar grandes deflexões do sistema em relação à configuração inicial. O programa pode modelar sistemas multi-linhas, incluindo *risers* flexíveis, ancoragens, cabos, umbilicais, SCR's, *risers* tencionados (como por exemplo, *riser* de perfuração), bóias submersas, bóias flutuantes, etc.

O FLEXCOM [34] é outro programa de Elementos Finitos no domínio do tempo para análise de linhas, desenvolvidos pela empresa MCS, capaz de executar análises estáticas, dinâmicas e quase-estáticas, com materiais com propriedades lineares e não-lineares. Como carregamento ambiental, o programa inclui as opções de perfis de correnteza variando ao longo da profundidade, ondas regulares e irregulares.

O RIFLEX [35] também é outro programa de Elementos Finitos, desenvolvido pelas empresas MARINTEK e SINTEF em cooperação com a Universidade de Ciência e Tecnologia da Noruega (NTNU), para análise não-linear estática e dinâmica no domínio do tempo dos movimentos e esforços dos *risers*, podendo ser fornecidas as propriedades não-lineares da seção transversal. Podem ser aplicados os carregamentos de pressão hidrostática externa e interna, carregamento hidrodinâmico pela equação de Morison generalizada, ondas regulares ou irregulares e movimentos da embarcação, perfis de correnteza e coeficientes de atrito com o solo marinho.

#### 1.4.4 PROGRAMAS DE ANÁLISE ACOPLADA

##### O Programa PROSIM

O desenvolvimento do programa PROSIM tem sido efetuado de forma cooperativa por pesquisadores da Petrobras e da COPPE/UFRJ desde o ano de 1997, quando, como mencionado anteriormente, a Petrobras vinha reconhecendo a importância e a necessidade de empregar formulações acopladas na análise de unidades flutuantes ancoradas.

O programa PROSIM incorpora, em uma única estrutura de código e de dados, um modelo hidrodinâmico para a representação do casco da unidade flutuante e um modelo de elementos finitos para a representação rigorosa das linhas. Nesta formulação, a cada instante do processo de integração no tempo das equações de movimento do casco, efetua-se uma análise não-linear dinâmica de um modelo de elementos finitos de cada uma das linhas, sob a ação de onda, correnteza, peso próprio e das componentes de movimento transmitidas pelo casco. As forças no topo de cada uma das linhas são então consideradas no lado direito das equações de movimentos do casco, somando-se aos carregamentos devidos à onda, vento e correnteza. Como resultado, o programa é capaz de fornecer os movimentos da unidade flutuante, levando em conta as características da resposta estrutural de todas as linhas. Desta forma, é possível obter resultados que consideram a interação não-linear entre o comportamento hidrodinâmico do casco e o comportamento estrutural e hidrodinâmico das linhas e *risers*.

A formulação originalmente implementada para a análise hidrodinâmica do casco é semelhante à empregada no programa TDSIM6. Trata-se de uma formulação híbrida que combina a formulação de Morison (que leva em conta efeitos viscosos de fluidos reais) com o modelo de difração/radiação de fluidos ideais da Teoria Potencial. Para tratar os efeitos do escoamento potencial, o PROSIM lê arquivos com resultados gerados por um programa de difração tal como o WAMIT, contendo coeficientes de transferência de força de deriva lenta e de amortecimento potencial dependente da frequência. Com isso, o programa PROSIM é adequado para aplicação em plataformas compostas por membros reticulados de grandes diâmetros, tais como TLP's, plataformas semisubmersíveis, *Spar-buoys* e monobóias.

Recentemente foram incorporados diversos aprimoramentos no PROSIM, como por exemplo novos algoritmos de integração no tempo (tais como o método de Newmark em uma implementação preditora-corretora); melhorias na formulação hidrostática, para considerar o caso de *pontoons* parcialmente submersos; e melhorias diversas na formulação hidrodinâmica, a maior parte delas implementada por pesquisadores da USP [36].

O programa PROSIM é distribuído como um executável que roda em ambientes DOS ou Windows, lendo dados armazenados em arquivos ASCII. Recentemente, foi desenvolvida uma interface gráfica de pré e pós-processamento para gerar automaticamente os arquivos com modelos de análise para o PROSIM e para visualizar

os resultados. Os módulos de pré-processamento desta interface gráfica dispõem de recursos de análise estática e geração de modelos para *situações de instalação e avaria de unidades ancoradas*, de onde surgiu a inspiração para a denominação que vem sendo aplicada ao conjunto composto pela interface e pelo programa de análise – *SITUA/PROSIM*.

#### O Programa DYNASIM

Recentemente, como resultado de desenvolvimentos de pesquisa efetuados em parceria pela Petrobras e pelo PEC/COPPE, foram introduzidos no programa DYNASIM modelos que consideram de forma simplificada o acoplamento entre o casco e as linhas de ancoragem, configurando a versão do programa conhecida como DYNASIM-A. Nestes modelos, empregam-se elementos de treliça para discretizar as linhas de ancoragem e considera-se a aplicação de carregamentos de correnteza sobre as linhas (mas não de carregamentos de onda).

#### O TPN – Tanque de Provas Numérico

Tanto o programa PROSIM quanto o programa DYNASIM são usados como ferramentas para o dia-a-dia de projeto de unidades flutuantes. Recentemente, outro programa de análise acoplada denominado Tanque de Provas Numérico (TPN) [37], [38] vem sendo desenvolvido com o intuito de ser usado em fases de verificação de projeto e de simulação numérica de concepções inovadoras de sistemas flutuantes, procurando complementar e/ou substituir as simulações experimentais realizadas em tanques de prova físicos, atendendo aos mesmos objetivos.

A meta no desenvolvimento do TPN é levar em consideração todos os fenômenos físicos que agem sobre o corpo flutuante, linhas de ancoragem e *risers*. Assim, vários modelos numéricos, empíricos e analíticos, estão sendo considerados e integrados ao simulador numérico. O problema da Teoria Potencial é resolvido para fornecer forças de onda agindo nos corpos, não somente partindo de resultados de análises prévias no WAMIT efetuadas no domínio da frequência, mas também formulado e resolvido no domínio do tempo. Modelos empíricos são usados para simular as forças de correnteza e vento. Para representar as linhas de ancoragem e *risers*, um modelo de elementos finitos é usado.

Este programa possui um pré-processador que permite uma rápida mudança nas condições ambientais e nas condições do sistema para a análise de vários casos de teste, e ainda, um visualizador 3D da totalidade do sistema, que está instalado em uma sala de Realidade Virtual com projeção estereoscópica.

#### *Outros Programas de Análise Acoplada*

Mais recentemente têm surgido outros programas comerciais, como por exemplo o programa DEEPER [39] e o programa RAMS [40].

O DEEPER é um programa de análise acoplada, baseado nos programas SIMO [41] e RIFLEX, desenvolvidos pelas empresas DNV e MARINTEK. O SIMO é um programa para simulação dos movimentos da unidade flutuante no domínio do tempo e o RIFLEX é um programa de análise não-linear das linhas. A referência [37] descreve metodologias de análise acoplada para unidades flutuantes de produção ancoradas em águas profundas, utilizando o programa DEEPER.

O RAMS (*Rational Approach to Marine Systems*) é um programa de análise acoplada de *risers* e linhas de ancoragem conectados a uma ou mais unidades flutuantes tais como *Spars*, TLP's, Semisubmersíveis ou Navios, projetado para análises tanto no domínio do tempo quanto no domínio da frequência, desenvolvido pelas empresas STRESS ENGINEERING e MOBIL TECHNOLOGY COMPANY.

## 1.5 ESTRUTURAÇÃO DA TESE

Inicialmente, os Capítulos 2 a 6 descrevem a formulação incorporada nos procedimentos de análise que compõem as metodologias consideradas nesta Tese.

O Capítulo 2 apresenta uma revisão teórica das **equações de movimento** de grande amplitude da unidade flutuante, desde a definição de sistemas de coordenadas até a sua formulação e solução.

Os capítulos seguintes tratam dos procedimentos que levam ao cálculo das forças que atuam no lado direito das equações de movimento. O Capítulo 3 trata da formulação dos **modelos para representação das ondas**, constituindo um PVC e suas condições de contorno associadas. A Teoria Linear de Airy é apresentada para solução do modelo matemático bidimensional, tomando apenas o 1º termo da série de potências do potencial de velocidades e da elevação da superfície livre. Como esta teoria é válida apenas para alturas de onda pequenas em relação ao comprimento de onda, as condições de contorno são tomadas no nível médio de águas tranqüilas. Em aplicações onde a altura de onda é significativa, a extrapolação de Wheeler é adotada para os pontos situados na superfície livre.

O Capítulo 3 prossegue na descrição da representação espectral de um estado de mar através de parâmetros estatísticos, necessária para a consideração de estados de mar irregular. Apresenta-se a descrição do espectro de Jonswap, bem como as técnicas usuais de discretização do espectro. Algumas observações são feitas em relação às características das ondas observadas na Baía de Campos.

O Capítulo 4 descreve os procedimentos de **cálculo das forças de onda**, que é um dos carregamentos ambientais mais importantes a ser imposto tanto sobre a unidade flutuante quanto sobre as linhas de ancoragem e *risers*. Assim, são apresentadas as formulações de Morison, Froude-Krylov e Difração/Radiação separadamente, e ainda, uma formulação híbrida que combina as vantagens de cada uma delas para o cálculo das forças no casco de unidades flutuantes compostas por membros reticulados, tais como plataformas semi-submersíveis.

A seguir, o Capítulo 5 apresenta o cálculo das forças geradas pela **correnteza e vento** a serem impostas sobre a estrutura. O casco da unidade flutuante está submetido a estes dois tipos de carregamento, além da onda. As linhas são submetidas apenas aos carregamentos de correnteza e onda, pois geralmente não possuem área exposta ao

vento. Também é feita uma descrição das características de vento e correnteza na região da Bacia de Campos.

Encerrando a revisão teórica das formulações e modelos de análise, o Capítulo 6 traz uma revisão da formulação hidrodinâmica e estrutural das linhas, tratando das discretizações do modelo no espaço e no tempo e como são tratados os efeitos não-lineares.

O Capítulo 7 descreve as metodologias e critérios de projeto propostos para a integração de sistemas de ancoragem e *risers*, primeiro para fases preliminares de projeto, depois para fases mais avançadas de projeto, de acordo com o nível de complexidade requerido.

No Capítulo 8 é feita uma descrição dos modelos do casco, das linhas de ancoragem e dos *risers* da P18, que foram utilizados neste estudo. O Capítulo 9 descreve os critérios de seleção dos casos de carregamentos utilizados neste estudo, que correspondem a um ano de medição de dados ambientais no Campo de Marlim, onde se encontra ancorada a plataforma P18.

O Capítulo 10 apresenta um exemplo de aplicação de metodologias simplificadas e o Capítulo 11 mostra alguns resultados típicos da aplicação das metodologias híbridas baseadas em análises acopladas e algumas comparações com o modelo desacoplado. Baseando-se em resultados dos movimentos na frequência da onda, foram geradas funções de transferência do PROSIM para serem comparadas com RAO's do WAMIT. São mostrados ainda os resultados do teste de decaimento numérico proposto no Capítulo 7, utilizados para a calibração de coeficientes de rigidez, amortecimento e massa adicionada.

O Capítulo 12 apresenta os resultados de um estudo estatístico feito em relação aos movimentos da unidade flutuante e em relação à vida à fadiga do SCR de importação de gás conectado à plataforma P18. Neste estudo estatístico, foram consideradas variações do número de componentes de onda e variações da semente de geração de números aleatórios, bem como variação do tempo total de simulação. Além disso, são apresentados alguns resultados típicos das análises do SCR no ANFLEX. Também é feita uma descrição da consistência da formulação do cálculo da elevação de onda nos programas PROSIM e ANFLEX.

No Capítulo 13 são apresentadas as considerações finais e algumas propostas para desenvolvimentos futuros.

# Capítulo 2

## EQUAÇÕES DE MOVIMENTO DA UNIDADE FLUTUANTE

### 2.1 INTRODUÇÃO

O procedimento de análise acoplada de plataformas flutuantes considerado neste trabalho é baseado na integração numérica no domínio do tempo das equações de movimento de corpo rígido da plataforma (modelada por elementos cilíndricos), associadas à representação estrutural e hidrodinâmica do comportamento das linhas de ancoragem e *risers* por modelos de elementos finitos.

Neste capítulo, apresenta-se de forma resumida a formulação das equações de movimento de grande amplitude que representam os movimentos de corpo rígido da plataforma; maiores detalhes podem ser encontrados em Meirovich [42]. Apresenta-se também o procedimento de integração no tempo para a solução destas equações.

A formulação apresentada neste capítulo tem origem na análise de movimento no domínio do tempo seguindo o enfoque desacoplado tradicional, mas será estendida também para a incorporação no modelo acoplado, como será comentado em capítulos posteriores.

As equações de movimento consideram efeitos não-lineares geométricos decorrentes de grandes deslocamentos do corpo; além disso, como será visto em capítulos posteriores, outros efeitos não-lineares são considerados na formulação do modelo acoplado, relacionados ao:

- Comportamento hidrodinâmico na interação fluido-estrutura (incluindo a força de arrasto viscosa, função quadrática da velocidade relativa entre o fluido e o corpo);
- Interação não-linear com as linhas de ancoragem e *risers* modelados por elementos finitos, configurando o modelo acoplado.

## 2.2 SISTEMAS DE COORDENADAS

### Sistema Global Geral (Constante, “inercial”)

Inicialmente, define-se o sistema de coordenadas **global geral**  $(x,y,z)$  primário, único, ao qual estarão referenciados todos os demais sistemas. O eixo- $x$  e o eixo- $y$  deste sistema global estão contidos em um plano horizontal e o eixo- $z$  corresponde à direção vertical, orientado de baixo para cima. Em princípio, a profundidade da origem deste sistema de referência global geral, a partir do nível de águas tranqüilas, pode ser definida através de uma variável  $h$ , como indicado na Figura 2-1, mas usualmente é mais conveniente fazer com que a origem esteja contida no plano da superfície média da água, ou seja,  $h = 0$ .

As coordenadas dos nós da malha de elementos finitos que representam as linhas no modelo acoplado são expressas neste sistema global geral (eventualmente também referido como o sistema “inercial”).

### Sistema Local das Ondas

Em seguida define-se um sistema de coordenadas  $(\xi,\zeta,\eta)$  para descrever os movimentos da onda. Neste sistema são calculadas as velocidades, acelerações e pressões do fluido induzidas pela onda. O plano  $\xi\zeta$  está na superfície média do mar e o eixo- $\eta$  é vertical, como indicado na Figura 2-1. O eixo- $\xi$  é paralelo à direção de atuação da onda e faz um ângulo  $\beta$  com o eixo- $x$  global (positivo no sentido horário de  $x$  para  $\xi$ ).

Desta forma, as seguintes expressões podem ser empregadas para transformar as coordenadas de um ponto do sistema global  $(x,y,z)$  para o sistema da onda:

$$\begin{aligned}\xi &= x \cos \beta - y \sin \beta \\ \eta &= z + h \\ \zeta &= x \sin \beta + y \cos \beta\end{aligned}\tag{2.1}$$

### Sistema Estrutural da Plataforma (Móvel, “Fixo no Corpo”)

Define-se também um sistema de coordenadas **estrutural**  $(X,Y,Z)$ , específico da unidade flutuante. Trata-se de um sistema **móvel** que acompanha os movimentos do corpo. As equações de movimento do corpo, apresentadas mais adiante, são escritas

neste sistema e expressam a posição e os movimentos do sistema móvel  $(X,Y,Z)$  em relação ao sistema global  $(x,y,z)$ .

A origem deste sistema de referência estrutural do corpo está localizada no seu centro de gravidade (CG). Inicialmente, os eixos têm orientação semelhante à do sistema global geral  $(x,y,z)$ , ou seja, inicialmente o plano  $XY$  está contido em um plano horizontal e o eixo- $Z$  é vertical, orientado de baixo para cima.

A definição da posição inicial da origem do sistema estrutural  $(X,Y,Z)$ , em relação ao sistema global geral  $(x,y,z)$ , é feita através de três valores que definem a distância de sua origem (o CG) até a origem do sistema de global geral e de um quarto valor que representa o ângulo, em graus, que define o aproamento da unidade flutuante. Este ângulo é medido no plano horizontal, entre o eixo- $X$  global geral e o eixo- $x$  estrutural da unidade.

Observa-se que o programa trabalha internamente efetuando a montagem e solução das equações de movimento do casco neste sistema com origem no CG. No entanto, externamente o analista deve fornecer os dados que definem a geometria de cada unidade flutuante em outro sistema de coordenadas paralelo a este, com origem em um ponto de referência mais conveniente, por exemplo, a “quilha à meia nau” (no caso de navios) ou um ponto contido no plano horizontal que passa pela **base dos pontoons** (no caso de uma plataforma semi-submersível). A referência entre estes dois sistemas é definida pelas coordenadas do CG em relação ao ponto de referência escolhido.

#### *Sistema Local dos Membros da Plataforma e dos Elementos Finitos das Linhas e Risers*

Finalmente, cada elemento da malha de elementos finitos para as linhas e cada membro reticulado da plataforma, tem seu próprio sistema de referência **local**  $(\bar{x},\bar{y},\bar{z})$ . As propriedades dos elementos ou membros devem ser fornecidas neste sistema local. A origem deste sistema está localizada no nó 1 do membro. A direção local  $\bar{x}$  coincide com o eixo do membro e é orientada do nó 1 para o nó 2; as direções locais  $\bar{y}$  e  $\bar{z}$ , ortogonais a  $\bar{x}$ , estão contidas na seção transversal do membro. Para um membro com orientação geral no espaço, a direção local  $\bar{y}$  é horizontal e a direção local  $\bar{z}$  é perpendicular às direções  $\bar{x}$  e  $\bar{y}$ . Para um membro horizontal, a direção local  $\bar{z}$  é vertical, paralela ao eixo global  $z$ . Para um membro vertical, a direção local horizontal  $\bar{y}$  é

paralela ao eixo global  $y$ . Por sua vez, a direção local  $\bar{z}$ , também horizontal, é paralela ao eixo global  $x$  (mas em sentido contrário).

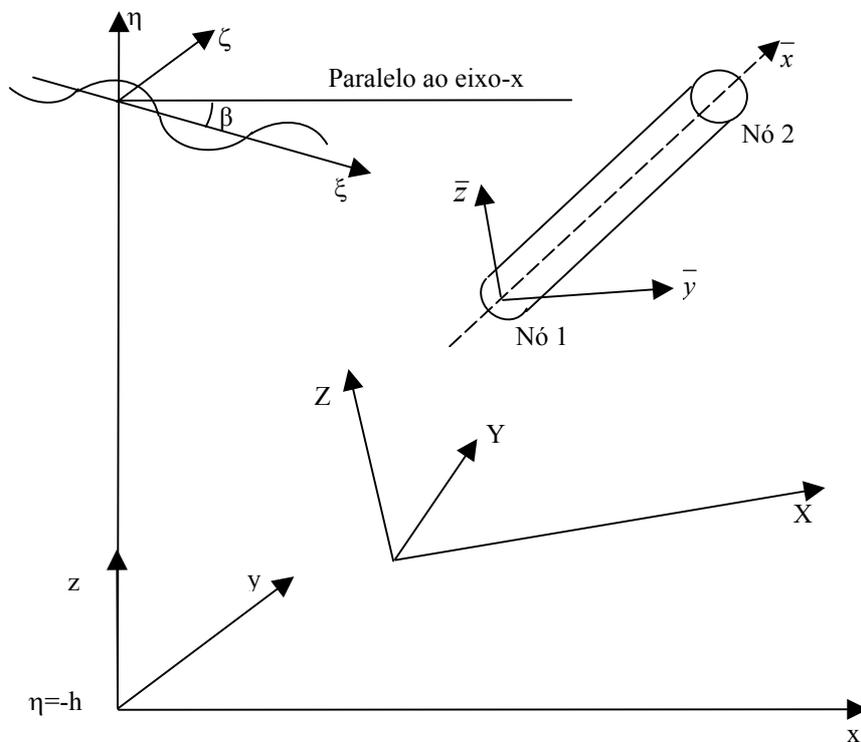


Figura 2-1 Sistema de Coordenadas

## 2.3 FORMULAÇÃO DAS EQUAÇÕES DE MOVIMENTO

No raciocínio que se segue, vamos supor que o aproamento da plataforma em relação ao sistema global  $(x,y,z)$  é zero, ou seja, que o sistema estrutural da plataforma  $(X,Y,Z)$  e o sistema global  $(x,y,z)$  são originalmente paralelos. A extensão para casos mais gerais com aproamento diferente de zero é trivial.

O deslocamento do corpo pode ser expresso como o somatório de uma translação da origem do sistema de coordenadas estrutural da plataforma e uma rotação em torno de um eixo passando pela origem do sistema estrutural:

### Deslocamento de Translação

A translação  $\mathbf{x}_l(t)$  é expressa pela variação da origem do sistema estrutural da plataforma  $(X,Y,Z)$ , ou seja, a variação da posição do centro de gravidade (CG), medida em relação ao sistema global  $(x,y,z)$ . As componentes de  $\mathbf{x}_l$  são  $x_{l1}(t)$ ,  $x_{l2}(t)$ ,  $x_{l3}(t)$ .

### Deslocamento de Rotação

De forma similar, o movimento de rotação é a variação angular dos eixos do sistema estrutural em relação ao sistema global. Para expressar a posição relativa rotacional desses dois sistemas de referência, empregam-se os *ângulos de Euler*, denominados  $\gamma$ ,  $\beta$ ,  $\alpha$ . A seqüência de rotações que define estes ângulos é descrita a seguir e ilustrada na Figura 2-2.

- Assume-se que originalmente o sistema da plataforma  $(X,Y,Z)$  e o sistema global  $(x,y,z)$  são coincidentes.
- Inicialmente, a plataforma gira em torno do seu eixo-Z através do ângulo de *yaw*  $\gamma$ .
- Em seguida, a partir da posição resultante gira em torno do eixo-Y através do ângulo de *pitch*  $\beta$ ;
- Finalmente, a partir desta última posição, gira em torno do eixo-X através do ângulo de *roll*  $\alpha$ .

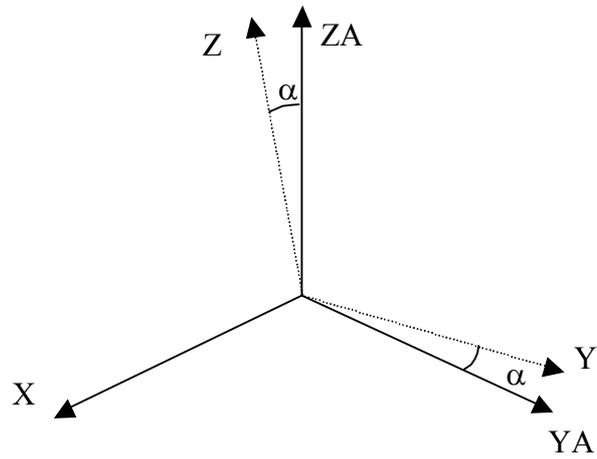
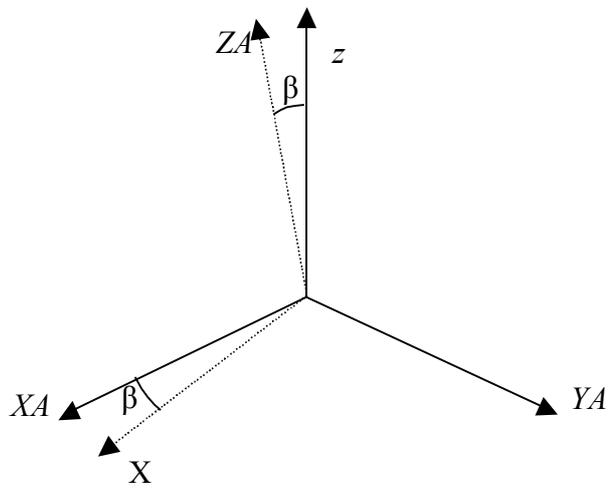
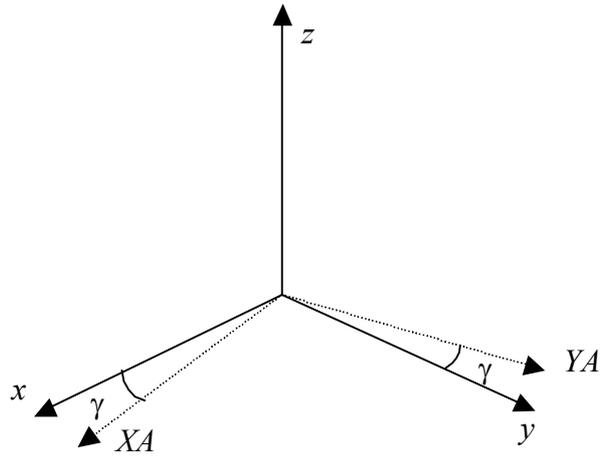


Figura 2-2 Transformação do Sistema de Coordenadas

### Transformação de Coordenadas

Após o movimento do corpo, a seguinte expressão relaciona as coordenadas de um ponto expressas no sistema estrutural da plataforma  $\mathbf{X} = (X, Y, Z)$  com as coordenadas do mesmo ponto expressas no sistema global  $\mathbf{x} = (x, y, z)$ , em função do movimento de translação  $\mathbf{x}_l = (x_{l1}, x_{l2}, x_{l3})$  e do movimento de rotação definido pelos ângulos de Euler  $\gamma, \alpha, \beta$ :

$$X = A(x - x_l) \quad (2.2)$$

ou

$$\begin{Bmatrix} X \\ Y \\ Z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} c\beta c\alpha & s\beta c\alpha & -s\alpha \\ -s\beta c\gamma + c\beta s\alpha s\gamma & c\beta c\gamma + s\beta s\alpha s\gamma & c\alpha s\gamma \\ s\beta s\gamma + c\beta s\alpha c\gamma & -c\beta s\gamma + s\beta s\alpha c\gamma & c\alpha c\gamma \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x - x_{l1} \\ y - x_{l2} \\ z - x_{l3} \end{Bmatrix} \quad (2.3)$$

Nesta expressão são usadas notações abreviadas:  $s\beta = \text{sen } \beta$ ,  $c\beta = \text{cos } \beta$ , e assim por diante.

Esta expressão define a transformação de coordenadas que relaciona o sistema global (fixo no espaço) com o sistema estrutural (móvel) da plataforma.

A matriz  $3 \times 3$   $\mathbf{A}$  é a matriz de *rotação* ou de *transformação de coordenadas*. Trata-se de uma matriz ortonormal, de modo que a sua inversa é igual à sua transposta e a transformação inversa (que exprime as coordenadas do ponto no sistema global como a soma das componentes de movimento translacional  $\mathbf{x}_l$  e rotacional  $\mathbf{A}$ ) é dada por:

$$\mathbf{x} = \mathbf{x}_l + \mathbf{A}^T \mathbf{X} \quad (2.4)$$

### Transformação de Velocidades

Uma outra expressão de transformação pode ser definida, relacionando as velocidades angulares  $\mathbf{w} = (w_1, w_2, w_3)$ , expressas no sistema global  $(x, y, z)$ , com as derivadas no tempo dos ângulos de Euler  $\theta = (\gamma, \beta, \alpha)$  (entendidas como velocidades angulares expressas no sistema estrutural da plataforma). Esta expressão é dada por:

$$\mathbf{w} = \mathbf{B} \frac{d\theta}{dt} \quad (2.5)$$

onde  $\mathbf{B}$  é dado por:

$$B = \begin{bmatrix} 1 & 0 & -\operatorname{sen}\alpha \\ 0 & \cos\gamma & \operatorname{sen}\gamma \cos\alpha \\ 0 & -\operatorname{sen}\gamma & \cos\gamma \cos\alpha \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

Em geral  $B$  é uma matriz quadrada e não singular, portanto a sua inversa existe e assim a transformação inversa de (2.6) pode ser escrita como:

$$\frac{d\theta}{dt} = B^{-1}w \quad (2.7)$$

### Segunda Lei de Newton

A segunda lei de Newton para movimentos translacionais e rotacionais pode ser escrita respectivamente como:

$$f = \frac{d}{dt}(Mv) \quad (2.8)$$

$$m = \frac{d}{dt}(Iw)$$

onde  $f$  e  $m$  são os vetores de forças externas e momentos;  $M$  e  $I$  são matrizes 3x3 compostas pela massa  $m$  do corpo e seus momentos e produtos de inércia  $I_{ii}$  e  $J_{ij} = J_{ji}$  como definido a seguir:

$$M = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 \\ 0 & 0 & m \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

$$I = \begin{bmatrix} I_{11} & -J_{12} & -J_{13} \\ -J_{21} & I_{22} & -J_{23} \\ -J_{31} & -J_{32} & I_{33} \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

onde:

$$I_{ii} = \int (x_j^2 + x_k^2) dm \quad j, k \neq i$$

$$J_{ij} = \int x_i x_j dm \quad i \neq j$$

Alternativamente, os momentos e produtos de inércia  $I_{ii}$  e  $J_{ij}$  podem ser relacionados aos valores dos *raios de giração*  $r_{ii}$  e  $r_{ij}$  pelas seguintes expressões:

$$r_{ii} = \sqrt{\frac{I_{ii}}{m}} \quad (2.11)$$

$$r_{ij} = \sin \alpha_l(J_{ij}) \sqrt{\frac{|J_{ij}|}{m}}$$

O lado direito das equações (2.8) representam as derivadas no tempo da quantidade de movimento translacional e angular, respectivamente. Considerando que a velocidade translacional  $v$  do centro de gravidade do corpo e o vetor de forças  $f$  são expressos no sistema global ( $xyz$ ) e que a matriz de massa é constante a primeira das equações (2.8) torna-se:

$$f = M \frac{dv}{dt} \quad (2.12)$$

e

$$v = \frac{dx}{dt} \quad (2.13)$$

Quanto à segunda das equações (2.8) relacionando momentos a quantidade de movimento angular, seria conveniente reescrevê-la de uma forma que a matriz de inércia  $I$  também fosse constante. Para tanto, pode-se avaliar a equação não no sistema global, mas no sistema estrutural (móvel) da plataforma, no qual  $I$  é constante. A derivada no tempo da quantidade de movimento angular é, portanto, avaliada num sistema de coordenadas que está girando, de modo que a segunda das equações (2.8) torna-se:

$$m = I \frac{dw}{dt} + w \times (Iw) \quad (2.14)$$

### Equações de Movimento – Forma Inicial

As equações (2.12), (2.13), (2.14) e (2.7) podem ser rearranjadas e reescritas como:

$$\frac{dv}{dt} = M^{-1} f$$

$$\frac{dx}{dt} = v$$

(2.15)

$$\frac{dw}{dt} = I^{-1}[m - w \times (Iw)]$$

$$\frac{d\theta}{dt} = B^{-1}w$$

As equações (2.15) podem ser vistas como um sistema de doze equações de primeira ordem nas variáveis  $v$ ,  $x$ ,  $w$  e  $\theta$ , que expressam as velocidades e posição do corpo em função do tempo.

É importante ressaltar dois tipos de não linearidade que ocorrem nas equações (2.15):

- Os vetores de força e momento,  $f$  e  $m$ , são funções não-lineares da posição do corpo e do estado de movimento.
- O produto vetorial  $w \times (Iw)$  e a matriz de transformação  $B^{-1}$  contém termos não-lineares envolvendo, respectivamente, produtos e potências das velocidades angulares e funções trigonométricas dos ângulos de Euler.

Neste ponto, formulações simplificadas poderiam assumir pequenas amplitudes de movimento e desprezar termos de ordem superior contendo produtos ou potências de quantidades de menor ordem de grandeza. No entanto, como mencionado anteriormente, a presente formulação mantém todos os termos não-lineares e portanto é válida para grandes amplitudes de movimento; isto será possível já que a integração das equações será feita no domínio do tempo.

## 2.4 SOLUÇÃO DAS EQUAÇÕES DE MOVIMENTO

### Equações de Movimento – Forma Final

Para a integração no tempo das equações de movimento, será empregado o método de Runge-Kutta de quarta ordem. Este método pode operar sobre um sistema de equações diferenciais acopladas da forma  $\frac{dy}{dt} = f(y, t)$ , que, como pode ser visto, é similar às equações (2.15). Trata-se de um método baseado em extrapolações polinomiais da variável principal no intervalo de tempo seguinte e na determinação dos coeficientes do polinômio a partir de valores estimados das derivadas em instantes ao longo do intervalo de tempo.

Mais adiante, será demonstrado que os vetores de força e momento,  $f$  e  $m$ , têm componentes que são proporcionais às acelerações do corpo (as parcelas de inércia da fórmula de Morison). Estas componentes irão gerar termos de massa adicionada, que variam ao longo do tempo. Separando as parcelas de  $f$  e  $m$  que dependem das acelerações e que são afetados por termos de massa adicionada, pode-se rearranjar a primeira e a terceira das equações (2.15) da seguinte forma:

$$\begin{aligned} M \frac{dv}{dt} &= -A \frac{dv}{dt} - B \frac{dw}{dt} + f_1 \\ I \frac{dw}{dt} &= -C \frac{dv}{dt} - D \frac{dw}{dt} + m_1 - w \times (Iw) \end{aligned} \tag{2.16}$$

Nestas expressões,  $A$  e  $D$  são as matrizes de massa adicionada avaliadas em cada instante de tempo;  $B$  e  $C$  são os termos cruzados de massa adicionada;  $f_1$  e  $m_1$  são as parcelas dos termos de força e momento que dependem da posição, velocidade e tempo, mas são independentes da aceleração.

Neste caso, para permitir a utilização do método de Runge-Kutta, transferem-se os termos com derivadas das incógnitas básicas para o lado esquerdo. As equações (2.16) são então novamente re-arranjadas transformando-se em:

$$(M + A)\frac{dv}{dt} + B\frac{dw}{dt} = f_1 \quad (2.17)$$

$$C\frac{dv}{dt} + (I + D)\frac{dw}{dt} = m_1 - w \times (Iw)$$

ou, em forma matricial:

$$\begin{bmatrix} M + A & B \\ C & I + D \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} dv/dt \\ dw/dt \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} f_1 \\ m_1 - w \times (Iw) \end{Bmatrix} \quad (2.18)$$

onde a matriz de massa global é dada por:

$$\bar{A} = \begin{bmatrix} M + A & B \\ C & I + D \end{bmatrix} \quad (2.19)$$

Pode-se demonstrar que  $\bar{A}$  é uma matriz simétrica e, em geral, não singular, de modo que sua inversa pode ser expressa, numa forma particionada, como:

$$\bar{A}^{-1} = \begin{bmatrix} \bar{A}_{11} & \bar{A}_{12} \\ \bar{A}_{21} & \bar{A}_{22} \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

Pode-se agora pré-multiplicar os dois lados de (2.18) por  $\bar{A}^{-1}$ , obtendo-se:

$$\frac{dv}{dt} = \bar{A}_{11}f_1 + \bar{A}_{12}[m_1 - w \times (Iw)] \quad (2.21)$$

$$\frac{dw}{dt} = \bar{A}_{21}f_1 + \bar{A}_{22}[m_1 - w \times (Iw)]$$

Estas equações encontram-se agora em uma forma apropriada para aplicação do algoritmo de integração no tempo, uma vez que o lado direito não possui termos com derivadas das incógnitas básicas. O Método de Runge-Kutta de quarta ordem será apresentado no Apêndice B.

# Capítulo 3

## FORMULAÇÃO DOS MODELOS DE REPRESENTAÇÃO DAS ONDAS

### 3.1 INTRODUÇÃO

Para concluir a descrição da formulação das equações que regem o problema [(2.8) ou (2.12) a (2.14), ou ainda (2.15) e (2.21)], deve-se prosseguir apresentando a formulação para o cálculo das forças externas e para o acoplamento com modelos de elementos finitos para representar as linhas de ancoragem e *risers*.

As forças são devidas principalmente aos carregamentos ambientais:

- **Onda, correnteza e vento** atuando no casco da plataforma;
- **Onda e correnteza** atuando nas linhas de ancoragem e risers.

Para o cálculo das forças devidas à movimentação do fluido, induzidas pelas ondas e pela correnteza, atuando tanto no casco da plataforma quanto nas linhas de ancoragem e risers, é necessário inicialmente apresentar a formulação dos modelos de representação das ondas. Este tópico será tratado no presente capítulo, com a abordagem dos seguintes aspectos:

- A descrição do **modelo matemático que representa o comportamento de ondas no mar**, em termos de um Problema de Valor de Contorno (PVC) que consiste em uma equação diferencial e condições de contorno associadas;
- A descrição de um **procedimento de solução** desse modelo, de modo a obter as velocidades, acelerações e pressões que caracterizam o movimento das partículas fluidas induzido pelas ondas;
- A **representação espectral** de um estado de mar irregular geral (em termos de alguns parâmetros estatísticos, tais como: altura significativa de onda, período de pico, forma espectral e direcionalidade) e a **discretização do espectro** em termos de um somatório de diversos componentes de onda, cada um caracterizado em termos de seu período, amplitude, fase e direção. Desta forma, as características do movimento das partículas fluidas induzido pelas ondas

(velocidade e aceleração) podem ser obtidas pelo somatório dos valores calculados para cada componente de onda.

Mais adiante, os capítulos subseqüentes irão tratar do cálculo das forças atuando sobre o casco, linhas de ancoragem e *risers* devidas às ondas e correnteza, do cálculo das forças no casco devidas ao vento e da formulação para a análise das linhas modeladas por elementos finitos, compondo o modelo acoplado.

### 3.2 FORMULAÇÃO DO PVC QUE COMPÕE O MODELO MATEMÁTICO

Nesta seção, descreve-se o modelo matemático que representa o comportamento de ondas no mar. Este modelo é composto por um Problema de Valor de Contorno (PVC), que consiste em uma equação diferencial e as condições de contorno associadas.

Para a formulação do modelo matemático, considera-se o sistema de coordenadas  $(\xi, \zeta, \eta)$  descrito na seção 2.2. Assume-se que o fundo do oceano é plano e com profundidade  $d$  (medida a partir do nível de águas tranqüilas) e que as ondas são bidimensionais no plano  $\xi\eta$ , periódicas, uniformes e progredindo na direção  $\xi$  positiva.

A Figura 3-1 ilustra as condições de contorno do problema no fundo do mar e na superfície livre, como também uma onda regular definida em termos de sua altura  $H$  e período  $T$ . Vale observar a relação entre o comprimento da onda  $L$  e o período  $T$ : o comprimento  $L$  é a distância (medida na direção  $\xi$ ) entre dois picos ou cristas sucessivas e o período  $T$  é o tempo que uma crista leva para percorrer uma distância igual ao comprimento de onda  $L$ . Desta forma, a velocidade de propagação da onda (ou *celeridade*) é dada simplesmente por:

$$c = \frac{L}{T} \tag{3.1}$$

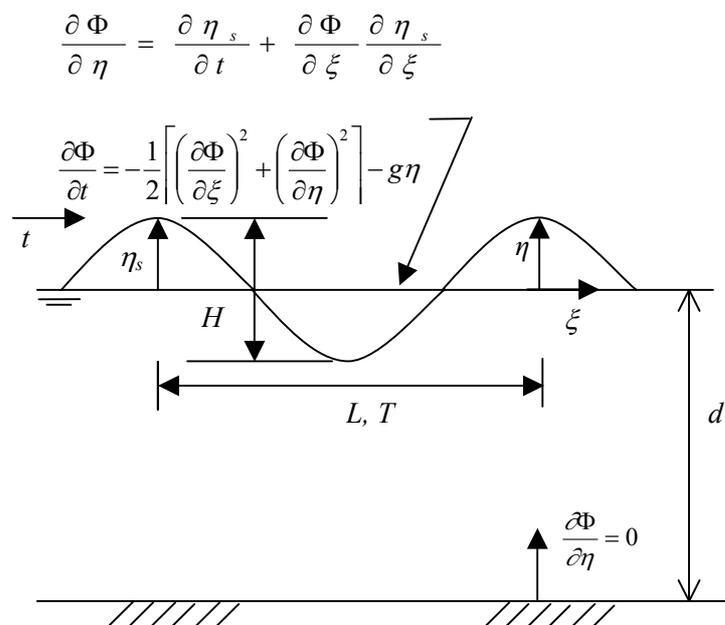


Figura 3-1 Modelo Matemático: Características da Onda, Condições de Contorno

Nesse ponto, vale observar que o modelo matemático bidimensional descrito nesta seção, usualmente conhecido como a “*teoria de onda*”, tem por objetivo determinar velocidades e acelerações do fluido, sem considerar a presença do corpo. Esta “teoria de onda” é uma particularização do modelo mais geral que representa a interação das partículas do fluido com corpos flutuantes ou imersos de grandes dimensões, usualmente conhecido como a “*teoria da difração*”. Este último modelo, que é tridimensional e considera a presença do corpo, tem por objetivo determinar as cargas no corpo que resultam da movimentação do fluido induzida pelas ondas, como será descrito no Apêndice D.

### Equação Diferencial 2D

Neste modelo, o fluxo é considerado oscilatório, incompressível e irrotacional. Como consequência da consideração de *fluido incompressível*, valem as condições de continuidade pelas quais a massa e o volume do fluido são conservados. A expressão de conservação de volume pode ser escrita em termos das velocidades das partículas do fluido, da seguinte forma [43]:

$$\frac{\partial \dot{u}}{\partial \xi} + \frac{\partial \dot{w}}{\partial \eta} = 0 \quad (3.2)$$

onde  $\dot{u}$  e  $\dot{w}$  são as componentes de velocidade nas direções  $\xi$  e  $\eta$  respectivamente.

Como consequência da consideração de *fluido irrotacional*, as velocidades da partícula fluida podem ser representadas como o gradiente de um potencial escalar  $\Phi = \Phi(\xi, \eta, t)$ , função das coordenadas de um ponto no espaço  $(\xi, \eta)$  e do tempo  $t$ , ou seja, como a taxa de variação do potencial  $\Phi$  em relação às coordenadas do ponto considerado [43]:

$$\dot{u} = \frac{\partial \Phi}{\partial \xi} \quad \text{e} \quad \dot{w} = \frac{\partial \Phi}{\partial \eta} \quad (3.3)$$

Substituindo-se (3.3) em (3.2), obtém-se a equação de Laplace:

$$\frac{\partial^2 \Phi}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial \eta^2} = 0 \quad (3.4)$$

O PVC que compõe o modelo matemático para representar o comportamento das ondas incorpora esta equação de Laplace (3.4) e um conjunto de condições de contorno associadas. A incógnita básica do PVC é, portanto, o potencial de velocidade do fluido  $\Phi$ , a partir do qual, por derivação, podem ser obtidas as velocidades e acelerações das partículas do fluido.

### Condições de Contorno

As duas condições de contorno na superfície livre expressas em termos do potencial  $\Phi$  são:

- A condição de contorno dinâmica, que pode ser deduzida a partir da equação de Bernoulli, partindo da premissa que a pressão atmosférica fora da região do fluido é constante (como demonstrado em [43]):

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} + \frac{1}{2} \left[ \left( \frac{\partial \Phi}{\partial \xi} \right)^2 + \left( \frac{\partial \Phi}{\partial \eta} \right)^2 \right] + g\eta = 0 \quad \text{em } \eta = \eta_s \quad (3.5)$$

onde  $g$  é a aceleração da gravidade e  $\eta_s(\xi, t)$  é uma função que exprime a elevação da onda na superfície livre.

- A condição de contorno cinemática, que estabelece que uma partícula na superfície livre em um dado instante de tempo irá permanecer na superfície livre [43]:

$$\frac{\partial \eta_s}{\partial t} + \frac{\partial \Phi}{\partial \xi} \frac{\partial \eta_s}{\partial \xi} - \frac{\partial \Phi}{\partial \eta} = 0 \quad \text{em } \eta = \eta_s \quad (3.6)$$

Lembrando que o fundo do mar é assumido como plano e horizontal, a condição de contorno no fundo implica que a componente vertical da velocidade da partícula de fluido deve ser igual a zero.

$$\frac{\partial \Phi}{\partial \eta} = 0 \quad \text{em } \eta = -d \quad (3.7)$$

O problema de valor de contorno completo é portanto descrito pela equação de Laplace (3.4) e as três condições de contorno (3.5 a 3.7).

### 3.3 SOLUÇÃO DO MODELO MATEMÁTICO

#### 3.3.1 MÉTODOS DE SOLUÇÃO (“TEORIAS DE ONDA”)

O PVC descrito na seção anterior é altamente não-linear, especialmente devido às condições de contorno de superfície livre. Desta forma, de modo geral, não é possível obter uma solução analítica rigorosa para  $\Phi$  e a solução (em termos de velocidades e acelerações das partículas fluidas induzidas pela onda) deve ser obtida introduzindo aproximações e/ou utilizando métodos numéricos.

Existem diversos métodos ou “teorias de onda” comumente usadas para a solução desse problema [44], [43]. Algumas teorias são desenvolvidas assumindo-se que a solução para  $\Phi$  toma a forma de uma série de potências em termos de um parâmetro de perturbação adimensional  $\varepsilon$ :

$$\Phi = \sum_{n=1}^{\infty} \varepsilon^n \Phi_n \quad (3.8)$$

onde  $\Phi_n$  é a solução de ordem  $n$  para  $\Phi$ ; assume-se que o valor do potencial de velocidade (ou, equivalentemente, o perfil da onda na superfície) converge assintoticamente com as ordens mais elevadas das séries em  $\varepsilon$ . Uma solução analítica fechada pode então ser obtida introduzindo uma aproximação, que consiste em limitar o parâmetro de perturbação  $\varepsilon$  a uma dada ordem.

O parâmetro de perturbação  $\varepsilon$  é comumente definido em termos de uma relação entre a altura  $H$  e o comprimento  $L$  da onda (ou a *declividade*), dada por:

$$\varepsilon = \pi \frac{H}{L} \quad (3.9)$$

Neste ponto, pode-se introduzir o conceito do *número de onda*  $k$ :

$$k = \frac{2\pi}{L} \quad (3.10)$$

de modo que o parâmetro de perturbação ou declividade da onda  $\varepsilon$  pode ser escrito como:

$$\varepsilon = \frac{kH}{2} \quad (3.11)$$

De forma similar, a elevação da onda  $\eta_s$  na superfície livre pode ser escrita na forma de uma série:

$$\eta_s = \sum_{n=1}^{\infty} \varepsilon^n \eta_n \quad (3.12)$$

Assim, a não linearidade ou a ordem do problema é definida em termos da declividade da onda  $\varepsilon$ . A teoria de 1ª ordem é proporcional à declividade da onda, a teoria de 2ª ordem ao quadrado da declividade, e assim por diante.

Dentre os métodos que se encaixam nesta categoria, podem ser mencionados os seguintes:

- *Teoria Linear de Airy*, ou Teoria de Onda Senoidal: de primeira ordem, válida para ondas de pequena amplitude;
- *Teoria de Stokes*, não-lineares (de segunda, terceira ou quinta ordem).

O procedimento mais usual, que atende à prática de projeto de sistemas offshore, consiste em empregar a Teoria Linear de Airy. Em alguns casos particulares poderiam ser empregadas teorias não-lineares, descritas em detalhe em [43]. Na próxima seção, será descrito o procedimento de solução da Teoria de Airy.

### 3.3.2 TEORIA DE ONDA LINEAR DE AIRY

#### Linearização

A Teoria Linear de Airy está baseada na premissa de que a altura de onda é pequena comparada com o comprimento de onda ou a profundidade da água. Esta premissa permite que as condições de contorno de superfície livre sejam satisfeitas no nível médio de águas tranqüilas e não no nível real da elevação da onda. Para tanto, as condições de contorno são linearizadas, desprezando os termos de segunda ordem e de ordens superiores.

O procedimento de linearização consiste em obter apenas a solução de primeira ordem, tomando somente o primeiro termo das séries em  $\Phi$  e  $\eta$  nas expressões (3.8) e (3.12). Como isso o problema passa a ser linear em termos da altura da onda  $H$  ou declividade  $\varepsilon$ . Substituindo as expressões linearizadas nas condições de contorno de superfície livre (3.6) e (3.5), obtém-se:

$$\frac{\partial \eta_{s1}}{\partial t} - \frac{\partial \Phi_1}{\partial \eta} = 0 \quad \text{em } \eta = 0 \quad (3.13)$$

e

$$\frac{\partial \Phi_1}{\partial t} + g \eta_{s1} = 0 \quad \text{em } \eta = 0 \quad (3.14)$$

Da equação (3.14), a elevação da onda acima da superfície média da água é dada por:

$$\eta_{s1} = -\frac{1}{g} \frac{\partial \Phi_1}{\partial t} \quad \text{em } \eta = 0 \quad (3.15)$$

As duas condições de contorno de superfície livre podem ser combinadas em uma, pela eliminação de uma das incógnitas  $\eta_1$ , como segue:

$$\frac{\partial^2 \Phi_1}{\partial t^2} + g \frac{\partial \Phi_1}{\partial \eta} = 0 \quad \text{em } \eta = 0 \quad (3.16)$$

Desta forma, o PVC fica definido pela equação diferencial (3.4) e pelas condições de contorno (3.16) e (3.7).

Solução: Potencial de Velocidades

A solução deste PVC é obtida através de uma *técnica de separação de variáveis*. Assume-se que o potencial  $\Phi_1$  pode ser escrito na forma:

$$\Phi_1 = Y(\eta)\Lambda(\alpha) \quad (3.17)$$

onde, para uma onda progressiva com celeridade  $c$  e assumindo que o tempo está viajando na direção- $\xi$  positiva, a periodicidade  $\alpha$  é dada por  $\alpha = \xi + ct$ .

Substituindo (3.17) na equação diferencial parcial (3.4) obtém-se duas equações diferenciais ordinárias.

$$\frac{d^2 Y}{d\eta^2} - k^2 Y = 0 \quad (3.18)$$

$$\frac{d\Lambda}{d\alpha} + k^2 \Lambda = 0 \quad (3.19)$$

Resolvendo-se estas equações para  $\Phi_1$  e assumindo que o fluido é ideal (não viscoso) e o fluxo irrotacional, obtém-se a seguinte expressão para o potencial de velocidade de 1ª ordem ( $\Phi = \varepsilon\Phi_1$ ) para uma profundidade da água  $d$ :

$$\Phi(\xi, \eta, t) = \frac{ga}{w} \frac{\cosh k(\eta + d)}{\cosh kd} \text{sen}(k\xi - wt - \theta) \quad (3.20)$$

onde  $w$  é a freqüência da onda em rad/s,  $a$  é a amplitude da onda ( $H/2$ ) e  $\theta$  é a fase da onda.

Para águas profundas, a função potencial é:

$$\Phi(\xi, \eta, t) = \frac{ga}{w} e^{k\eta} \text{sen}(k\xi - wt - \theta) \quad (3.21)$$

Substituindo esta expressão na equação (3.15) obtém-se a elevação da superfície da onda, que corresponde a um trem de ondas regulares se movendo na direção- $\xi$ :

$$\eta_s(\xi, t) = a \cos(k\xi - wt - \theta) \quad (3.22)$$

Substituindo o valor de  $\Phi$  na condição de contorno de superfície livre combinada (3.16), obtém-se a relação de dispersão linear, que fornece a relação entre freqüência circular da onda e o número de onda, em lâminas d'água com profundidade  $d$ :

$$w^2 = gk \tanh kd \quad (3.23)$$

Em águas com profundidade infinita (ou, em termos práticos, em águas profundas com lâmina d'água maior que o comprimento de onda), a relação de dispersão é dada por:

$$w^2 = gk \quad (3.24)$$

Empregando a expressão (3.23) em (3.20) pode-se obter uma forma alternativa para o potencial  $\Phi$ :

$$\Phi(\xi, \eta, t) = \frac{\pi H}{kT} \frac{\cosh k(\eta + d)}{\sinh kd} \text{sen}(k\xi - wt - \theta) \quad (3.25)$$

### Velocidades, Acelerações e Deslocamentos das Partículas do Fluido

Finalmente, uma vez obtido o potencial de velocidade, as velocidades da partícula do fluido nas direções horizontal e vertical são obtidas diferenciando-se a equação (3.25) em relação a  $\xi$  e  $\eta$ :

$$\dot{u} = \frac{\partial \Phi}{\partial \xi} = \frac{\pi H}{T} \frac{\cosh k(\eta + d)}{\sinh kd} \cos(k\xi - wt - \theta) \quad (3.26)$$

$$\dot{w} = \frac{\partial \Phi}{\partial \eta} = \frac{\pi H}{T} \frac{\sinh k(\eta + d)}{\sinh kd} \text{sen}(k\xi - wt - \theta) \quad (3.27)$$

As acelerações da partícula de água nas direções horizontal e vertical são dadas por:

$$\ddot{u} = \frac{2\pi^2 H}{T^2} \frac{\cosh k(\eta + d)}{\sinh kd} \text{sen}(k\xi - wt - \theta) \quad (3.28)$$

$$\ddot{w} = \frac{2\pi^2 H}{T^2} \frac{\sinh k(\eta + d)}{\sinh kd} \cos(k\xi - wt - \theta) \quad (3.29)$$

Observando-se as expressões de velocidades horizontal e vertical, verifica-se que a velocidade horizontal da partícula de fluido é máxima (ou mínima) quando a velocidade vertical for zero e vice-versa. Como as amplitudes dessas duas velocidades são geralmente diferentes, a partícula de fluido descreve uma trajetória elíptica sobre sua posição média, em um ciclo de onda completo.

Os deslocamentos da partícula de fluido a partir de sua posição média são obtidos pela integração de  $\dot{u}$  e  $\dot{w}$  em relação ao tempo  $t$ , aplicando-se a condição de

contorno adequada para a constante de integração. Os deslocamentos nas direções horizontal e vertical, respectivamente  $u$  e  $w$ , são dados por:

$$u = -\frac{H}{2} \frac{\cosh k(\eta + d)}{\sinh kd} \operatorname{sen}(k\xi - wt - \theta) \quad (3.30)$$

$$w = \frac{H}{2} \frac{\sinh k(\eta + d)}{\sinh kd} \cos(k\xi - wt - \theta) \quad (3.31)$$

O deslocamento vertical máximo, medido no nível de águas tranqüilas, é igual à amplitude da onda  $a = H/2$ .

### Pressões

Finalmente, outro resultado de interesse é o campo de pressões no fluido. Tal resultado pode ser obtido através da aplicação da equação de Bernoulli [43]:

$$p = \rho g \eta + \rho \frac{\partial \Phi}{\partial t} + \frac{1}{2} \rho (\nabla \Phi)^2 \quad (3.32)$$

A primeira parcela desta expressão corresponde ao termo de pressão hidrostática. As demais parcelas correspondem às parcelas de primeira e segunda ordem da pressão dinâmica. De forma consistente com a expansão de primeira ordem do potencial de velocidade assumida pela teoria linear de Airy, a expressão da pressão dinâmica fica:

$$p_{d1} = \rho \frac{\partial \Phi}{\partial t} = \rho \varepsilon \frac{\partial \Phi_1}{\partial t} \quad (3.33)$$

Empregando a expressão (3.20) ou (3.25), pode-se então obter a expressão desejada para  $p_{d1}$ .

$$p_{d1} = p = \rho g \frac{H}{2} \frac{\cosh ks}{\cosh kd} \cos(k\xi - wt) \quad (3.34)$$

### Extrapolação de Wheeler

A teoria linear de Airy foi desenvolvida considerando-se que as condições de contorno do problema são impostas no nível médio do mar e não na superfície livre. Desta forma, em aplicações onde a altura de onda é significativa, o efeito de alteração da superfície livre sobre a força total induzida pela onda torna-se muito importante e,

portanto, faz-se necessário algum tipo de aproximação para os pontos situados na superfície livre.

Dentre os tipos de aproximações mais conhecidos destacam-se: extrapolação hiperbólica, linear e o método de extrapolação ou ‘*stretching*’ de Wheeler [45], o qual é considerado nos programas ANFLEX e PROSIM para a parcela da onda acima da superfície livre. Nesta aproximação, substitui-se o termo  $(\eta+d)$  por  $(\eta+d)\frac{d}{d+\eta_s}$ , onde  $\eta_s$  é a elevação da onda no ponto. Por exemplo, a expressão (3.26) para a velocidade horizontal acima da superfície livre se torna:

$$\dot{u} = \frac{\partial \Phi}{\partial \xi} = \frac{\pi H}{T} \frac{\cosh k(\eta+d)\frac{d}{d+\eta_s}}{\operatorname{senh} kd} \cos(k\xi - \omega t - \theta) \quad (3.35)$$

O potencial de velocidade modificado pela proposição de Wheeler é apresentado a seguir:

$$\Phi(\xi, \eta, t) = \frac{ga}{\omega} \frac{\cosh \left[ kd \left( \frac{d + \eta_s - h'}{d + \eta_s} \right) \right]}{\cosh kd} \quad (3.36)$$

onde  $h'$  = profundidade do ponto medido da superfície da onda.

### Resultados no Sistema Global de Coordenadas

O potencial de velocidade em águas profundas para o  $i$ -ésimo componente de onda é dado neste ponto por:

$$\Phi(x, y, z, t) = \frac{ga_i}{\omega_i} e^{k_i(z-h)} \operatorname{sen} [k_i(x \cos \beta_i + z \operatorname{sen} \beta_i) - \omega_i t - \theta_i] \quad (3.37)$$

Para todos os demais resultados (velocidades, acelerações e pressões), pode-se obter uma expressão no sistema global  $(xyz)$ , procedendo-se de modo similar.

## 3.4 REPRESENTAÇÃO ESPECTRAL

### 3.4.1 INTRODUÇÃO

Como mencionado na Introdução da Seção 3.1, o modelo matemático para a representação das ondas do mar, que foi formulado em termos de um PVC (na Seção 3.2) e resolvido pela teoria de Airy (na Seção 3.3.2), trata de apenas um único trem de ondas, definido por sua altura  $H$  e período  $T$ , como indicado na Figura 3-1. Este tipo de representação é usualmente conhecido como “mar regular” ou “onda determinística”.

Uma representação mais realística consiste em empregar um modelo espectral para um estado de “mar irregular”, às vezes também referido como “ondas aleatórias”. Neste modelo, o estado de mar irregular geral é representado pela superposição linear de várias ondas regulares, com diferentes valores de período, amplitude e fase. Para uma dada locação, medições e estudos estatísticos ajustam um modelo de espectro adequado para a representação da distribuição de densidade de energia apropriada das ondas do mar. No Apêndice A apresenta-se a formulação básica que define a expressão da energia espectral em função de uma faixa contínua de frequências de onda.

O ajuste do modelo espectral é feito em termos de parâmetros estatísticos, tais como fatores de forma espectral, altura significativa de onda e período de pico. Na estatística de curto prazo, estes parâmetros são supostos constantes, cada conjunto deles caracterizando um “estado de mar”. A escolha do espectro de mar e de seus parâmetros característicos é função do fenômeno a ser estudado e dos levantamentos em medições realizados na posição geográfica a que se queira referir.

O espectro mais comum de um único parâmetro é o modelo de Pierson-Moskovitz (1964) [46], baseado na altura significativa de onda ou velocidade de vento. Dos espectros de dois parâmetros, os mais comumente usados são Bretschneider (1969) [47], Scott (1965) [48], ISSC (1964) [49] e ITTC (1966) [50]. O espectro de Jonswap (Hasselmann, 1973 [51], 1976 [52]) é de cinco parâmetros, mas usualmente três destes parâmetros são mantidos constantes. A seguir, a Seção 3.4.2 irá apresentar o modelo de espectro de Jonswap, que vem sendo estabelecido pela Petrobras como o padrão para a representação de estados de mar na Bacia de Campos.

Para o cálculo das velocidades, acelerações e pressões que caracterizam o comportamento das partículas do fluido em um dado ponto no espaço e um instante no

tempo, primeiramente efetua-se um procedimento de discretização do espectro em termos de um somatório de um número arbitrado de componentes de onda regular. Neste procedimento, determinam-se os valores dos períodos (ou frequências), amplitudes e fases que caracterizam cada componente e para cada um dos componentes, aplicam-se as expressões de Airy. Finalmente, os valores desejados para o estado de mar irregular podem ser determinados pelo somatório dos valores calculados para cada componente de onda regular.

Existem diferentes procedimentos para efetuar a discretização do espectro e determinar os períodos, amplitudes e fases de cada componente de onda regular. Em geral, as fases são geradas aleatoriamente a partir de uma distribuição uniforme de probabilidade no intervalo  $(0, 2\pi)$  radianos; as amplitudes de cada componente de onda são determinadas a partir da parcela de energia a ela associada no espectro. Mais adiante, na Seção 3.4.3 serão descritos os procedimentos mais usuais.

### 3.4.2 ESPECTRO DE JONSWAP

O espectro de Jonswap resultou originalmente de um projeto conjunto executado no Mar do Norte, de onde deriva seu nome (*JOint North Sea WAve Project*).

A expressão para o espectro de Jonswap pode ser escrita como segue [53]:

$$S(w) = \alpha \frac{g^2}{2\pi^4 w^5} \exp \left[ -1.25 \left( \frac{w}{w_p} \right)^{-4} \right] \gamma \exp \left[ -\frac{(w-w_p)^2}{2\sigma^2 w_p^2} \right] \quad (3.38)$$

Esta expressão fornece, a partir de um valor de frequência  $w$  (em Hz), a densidade de energia correspondente  $S(w)$ . Os parâmetros variáveis do espectro são a frequência de pico  $w_p$  (em Hz) e os parâmetros de forma  $\alpha$  e  $\gamma$  (este último conhecido como o “parâmetro de pico”).

O parâmetro de forma  $\sigma$  é fixo, sendo determinado em função da relação entre a frequência  $w$  e a frequência de pico  $w_p$ :

$$\sigma = \begin{cases} \sigma_a = 0.07, & \text{para } w \leq w_p \\ \sigma_b = 0.09, & \text{para } w > w_p \end{cases} \quad (3.39)$$

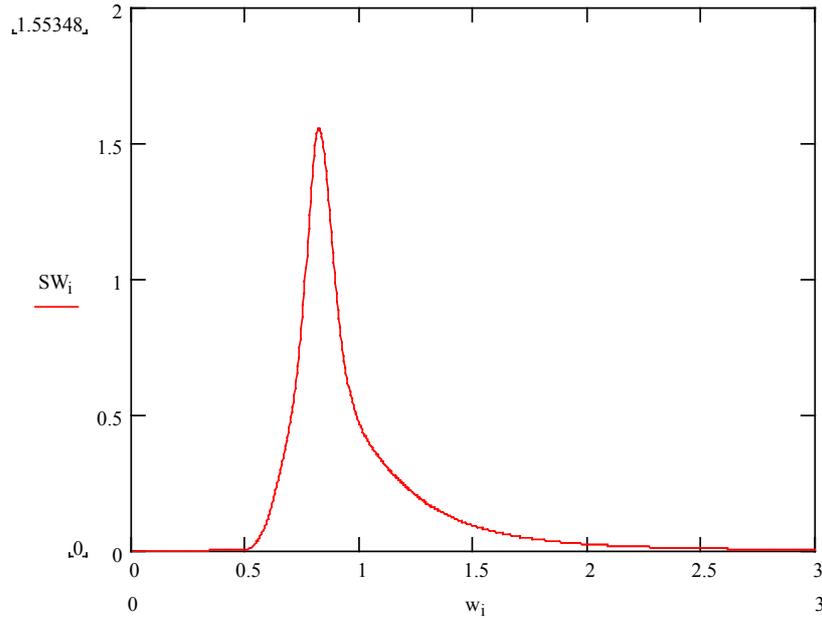


Figura 3-2 Espectro de Jonswap

Recentemente, a Petrobras propôs empregar uma expressão do espectro de Jonswap ajustada para as condições de onda da Bacia de Campos [53]. Em particular, para projetos de fadiga estocástica, o espectro de onda de Jonswap pode ser usado na faixa de  $4s \leq T_p \leq 17.7s$  e  $0.47m \leq H_s \leq 6.51m$ , estabelecendo as seguintes relações para determinar os parâmetros de forma  $\alpha$  e  $\gamma$  a partir de  $H_s$  e  $T_p$ :

$$\gamma = \exp\left(1.0394 - 0.01966 \frac{T_p}{\sqrt{H_s}}\right) \quad (3.40)$$

$$\alpha = 5.0609 \frac{H_s^2}{T_p^4} [1 - 0.287 * \ln(\gamma)]$$

### 3.4.3 DISCRETIZAÇÃO DO ESPECTRO DE ONDA

A discretização do espectro de mar, em termos de um somatório de um número arbitrado de componentes de onda regular, é uma das fases mais importantes da análise aleatória. Em termos gerais, o procedimento consiste em dividir o espectro em  $n$  faixas com intervalo de frequência  $\Delta w_n$ , como ilustrado na Figura 3-3. Cada uma destas faixas corresponde a um componente de onda regular, para a qual devem ser determinados os:

- Períodos (ou frequências);
- Amplitudes (dadas por  $\sqrt{2 S_i \Delta w_i}$ , onde  $S_i$  é a área da  $i$ -ésima faixa);
- Fases.

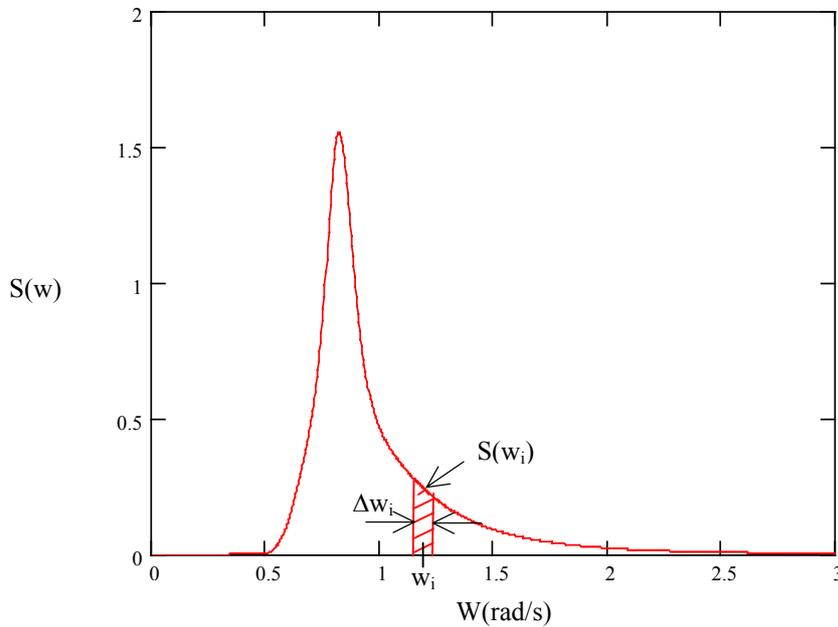


Figura 3-3 Discretização do Espectro

Tradicionalmente, têm sido fornecidos valores entre 100 e 200 para o número de componentes de onda empregado para a discretização do espectro. No entanto, recentemente têm sido levantadas questões a respeito do número adequado de componentes de onda. Isto motivou os estudos sobre a influência deste parâmetro, que serão apresentados no Capítulo 12.

Como mencionado anteriormente, em geral as fases para cada onda são geradas aleatoriamente. Resta, portanto, determinar as amplitudes  $a_n$  a partir dos intervalos de frequência  $\Delta w_n$  arbitrados, ou, inversamente, determinar os intervalos de frequência a partir de amplitudes arbitradas. Em qualquer caso, um valor representativo de frequência deve ser escolhido dentro do intervalo considerado.

Existem diversos procedimentos para determinar os valores dos intervalos de frequência  $\Delta w_n$ , os valores representativos de frequência  $w_n$  e as amplitudes  $a_n$ . Os procedimentos mais usuais considerados nos programas ANFLEX e PROSIM são os seguintes:

- Intervalos de frequência constantes;
- Intervalos de frequência constantes, com valor da frequência tomada aleatoriamente dentro do intervalo;
- Amplitudes constantes.

#### Intervalos de frequência Constantes

No caso da discretização por intervalos constantes, tem-se simplesmente  $\Delta w_n = \Delta w_0$  (constante para todos os componentes de onda), onde  $\Delta w_0$  é um valor calculado dividindo-se a faixa de frequências global do espectro pelo número de componentes de onda definido pelo analista.

A amplitude de cada componente de onda é dada por:

$$a_i = \sqrt{2S(w_i)\Delta w_0} \quad (3.41)$$

onde  $S(w_i)$  é a área da  $i$ -ésima faixa em que foi dividido o espectro.

Neste procedimento, a frequência associada a  $i$ -ésima componente de onda é tomada simplesmente como o ponto médio do intervalo:

$$w_n = \frac{w_f + w_i}{2} \quad (3.42)$$

onde  $w_i$  é a frequência inicial do intervalo e  $w_f$  é a frequência final.

#### Intervalos de frequência constantes, com frequência aleatória

Este procedimento é semelhante ao anterior, diferindo apenas no critério de determinação da frequência associada a  $i$ -ésima componente de onda. Neste caso, para evitar efeitos de periodicidade, o valor da frequência é gerado aleatoriamente dentro do intervalo entre  $w_i$  e  $w_f$ .

#### Amplitudes constantes

O procedimento de amplitude constante tem tido pouca aplicação prática em projetos recentes, pois exige um tratamento especial para a discretização das extremidades do espectro. Os procedimentos baseados em intervalos de frequência constantes, por sua vez, não apresentam este requisito. Além disso, quando se usa a

freqüência aleatória no lugar da freqüência média dentro de cada intervalo, evita-se a periodicidade das freqüências, reforçando assim a característica aleatória do processo.

### 3.5 DIRECIONALIDADE DOS ESTADOS DE MAR

As ondas em alto mar são geradas pelos ventos. A Bacia de Campos encontra-se na região do Oceano Atlântico Sul com a presença tanto de ondas geradas por ventos locais (usualmente denominadas como *sea* ou “mar local”) como de ondas geradas por ventos em regiões distantes (usualmente denominadas como *swell*).

Baseado em estudos de ondas na região da Bacia de Campos, pode-se classificar o clima de ondas em 4 áreas homogêneas, numeradas de 1 a 4 como mostra a Figura 3-4.

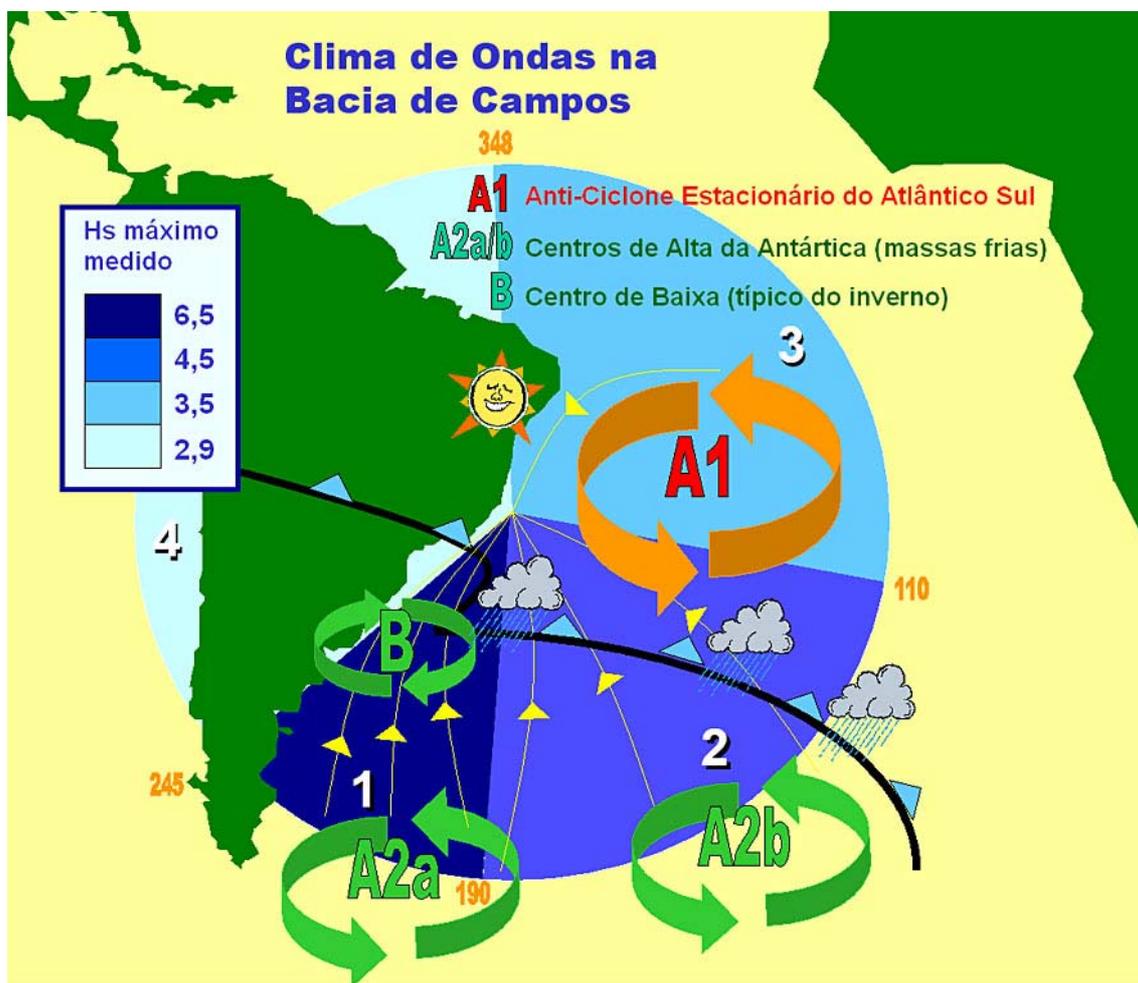


Figura 3-4 Climatologia da Bacia de Campos: cada uma das áreas em azul, numeradas de 1 a 4, representa uma região com características semelhantes no que diz respeito à formação de ondas

Esta classificação é baseada na energia e direção das ondas, parâmetros que podem ser relacionados diretamente com os ventos que provocam as ondas. A Figura 3-4 permite ainda visualizar as variações nas alturas significativas de onda (Hs) conforme a direção.

Uma descrição das características de cada área também é feita a partir da menos energética (área 4) até a mais energética (área 1). As características da formação dos ventos associados aos centros de alta e baixa pressão que aparecem na Figura 3-4 (A1, A2a, A2b e B) são melhor explicadas na seção 5.3 que trata das forças de vento.

ÁREA 4: Esta região é a menos energética de todas. Ela abrange um setor que vai de 245° a 348°, tendo como característica básica a limitação de pista para geração de onda a partir do vento, em função da linha de costa. Os maiores valores medidos de Hs encontram-se em torno de 3 metros, nas direções pouco abaixo de 270°.

ÁREA 3: Apresenta a condição mais comum na Bacia de Campos e está compreendida entre as direções 348° e 110°. Esta área caracteriza-se pela presença de ondas locais (*sea*), geradas a partir do Anti-Ciclone do Atlântico Sul (A1 na Figura 3-4). Este Anti-Ciclone (centro de alta pressão) gera ventos de Norte a Leste, dependendo da sua posição em relação à costa. Em condições de permanência acentuada do Anti-Ciclone na mesma locação e/ou valores altos de pressão atmosférica, os ventos resultantes podem ser bem intensos (até 23 m/s) e gerar ondulações de até 3,5 metros, com períodos de pico, na grande maioria do tempo, de até 10 segundos.

ÁREA 2: Apresenta a segunda área mais energética. Caracteriza-se pela formação de ondas a partir de centros de alta pressão (A2b na Figura 3-4) vindos da Antártica. Os ventos formados são em média mais intensos que aqueles da área 3, assim como pistas mais retilíneas para geração de ondas, o que provoca ondas de maiores alturas. Os limites da área 2 se encontram entre as direções 110° e 190°. Os máximos valores medidos de altura significativa de onda situam-se em torno de 4,5 metros.

ÁREA 1: Apresenta a mais energética, ou seja, aquela que ocasiona maiores alturas de onda. Caracteriza-se por fortes ventos de Sul/Sudoeste associados a pistas longas, provocando alturas de onda significativa de até 6,5 metros. Segundo o Engenheiro Luis Manoel Paiva Nunes do grupo de Oceanografia do CENPES/PETROBRAS, os maiores valores de Hs podem estar associados à presença ocasional de um centro de baixa pressão entre a Bacia de Campos e outro de alta pressão da Antártica, que intensificam do gradiente de pressão, provocando ventos muito fortes e pista bastante retilínea. A baixa pressão se situa próxima ao litoral, aparecendo principalmente no inverno, quando a temperatura no mar fica mais quente que em terra, deslocando a baixa pressão do continente para o litoral.

# Capítulo 4

## CÁLCULO DAS FORÇAS GERADAS PELA MOVIMENTAÇÃO DO FLUIDO INDUZIDA PELAS ONDAS

### 4.1 INTRODUÇÃO

No capítulo anterior foi apresentada a formulação e um procedimento de solução do modelo matemático que representa o comportamento de ondas no mar. Com isso é possível determinar as características da movimentação do fluido sob a ação de ondas (incluindo campos de **velocidades**, **acelerações** e **pressões**), mas sem considerar a presença de um corpo flutuante ou submerso.

O presente capítulo irá tratar dos procedimentos para o cálculo das **forças** no casco e nas linhas de ancoragem e risers exercidas pelo fluido. Esta é uma das principais tarefas no projeto de sistemas offshore: trata-se de uma tarefa complexa, pois envolve diversas incertezas que se somam às envolvidas na formulação do modelo de ondas e na natureza randômica de um estado de mar real, como descrito no capítulo anterior.

Atualmente existem formulações que, tendo sido verificadas e calibradas por ensaios experimentais e monitoração no mar, se mostram adequadas para representar com precisão as forças devidas à movimentação do fluido sobre sistemas offshore. Segundo Chakrabarti [43], estas formulações podem ser agrupadas em três classes principais, de acordo com sua adequação aos diferentes tipos de sistemas offshore:

- Formulação de Morison;
- Formulação de Froude-Krylov;
- Modelo de Difração / Radiação.

A seguir apresenta-se uma descrição resumida das principais características de cada uma destas formulações.

## 4.2 FORMULAÇÃO DE MORISON

A formulação de Morison é bastante difundida em aplicações práticas para o cálculo das forças de fluidos em corpos esbeltos, com dimensão transversal característica  $D$  pequena em comparação com o comprimento de onda  $L$ . Um critério usualmente empregado para definir um “corpo esbelto” consiste em verificar se a seguinte relação é atendida:

$$\frac{D}{L} < 5 \quad (4.1)$$

Nestes casos, a formulação de Morison assume que as forças podem ser computadas através de uma aproximação na qual os parâmetros importantes do fluxo na superfície do corpo, tais como pressão, velocidade e aceleração, podem ser aproximados pelo valor correspondente calculado no eixo da seção transversal do corpo esbelto.

A formulação de Morison considera que a força de onda é composta pela soma de duas parcelas:

- Uma parcela de *arraste* associada a efeitos viscosos, proporcional às velocidades do fluido e do corpo;
- Uma parcela de *inércia*, proporcional às acelerações do fluido e do corpo.

A equação de Morison pode ser expressa da seguinte forma:

$$F = \frac{1}{2} \rho_w D C_d |\dot{u} - \dot{x}| (\dot{u} - \dot{x}) + \rho_w \frac{\pi D^2}{4} C_m \ddot{u} - \rho_w C_a \ddot{x} \quad (4.2)$$

Nesta expressão,  $\rho_w$  é a massa específica do fluido,  $D$  é uma dimensão transversal característica do corpo (usualmente o diâmetro de um membro cilíndrico) e  $\dot{u}$ ,  $\dot{x}$ ,  $\ddot{u}$  e  $\ddot{x}$  são respectivamente as velocidades e acelerações do fluido e do corpo. O primeiro termo do lado direito desta equação (proporcional às velocidades) corresponde à parcela de arraste; o segundo e terceiro termos (proporcionais às acelerações) correspondem à parcela de inércia. Geralmente considera-se que a formulação de Morison é mais aplicável quando a força de arraste é significativa e os efeitos viscosos preponderam sobre os inerciais; este é usualmente o caso de corpos esbeltos [43].

A formulação de Morison é considerada semi-empírica, já que as parcelas de arraste e inércia são afetadas por coeficientes adimensionais  $C_d$ ,  $C_m$  e  $C_a$ , que devem ser

calibrados a partir da observação de resultados experimentais. Por exemplo, na análise de linhas de ancoragem e *risers* usualmente empregam-se valores de  $C_d$  variando entre 0,7 e 1,2 e valores de  $C_m$  em torno de 2,0. O terceiro termo, afetado pelo coeficiente  $C_a$  (usualmente definido como  $C_m - 1$ ) é proporcional às acelerações do corpo e está associado a efeitos de “massa adicionada”.

Mais detalhes sobre o desenvolvimento da formulação de Morison são apresentados no Apêndice C, incluindo considerações sobre a determinação de valores para os coeficientes de arraste e inércia.

A equação de Morison tem apresentado bons resultados em aplicações práticas tais como membros de plataformas fixas reticuladas (as *jaquetas*) e linhas de ancoragem e *risers* modelados por elementos finitos. Nestas aplicações, no entanto, deve-se ter em mente os seguintes aspectos:

- A Fórmula de Morison considera que a resposta do *riser* está alinhada com a direção do fluxo incidente. Portanto, omite forças de *lift* (sustentação) e forças de arrasto devido à vibração induzida por vórtices (*VIV*), que podem ser importantes em muitas situações.
- Não incorpora o efeito da esteira de interferência entre *risers* muito próximos (o que pode influenciar a parcela de arrasto). Um *riser* na esteira de outro pode receber menos carga, o que pode levar à colisão (*clashing*) entre os *risers*. Este efeito poderia ser modelado empiricamente, variando os valores do coeficiente  $C_d$ .

Como será comentado mais adiante, esta equação também pode ser empregada em plataformas flutuantes compostas por membros reticulados, tais como as plataformas semi-submersíveis, TLP's ou *Spar-buoys*. Nestes casos, membros muito próximos podem “confinar” uma porção da massa de fluido, que pode agir como parte da estrutura, levando ao aumento da força de massa adicionada. Assim, a utilização pura e simples da equação de Morison equivaleria em assumir que os membros, além de relativamente esbeltos, são razoavelmente espaçados entre si, de modo que o espaçamento médio entre dois membros é grande quando comparado com as dimensões transversais da seção. A força que o fluido exerce em cada membro não seria então afetada pela presença de outros membros e a força total pode ser obtida somando-se as forças calculadas individualmente para cada membro. O efeito de “confinamento” do

fluido poderia ser modelado empiricamente, aumentando o valor do coeficiente  $C_a$  (proporcional à aceleração do corpo), mas sem alterar o valor do coeficiente  $C_m$  que afeta apenas a força de inércia proporcional à aceleração do fluido.

### 4.3 FORMULAÇÃO DE FROUDE-KRYLOV

Na formulação de Froude-Krylov, a força atuante no corpo é proveniente da pressão gerada pela passagem da onda incidente sobre a superfície do corpo, também considerando que a presença do corpo não afeta o fluxo. A partir de uma dada expressão para o campo de pressões no fluido gerado pela onda, podem ser obtidas as componentes de força resultante atuando em um corpo, em cada uma das direções de um sistema de eixos ortogonais. Para isto, basta efetuar a integração da correspondente componente da pressão  $p$ , sobre a parte submersa do corpo, como indicado a seguir:

$$F_x = C_H \iint_s p n_x dS \quad (4.3)$$

$$F_y = C_V \iint_s p n_y dS \quad (4.4)$$

Estas expressões fornecem respectivamente as componentes horizontal e vertical da força resultante no corpo.  $n_x$  e  $n_y$  são as componentes horizontal e vertical do vetor normal à superfície do corpo.  $C_H$  e  $C_V$  são coeficientes de força horizontal e vertical, também determinados empiricamente, como será comentado a seguir (mas não devem ser confundidos com os coeficientes de inércia e de arraste da fórmula de Morison).

A aplicação desta formulação torna-se mais conveniente quando associada a uma expressão do campo de pressões no fluido  $p$  derivada de uma teoria linear de onda, como, por exemplo, a expressão (3.33) da teoria de Airy, que pode então ser empregada para fornecer a pressão dinâmica em um ponto na superfície de uma estrutura submersa, agindo normal à superfície daquele ponto. Neste caso, a aplicação deste método é vantajosa já que, para algumas formas particulares de membros submersos (como cilindros ou esferas), podem ser obtidas expressões fechadas para as integrais definidas nas equações (4.3) e (4.4) que fornecem as forças atuantes no corpo. Chakrabarti [43] demonstra que, em muitos casos, as expressões resultantes são semelhantes às obtidas pela parcela de inércia da fórmula de Morison (embora, como mencionado anteriormente, o coeficiente que deve ser determinado empiricamente não é o mesmo).

Desta forma, segundo Chakrabarti [43], a formulação de Froude-Krylov é mais aplicável quando a força de arraste é pequena e os efeitos de inércia predominam sobre os viscosos, mas o corpo é ainda relativamente esbelto e portanto pode-se assumir que a sua presença não afeta significativamente o fluxo das partículas fluidas. Como, ainda

segundo Chakrabarti, poucas aplicações práticas atendem a estas hipóteses, em casos onde os efeitos de difração são significativos, mas pequenos, é possível considerá-los na forma de um termo de correção nos coeficientes de força. Em casos mais gerais, onde os efeitos de difração são mais importantes, isso não é possível. Além disso, a proximidade do corpo com o fundo ou a superfície livre pode gerar efeitos não facilmente quantificáveis nos coeficientes. Nestes casos, deveria então ser aplicada a formulação completa da teoria da difração.

Finalmente Hooft [54] adapta a formulação de Morison para o problema de corpos flutuantes esbeltos, reescrevendo a fórmula de Morison, explicitando a parcela correspondente à força de Froude-Krylov.

## 4.4 MODELO DE DIFRAÇÃO / RADIAÇÃO

### 4.4.1 INTRODUÇÃO

Quando as dimensões do sistema *offshore* não são pequenas em relação ao comprimento de onda, as hipóteses consideradas nas seções anteriores não são válidas e espera-se que a presença do corpo altere de forma significativa o campo de ondas na sua vizinhança, gerando efeitos de difração, interferência e radiação de ondas pelo corpo. Portanto, nestes casos de corpos de forma completamente geral, um método rigoroso para o cálculo das forças induzidas pela movimentação das partículas do fluido devida às ondas deve considerar um modelo de Difração/Radiação.

O modelo matemático tridimensional de Difração/Radiação é uma generalização do modelo bidimensional que representa a “*teoria de onda*”, descrito anteriormente na seção 3.3. Enquanto o modelo da “*teoria de onda*” tinha por objetivo apenas de determinar velocidades e acelerações do fluido, sem considerar a presença do corpo, o modelo de Difração/Radiação considera a presença do corpo e tem por objetivo determinar as cargas que resultam da movimentação do fluido induzida pelas ondas.

Esse modelo pode estar associado à *Teoria Potencial*, compondo um modelo matemático em termos de um PVC, composto pela equação de Laplace tridimensional com as condições de contorno associadas, mas agora, incluindo a consideração do corpo submetido à ação do fluido. (No entanto, recorda-se que o estabelecimento da equação de Laplace pressupõe a desconsideração da viscosidade do fluido. Um modelo mais rigoroso que levasse em conta este efeito deveria ser baseado nas *equações de Navier-Stokes* [15], [54], compondo portanto um modelo matemático ainda mais complexo).

No Apêndice D será apresentado um resumo do desenvolvimento do modelo de Difração/Radiação baseado na Teoria Potencial.

Novamente, assim como no caso do PVC da Teoria de Onda descrito na Seção 3.2, o PVC descrito no Apêndice D é complexo, altamente não-linear e, de modo geral, não é possível obter uma solução analítica rigorosa. A solução deve ser obtida introduzindo aproximações e/ou utilizando métodos numéricos.

Em alguns casos particulares, como cilindros verticais fixos e semi-cilindros ou semi-esferas apoiadas no fundo, existem soluções analíticas fechadas disponíveis na

literatura. Em casos mais gerais, podem ser empregados métodos numéricos baseados, por exemplo, na Teoria das Faixas e na formulação de Green [43].

Por exemplo, o programa WAMIT é um código extensamente usado para computar cargas de fluido empregando um modelo de Difração/Radiação.

#### 4.4.2 SOLUÇÕES DE PRIMEIRA E SEGUNDA ORDEM

Para obter a solução do PVC do modelo de Difração/Radiação baseado na Teoria Potencial, pode-se estabelecer um procedimento semelhante ao descrito na seção 3.3, a partir da expansão do potencial de velocidade em uma série de potências, em termos de um parâmetro de perturbação adimensional  $\varepsilon$ :

$$\Phi = \sum_{n=1}^{\infty} \varepsilon^n \Phi_n \quad (4.5)$$

onde o parâmetro de perturbação ou declividade da onda  $\varepsilon$  é escrito em função da altura da onda  $H$  e do número de onda  $k$ :

$$\varepsilon = \frac{kH}{2} \quad (4.6)$$

Na descrição da Teoria Linear de Airy, observa-se que foi tomado apenas o termo linear (de primeira ordem)  $\Phi_1$  da série (4.5), que foi então substituída nas equações diferenciais e nas condições de contorno que compunham o PVC da Teoria de Onda.

De modo semelhante, na solução do PVC que descreve o modelo de Difração/Radiação, também podem ser consideradas diversas alternativas, de acordo com a quantidade de termos que se tomar na série (4.5). Assim, podem ser obtidas expressões para o PVC de primeira ordem (que contém apenas funções lineares da declividade da onda  $\varepsilon$  ou da altura  $H$ ), de segunda ordem (que incluem também funções quadráticas de  $H$ ) e assim por diante [43].

Com isso, podem ser obtidas separadamente soluções para o PVC, em termos do potencial  $\Phi_i$ , velocidades, acelerações e pressões sobre a superfície do corpo, para cada uma das ordens de aproximação que se considerar. Em expressões de primeira ordem, a integração das pressões é efetuada até a superfície livre de ordem zero (isto é, o nível de águas tranqüilas); os resultados (velocidades, acelerações, pressões) são funções

lineares da altura (ou amplitude) da onda. Em soluções de segunda ordem, os resultados são funções lineares e quadráticas da altura de onda.

#### 4.4.3 CARGAS DE PRIMEIRA ORDEM: RAO'S

Como resultado da aplicação de uma teoria potencial de primeira ordem ou linearizada, obtêm-se cargas “de primeira ordem” atuando sobre o corpo que oscilam com a mesma frequência da onda.

Programas que resolvem o modelo de Difração/Radiação como o WAMIT calculam os “movimentos na frequência da onda” gerados por estas cargas em termos de tabelas conhecidas como *Response Amplitude Operator* (RAO's). Estas tabelas fornecem, para várias direções de incidência da onda sobre o casco e para várias frequências, a resposta da embarcação sob a ação de uma onda de amplitude unitária, em termos da amplitude de cada grau de liberdade dos movimentos.

#### 4.4.4 CARGAS DE SEGUNDA ORDEM: DERIVA, *SPRINGING*

Em soluções de segunda ordem, pode ser demonstrado ([43], [54], [55] e [56]) que surgem outras parcelas de carga atuando em diferentes faixas de frequência. Dentre elas incluem-se as forças que geram efeitos de deriva e “*springing*”, como será mencionado a seguir.

##### *Ondas Regulares; Cargas de Deriva Média.*

Em ondas regulares, a força de deriva consiste em uma parcela *estática* ou de “deriva média”, cuja magnitude depende da frequência e é proporcional ao quadrado da amplitude da onda. Expressões analíticas fechadas para esta parcela de carga, em alguns casos particulares tais como uma parede vertical ou um cilindro horizontal, podem ser encontradas em [55], [56]. Em casos gerais, a solução deve ser obtida numericamente, a partir de coeficientes conhecidos como “funções de transferência quadrática” (QTF ou *quadratic transfer functions*). Para um dado valor  $w_i$  de frequência de onda regular, a função define um coeficiente que fornece a força de deriva associada à onda regular com frequência  $w_i$  e amplitude unitária. Mais adiante, será ilustrado como tais coeficientes, fornecidos por programas que resolvem a Teoria Potencial (como por exemplo o WAMIT), são incorporados no procedimento de solução no domínio do tempo do programa PROSIM.

Molin [56] cita dois tipos de procedimentos de cálculo de coeficientes de força de deriva em ondas regulares. O primeiro, atribuído a Pinkster [57], é o referido como o método “*near-field*”, baseado na integração da expressão da pressão do fluido atuando no casco, mantendo os termos de segunda ordem. Este método é capaz de fornecer componentes de força (ou momento) de deriva em todos os seis graus de liberdade de movimento da plataforma (*surge*, *sway*, *heave*, *roll*, *pitch* e *yaw*).

O segundo procedimento (o qual, historicamente, foi proposto antes por Maruo [58] e Newman [59]) é o referido como o método “*far-field*”, ou método de Maruo-Newman. Neste procedimento, considera-se que o domínio composto pelo casco da plataforma e pelo fluido está inserido dentro de um cilindro vertical fixo (que compõe uma “superfície de controle”). Afastando esta superfície de controle, parte das integrais que definem a expressão da força de deriva podem ser resolvidas analiticamente.

Segundo Molin [56], a desvantagem do método de Maruo-Newman é que ele é capaz de determinar apenas os componentes horizontais da força de deriva (em *surge*, *sway* e *yaw*). Por outro lado, como o procedimento de solução é semi-analítico, a convergência numérica é melhor. Detalhes destes procedimentos podem ser encontrados em [55], [56].

As componentes horizontais da força de deriva podem ser relacionadas com a quantidade de energia do fluxo que é difratada e irradiada pela estrutura em direção às ondas incidentes. Para ondas com baixas frequências, onde os efeitos de difração são pequenos, a força de deriva é zero (evidentemente dentro das limitações da Teoria Potencial, que desconsidera efeitos viscosos, os quais também podem gerar forças de deriva). Inversamente, em frequências muito altas, a estrutura reflete completamente as ondas e a força de deriva atinge um valor assintótico que pode ser determinado analiticamente. Entre os valores nulos associados a baixas frequências e o valor assintótico associado a altas frequências, picos de força de deriva podem ser observados, associados a efeitos de ressonância em *heave*, *roll*, *pitch* ou a efeitos de interferência entre colunas de uma plataforma semi-submersível. É comum observar também que, reduzindo-se a profundidade da água, acentuam-se as forças de deriva [56].

Ainda em ondas regulares, existe também uma parcela dinâmica que oscila com o dobro da frequência da onda. Segundo Molin [56], o cálculo desta parcela de carga é

muito mais complexo do que o da força de deriva média; ainda está sendo objeto de atividades de investigação e não é usualmente fornecido por programas comerciais.

Estados de mar Irregulares; Cargas de Deriva Lenta e Springing.

Em estados de mar irregulares, com espectro representado por uma superposição de várias componentes de ondas lineares de Airy com amplitudes  $a_j$  e frequências  $\omega_j$ , além das cargas de deriva média resultante da ação de cada uma das componentes de onda, surgem outras cargas de onda que variam no tempo, oscilando em:

- *Frequências baixas* (correspondentes à diferença das frequências das ondas que representam o espectro). Em plataformas ancoradas, estas cargas podem excitar modos naturais de vibração, levando a movimentos usualmente referidos como de “deriva lenta”.
- *Frequências altas* (correspondentes à soma das frequências das ondas). Em plataformas TLP ancoradas por tendões verticais, estas cargas podem excitar modos naturais de vibração, na direção vertical de alta frequência, levando a movimentos usualmente referidos como de “*springing*” ou “*ringing*”.

O cálculo das forças de segunda ordem associadas a estados de mar irregulares pode ser efetuado avaliando e integrando a expressão da pressão do fluido atuando no casco, mantendo os termos de segunda ordem. Também podem ser expressas como funções do quadrado da amplitude de cada componente de onda; com isso é possível deduzir expressões para coeficientes de transferência (QTF) semelhantes aos já mencionados acima no caso das cargas de deriva média.

Aproximação de Newman

A expressão geral para o cálculo das forças de deriva lenta envolve um somatório duplo envolvendo quantidades calculadas para cada uma das  $N$  componentes de onda que discretizam o espectro do estado de mar irregular, com a seguinte forma:

$$F_s(t) = \sum_{i \neq j}^N \sum_{j \neq i}^N D_{ij} \frac{a_i a_j}{2} \cos[(\omega_i - \omega_j)t + (\varepsilon_i - \varepsilon_j)] \quad (4.7)$$

Em análises no domínio do tempo, o procedimento envolve tomar uma matriz de coeficientes de transferência  $D_{ij}$ , com  $N \times N$  componentes, que são funções das

freqüências das ondas  $w_i$  (mas não das amplitudes  $a_i$ ), calculados previamente no domínio da freqüência. Os termos da diagonal  $D_{kk}$  correspondem aos coeficientes de deriva média em ondas regulares mencionados anteriormente; os termos fora da diagonal  $D_{ij}$  são os coeficientes associados às parcelas de diferença de freqüências  $w_i - w_j$ .

Em cada instante de tempo, dever-se-ia então efetuar o somatório duplo envolvendo centenas de componentes de onda, o que pode requerer um tempo de processamento proibitivo. Além disso, argumenta-se também [56] que o próprio cálculo dos coeficientes de transferência  $D_{ij}$  não é tarefa trivial e que a precisão dos termos fora da diagonal é prejudicada pelo fato de só poderem ser calculados pelo método *near-field*, enquanto os termos da diagonal podem ser calculados pelo método *far-field*, considerado mais preciso.

Estes fatos motivaram a proposta, atribuída a Newman [56], [55], de aproximar o cálculo das cargas de segunda ordem de baixa freqüência (as cargas de deriva lenta) empregando apenas os termos da diagonal da matriz de coeficientes de transferência,  $D_{kk}$ , que são os coeficientes de deriva média. Com isto, obtém-se uma significativa redução nos custos computacionais. A implementação do cálculo destas cargas no programa PROSIM é apresentada adiante na seção 4.5.7.

Vale ressaltar ainda a observação de Molin [56], segundo a qual a aproximação de Newman será válida desde que as freqüências naturais do sistema ancorado sejam consideravelmente menores do que as freqüências da onda. Nem sempre este é o caso para os movimentos de *heave*, *roll* e *pitch*; além disso, caso o sistema de ancoragem seja muito rígido ou para plataformas com calado elevado em águas rasas, também não será verdade para os movimentos de *surge*, *sway* e *yaw*.

#### 4.4.5 RESSONÂNCIA / AMORTECIMENTO

Na prática de projeto de unidades flutuantes, o primeiro cuidado que se tem no dimensionamento do sistema de ancoragem é evitar que algum período natural do sistema caia na faixa de freqüências das ondas, para evitar efeitos de ressonância. Tipicamente as ondas de projeto variam entre poucos segundos, por exemplo, 3 a 5 segundos no caso de ondas de fadiga e pouco menos de 20 segundos no caso de ondas extremas.

Por exemplo, em projetos típicos de plataformas flutuantes ancoradas os períodos naturais de *surge*, *sway* e *yaw* são da ordem de 100 segundos ou mais. Os períodos de *heave*, *roll* e *pitch* de plataformas semi-submersíveis são usualmente maiores do que 25 segundos. Por outro lado, plataformas ancoradas verticalmente como as TLP's costumam ter períodos de *heave*, *roll* e *pitch* menores do que 5 segundos.

No entanto, como foi visto anteriormente, as cargas de segunda ordem podem atuar em faixas de frequência diferentes da frequência das ondas. Mesmo tendo magnitudes menores que as cargas de primeira ordem, pelo fato de cobrirem uma faixa de frequências muito maior, podem provocar efeitos de ressonância em alguns graus de liberdade do movimento das plataformas.

Assim, as cargas de segunda ordem de alta frequência podem excitar resposta ressonante em TLP's nos graus de liberdade não-complacentes (*heave*, *pitch* e *roll*), que têm períodos naturais mais baixos. Este comportamento é usualmente referido na literatura como *springing* ou *ringing*, podendo influenciar decisivamente no comportamento de fadiga dos tendões.

Por outro lado, as cargas de segunda ordem de baixa frequência têm importância no projeto de unidades flutuantes ancoradas porque podem excitar efeitos ressonantes nos movimento de deriva lenta de *surge*, *sway* e *yaw*. Embora as cargas de baixa frequência sejam de segunda ordem, os movimentos que elas geram (ou seja, a deriva lenta) podem, devido aos efeitos de ressonância, ter amplitudes maiores do que as dos “movimentos de primeira ordem” (ou, mais exatamente falando, dos “movimentos gerados pelas cargas de primeira ordem”). Evidentemente, esta é uma característica associada à presença do sistema de ancoragem; corpos flutuando livremente não são afetados significativamente pela carga de deriva lenta.

Uma consequência importante do fato de os movimentos de deriva lenta poderem ter amplitudes relativamente grandes, ressaltada por Molin [56], é a conclusão de que *não é consistente desacoplar, ou calcular de forma independente, os movimentos na frequência da onda e de baixa frequência*. Se o corpo flutuante muda significativamente de posição devido aos movimentos de baixa frequência, sua resposta na frequência da onda será afetada, e vice-versa. Molin [56] argumenta que na prática a resposta na frequência da onda é pouco afetada, mas a recíproca não é verdadeira, ou seja, as forças de deriva são sensivelmente modificadas e deveriam ser funções não somente do tempo, mas também da posição do corpo. O procedimento de calcular

separadamente e superpor os movimentos gerados pelas cargas de primeira e segunda ordem é mais usualmente efetuado em análises no domínio da frequência, mas também é empregado em programas que efetuam análises no domínio do tempo.

Outra conclusão importante é que a resposta de deriva lenta é criticamente dependente do amortecimento do sistema, o que ressalta a importância da determinação precisa das características do amortecimento presentes em unidades flutuantes ancoradas, como será comentado brevemente a seguir.

#### *Amortecimento Potencial*

De acordo com Hooft [54], nenhum efeito de amortecimento é observado em corpos submersos oscilando longe da superfície livre em um fluido invíscido. Efeitos de amortecimento associados à Teoria Potencial (que não considera a viscosidade do fluido) são devidos à oscilação do corpo próximo à superfície livre.

Neste caso, para baixas frequências de oscilação, o amortecimento não é significativo. No entanto, para maiores frequências, o movimento do corpo próximo à superfície livre gera perturbações na elevação das ondas, de modo que a força de reação deixa de estar em fase com as acelerações, o que equivale à consideração de efeitos de perda de energia ou amortecimento. Desta forma, a partir de resultados da teoria potencial, é possível determinar coeficientes de amortecimento em função da frequência.

Na seção 4.5.8 será descrito o procedimento considerado no programa PROSIM para incluir as forças de amortecimento potencial (dependentes da frequência) em uma simulação no domínio do tempo.

#### *Amortecimento de deriva da onda*

Ressalta-se que o amortecimento potencial mencionado acima é devido à radiação das ondas gerada pela oscilação do corpo e está associado à teoria potencial linearizada ou de primeira ordem. Como esse efeito não é significativo para baixas frequências de oscilação, o amortecimento do movimento de deriva lenta está associado a outros efeitos.

Um deles é conhecido como amortecimento de deriva da onda (*wave-drift damping*), que pode ser visto conceitualmente como a variação da força de deriva com a

velocidade do corpo. Em princípio, se os coeficientes de força de deriva média forem independentes da velocidade de baixa frequência do corpo, não haverá amortecimento de deriva da onda. Vários métodos, para levar este efeito em conta e determinar esta parcela de amortecimento, tem sido propostos [60], [61], [62], mas, segundo Molin, foram validados apenas em parte. Assim, normalmente, esta parcela de amortecimento tem sido omitida

### Outras Fontes de Amortecimento

De qualquer modo, além do amortecimento potencial e o de deriva de onda existem diversas outras fontes de amortecimento que atuam em plataformas flutuantes ancoradas e podem atenuar os movimentos de deriva lenta, incluindo os seguintes:

- Amortecimento gerado pela influência da viscosidade do fluido, principalmente da água do mar, no caso de correnteza e onda, e do ar no caso das cargas de vento. Tais efeitos são bem representados pela parcela de arraste da fórmula de Morison;
- Amortecimento gerado pelas linhas de ancoragem e risers (o qual por sua vez incorpora diversos efeitos, incluindo o próprio amortecimento hidrodinâmico de deriva e viscoso; o amortecimento estrutural da linha; o contato variável e a fricção com o solo). No modelo acoplado do programa PROSIM, todos estes efeitos são implicitamente e automaticamente levados em conta como consequência do cálculo das forças das linhas pela solução do problema dinâmico não-linear representado pelo modelo de elementos finitos das linhas.

De fato, tem sido observado que o *amortecimento do movimento de deriva lenta é dominado pelo amortecimento gerado pelas linhas de ancoragem e risers* [56], o que ressalta a relevância da consideração do modelo acoplado, já que as expressões analíticas que têm sido propostas para incluir este efeito em modelos desacoplados envolvem um grande número de aproximações (segundo [56], *an impressive number of hypotheses*).

## 4.5 FORMULAÇÕES HÍBRIDAS PARA O CÁLCULO DAS FORÇAS NO CASCO

### 4.5.1 INTRODUÇÃO; APLICABILIDADE DAS FORMULAÇÕES

Na descrição das formulações apresentadas anteriormente, foi apontada uma indicação prática para a escolha do método apropriado, em termos das dimensões do corpo flutuante em relação ao comprimento da onda. Existem outros critérios que têm sido propostos, incluindo, por exemplo, um critério baseado em uma análise dimensional simples para determinar a influência relativa dos efeitos de arrasto e de difração, em função de diferentes parâmetros tais como o número de Reynolds  $Re$  e o parâmetro adimensional de Keulegan-Carpenter  $KC$ , dados respectivamente por:

$$Re = \frac{u_0 D}{\nu} \quad (4.8)$$

$$KC = \frac{u_0 T}{D} \quad (4.9)$$

onde:

- $u_0$  é a velocidade horizontal máxima da partícula de fluido;
- $\nu$  é a viscosidade cinemática da água;
- $D$  é uma dimensão característica (que pode ser o diâmetro de um membro cilíndrico);
- $T$  é o período da onda.

Em particular, o parâmetro de Keulegan-Carpenter  $KC$  pode ser entendido como a razão entre o diâmetro do movimento orbital da partícula e a dimensão característica do corpo. Além disso, um “parâmetro de difração” também pode ser definido em termos de uma razão entre a dimensão característica do corpo  $D$  e o comprimento da onda  $L$ :

$$difp = \frac{\pi D}{L} \quad (4.10)$$

O parâmetro  $KC$  costuma ser visto como uma medida da importância do efeito da força de arrasto, onde maiores valores de  $KC$  indicariam efeito de arrasto grande. Como a dimensão característica  $D$  está no denominador de  $KC$  e no numerador do “parâmetro de difração”, deduz-se que efeitos de arrasto são importantes em corpos esbeltos, que têm efeitos de difração pouco significativos; por outro lado, em corpos

maiores os efeitos de arrasto são menos importantes e a difração é mais significativa [43].

#### 4.5.2 O MODELO HÍBRIDO IMPLEMENTADO NO PROGRAMA PROSIM

Por outro lado, essas formulações não necessitam ser consideradas como mutuamente exclusivas, podendo ser combinadas em modelos “híbridos” que levam em consideração características positivas de mais de uma formulação, seguindo propostas como as apresentadas por [54] e [63]. Neste modelo híbrido, implementado no programa PROSIM, combinam-se as seguintes forças:

- As forças de primeira ordem da fórmula de Morison, particularmente as forças viscosas de arraste;
- As forças de Froude-Krylov;
- As forças de segunda ordem oriundas da Teoria Potencial, incluindo efeitos de Difração e Radiação de ondas.

Em tal modelo híbrido, a aplicação das diferentes formulações complementa as lacunas e reforça as vantagens de cada uma. Por exemplo, a utilização pura e simples da fórmula de Morison para o cálculo das cargas de fluido no casco de uma plataforma, composta por membros reticulados tais como TLP's ou semisubmersíveis, implicaria em assumir algumas simplificações, mencionadas a seguir.

##### *Simplificações da Formulação de Morison*

Uma primeira simplificação está diretamente embutida na premissa em que se estabelece a formulação de Morison, onde um membro individual é esbelto o suficiente para que os efeitos de difração sejam insignificantes e as forças possam ser computadas a partir de velocidades e acelerações, calculadas no eixo da seção transversal do membro. Com isso, a perturbação da onda causada pela presença e movimento do corpo é ignorada.

Além disso, a formulação de Morison assume também que o espaçamento médio entre dois membros da plataforma é grande em comparação com as dimensões da seção transversal. Deste modo, a força em um membro individual não é afetada pela presença de outros membros e, em conseqüência, a força total no casco pode ser calculada como a soma das forças calculadas para cada um dos membros individuais. No entanto, um

tratamento mais rigoroso deveria considerar que existe interação entre os membros, o que leva a efeitos de cancelamento ou sobreposição de ondas, dependendo da frequência de cada componente de onda.

#### *Vantagem da Teoria Potencial*

A Teoria Potencial é capaz de tratar adequadamente os efeitos devidos à perturbação (difração e radiação) da onda, causada pela presença e movimento do corpo, bem como os efeitos devidos à interação entre as ondas que refletem nos membros da plataforma. Estes efeitos de segunda ordem incluem [55]:

- O **amortecimento potencial** por irradiação de ondas pelo corpo
- As **forças de deriva média e lenta**, devidas à difração e reflexão das ondas em torno do corpo.

#### *Vantagens da Formulação de Morison*

Enquanto as forças de primeira e segunda ordem são avaliadas pela Teoria Potencial no domínio da frequência e válidas para pequenas amplitudes de onda e movimento, a formulação de Morison avalia as forças de primeira ordem no domínio do tempo, a cada passo do processo de integração e são válidas para grandes amplitudes de onda e movimento. A formulação de Morison associada a uma análise no domínio do tempo é, portanto, capaz de tratar adequadamente os efeitos não-lineares, levando em conta a superfície livre instantânea e determinando as cargas exatamente no trecho imerso de cada membro, em cada instante de tempo.

Além disso, modelos de Difração/Radiação baseados na teoria potencial não incorporam efeitos devidos à viscosidade do fluido; por exemplo, no programa WAMIT o amortecimento viscoso deve ser introduzido externamente pelo analista, através de uma matriz de amortecimento calibrada. Argumenta-se em favor da teoria potencial que este fato não constitui problema em sua aplicação a corpos de grandes dimensões como navios, onde os efeitos de inércia são preponderantes e os efeitos viscosos seriam importantes apenas como amortecimento para excitações de ressonância, com períodos próximos a períodos naturais do corpo (por exemplo o *roll* em navios). A questão que se coloca é se esse raciocínio permanece válido para membros cilíndricos de plataformas, onde o diâmetro pode não ser tão grande quando comparado com o comprimento da

onda. Nesses casos, os efeitos viscosos, além de serem importantes como amortecimento na ressonância, podem ser importantes também como força de arraste para outras faixas de frequência.

Quanto às forças de deriva, é interessante mencionar que existe um tipo de força de deriva que é fornecido pela equação de Morison. Esta parcela é devida à diferença na força de arrasto da onda em membros cortados pela superfície da água, que resulta da diferença do comprimento molhado do membro, da crista para o cavado, ao longo da passagem da onda pelo membro [63].

#### 4.5.3 EXPRESSÃO COMPLETA PARA O CÁLCULO DE FORÇAS NO MODELO HÍBRIDO

No modelo híbrido empregado no programa PROSIM, as forças atuando na plataforma devidas à movimentação do fluido são compostas por várias parcelas, definidas na seguinte expressão:

$$F_{wc} = f_{FK} + f_{Mmn} + f_{Mdn} + f_{Ma} + f_D + f_{PD} \quad (4.11)$$

onde:

- O primeiro termo  $f_{FK}$  é a força de Froude-Krylov, função da pressão do fluido  $p$ ;
- O segundo e o terceiro termos  $f_{Mmn}$  e  $f_{Mdn}$  correspondem aos termos de inércia e arraste da fórmula de Morison, sendo funções de  $a_m$  e  $v_m$  (respectivamente as componentes normais das acelerações e velocidades relativas fluido-estrutura) e dos coeficientes de massa adicionada e de arrasto quadrático  $C_m$  e  $C_d$ ;
- O quarto termo  $f_{Ma}$  corresponde à componente axial das forças de inércia e arraste, calculadas para membros com extremidades expostas à ação do fluido;
- O quinto termo  $f_D$  corresponde às forças de Deriva Média e Lenta;
- Finalmente, o sexto termo  $f_{PD}$  corresponde às Forças de Amortecimento Potencial.

Expressões para cada uma destas parcelas serão apresentadas a seguir. Observa-se em especial que os dois últimos termos são forças que resultam da aplicação do modelo de difração-radiação da Teoria Potencial. São incluídos na formulação híbrida a

partir de resultados previamente calculados no domínio da frequência por programas como o WAMIT [4].

Observa-se que estas parcelas dizem respeito apenas às cargas geradas pela movimentação do fluido devido às ondas e correnteza; outras parcelas de carga atuando na plataforma, como, por exemplo, cargas de vento, são descritas em outros capítulos.

#### 4.5.4 PRIMEIRA PARCELA: FORÇAS DE FROUDE-KRYLOV

Recorda-se que esta força é definida a partir da pressão  $p$  gerada pela passagem da onda incidente, considerando que a presença do corpo não afeta o fluxo, ou seja, este é o termo da força de inércia que depende apenas da aceleração da partícula. No cálculo da força de Froude-Krylov para um membro cilíndrico da plataforma, a integral que expressa a força resultante é dada por:

$$f_{FK} = \int_S p n ds \quad (4.12)$$

onde  $S$  é a superfície que envolve o volume imerso do corpo;  $n$  é um vetor unitário normal à superfície, e  $p$  é um vetor contendo componentes da pressão do fluido dada pela expressão (3.34).

Pode-se aplicar o Teorema de Gauss para transformar esta integral sobre a superfície submersa do corpo em uma integral do gradiente de pressão  $\nabla p$  sobre o volume imerso:

$$f_{FK} = \int_S p n ds = \int_V \nabla p dv \quad (4.13)$$

Para membros reticulados de plataformas flutuantes, a integração no volume  $V$  pode ser substituída pela multiplicação da área da seção transversal  $A$  pela integral ao longo do comprimento do eixo do membro. Além disso, considerando que as dimensões da seção transversal são pequenas comparadas com o comprimento de onda, os valores do gradiente de pressão na seção transversal podem ser tomados como constantes e iguais aos valores calculados no eixo. Desta forma, a força de Froude-Krylov pode ser aproximada pela seguinte integral:

$$f_1 = \int_0^L A \left( \frac{\partial p}{\partial x} \Big|_0, \frac{\partial p}{\partial y} \Big|_0, \frac{\partial p}{\partial z} \Big|_0 \right) d\bar{x} \quad (4.14)$$

Alguns aspectos relacionados à implementação computacional do procedimento de cálculo das forças de Froude-Krylov são apresentados no Apêndice E.

#### 4.5.5 SEGUNDA E TERCEIRA PARCELAS: TERMOS DE INÉRCIA E ARRASTE DA FÓRMULA DE MORISON

##### *Cálculo das componentes normais das acelerações e velocidades relativas*

A segunda e terceira parcelas da equação (4.11) correspondem aos termos de inércia e arraste da fórmula de Morison. Estas parcelas são proporcionais, respectivamente, a vetores contendo as componentes normais das acelerações e velocidades relativas fluido-estrutura.

Na implementação computacional, para obter estes vetores devem ser efetuadas algumas operações sobre as acelerações e velocidades do fluido (calculadas como resultado da teoria linear de Airy) e da estrutura. No caso das velocidades, leva-se em conta também a velocidade da correnteza. Tais operações são descritas no Apêndice E.

##### *Integração das Forças ao Longo do Membro*

Inicialmente, as expressões de Morison fornecem forças por unidade de comprimento para uma série de pontos, em geral igualmente espaçados ao longo do comprimento de cada membro reticulado da plataforma. Em seguida, a resultante total em cada membro é obtida efetuando-se uma integração ao longo do comprimento do membro e a resultante total na plataforma é determinada somando-se as contribuições de todos os membros.

Para membros de plataformas, tipicamente são utilizados entre cinco e vinte pontos de integração. Para os elementos finitos que representam linhas de ancoragem e *risers*, é mais usual empregar apenas dois pontos de integração (que coincidem com os nós do elemento).

Para um membro que ultrapassa a superfície da água, a integração é calculada apenas para a parte imersa do membro. Neste caso, o último ponto de integração deixa de ser o nó da extremidade superior do membro e passa a ser o ponto de interseção do eixo do membro com a superfície livre instantânea, calculado através de um procedimento iterativo que emprega as expressões de elevação da onda. No caso de

membros de plataformas, isso fará com que o espaçamento entre os dois últimos pontos de integração não seja igual ao espaçamento entre os demais pontos.

Desta forma, é interessante observar que, para um membro que cruza a superfície livre (tal como uma coluna de uma plataforma semi-submersível), o comprimento do membro ao longo do qual será efetuada a integração varia com a elevação da onda e portanto muda com o tempo, o que resulta em efeito não-linear que depende do tempo.

Essa última observação também é válida para o cálculo da parcela de força de Froude-Krylov, no qual é empregado um procedimento de integração semelhante.

Outra decorrência da variação do comprimento imerso de um membro ao longo do tempo, que pode ser verificada observando-se a parcela de força de inércia, consiste no fato de que a massa adicionada envolvida nessa parcela também irá variar com o tempo. Este efeito deve ser levado em conta na montagem e solução das equações de movimento (2.18).

#### 4.5.6 QUARTA PARCELA: COMPONENTE AXIAL DAS FORÇAS DE INÉRCIA E ARRASTO

##### Componente Axial da Força de Inércia

Para membros com extremidades expostas à ação do fluido, pode-se calcular um termo de força de inércia na direção axial. Para isto, considera-se a seguinte expressão para a massa adicionada de um disco circular fino de raio  $R$ :

$$m_a = \frac{8}{3} \rho R^3 \quad (4.15)$$

O coeficiente de força de inércia axial é tomado como metade de  $m_a$ . Assim, a força de inércia axial na extremidade exposta de um membro é dada por:

$$f_{Ma} = C_{Ma} \frac{4}{3} \rho R^3 a_a \quad (4.16)$$

Nesta expressão,  $a_a$  é a componente axial da aceleração relativa fluido estrutura, determinada pela expressão (E.18) apresentada no Apêndice E.

Este procedimento não é adotado quando a extremidade estiver acima da superfície livre ou se tratar de um membro do reticulado da plataforma cuja extremidade está conectada a um membro vizinho.

#### Componente Axial da Força de Arrasto

De modo semelhante, para membros com extremidades expostas à ação do fluido pode-se calcular um termo de força de arrasto na direção axial, através da seguinte expressão:

$$f_{Da} = C_{Da} \frac{\rho}{2} A v_a |v_a| \quad (4.17)$$

Nesta expressão,  $v_a$  é a componente axial da velocidade relativa fluido estrutura, determinada pela expressão (E.19) apresentada no Apêndice E;  $A$  é a área da seção transversal do membro e  $C_{Da}$  é o coeficiente de arrasto axial.

#### 4.5.7 QUINTA PARCELA: FORÇAS DE DERIVA MÉDIA E LENTA.

Como mencionado anteriormente, a formulação de Morison já incorpora implicitamente uma parcela de força de deriva, associada ao arrasto viscoso agindo nos membros da plataforma que cortam a superfície livre. Esta força surge no termo de arrasto, sendo calculada em cada intervalo de tempo, exatamente para o comprimento molhado instantâneo de cada membro.

Uma segunda parcela de força de deriva, que não é incorporada na formulação de Morison, é a devida aos efeitos de reflexão da onda, calculada a partir de resultados da Teoria Potencial, como comentado anteriormente na seção 4.4.4. Esta parcela é expressa em termos de coeficientes dependentes da frequência, definindo uma função de transferência. Tais coeficientes podem ser obtidos a partir da aplicação do programa WAMIT.

Para concluir essa parcela de força de deriva (dependente da frequência) em uma simulação no domínio do tempo, efetua-se a combinação da função de transferência com as propriedades da onda (frequências, amplitudes) em cada instante de tempo. Recordar-se a expressão da elevação da superfície livre como resultado da soma de componentes de ondas regulares que representam um mar irregular:

$$\eta(t) = \sum_{i=1}^N a_i \cos(w_i t + \varepsilon_i) \quad (4.18)$$

onde  $\varepsilon_i$  é a fase randomicamente distribuída no intervalo  $[0, 2\pi]$ .

A parcela da força de deriva média ou estática é dada por:

$$F_0 = \sum_{i=1}^N a_i^2 D_{ii} \quad (4.19)$$

onde  $D_{ii}$  é a função de transferência da força de deriva da onda regular com frequência  $w_i$ .

A parcela de força de deriva lenta ou de baixa frequência é dada por:

$$F_s(t) = \sum_{i \neq j}^N \sum_{j \neq i}^N D_{ij} \frac{a_i a_j}{2} \cos[(w_i - w_j)t + (\varepsilon_i - \varepsilon_j)] \quad (4.20)$$

Considerando a aproximação de Newman [55], assume-se que  $D_{ij} = D_{kk}$ , onde  $D_{kk}$  é a função de transferência da força de deriva da onda regular com frequência igual à média entre  $w_i$  e  $w_j$ . Com isto obtém-se a seguinte expressão:

$$F_s(t) = \sum_{i=1}^N \sum_{j=i+1}^N D_{kk} a_i a_j \cos[(w_i - w_j)t + (\varepsilon_i - \varepsilon_j)] \quad (4.21)$$

A parcela  $f_D$  correspondente às forças de deriva média e lenta é então dada pela soma das equações (4.19) e (4.21):

$$f_D = f_0 + f_s \quad (4.22)$$

#### 4.5.8 SEXTA PARCELA: FORÇAS DE AMORTECIMENTO POTENCIAL.

Para incluir as forças de amortecimento potencial (dependentes da frequência) em uma simulação no domínio do tempo, os seguintes procedimentos são necessários:

- A partir de uma matriz de coeficientes de amortecimento dependente da frequência, avaliada através de um programa baseado na Teoria Potencial (como por exemplo o WAMIT), calcular as respostas impulso ou função de memória no tempo através da transformada de Fourier;
- O valor da força de amortecimento em um dado instante de tempo é então obtido por meio de uma integral de convolução da função de memória sobre a história no tempo dos movimentos [13].

O primeiro passo (cálculo da resposta de impulso do amortecimento ou função de memória) é realizado tomando a transformada de Fourier em cossenos da matriz de coeficientes de amortecimento:

$$L_{ij}(\tau) = \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} \lambda_{ij}(w) \cos w \tau dw \quad (4.23)$$

No segundo passo, o valor da força de amortecimento potencial na direção  $i$  e no tempo  $t$  é então obtido como a convolução sobre a história passada da velocidade do corpo.

$$f_{PD}(t) = \int_0^{\infty} L_{ij}(\tau) v_b(t - \tau) d\tau \quad (4.24)$$

# Capítulo 5

## CÁLCULO DAS FORÇAS GERADAS PELA CORRENTEZA E VENTO

### 5.1 INTRODUÇÃO

Prosseguindo na descrição da formulação das equações de movimento, esse capítulo apresenta a formulação para o cálculo das seguintes cargas:

- Cargas de **correnteza** (atuando tanto no casco quanto nas linhas de ancoragem e risers);
- Cargas de **vento** (atuando nas áreas expostas do casco e do convés da plataforma).

### 5.2 CORRENTEZA

A correnteza pode ser considerada primordialmente como carregamento estático, embora existam ainda alguns efeitos dinâmicos associados à correnteza para valores elevados de velocidade:

- As vibrações induzidas por vórtices (VIV);
- Flutuação no valor desta velocidade medida no tempo, que é usualmente ignorada;
- Interação da correnteza com a onda;
- Componente dinâmica devido à contribuição da correnteza na velocidade relativa fluido-estrutura.

#### 5.2.1 CÁLCULO DAS FORÇAS DEVIDAS À CORRENTEZA

##### Corpos Esbeltos

No caso de corpos flutuantes para os quais a fórmula de Morison pode ser aplicada, tais como membros reticulados de plataformas ou linhas de ancoragem e

*risers*, as cargas de correnteza podem ser consideradas diretamente no cálculo da parcela de arraste, que leva em conta as velocidades relativas fluido-estrutura, simplesmente efetuando uma soma vetorial das velocidades de correnteza com as velocidades do fluido devidas à onda e as velocidades da estrutura, como mencionado no Apêndice E.

É importante mencionar que, em projetos recentes de plataformas, tem sido observado que a parcela de carga de correnteza atuando sobre as linhas pode ser da mesma ordem de grandeza ou até maior que a parcela que atua sobre o casco da plataforma, à medida em que se aumenta a lâmina d'água e a quantidade de *risers* conectados.

### Navios

No caso de navios ou outros corpos massivos, as cargas de correnteza podem ser determinadas através de ensaios em modelos reduzidos, definindo-se coeficientes de força para várias direções de incidência da correnteza e aplicando-se, em seguida, a fórmula de Morison para a determinação da força. Por outro lado, diversos autores têm estudado e proposto modelos teóricos para calcular as cargas hidrodinâmicas atuando sobre navios em movimento em um campo de correnteza. Neste caso, a formulação clássica é baseada em “modelos de manobra” [64], [65].

Mais recentemente, têm sido propostas outras formulações para o cálculo das forças de correnteza em navios ancorados. Dentre elas, podem ser mencionadas as desenvolvidas por Wichers [66] e Obokata [67], [68] e mais recentemente por Leite, Aranha e Pesce (Modelo de Asa Curta ou *Short Wing*) [69]. O desenvolvimento destas formulações se baseia na premissa de que navios ancorados apresentam baixa velocidade de avanço, ângulo de deriva relativamente grande e uma razoável velocidade angular, em oposição à dinâmica de manobras de alta velocidade, onde o navio apresenta grande velocidade, pequeno ângulo de deriva e baixa velocidade angular.

Em 1986, Takashina [70] propôs uma nova metodologia para o cálculo das forças de correnteza atuantes no casco do navio durante a atracação, através da ajuda de rebocadores, ou seja, uma manobra de baixa velocidade. Devido à semelhança dinâmica entre os problemas, o modelo de Takashina foi testado na simulação de navios amarrados apresentando bons resultados.

Como resultado da cooperação de pesquisadores da Universidade de São Paulo [36], os modelos hidrodinâmicos de Obokata, Asa Curta e Takashina [70], [71] foram implementados no programa PROSIM, ao longo de um conjunto de atividades visando habilitar o programa para a análise de plataformas flutuantes baseadas em navios.

### 5.2.2 INTERAÇÃO COM AS CARGAS DE ONDA: INTERAÇÃO FÍSICA

Usualmente, as cargas totais sobre uma unidade flutuante são consideradas pela soma vetorial das componentes individuais de onda, vento e corrente, sem considerar qualquer interação entre eles.

No entanto, um procedimento mais rigoroso deveria incluir a consideração de um modelo de interação ambiental ou de *interação física*, particularmente entre as cargas de onda e correnteza. No cálculo das forças de onda pela Teoria Potencial, deve-se inicialmente lembrar que, para a Teoria Potencial continuar sendo aplicável, a velocidade de correnteza (constante) deve ser menor que a velocidade da partícula da onda (periódica); do contrário, a hipótese de fluido ideal não é mais válida e uma separação massiva do fluxo pode ocorrer [56]. Ignorar a interação entre onda e correnteza equivaleria a ir mais além e assumir que a velocidade da correnteza não é maior do que a dos termos de segunda ordem da onda (de baixa frequência ou deriva lenta) e portanto muito menor do que a dos termos de primeira ordem da onda.

Existem situações onde a velocidade da correnteza é maior do que a velocidade de deriva lenta e é comparável com a velocidade de primeira ordem. O problema está na determinação de um modelo de cálculo apropriado para a avaliação das forças combinadas, que leve em consideração a onda na presença de correnteza. Por exemplo, tal modelo deveria considerar que as alturas de onda podem ser modificadas na presença de correnteza. As forças de primeira e segunda ordem de onda também seriam alteradas, pois a correnteza afeta a forma como a energia da onda é dispersa pela estrutura.

Algumas teorias vêm sendo desenvolvidas para prever a forma como as forças de deriva são afetadas pela correnteza [72]. Para estruturas esbeltas, enfoques simples como, por exemplo, o baseado no conceito da *frequência de encontro*, fornecem bons resultados. A frequência de encontro  $w_c$  pode ser calculada a partir da frequência da onda  $w$  e da velocidade da correnteza na superfície  $v_c$  pela seguinte expressão:

$$w_c = w + k v_c \cos \beta \quad (5.1)$$

onde  $k$  é o número de onda e  $\beta$  é a direção relativa entre onda e correnteza.

### 5.2.3 INTERAÇÃO COM AS CARGAS DE ONDA: INTERAÇÃO ESTATÍSTICA

Além da interação física, deve ser considerada também uma *interação estatística* entre as cargas de onda e correnteza. As normas API RP 2SK [73] e DNV/POSMOOR [74] especificam um período retorno individual para onda, vento e corrente, como por exemplo:

*“Vento médio e estado de mar correspondendo a 100 anos de período de retorno, combinado com uma correnteza de 10 anos de período de retorno”.*

Esta forma de especificar o projeto não fornece uma indicação de período de retorno do evento combinado. Idealmente, o período de retorno do evento combinado deveria ser especificado e então avaliadas as magnitudes de vento, onda e correnteza. Isto poderia ser feito se houvesse um número suficiente de dados ambientais disponíveis.

### 5.2.4 CARACTERÍSTICAS DA CORRENTEZA NA BACIA DE CAMPOS

O regime de correntes marinhas na costa brasileira é bastante complexo. Como pode ser observado na Figura 5-1, na superfície a corrente é originada da Corrente Equatorial Sul Atlântica, vinda da costa oeste do continente africano, atravessando todo o oceano Atlântico e chegando até o Brasil na altura dos estados de Alagoas e Sergipe. Lá ocorre uma divisão em Corrente das Guianas e Corrente do Brasil.

De um modo geral, na região da Baía de Campos, até cerca de 200m da superfície, predomina o fluxo de corrente para o sul da Água Tropical transportada pela Corrente do Brasil. A partir daí, ocorrem duas inversões de direção e sentido da correnteza ao longo da profundidade. A primeira inversão ocorre entre 200m até cerca de 1000m, onde a corrente migra para o norte, sendo formada pela Água Central do Atlântico Sul (ACAS) e pela Água Intermediária da Antártica (AIA). Abaixo desta profundidade é observada uma nova inversão de direção e sentido da corrente devido à presença da Água Profunda do Atlântico Norte.

Existe ainda a presença de vórtices na Baía de Campos que podem alterar o padrão descrito anteriormente, gerando intensificação da corrente e mudança de direção e sentido, como mostra a Figura 5-2.

Por estes motivos, os perfis de correnteza medidos na Bacia de Campos geralmente variam bastante ao longo da profundidade.

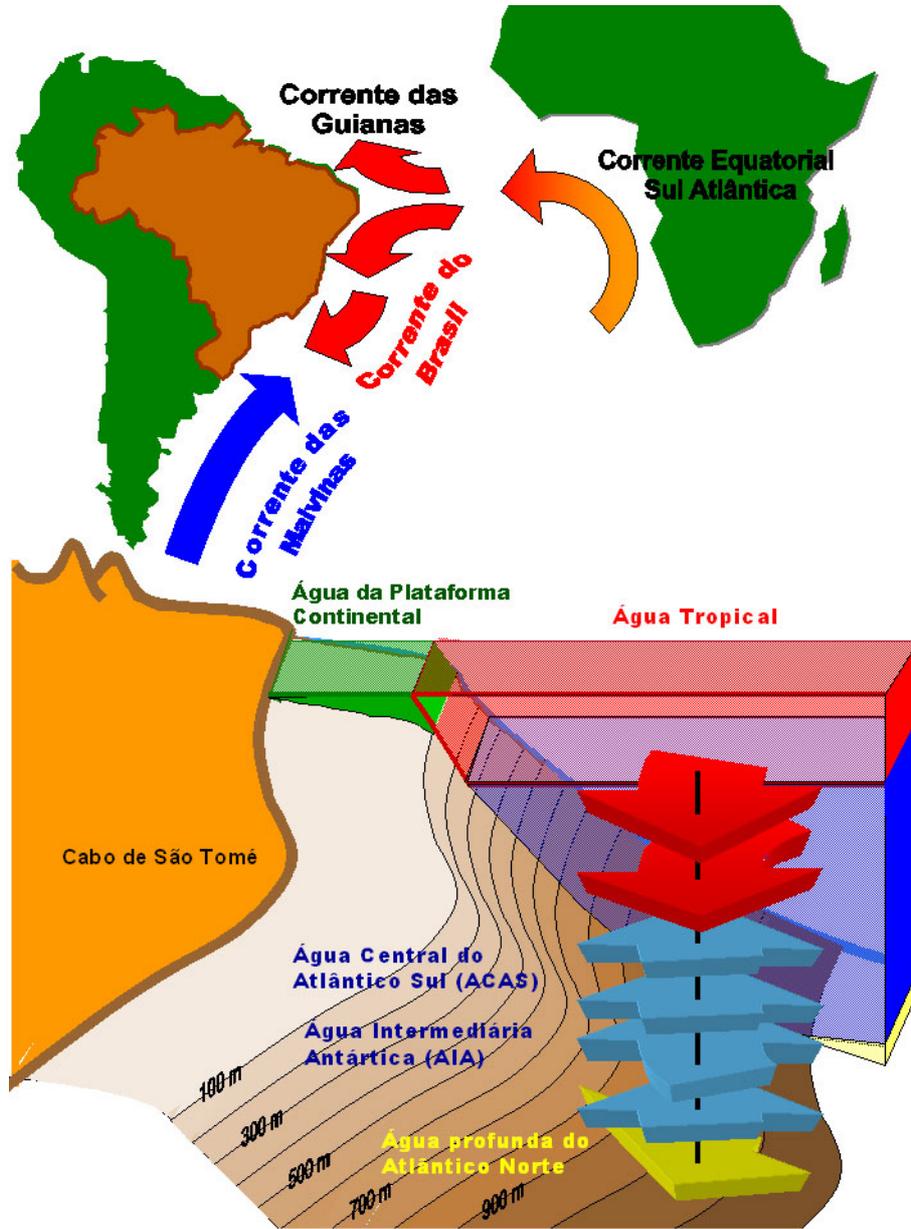


Figura 5-1 Medições dos campos de temperatura e correntes marinhas em uma seção oceanográfica na Bacia de Campos

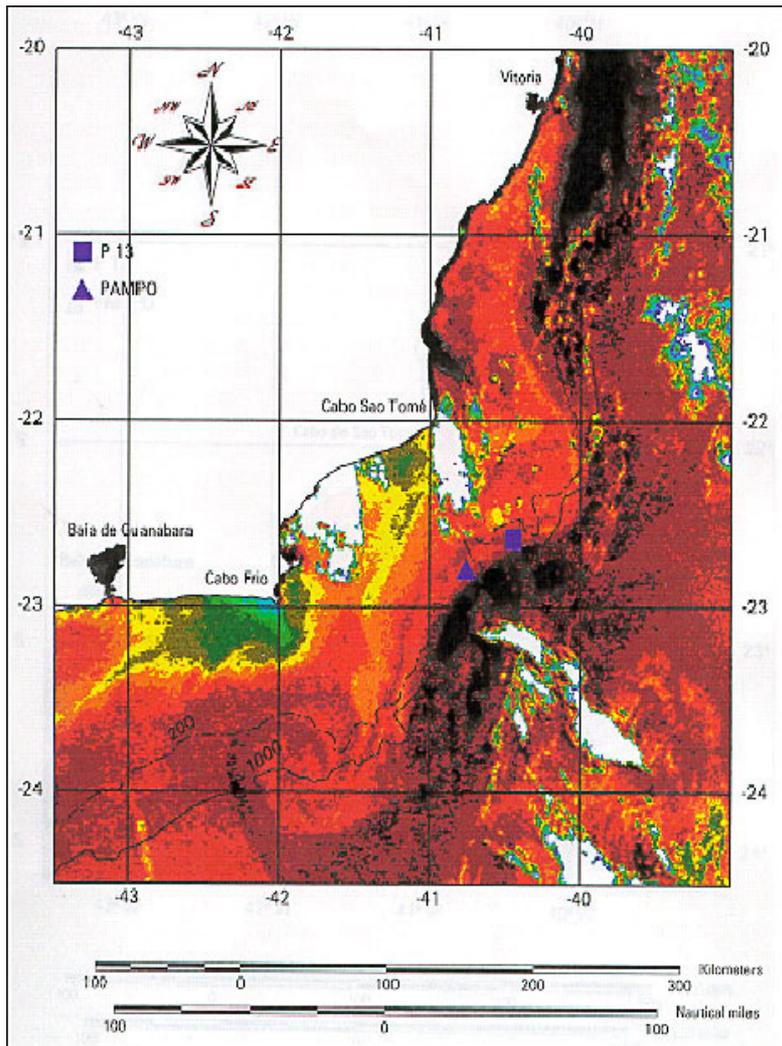


Figura 5-2 Formação de Vórtices presentes na Bacia de Campos

### 5.3 VENTO

As cargas de vento atuam sobre a área exposta do casco e do convés das plataformas flutuantes. As condições de vento usadas em projeto devem ser apropriadamente determinadas a partir de dados coletados, consistentes com os outros parâmetros ambientais que ocorrem simultaneamente [72].

Existem duas maneiras de se considerar os efeitos de vento no projeto, que dependem de parâmetros do sistema e objetivos da análise:

- Força de vento constante no tempo, calculada com base na velocidade média de 1 minuto;
- Força de vento variável, calculada em função de um componente permanente, baseado na velocidade média de 1 hora, mais uma componente variando com o tempo, calculada a partir de um espectro de vento adequado.

Para o cálculo da parcela estática da carga de vento é assumido que a área exposta à ação do vento na embarcação possa ser caracterizada por um único número, o qual representa o produto da área exposta ao vento pelo fator de forma [75]. O programa PROSIM também fornece a opção de se interpolar ao longo do tempo a área exposta à ação do vento devido à variação do aproamento (yaw) da plataforma.

Considerando-se que o centro de pressão de vento seja conhecido, a força de vento é considerada atuando neste ponto, em cada intervalo de integração, pela seguinte equação:

$$F_{vento} = \frac{\rho}{2} A_{vento} V_{vento}^2 \quad (5.2)$$

onde:

$\rho$  - densidade do ar;

$A_{vento}$  – produto da área exposta ao vento pelo coeficiente de forma;

$V_{vento}$  – velocidade média do vento.

Resultados de teste de túnel de vento podem ser usados para estabelecer coeficientes de força (força/velocidade<sup>2</sup>) em determinadas direções de incidência do vento. Assim, basta multiplicar o valor da velocidade de vento ao quadrado pelo coeficiente de força obtido do ensaio, para que seja determinada a força de vento sobre a

embarcação. Nos ensaios, os coeficientes de força de vento são normalmente determinados para uma altura de 10 metros acima da lâmina d'água. Assim, para se obter as forças, as velocidades de vento medidas precisam ser transportadas para esta mesma altura de 10 metros, de acordo com a fórmula abaixo [74]:

$$V_z = V_{10m} \times \left(\frac{Z}{10}\right)^{0,13} \quad (5.3)$$

De modo similar às ondas, os ventos também geram forças variáveis no tempo. Embora métodos para determinar a parcela de força de vento variável no tempo (também referida como força de vento de baixa frequência [72]) tenham sido extensivamente estudados, há ainda um substancial grau de incerteza nesta estimativa, particularmente na definição de um espectro de energia a partir de dados medidos de vento. Na falta de dados mais precisos, a parcela variável no tempo pode ser obtida a partir da simulação do espectro proposto pela API RP 2A [76], que é apresentado a seguir:

$$S(f) = \frac{\sigma(z)^2}{f_p \left[1 + 1.5 \frac{f}{f_p}\right]^{5/3}} \quad (5.4)$$

$$\sigma(z) = V(1hr, z) \times \begin{cases} 0.15 \left(\frac{z}{z_s}\right)^{-0.125} & \text{para } z \leq z_s \\ 0.15 \left(\frac{z}{z_s}\right)^{-0.275} & \text{para } z > z_s \end{cases} \quad (5.5)$$

$$V(1hr, z) = V(1hr, z_R) \left(\frac{z}{z_R}\right)^{0.125} \quad (5.6)$$

$$0.01 \leq \frac{f_p \cdot z}{V(1hr, z)} \leq 0.10 \quad (5.7)$$

onde:

$S(f)$  – densidade de energia espectral, na elevação  $z$ ;

$f$  – frequência em Hz;

$f_p$  – frequência de pico característica do espectro;

$\sigma(z)$  – desvio-padrão da velocidade de vento;

$V(1hr,z)$  – Velocidade média de vento em 1 hora, medida na elevação  $z$ ;

$z_s$  – 20m (espessura da “camada superficial”);

$z_r$  - 10 m (altura da referência).

A figura abaixo mostra o espectro de vento da API para uma velocidade média

horária de 35 m/s e  $\frac{f_p \cdot z}{V(1hr, z)} = 0.05$ .

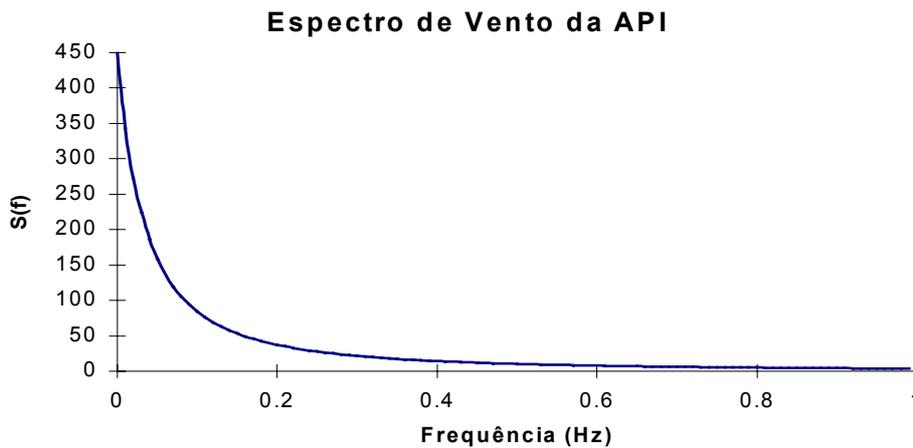


Figura 5-3 Espectro de Vento

A simulação do vento consiste em uma série de componentes discretas, senoidais e unidirecionais, as quais são superpostas para se obter a velocidade instantânea do vento. Estas componentes são geradas em intervalos de igual energia do espectro, com fases distribuídas randomicamente no intervalo  $[0, 2\pi]$ .

### 5.3.1 CARACTERÍSTICAS DO VENTO NA BACIA DE CAMPOS

O vento predominante na Baía de Campos está associado a um Centro de alta pressão atmosférica semi-estacionário localizado no Atlântico Sul, entre a América do Sul e a África. Os ventos gerados a partir do Anti-Ciclone Semi-Estacionário do Atlântico Sul (A1) giram no sentido anti-horário, chegando até a região da Baía de Campos com direções predominantes entre Norte e Leste, como indicado na Figura 5-4.

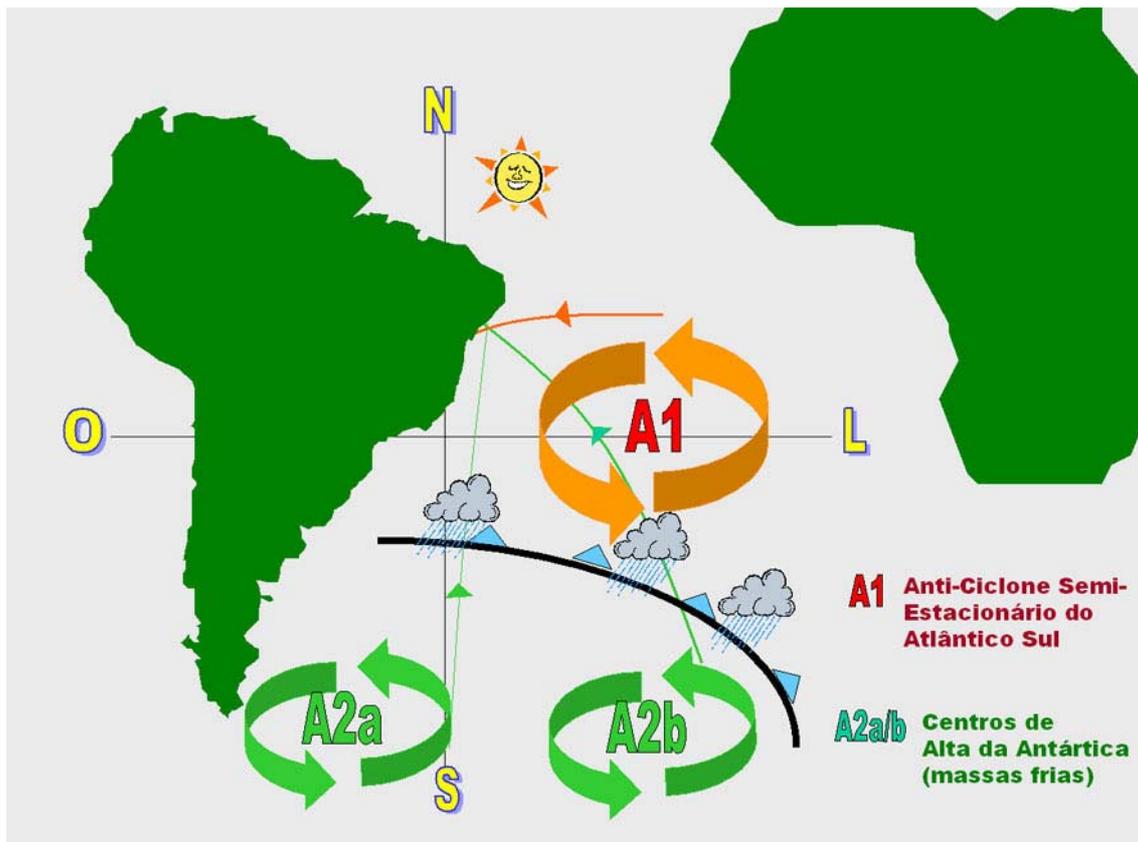


Figura 5-4 Centros de Pressão Atmosférica que geram os ventos mais frequentes na Bacia de Campos

Os ventos de Sul/Sudoeste podem atingir a região da Bacia de Campos a partir de frentes frias se deslocando da Antártica (linha cheia entre os centros de alta pressão A2a/A2b e A1)

O centro de alta pressão do Atlântico Sul é chamado de semi-estacionário porque o mesmo, apesar de permanente, varia um pouco sua posição em função da época do ano e da intensidade de outros centros de pressão no Sul da América do Sul.

Na Figura 5-4 os centros A2a e A2b são posições diferentes das massas de ar frias vindas da Antártica e que geram ventos que podem chegar à região da Bacia de Campos vindos do quadrante sul.

Medições na Bacia de Campos feitas a partir de plataformas indicam ventos de até 23 m/s (valores já corrigidos para 10 m de altura) para 10 minutos de duração, que é o padrão de coleta de dados.

# Capítulo 6

## FORMULAÇÃO ESTRUTURAL E HIDRODINÂMICA DAS LINHAS

### 6.1 FORMULAÇÃO DO PROBLEMA ESTRUTURAL

#### 6.1.1 INTRODUÇÃO

Finalmente, para concluir a descrição do procedimento de análise acoplada de plataformas flutuantes considerado neste trabalho, resta descrever a formulação e o procedimento de solução do modelo matemático que representa o comportamento estrutural e hidrodinâmico das linhas de ancoragem e *risers*.

Assim, neste capítulo apresenta-se de forma resumida a formulação do modelo matemático que representa o comportamento dinâmico de sistemas estruturais, particularmente para o caso de estruturas esbeltas como as linhas de ancoragem e *risers*.

Como mencionado no início do Capítulo 2 (que tratava das equações de movimento de grande amplitude para representar os movimentos de corpo rígido da plataforma), a formulação apresentada neste capítulo também tem origem no procedimento de análise estrutural de *risers* por elementos finitos, que compõe a segunda etapa do enfoque desacoplado tradicional. Desta forma, os modelos matemáticos e os métodos de solução numérica que serão apresentados a seguir são empregados tanto em programas de análise estrutural de estruturas esbeltas (como o ANFLEX) quanto em programas de análise acoplada de unidades flutuantes (como o PROSIM), nesse caso especificamente para modelar as linhas de ancoragem e *risers*. Neste último caso, a análise dinâmica das linhas é efetuada no domínio do tempo, simultaneamente à análise hidrodinâmica do casco da plataforma, recebendo deslocamentos e transmitindo forças a cada instante de tempo, configurando o modelo acoplado.

#### 6.1.2 MODELO MATEMÁTICO; SOLUÇÃO NUMÉRICA

O comportamento dinâmico de uma estrutura pode ser descrito matematicamente por um problema de valor inicial e de contorno (**PVI/C**), constituído por um sistema de

equações diferenciais parciais (**EDP**) hiperbólicas - as *Equações de Movimento* ou *equações de equilíbrio dinâmico*. Na montagem deste sistema estão incorporadas as *Equações constitutivas* relacionando tensões às deformações e as *Equações deformação-deslocamento*.

A essas equações diferenciais parciais, está associado um conjunto de condições de contorno no espaço, que estabelece que o contorno da estrutura está dividido em uma região com deslocamentos conhecidos e outra com forças conhecidas. Além disso, está associado também um conjunto de condições iniciais no tempo, que estabelece que os deslocamentos e velocidades em qualquer ponto do domínio espacial têm valores conhecidos no tempo  $t = 0$ .

A construção deste modelo matemático diferencial está baseada em conceitos da Mecânica do Contínuo e da Teoria da Elasticidade. Usualmente, no procedimento de solução do problema estrutural o modelo matemático é reescrito em uma formulação integral, baseada em princípios variacionais. Esta formulação integral pode ser obtida de diversas maneiras: *através de princípios de energia*, como o Princípio dos Trabalhos Virtuais ou o Princípio da Energia Potencial Estacionária; ou *através do método de Galerkin*, baseado na técnica de resíduos ponderados.

Uma descrição detalhada do estabelecimento e formulação destes modelos matemáticos pode ser encontrada em diversos textos [77], [78], [79]. Uma descrição mais concisa e didática pode ser encontrada no trabalho de Kayser Junior [80].

Para a solução do problema descrito por estes modelos matemáticos contínuos, que visa a obtenção da resposta dinâmica desejada, são empregados métodos numéricos que efetuam discretizações no espaço e no tempo. O processo usual consiste em efetuar as discretizações de forma independente (*semi-discretização*), em duas etapas:

- Em uma primeira etapa, utiliza-se uma técnica para a discretização espacial do domínio. Em formulações diferenciais, as **EDP** seriam então transformadas em um sistema de equações diferenciais ordinárias (**EDO**) *semi-discretas* (porque ainda são funções contínuas do tempo).
- Em uma segunda etapa, efetua-se a discretização das **EDO** no tempo, obtendo-se a resposta através de um algoritmo de integração.

## 6.2 DISCRETIZAÇÃO ESPACIAL: O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

No contexto da análise de estruturas esbeltas, especificamente de *risers* e linhas de ancoragem de plataformas flutuantes, a técnica de discretização empregada é o Método dos Elementos Finitos – **MEF**. A formulação do **MEF**, que tem sido extensivamente estudada ao longo das três últimas décadas, não será descrita neste texto; recomenda-se a leitura de referências clássicas da literatura, tais como [77], [78], [79]. Novamente, uma descrição concisa e didática pode ser encontrada em [80].

Para a discretização espacial dos *risers* e linhas de ancoragem, empregam-se elementos reticulados de treliça e pórtico. A seguir apresenta-se uma descrição sucinta das características destes elementos.

Os elementos de treliça possuem 3 graus de liberdade por nó. Os graus de liberdade (U,V,W) representam movimentos lineares nas direções  $\bar{x}$ ,  $\bar{y}$  e  $\bar{z}$ , como ilustra a Figura 6-1.

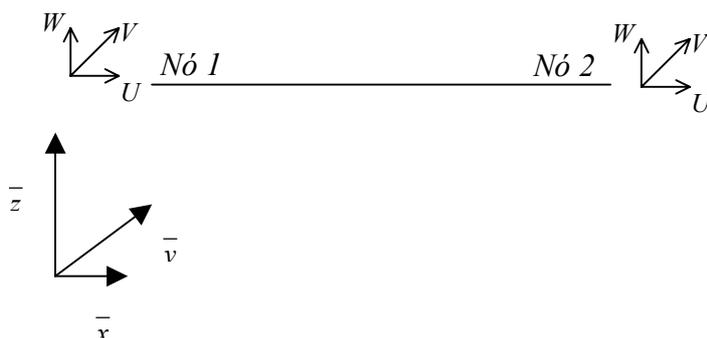


Figura 6-1 Elemento de treliça

Como este tipo de elemento não possui graus de liberdade angulares, conseqüentemente não é possível fornecer rigidez flexional. Por este motivo, estes elementos representam bem linhas que possuem baixa rigidez à flexão, tais como linhas de ancoragem e *risers* flexíveis.

Os elementos de pórtico espacial possuem 6 graus de liberdade por nó. Os graus de liberdade (U,V,W,RU,RV,RW) representam movimentos lineares nas direções  $\bar{x}$ ,  $\bar{y}$  e  $\bar{z}$  e movimentos angulares em torno destes mesmos eixos, como ilustra a Figura 6-2.

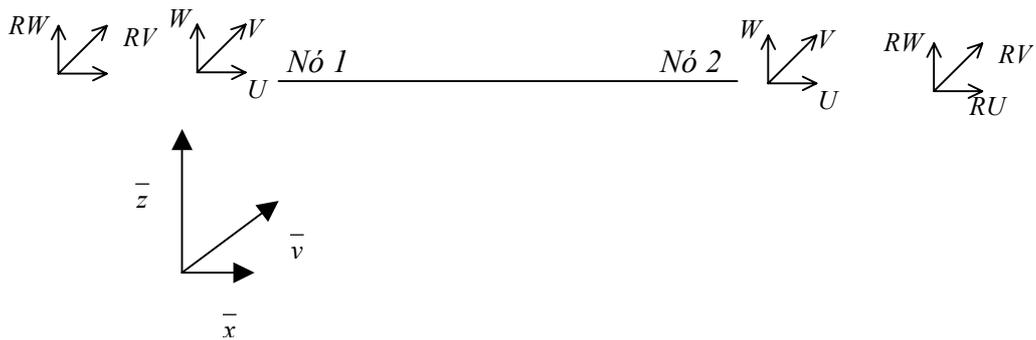


Figura 6-2 Elemento de Pórtico Espacial

Com este tipo de elemento é possível considerar a rigidez à flexão das linhas. Estes elementos representam bem linhas cuja rigidez à flexão são representativas tais como *risers* rígidos e *risers* flexíveis.

## 6.3 DISCRETIZAÇÃO NO TEMPO – SOLUÇÃO NUMÉRICA DE PROBLEMAS DINÂMICOS LINEARES

### 6.3.1 FORMULAÇÃO DO PROBLEMA DINÂMICO

Como resultado da aplicação do MEF para a discretização espacial, o modelo matemático diferencial, originalmente um PVI/C composto por um sistema de equações diferenciais parciais (EDP), associado a um conjunto de condições de contorno no espaço e condições iniciais no tempo, se converteria em um problema de valor inicial composto por um sistema de equações diferenciais ordinárias (EDO) *semi-discretas* (discretizadas no *espaço*, mas ainda funções contínuas do *tempo*) e um conjunto de condições iniciais no tempo.

Para problemas lineares, as EDO correspondem às *equações de movimento* escritas da seguinte forma:

$$M\ddot{u}(t) + C\dot{u}(t) + Ku(t) = F(t) \quad (6.1)$$

As incógnitas são os vetores  $u(t)$ ,  $\dot{u}(t)$  e  $\ddot{u}(t)$ , funções contínuas do tempo, contendo componentes de deslocamentos, velocidades e acelerações para cada grau de liberdade dos nós da malha de elementos finitos empregada na discretização espacial. O lado direito das equações de movimento,  $F(t)$ , é um vetor contendo as resultantes nodais das cargas externas.

O problema de valor inicial é composto por estas equações de movimento, associadas às seguintes condições iniciais:

$$u(0) = u_0 \quad \dot{u}(0) = v_0 \quad (6.2)$$

onde  $u_0$  e  $v_0$  são, respectivamente, vetores contendo os valores conhecidos para os deslocamentos e velocidades nodais no instante  $t=0$ . Considera-se que a introdução das condições de contorno foi incorporada no processo de discretização espacial.

Os coeficientes  $M$ ,  $C$  e  $K$  representam, respectivamente, as matrizes de massa, amortecimento e rigidez, simétricas e constantes no tempo. A matriz de amortecimento  $C$  pode ser definida pela expressão de amortecimento de Rayleigh como uma combinação linear das matrizes de massa e rigidez:

$$C = \alpha_m M + \alpha_k K \quad (6.3)$$

### 6.3.2 PROCEDIMENTO DE SOLUÇÃO DO PROBLEMA DINÂMICO

Para a discretização da equação (6.1) no tempo utiliza-se o algoritmo de integração apropriado, que fornece aproximações  $a_{n+1}$ ,  $v_{n+1}$  e  $d_{n+1}$  para os valores exatos  $\ddot{u}(t_{n+1})$ ,  $\dot{u}(t_{n+1})$  e  $u(t_{n+1})$ , a partir de aproximações obtidas em instantes anteriores. Substituindo estas aproximações na equação (6.1), obtemos a forma discretizada no tempo das equações de movimento:

$$Ma_{n+1} + Cv_{n+1} + Kd_{n+1} = F_{n+1} \quad (6.4)$$

Considerando a família de algoritmos de Newmark, cujos operadores escrevem-se:

$$d_{n+1} = d_n + \Delta t v_n + \frac{\Delta t^2}{2} [(1 - 2\beta)a_n + 2\beta a_{n+1}] \quad (6.5)$$

$$v_{n+1} = v_n + \Delta t [(1 - \gamma)a_n + \gamma a_{n+1}] \quad (6.6)$$

Para cada valor dos parâmetros  $\gamma$  e  $\beta$  temos um algoritmo em particular. Neste trabalho iremos considerar a Regra Trapezoidal, dada por  $\gamma = 1/2$  e  $\beta = 1/4$ .

A implementação computacional de tal algoritmo pode ser feita de várias maneiras. Dentre elas, é interessante mencionar a implementação “por acelerações”, onde os operadores de Newmark (6.5) e (6.6) são substituídos nas equações de movimento (6.4), resultando em:

$$\left[ M + \gamma \Delta t C + \beta \Delta t^2 K \right] a_{n+1} = F_{n+1} - C \left[ v_n + (1 - \gamma) \Delta t a_n \right] - K \left[ d_n + \Delta t v_n + \left( \frac{1}{2} - \beta \right) \Delta t^2 a_n \right] \quad (6.7)$$

ou

$$\hat{A} a_{n+1} = \hat{b} \quad (6.8)$$

que é um “sistema efetivo” de equações algébricas lineares, que deve ser resolvido a cada instante de tempo. Neste caso, as incógnitas são as acelerações;  $\hat{A}$  é a matriz efetiva e  $\hat{b}$  é o vetor de cargas efetivo cujas expressões podem ser deduzidas observando a forma completa (6.7).

Observamos que, de acordo com o valor do parâmetro  $\beta$ , podemos identificar os seguintes casos:

- $\beta = 0$  e matrizes de massa e amortecimento diagonais: o sistema efetivo é desacoplado, o que quer dizer que não há necessidade de empregar uma técnica para resolução do sistema. As incógnitas são obtidas diretamente pela divisão dos termos do vetor de cargas efetivo pelos termos da diagonal da matriz efetiva. Esta característica identifica um algoritmo *explícito*.
- $\beta \neq 0$ : o sistema efetivo é acoplado. Neste caso, exige-se uma técnica para a resolução de sistemas de equações algébricas e temos as características de um algoritmo *implícito*.

A implementação mais usual para a solução de problemas de dinâmica estrutural consiste em reescrever os operadores de Newmark em termos de acelerações e velocidades e substituí-los na equação do movimento. Com isso, chegamos à seguinte expressão em termos de deslocamentos para o sistema efetivo:

$$\left[ \frac{1}{\beta \Delta t^2} M + \frac{\gamma}{\beta \Delta t} C + K \right] d_{n+1} = F_{n+1} + M \left[ \frac{1}{\beta \Delta t^2} d_n + \frac{1}{\beta \Delta t} v_n + \left( \frac{1}{2\beta} - 1 \right) a_n \right] + C \left[ \frac{\gamma}{\beta \Delta t} d_n - \left( 1 - \frac{\gamma}{\beta} \right) v_n - \left( 1 - \frac{\gamma}{2\beta} \right) \Delta t a_n \right] \quad (6.9)$$

ou

$$\hat{A} d_{n+1} = \hat{b} \quad (6.10)$$

onde, apesar da mesma denominação empregada na expressão (6.8), a matriz efetiva  $\hat{A}$  e o vetor de cargas efetivo  $\hat{b}$  têm expressões distintas que podem ser deduzidas observando-se a forma completa (6.9).

Com base nos critérios apresentados em [78], é possível concluir que para os problemas inerciais, a regra trapezoidal ou suas variações com amortecimento numérico (como o Método  $\alpha$ H-Newmark) são de fato os algoritmos mais adequados. Para chegar a esta conclusão podemos observar também os teoremas de Dahlquist:

#### Teoremas de Dahlquist

- Não existe um algoritmo explícito incondicionalmente estável.
- Não existe um algoritmo incondicionalmente estável com ordem de precisão maior ou igual a 3.

- O algoritmo incondicionalmente estável com ordem de precisão igual a 2 e com menor constante de erro é a regra trapezoidal.

## 6.4 TRATAMENTO DOS PROBLEMAS NÃO-LINEARES EM ALGORITMOS IMPLÍCITOS

As equações de movimento semi-discretas para problemas não-lineares podem ser expressas da forma:

$$M\ddot{u}(t) + R(u) = F(u, t) \quad (6.11)$$

As não-linearidades associadas a (6.11) estão embutidas nas parcelas  $R(u)$  e  $F(u, t)$ . A primeira parcela inclui efeitos geométricos e/ou de materiais com comportamento elástico não-linear. A segunda parcela considera não-linearidade devido à variação das cargas externas com a geometria, caracterizando carregamentos não-conservativos.

As fontes de não-linearidade em problemas de engenharia offshore se apresentam principalmente nos grandes deslocamentos das unidades flutuantes ancoradas, além das parcelas quadráticas de velocidade relativa fluido-estrutura devido aos carregamentos ambientais e das forças de tração variável ao longo do tempo dos sistemas de ancoragem.

A solução do sistema de EDO não-linear (6.11) associado a algoritmos implícitos exige procedimentos específicos para o tratamento das não-linearidades.

A forma discretizada das equações de movimento é expressa por:

$$Ma_{n+1} + R(d_{n+1}) = F_{n+1}(d_{n+1}) \quad (6.12)$$

No entorno de uma configuração deformada  $u$ , o problema pode ser assumido localmente linear. Esta linearização consiste em tomar a seguinte aproximação para as parcelas não-lineares, através de uma série de Taylor com termos de ordem superior truncados:

$$R(d_{n+1}) = R(d_n) + \left. \frac{\partial R}{\partial d} \right|_{d_n} \Delta d \quad (6.13)$$

$$F_{n+1}(d_{n+1}) = F_{n+1}(d_n) + \left. \frac{\partial F_{n+1}}{\partial d} \right|_{d_n} \Delta d \quad (6.14)$$

onde:

$$\Delta d = d_{n+1} - d_n \quad (6.15)$$

A última parcela de (6.14), que define a variação das cargas externas com a geometria, não será considerada nos desenvolvimentos posteriores. Esta parcela usualmente só é levada em conta quando se exige um tratamento muito rigoroso de carregamento não-conservativo, já que compõe uma matriz não-simétrica.

A matriz de rigidez tangente é definida como:

$$K_T = \frac{\partial R}{\partial d} \quad (6.16)$$

Substituindo (6.13), (6.14) e (6.16) em (6.12), as equações de equilíbrio dinâmico escrevem-se da seguinte forma:

$$M a_{n+1} + K_T \Delta d = F_{n+1}(d_n) - R(d_n) \quad (6.17)$$

$$d_{n+1} = d_n + \Delta d \quad (6.18)$$

onde  $R(d_n)$  são os esforços elásticos resistentes calculados com os deslocamentos do intervalo anterior.

Deve-se observar que as equações (6.17) não mais garantem o equilíbrio dinâmico ao fim do intervalo de tempo  $t_{n+1}$ , devido às linearizações assumidas em (6.13).

#### 6.4.1 FORMULAÇÃO INCREMENTAL-ITERATIVA

Em problemas não-lineares os sistemas “efetivos” de equações algébricas, que resultam da aplicação do algoritmo de integração, passam a ser não-lineares, para cuja solução pode-se empregar técnicas iterativas semelhantes às utilizadas para problemas estáticos, através de uma formulação incremental-iterativa. Dentro da classificação genérica de formulações incremental-iterativas (i-i) são englobadas várias estratégias que buscam garantir o equilíbrio dinâmico. A obtenção da resposta dinâmica não-linear recai na montagem e solução de uma série de sistemas de equações algébricas não-lineares; as formulações i-i utilizam técnicas iterativas para resolver estes sistemas.

Como os intervalos de tempo que são requeridos para a integração com precisão adequada dos modos de vibração que dominam a resposta dinâmica, geralmente representam incrementos de carga menores que os utilizados em casos estáticos e a matriz efetiva é mais bem condicionada que a matriz de rigidez original, a solução iterativa de um problema dinâmico não-linear tende a convergir mais rapidamente do

que um problema estático. Assim, uma análise dinâmica não necessita de estratégias iterativas mais caras ou elaboradas e tradicionalmente emprega-se o método de Newton-Raphson Modificado (NRM), no qual a matriz tangente é mantida constante ao longo do ciclo iterativo e é reavaliada apenas no início de instantes de tempo escolhidos arbitrariamente.

A formulação do Método de Newton-Raphson baseia-se em adotar a linearização (6.13) e iterar com matrizes tangentes como a dada por (6.16). No Método de Newton-Raphson Padrão NRP, a matriz tangente é reavaliada em todas as iterações. No entanto, os custos de montagem e decomposição associados não compensam os ganhos com a convergência do processo e o método de Newton-Raphson modificado NRM é a opção mais utilizada. Nesta técnica, a matriz de rigidez tangente  $K_T$  é calculada no início de cada intervalo de tempo e mantida constante ao longo do ciclo iterativo, podendo ainda ser mantida constante ao longo de um certo número de intervalos de tempo.

As equações de movimento não-lineares discretizadas no tempo (6.17) devem ser colocadas de uma forma incremental iterativa (i-i) para a implementação do algoritmo de Newmark com a formulação NRM. Considerando-se que  $\Delta\Delta d_{n+1}^{(k)}$  representa a variação dos deslocamentos incrementais obtida a cada iteração do ciclo de verificação do equilíbrio, a expressão i-i escreve-se na forma:

$$M a_{n+1}^{(k)} + K_T \Delta\Delta d_{n+1}^{(k)} = F_{n+1}(d_n) - R(d_{n+1}^{(k-1)}, \Delta\Delta d_{n+1}^{(k-1)}) \quad (6.19)$$

$$\Delta d^{(k)} = \Delta d^{(k-1)} + \Delta\Delta d_{n+1}^{(k)} \quad (6.20)$$

$$d_{n+1}^{(k)} = d_{n+1}^{(k-1)} + \Delta\Delta d_{n+1}^{(k)} \quad (6.21)$$

O vetor de cargas externas  $F_{n+1}(d_n)$  é reavaliado no início de cada intervalo de tempo e é mantido constante ao longo do ciclo iterativo. Os esforços elásticos resistentes  $R(d_{n+1}^{(k-1)}, \Delta\Delta d_{n+1}^{(k-1)})$  estão expressos também em função das variações dos deslocamentos incrementais  $\Delta\Delta d_{n+1}^{(k-1)}$  porque estes são utilizados na formulação do elemento de pórtico não-linear tridimensional.

## Capítulo 7

# METODOLOGIAS DE PROJETO INTEGRADO DE LINHAS DE ANCORAGEM E RISERS

### 7.1 INTRODUÇÃO

Como mencionado no Capítulo 1, as metodologias e critérios de projeto adotados pelas empresas de petróleo, inclusive a Petrobras, não têm tipicamente considerado a integração no projeto de sistemas de ancoragem e *risers*, sendo executados por equipes distintas de projetistas.

Uma maior integração no projeto pode começar pela consideração, de forma mais adequada, da contribuição dos *risers* como parte do sistema ancorado, em termos de cargas hidrodinâmicas, rigidez, amortecimento e massa adicionada.

A forma mais rigorosa de se efetuar um projeto integrado, que pode ser considerada em fases mais avançadas do projeto, é empregando um programa baseado em uma formulação totalmente acoplada, capaz de fornecer, em uma única análise, tanto os movimentos do casco quanto uma análise estrutural detalhada do sistema de ancoragem e dos *risers*. Para tal, seria necessária a representação de todas as linhas através de uma malha de Elementos Finitos consideravelmente refinada.

Devido ao fato de poderem estar conectadas ao flutuante várias dezenas de *risers*, percebe-se que a utilização de programas acoplados pode requerer custos computacionais excessivamente elevados e tornar a análise inviável. Sendo assim, é necessário estabelecer níveis diferentes de integração e complexidade em fases distintas do projeto, justificados pelo compromisso entre custo e benefício potenciais.

Nas próximas seções, são apresentadas opções de metodologias que empregam diferentes níveis de integração entre o projeto de linhas de ancoragem e *risers*, desde metodologias simplificadas até metodologias mais complexas que empregam modelos acoplados.

## 7.2 METODOLOGIAS APLICADAS NAS FASES PRELIMINARES DE PROJETO

Em fases preliminares de projeto, propõe-se empregar ainda programas baseados em modelos desacoplados, mas considerando algumas opções para a integração do projeto de linhas de ancoragem e *risers*, de modo a levar em conta a contribuição do comportamento das linhas em termos de:

- Cargas hidrodinâmicas;
- Rigidez;
- Amortecimento;
- Massa adicionada.

Estas opções são escolhidas de acordo com os critérios de custo e precisão requeridos em fases distintas do projeto.

### 7.2.1 CARGAS HIDRODINÂMICAS NAS LINHAS DE ANCORAGEM E *RISERS*

Para a estimativa da parcela da *carga de correnteza sobre as linhas*, a ser aplicada como uma carga concentrada no lado direito das equações de movimento do casco em um modelo desacoplado, pode-se adotar um dos procedimentos descritos a seguir.

#### *Cilindro Equivalente*

Uma forma bastante simplificada de modelagem das linhas, proposta na JIP [10], [11], [12] é a utilização de um “cilindro vertical equivalente” tratado como uma viga bi-apoiada. Neste procedimento, o comprimento deste cilindro é considerado como a altura entre a quilha da unidade flutuante e o fundo do mar, sendo o diâmetro e o coeficiente de arrasto assumidos iguais à soma daqueles das linhas originais. As forças hidrodinâmicas sobre as linhas de ancoragem e *risers* são calculadas em função do diâmetro, coeficiente de arrasto e lâmina d’água, sem fazer consideração sobre o azimute de cada linha.

No procedimento descrito em [10], assume-se que a velocidade de corrente ( $V_c$ ) é constante ao longo da profundidade e a velocidade horizontal das linhas ( $V_m$ ) varia linearmente com a profundidade (de um valor  $V_m$  na superfície para 0 no fundo do mar). Com isso, a velocidade relativa entre o fluido e a estrutura varia linearmente com

a profundidade de um valor ( $V_c - V_m$ ) na superfície para ( $V_c$ ) no fundo do mar. Se a parcela de amortecimento hidrodinâmico das linhas de ancoragem e *risers* for representada através de um coeficiente escalar linear nas equações de movimento da embarcação, pode-se desconsiderar a velocidade da estrutura ( $V_m$ ) e, neste caso, analogamente a um *riser* rígido vertical, assume-se que 50% da força total de arrasto é transmitida para a embarcação. Desta forma, neste procedimento o cálculo da carga equivalente pode ser efetuado analiticamente, através da expressão que define a reação de apoio em uma viga bi-apoiada.

Pode ser proposta também uma generalização deste procedimento, empregando não um perfil constante de velocidade, mas sim perfis reais de correnteza, variando direção e velocidade ao longo da profundidade. Neste caso, a carga equivalente poderia ser obtida através do uso de um programa de elementos finitos para discretizar a viga que corresponde ao cilindro equivalente.

#### Modelo de Elementos Finitos de um riser Típico

Na referência [10] havia sido proposta uma metodologia para um nível intermediário de integração, escolhendo-se uma certa estrutura de *riser* e assumindo que todos os outros são iguais. Nesta metodologia, elabora-se um modelo de elementos finitos para este “*riser* típico” e efetuam-se análises aplicando perfis de correnteza transversais e colineares para o modelo de uma dada configuração de *riser* ou linha de ancoragem. Como resultado, obtêm-se componentes horizontais de reação no topo do modelo, sob a ação da corrente colinear ( $F_i$ ) e transversal ( $F_c$ ). A equação para cálculo do esforço é a seguinte:

$$F_{res} = F_i + (F_c - F_i)|sen\alpha| \quad (7.1)$$

onde:

$F_{res}$  – Reação horizontal do *riser* ou linha de ancoragem na direção da correnteza;

$F_i$  – Reação horizontal no topo da linha no plano da catenária sob correnteza alinhada;

$F_c$  – Reação horizontal no topo da linha a 90° do plano da catenária sob correnteza a 90° do plano da catenária;

$|\text{sen } \alpha|$  – módulo do seno do ângulo real entre a direção da correnteza e o plano da catenária da linha.

A força total na embarcação devido à correnteza atuando nas linhas é igual ao somatório de *Fres* de todos os *risers* e todas as linhas de ancoragem.

No entanto, com a disponibilidade de pré-processadores Multi-linhas, onde é possível gerar facilmente várias linhas pela duplicação de outras já existentes, essa proposta ficou superada, podendo ser substituída pela descrita a seguir. Além disso, como será visto no Capítulo 10 que apresenta exemplos de aplicações destas metodologias, o resultado deste procedimento, que é baseado em empregar perfis colineares, pode ser até mesmo pior do que o fornecido pelo procedimento mais simples do cilindro equivalente, que permite o uso de perfis de correnteza reais, não colineares.

#### Modelo de Elementos Finitos do Conjunto de Risers

Este procedimento é baseado em gerar um modelo de elementos finitos para todas as linhas. Até recentemente, para a geração do modelo das linhas podia-se contar com o pré-processador PARIS [81] do programa ANFLEX, que trabalhava com as linhas individuais geradas para o ANFLEX e gerava o modelo completo. As desvantagens do modelo gerado pelo PARIS, é que todas as linhas eram conectadas num mesmo ponto, ligadas a um elemento de pórtico com alto valor de rigidez; além disso, a preparação do modelo não era feita através de uma interface gráfica, e sim pela manipulação de um arquivo texto de entrada de dados, com a consideração de algumas simplificações.

Atualmente, estão disponibilizados os pré-processadores gráficos ANFLEX Multi-linhas e SITUA que permitem a geração do modelo de todas as linhas a partir dos dados que definem a configuração de cada tipo de estrutura de linha (seja *riser* ou linha de ancoragem). Os modelos de estruturas típicas podem ser gerados e em seguida replicados várias vezes, alterando apenas os azimutes e ângulos de topo.

Com os modelos assim gerados contendo todas as linhas de ancoragem e *risers*, os programas de análise ANFLEX ou PROSIM podem ser utilizados para calcular a resultante da força de correnteza sobre o conjunto das linhas, especificando perfis reais de correnteza com velocidade e direção variando ao longo da profundidade, e efetuando-se uma única análise estática para determinar a reação no topo. Com este

modelo, o efeito da variação da forma da catenária e orientação relativa dos dados ambientais em relação às linhas é sempre considerado.

Em fases preliminares do projeto, é comum não se dispor da definição exata das características dos *risers* conectados na plataforma, mas apenas uma estimativa do número de *risers* necessários a partir do número de poços presentes na região. Nesse caso, pode-se adotar um modelo arbitrando diferentes estruturas de *riser*.

### 7.2.2 RIGIDEZ

A integração do modelo dos *risers* com o sistema de ancoragem, em termos de rigidez, também pode ser feita em diferentes níveis.

Em um primeiro nível, considera-se apenas a rigidez do sistema de ancoragem, sem a incorporação da contribuição da rigidez dos *risers* para a rigidez do conjunto. Isto corresponde, por exemplo, a empregar os recursos de um programa como o DMOOR que considera apenas a rigidez do sistema de ancoragem.

Um nível intermediário proposto para considerar a contribuição da rigidez dos *risers* sobre a rigidez de todo o sistema ancorado durante a análise de movimentos do casco é através de molas lineares, tomando-se a rigidez tangente das curvas de restauração, ou não-lineares onde as funções força-deslocamento são as próprias curvas de restauração. As curvas de restauração de cada linha individual podem ser determinadas efetuando-se uma análise estática sobre um modelo de elementos finitos da linha, com aplicação apenas de deslocamento prescrito em cada direção de interesse e tomando-se o valor correspondente de força no topo. A rigidez de todo o sistema pode ser avaliada somando-se as forças resultantes de cada uma das linhas para o deslocamento prescrito em cada direção.

Existe ainda a opção da geração de um modelo único de curvas de restauração, incluindo simultaneamente todas as linhas em uma mesma análise, para posterior aplicação de deslocamentos prescritos nas direções de interesse. O pré-processador SITUA efetua a geração de curvas de restauração não-lineares para diferentes níveis de calado da plataforma e com o número de intervalos de deslocamento definidos pelo analista.

### 7.2.3 AMORTECIMENTO

Coeficientes de amortecimento que levam em conta a contribuição das linhas, podem ser incluídos na equação de movimento do sistema ancorado. Estes coeficientes podem ser:

- Arbitrados pelo analista;
- Obtidos através de ensaios de decaimento realizados em modelos reduzidos;
- Obtidos numericamente a partir de resultados da aplicação de uma análise de decaimento efetuada em um modelo de Elementos Finitos das linhas.

As duas últimas alternativas permitem uma melhor estimativa da contribuição das linhas de ancoragem e *risers* para a matriz de amortecimento global. O procedimento de determinação do amortecimento através de ensaios de decaimento numérico será descrito mais adiante.

### 7.2.4 MASSA ADICIONADA

A contribuição da massa dos *risers* e linhas de ancoragem para o cálculo das equações de movimento da unidade flutuante pode ser considerada de forma simplificada arbitrando-se uma fração da massa das linhas. Por exemplo, em plataformas TLP um terço da massa dos tendões pode ser adicionado à massa do casco.

Para linhas de ancoragem e *risers* em catenária, outra forma mais precisa de estimar a contribuição da massa estrutural e da massa adicionada dos *risers* e linhas de ancoragem para a massa de todo o sistema é o seu cálculo a partir dos resultados de um teste de decaimento. A resposta pode ser caracterizada como harmônica simples, sendo o período da resposta igual ao período natural do sistema. Assim, a massa horizontal do sistema pode ser calculada pela seguinte fórmula:

$$m = K \left( \frac{T}{2\pi} \right)^2 \quad (7.2)$$

onde:

T – período natural do sistema (s), que pode ser determinado a partir de ensaios de decaimento, como será comentado mais adiante;

m – massa horizontal + massa adicionada do sistema (incluindo a massa da embarcação, massa adicionada da embarcação e contribuição da massa adicionada da presença dos *risers* e linhas de ancoragem (kg));

k – rigidez horizontal do sistema (N/m), que pode ser obtida a partir das curvas de restauração descrita anteriormente.

### 7.3 CRITÉRIOS DE PROJETO DE ANCORAGEM: SAFOP – ZONA DE SEGURANÇA OPERACIONAL

O conceito de “Zona de Segurança Operacional” (SAFOP) [10], [11], [12] para o sistema de *risers* é definido como *a envoltória dos passeios horizontais máximos em várias direções, para os quais o riser permanece abaixo dos limites dos seus critérios de utilização.*

Com isto, o diagrama com a envoltória dos passeios se constitui em um *critério adicional ao projeto do sistema de ancoragem e não uma ferramenta de projeto para o riser*; como resultado, o sistema de ancoragem pode ser projetado para permitir uma complacência apropriada em cada direção.

O procedimento de geração destes diagramas consiste em efetuar análises estáticas e dinâmicas de um único *riser* ou de um conjunto de *risers*. Na análise estática, são aplicados incrementalmente deslocamentos prescritos no topo dos *risers* (em termos do percentual da lâmina d’água) e um perfil de correnteza. Na análise dinâmica que se segue, são acrescentados os movimentos prescritos devido à ação da onda no casco (regular ou irregular) e a onda atuando diretamente sobre o *riser*. Os movimentos gerados pela onda podem ser interpolados a partir de RAO’s ou fornecidos como um *time-history* do movimento da embarcação. Em um procedimento expedito alternativo não seriam efetuadas análises dinâmicas e as componentes dinâmicas de onda seriam incorporadas no *offset* das análises estáticas.

As condições de carregamento consideram combinações de condições extremas, de forma semelhante ao adotado no projeto do sistema de ancoragem:

- Condição Acidental A – Onda Centenária e Corrente Decenária;
- Condição Operacional – Onda e Corrente Anuais.

A análise é interrompida quando o primeiro critério de projeto do *riser* é violado. Este procedimento é repetido para várias direções do *offset* e do carregamento ambiental, por exemplo, de 30° em 30°.

Os critérios de projeto a serem verificados para *SCR's* e *risers flexíveis* incluem:

### SCR

- Verificação de compressão no *riser*;
- Verificação das Tensões Máximas de Von Mises:
  - Condição Acidental A (limite=100% Tensão de Escoamento [82]);
  - Condição Operacional (limite=67% Tensão de Escoamento [82]).
- Limites da *Flexjoint*:
  - Força Axial Máxima;
  - Variação do Ângulo de topo =  $\pm X$  graus em relação ao ângulo inicial.
- Tração Máxima no ponto de ancoragem do SCR.

### Risers Flexíveis

- Raio de Curvatura Mínimo;
- Tração Máxima;
- Comprimento suspenso máximo (para não levantar a conexão *riser-flow*).

Uma vez definidos os critérios de projeto e as condições de carregamento ambiental, efetua-se a seqüência de análises para *offsets* aumentando progressivamente até que o primeiro critério seja violado. Repetindo-se o procedimento para várias direções, obtém-se o desenho do SAFOP como o ilustrado na Figura 7-1, representando um *footprint* de *offsets* admissíveis para os *risers*, a ser empregado como critério de projeto para o sistema de ancoragem.

As análises podem ser efetuadas nos programas ANFLEX (caso seja gerado o SAFOP para uma única linha) ou PROSIM (caso seja gerado o SAFOP para o conjunto de todas as linhas). No programa PROSIM, já existe a opção de verificação automática de critérios de projeto pré-definidos, sendo informado o instante, o *offset* e a linha em que algum desses critérios foi violado e, ainda, qual o critério que foi violado. Além disso, a interface gráfica do sistema SITUA/PROSIM é capaz de disparar automaticamente todo o conjunto de análises para os diferentes valores de *offset* e para

as diferentes direções, tornando assim muito simples o procedimento de geração dos diagramas SAFOP.

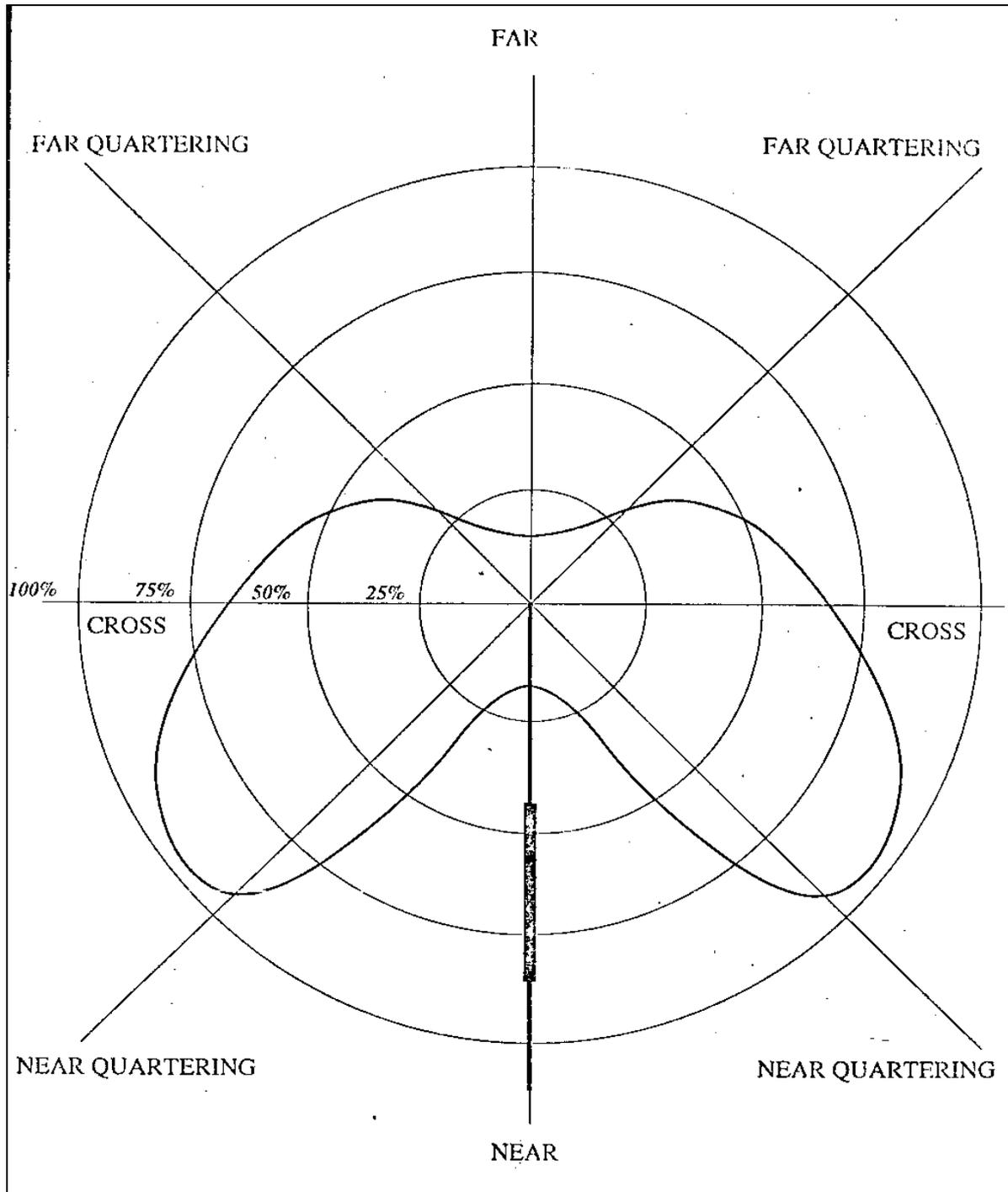


Figura 7-1 SAFOP de um *Riser* de Injeção de Água conectado a um FPSO Schiehalion, com *offset* expresso com % da lâmina d'água

## 7.4 METODOLOGIAS APLICADAS NAS FASES MAIS AVANÇADAS DO PROJETO

As metodologias apresentadas nas seções anteriores, que se baseiam no uso das mesmas ferramentas de análise desacoplada da prática atual de projeto, têm por objetivo incorporar algum nível de integração entre o projeto do sistema de ancoragem e o projeto de *risers*. Desta forma, como mencionado no Capítulo 1, podem ser consideradas adequadas para fases preliminares do projeto.

No entanto, sabe-se que metodologias desacopladas introduzem simplificações que desprezam a interação entre o comportamento dinâmico não-linear da embarcação e das linhas de ancoragem e *risers*, desconsiderando efeitos importantes tais como a interação entre o movimento de baixa frequência da unidade flutuante e a carga de correnteza nas linhas e *risers*, e o amortecimento de baixa frequência gerado pela dinâmica das linhas; desta maneira, podem surgir imprecisões, por exemplo, na determinação do *offset* estático e na determinação do movimento de baixa frequência gerado pelas cargas de 2ª ordem. Estas incertezas são mais críticas para os casos de águas profundas, sistemas com grande número de *risers* e em flutuantes de menor porte tais como monobóias.

Portanto, em etapas mais avançadas do projeto é mais adequado definir procedimentos que empreguem programas baseados em modelos acoplados que levam em conta a interação não-linear entre a resposta hidrodinâmica da embarcação e a resposta estrutural e hidrodinâmica das linhas.

Os próximos itens tratam de estratégias de análise acoplada que podem ser propostas para compor metodologias mais precisas e implicitamente integradas para o projeto do sistema casco/ancoragem e dos *risers*.

#### 7.4.1 METODOLOGIA TOTALMENTE ACOPLADA

Esta metodologia consistiria em empregar um programa baseado em uma formulação acoplada tal como o PROSIM, que incorpora, em uma única estrutura de código e de dados, um modelo hidrodinâmico para a representação do casco da unidade flutuante, acoplado a um modelo de Elementos Finitos para a representação rigorosa das linhas de ancoragem e *risers*, como representado na Figura 7-2.

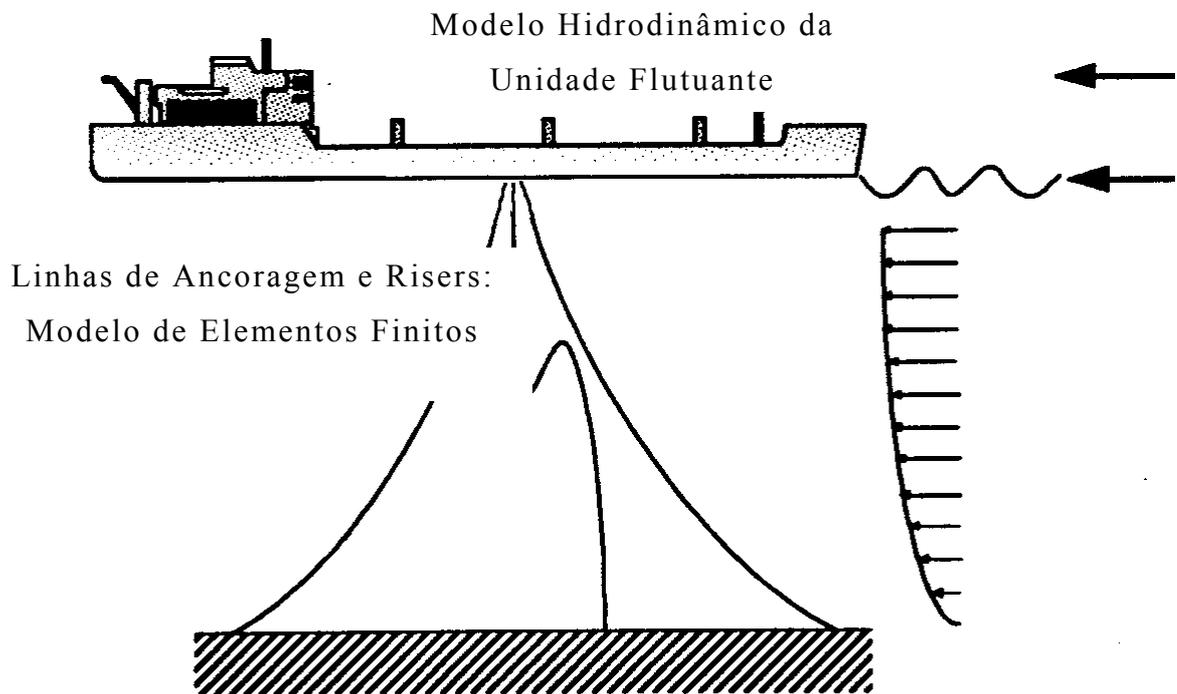


Figura 7-2 Modelo para análise acoplada

As vantagens desta metodologia totalmente acoplada são mencionadas a seguir.

- O equilíbrio dinâmico entre as forças na unidade flutuante e a resposta estrutural das linhas é garantido a cada instante de tempo; com isso a interação de todos os efeitos que ditam o comportamento dinâmico não-linear do sistema é considerada implicitamente e automaticamente, incluindo a contribuição dos *risers* e linhas de ancoragem para o comportamento e resposta do sistema inteiro. Tais contribuições incluem massa adicionada, amortecimento, rigidez horizontal e força hidrodinâmica atuando nos *risers* e linhas de ancoragem, que podem variar com o tempo, profundidade da água e direção;

- Tanto os movimentos do flutuante, quanto todos os parâmetros da resposta estrutural das linhas e *risers* (trações em linhas de ancoragem e trações, momentos, curvaturas e deslocamentos em *risers*) poderiam ser obtidos em uma mesma análise (desde que as linhas e *risers* sejam modeladas por uma malha suficientemente refinada, requerendo um pré-processador “multi-linhas” para geração da malha 3D de todo o conjunto);
- Os resultados seriam não somente mais precisos, como também mais confiáveis para a consideração da participação das linhas e *risers*, porque dependem menos do conhecimento do engenheiro, como é o caso das metodologias descritas anteriormente que empregam programas de análise desacoplada.

No entanto, deve ser observado que, para fornecer a resposta estrutural detalhada dos *risers*, seria necessário empregar malhas de elementos finitos muito refinadas. Deste fato decorre a desvantagem desta metodologia totalmente acoplada, que é o tempo de processamento muito grande, o que prejudica sua viabilidade na prática padrão de projeto (por exemplo, na análise de fadiga das linhas que requerem dezenas ou centenas de análises). Eventualmente, a longo prazo esta desvantagem poderia vir a ser contornada com a evolução natural do hardware, associada também ao desenvolvimento de algoritmos otimizados para a solução do problema dinâmico não-linear, como por exemplo: técnicas de solução de sistemas de equação, algoritmos de integração no tempo, técnicas de sub-ciclagem, e a implementação em ambiente de processamento paralelo [83].

Com isso, atualmente o uso de metodologias totalmente acopladas seria mais voltado para a aplicação na verificação de casos críticos, de novas concepções inovadoras, e/ou quando não é possível contar com modelos experimentais devido à limitação de profundidade dos tanques de prova físicos disponíveis. Nesse contexto, por exemplo, insere-se a proposta de desenvolvimento do TPN.

Desta forma, a curto e médio prazo, e com o intuito de avançar gradualmente na integração do projeto, propõem-se metodologias híbridas que combinem o uso de programas desacoplados e acoplados, por exemplo para permitir uma melhor avaliação dos movimentos da plataforma, como será discutido no próximo item.

#### 7.4.2 METODOLOGIAS “HÍBRIDAS”

Outras estratégias para redução do tempo de processamento consistem em adotar procedimentos híbridos de análise, onde os *movimentos da embarcação* são analisados de forma *acoplada* e a resposta *estrutural das linhas de ancoragem e risers* de forma *desacoplada* [84].

Por exemplo, um cálculo refinado dos movimentos da embarcação pode ser efetuado com um modelo acoplado, considerando as linhas e *risers* modeladas por uma malha de Elementos Finitos relativamente pobre. Estes movimentos da embarcação são aplicados numa análise desacoplada para a análise estrutural das linhas e *risers*. Nesta análise desacoplada, as linhas e *risers* podem ser analisadas individualmente e modeladas por uma malha refinada o bastante, para fornecer com maior precisão, todos os parâmetros da resposta estrutural.

A seguir descrevem-se algumas alternativas que podem ser consideradas como metodologias híbridas.

##### *Ensaio de Decaimento Numérico*

Esta metodologia consiste em efetuar uma análise acoplada do sistema, submetido a condições iniciais compondo um teste de decaimento numérico. As linhas de ancoragem e *risers* são modeladas por uma malha relativamente pobre, insuficiente para a verificação detalhada e localizada do comportamento estrutural das linhas, mas capaz de representar adequadamente seu comportamento global.

Além disso, pode-se empregar um tempo de simulação relativamente curto, suficiente apenas para representar o decaimento nos graus de liberdade significativos e portanto fornecer boas estimativas para os coeficientes escalares de massa, rigidez, amortecimento e carga nas linhas empregados nos passos da análise desacoplada. O tempo de simulação seria determinado, por exemplo, a partir de um múltiplo do período natural de surge, suficiente para uma estimativa confiável do coeficiente de amortecimento de baixa frequência do sistema casco/linhas.

Com isto, este teste de decaimento numérico é um passo preliminar à seqüência tradicional de análises desacopladas. A análise de movimentos desacoplada pode então

ser efetuada, introduzindo os coeficientes assim aferidos na equação de movimento do flutuante.

O coeficiente de amortecimento pode ser estimado a partir do *time-history* da resposta harmônica da análise de decaimento, onde o modelo completo do sistema é levado inicialmente para a posição de *offset* médio da embarcação, sob ação da correnteza no casco e nas linhas. Em seguida, aplica-se um desequilíbrio inicial no modelo, permitindo que ele oscile livremente no plano horizontal. A resposta que se obtém é harmônica amortecida, com período constante e amplitude sendo reduzida, como mostra a figura abaixo.

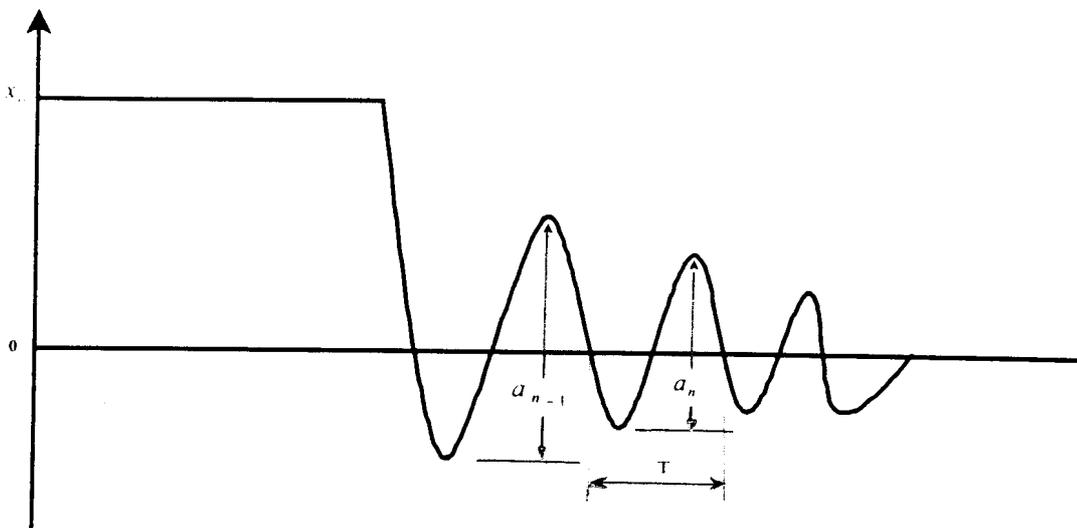


Figura 7-3 Cálculo do amortecimento usando um time-history da resposta dinâmica de decaimento

O decaimento do deslocamento para esta resposta pode ser escrito como:

$$e^{-\xi w_n t} \tag{7.3}$$

onde:

$\xi$  – fator de amortecimento;

$w_n$  – frequência da resposta (rad/s);

$t$  – tempo decorrido, que é igual a  $\frac{2\pi N}{w_n}$  ;

$N$  – número de ciclos.

A razão entre dois picos sucessivos pode ser escrita como:

$$\frac{a_{N-1}}{a_N} = \frac{e^{-\xi 2\pi(N-1)}}{e^{-\xi 2\pi N}} = e^{\xi 2\pi} \quad (7.4)$$

onde:

$a_{N-1}$  – amplitude de oscilação do ciclo N-1;

$a_N$  – amplitude de oscilação do ciclo N.

Assim, o fator de amortecimento pode ser calculado de duas maneiras:

- Para sistemas sub-amortecidos, um fator de correção (igual à razão entre os períodos da análise com curvas de restauração e com elementos finitos) pode ser considerado [85]:

$$\xi \left( \frac{T}{T_D} \right) = \frac{1}{2\pi} \ln \left( \frac{a_{N-1}}{a_N} \right) \quad (7.5)$$

- Quando o sistema possui amortecimento muito baixo, a equação (7.5) pode ser simplificada, podendo ser escrita simplesmente por.

$$\xi = \frac{1}{2\pi} \ln \left( \frac{a_{N-1}}{a_N} \right) \quad (7.6)$$

Com as séries temporais do teste de decaimento é possível determinar o período natural do sistema amortecido. Como o período natural do sistema de ancoragem e *risers* é assumido igual ao período do sistema não-amortecido correspondente, a seguinte expressão deve ser adotada para o cálculo do período natural:

$$T = T_D \sqrt{1 - \xi^2} \quad (7.7)$$

Alternativamente, o período natural do sistema sem considerar o amortecimento das linhas pode ser obtido através de uma análise de decaimento onde as linhas são representadas por curvas de restauração.

#### Geração de RAO's "aprimorados"

Uma nova proposta que pode ser feita neste contexto é a incorporação destes coeficientes escalares, calibrados sob a influência das linhas e *risers*, como dado de

entrada para o programa WAMIT, gerando novos RAO's mais representativos para uso em modelos desacoplados.

Finalmente, os movimentos assim obtidos podem ser empregados para efetuar a análise de cada linha individualmente, modelada por uma malha refinada o bastante para fornecer, com precisão, todos os parâmetros da resposta estrutural.

#### Análise de Movimentos Acoplada

Nesta metodologia, efetua-se uma análise acoplada ainda com uma malha relativamente pobre para as linhas de ancoragem e *risers*, mas com um tempo de simulação longo. Desta forma, pode-se alcançar diretamente uma boa representação dos movimentos do casco, melhor do que a que seria obtida através de uma análise de movimentos do casco empregando uma formulação desacoplada, e com isto, obter um projeto mais preciso e eficiente para os sistemas de ancoragem e *risers*.

Em seguida, pode-se empregar a série temporal de movimento assim obtida para efetuar a análise desacoplada de cada linha individualmente, modelada por uma malha refinada o bastante para fornecer com precisão todos os parâmetros da resposta estrutural.

## 7.5 COMPARAÇÃO DE METODOLOGIAS

Para ilustrar a aplicação de algumas das metodologias consideradas, em capítulos posteriores serão apresentadas análises com o modelo da plataforma P18.

Inicialmente o Capítulo 10 apresenta resultados da aplicação de algumas das metodologias propostas para fases preliminares de projeto, empregando formulações desacopladas.

Em seguida, o Capítulo 11 e o Capítulo 12 apresentam resultados da aplicação de metodologias híbridas que empregam formulações acopladas. Nestes capítulos, apresentam-se resultados em termos de movimentos da plataforma P18, com foco principal na determinação da vida à fadiga do SCR instalado na plataforma. Para tanto, empregam-se os programas PROSIM e ANFLEX. Comparam-se as seguintes metodologias:

- a) A primeira metodologia emprega os **modelos desacoplados** que vem sendo tradicionalmente considerados nos projetos dos SCR's da Petrobras. Assim, na análise estrutural do SCR aplicam-se parcelas de movimento gerados separadamente por programas que não levam em conta a influência dos *risers*. Como parcela estática são aplicados os carregamentos de peso próprio, *offset* e o perfil de correnteza. Como parcela dinâmica são aplicados os movimentos na frequência da onda a partir do cruzamento do RAO com o espectro de onda de cada caso selecionado (na faixa de frequência determinada pelo PROSIM, como será explicado na seção 11.2.1). Estes RAO's são fornecidos por análises prévias em programas de difração tal como o WAMIT. Além disso, também são aplicados os movimentos de baixa frequência da embarcação, que antes eram obtidos por programas de análise tais como DMOOR e agora são usualmente calculados pelo próprio programa PROSIM a partir dos sinais de resposta dos movimentos. Para isto, pode ser efetuado um tratamento estatístico nos sinais de resposta através dos programas POSSINAL [86], [87] ou BACANA [88].

Ainda neste mesmo enfoque será feita uma variação quanto aos graus de liberdade dos movimentos de baixa frequência. Numa primeira análise serão adotados os movimentos de baixa frequência para os graus de liberdade apenas de *surge* e *sway*. Em seguida serão efetuadas análises com a adição dos movimentos de baixa frequência de *roll* e *pitch*.

- b) A segunda metodologia é a metodologia híbrida que envolve a **análise de movimentos acoplada** descrita no item anterior. Nesta metodologia, inicialmente efetuam-se análises do modelo acoplado no programa PROSIM, aplicando os carregamentos de onda, vento e correnteza sobre o casco e sobre todo o conjunto de linhas, para cada caso de carregamento selecionado. Como resultado, obtêm-se séries temporais de movimento que incorporam simultaneamente os efeitos de 1ª e 2ª ordem do casco, e portanto todas as parcelas de movimento (*offset* estático, movimentos de baixa frequência e na frequência da onda). Em seguida, estas séries temporais são aplicadas no topo do *riser*, em análises empregando o programa ANFLEX.

Para aplicação destas séries temporais no programa ANFLEX, são retirados os valores médios das séries de movimentos para cada grau de liberdade, ficando apenas a parcela dinâmica dos mesmos, e ainda, com a aplicação de uma rampa de 200s para contornar possíveis problemas de convergência. Além das séries temporais de movimentos do casco, também são aplicados os carregamentos de onda e correnteza sobre a linha. Por esta razão, a elevação da onda gerada no PROSIM deve ser a mesma daquela gerada no ANFLEX, como será comentado mais adiante na seção 11.2.1.

# Capítulo 8

## DESCRIÇÃO DO MODELO DA PLATAFORMA P18

### 8.1 INTRODUÇÃO

A plataforma P18, escolhida para o desenvolvimento dos estudos em questão, é uma semi-submersível localizada no Campo de Marlim a uma lâmina d'água de 910m de profundidade. Ela está ancorada por um sistema convencional composto por 8 linhas de amarração, dispondo de um total de 72 *risers* flexíveis (exportação, produção, injeção, umbilicais e anulares) e 1 SCR de importação de gás. A Figura 8-1 mostra uma fotografia da plataforma P18 em operação.



Figura 8-1 Plataforma P18

Para se proceder aos estudos propostos neste trabalho é necessário inicialmente descrever as características físicas e montar os modelos numéricos do casco da unidade flutuante, das linhas de ancoragem e dos *risers* (rígidos e flexíveis) e, ainda, conhecer os dados ambientais dependentes da locação da plataforma. Neste capítulo, portanto,

apresenta-se a descrição da plataforma P18 e do modelo elaborado para as análises acopladas do movimento no programa PROSIM e, ainda, para a análise estrutural detalhada do SCR no programa ANFLEX.

Os principais dados que devem ser fornecidos para a elaboração do modelo acoplado completo para a análise no PROSIM são os seguintes:

- Os dados da **plataforma**, incluindo calado, peso, coordenadas do CG, matriz de raios de giração, dimensões e disposição dos membros tubulares com seus respectivos coeficientes hidrodinâmicos da formulação de Morison. Para o cálculo das parcelas de força de onda pela Teoria Potencial, compondo o modelo híbrido descrito no Capítulo 4, necessita-se também de um arquivo contendo coeficientes hidrodinâmicos fornecidos pelo programa WAMIT. Neste arquivo seriam utilizadas as seguintes informações:
  - Matriz de amortecimento potencial para o cálculo do amortecimento através da convolução da função de memória;
  - Coeficientes de força de deriva para o cálculo das forças de 2<sup>a</sup> ordem (deriva média e deriva lenta).
- Os dados das **linhas de ancoragem**, incluindo o posicionamento em termos de azimutes, coordenadas dos nós do topo, propriedades físicas, geométricas e hidrodinâmicas da seção transversal de cada segmento (amarra e cabo);
- Os dados dos **risers**, também em termos de posicionamento e propriedades da seção transversal;
- Caracterização dos diversos casos de **carregamento ambiental** de fadiga, incluindo perfil de correnteza, onda e vento.

Com este modelo completo, é possível simular o comportamento hidrodinâmico do casco e o comportamento estrutural e hidrodinâmico de linhas de ancoragem e *risers*, através de análises acopladas empregando-se o programa PROSIM, para cada um dos casos de carregamento de fadiga definidos. Como resultado, serão obtidos os movimentos da unidade flutuante levando em conta a resposta estrutural e hidrodinâmica das linhas, apresentando ganhos significativos em termos de precisão já que considera implicitamente e automaticamente todos os efeitos não-lineares e dinâmicos decorrentes da interação entre o casco e as linhas. Os resultados destas análises serão apresentados no Capítulo 11.

Uma vez obtidos os resultados da análise acoplada, em termos de séries temporais de movimento da plataforma, procede-se ao tratamento dos sinais de resposta. Obtém-se então, para cada caso de carregamento, os espectros de frequência para cada componente de movimento. Os valores médios dos sinais fornecem os *offsets* estáticos e para os movimentos na frequência da onda e de baixa frequência, são determinados os valores de desvio-padrão e período característicos.

Com estes resultados, serão utilizados os programas ANFLEX [5] e POSFAL [89], [90] para se proceder à análise de fadiga de um *riser* específico, que neste caso é o SCR da P18. O programa ANFLEX calcula os esforços ao longo da linha escolhida e passa estes resultados para o programa POSFAL que efetivamente avalia o dano à fadiga, como será explicado na seção 12.1.

## 8.2 MODELO DO CASCO

### 8.2.1 LOCALIZAÇÃO E SISTEMA DE REFERÊNCIA

O azimute do eixo-x global da plataforma é de  $203^\circ$ . No PROSIM, os eixos-x e y globais formam o plano horizontal passando pelo CG da plataforma, sendo que o eixo-x positivo é na direção da proa para a popa e o eixo-z é vertical com sentido positivo de baixo para cima, com origem na base do *pontoon*, como ilustrado na Figura 8-2 e na Figura 8-3.

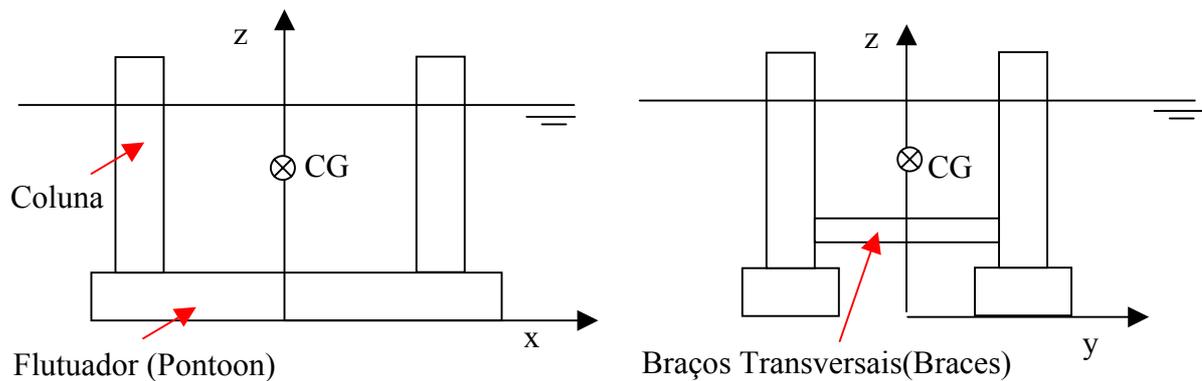


Figura 8-2 Sistema de Referência do Modelo do PROSIM

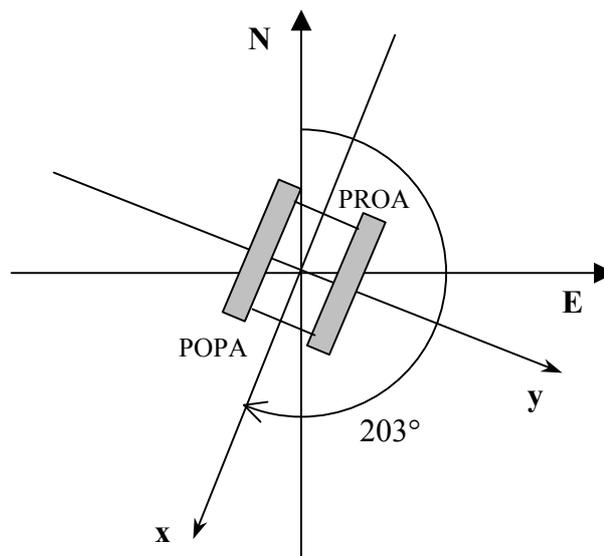


Figura 8-3 Aproamento da Plataforma P18

Também é definido aqui o conceito de posição de projeto, que é a posição de referência para o qual foram efetuados os projetos dos:

- Sistemas de *Risers* (com definição dos valores de ângulos de topo);
- Sistemas de Ancoragem (com definição dos valores de tração no topo das linhas).

A Figura 8-4 mostra a localização da posição de projeto da plataforma P18, onde as coordenadas são projeções UTM.

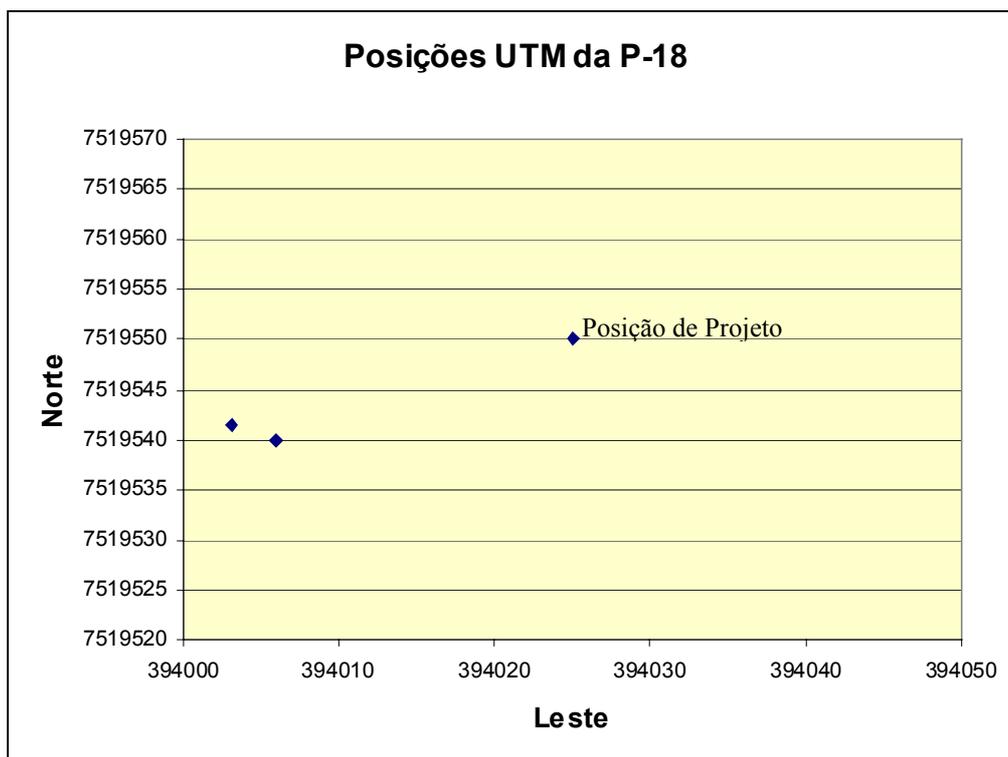


Figura 8-4 Posição de Projeto da Plataforma P18

### 8.2.2 DADOS GERAIS

O casco da plataforma P18 possui as seguintes características gerais:

- Comprimento dos flutuadores – 89.68 m;
- Largura da Plataforma – 70.72 m;
- Calado – 23.1 m;
- Deslocamento – 36174 toneladas.

As coordenadas do CG e a matriz de raios de giração, considerando apenas os termos da diagonal, são apresentadas na Tabela 8-1 e na Tabela 8-2, sem levar em conta a influência das linhas:

Tabela 8-1 Coordenadas do CG da Plataforma

	<b>X(m)</b>	<b>Y(m)</b>	<b>Z(m)</b>
CG	0.0	0.0	19.28

Tabela 8-2 Matriz de Raios de Giração

	Valor
<b>RXX</b>	30.49
<b>RYY</b>	29.35
<b>RZZ</b>	32.64

A Figura 8-5 mostra o modelo do casco da plataforma P18 utilizado na análise prévia do programa WAMIT, para a obtenção das matrizes de amortecimento potencial e dos coeficientes de deriva que são empregados na formulação hidrodinâmica do PROSIM para o cálculo das cargas de fluido sobre o casco, como descrito no Capítulo 4.

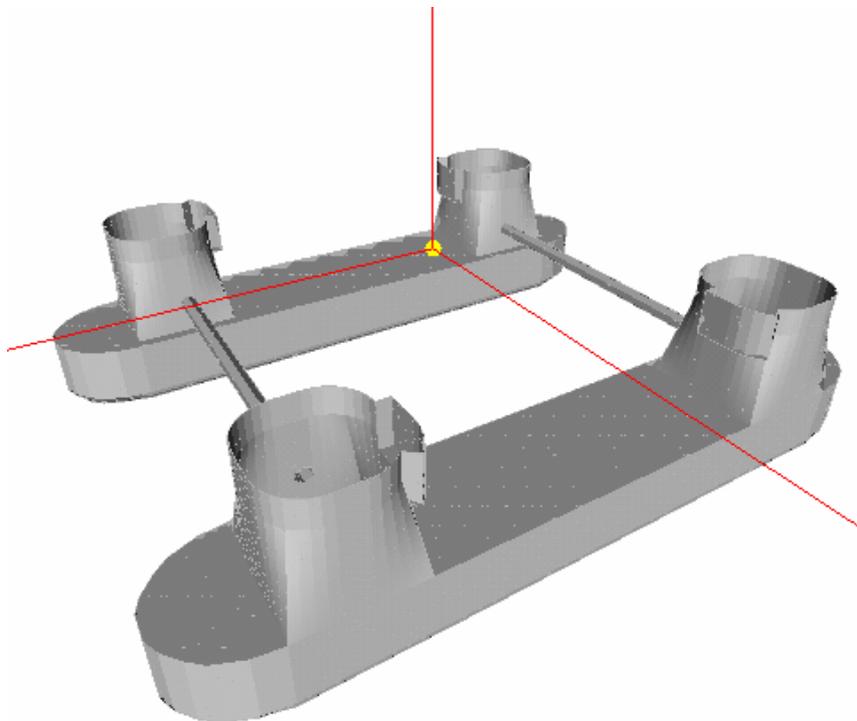


Figura 8-5 Modelo do casco da P18 usado pelo WAMIT

Para a montagem do modelo do casco da P18 no programa PROSIM, foi adotada uma discretização refinada por elementos cilíndricos, com propriedades equivalentes ao casco real, contendo um total de 62 elementos distribuídos da seguinte forma:

- 36 elementos para a discretização dos *pontoons*;
- 24 elementos para a discretização das colunas;
- 2 elementos para a discretização dos *braces*.

A Figura 8-6 e a Figura 8-7 apresentam uma vista 3D da malha do casco da plataforma adotada pelo programa PROSIM.

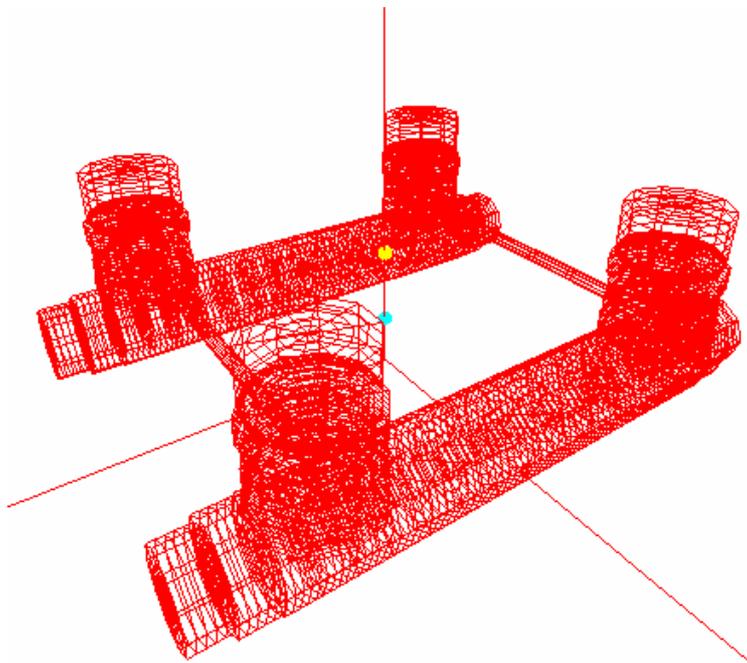


Figura 8-6 Malha-3D do casco da P18 gerada pelo SITUA

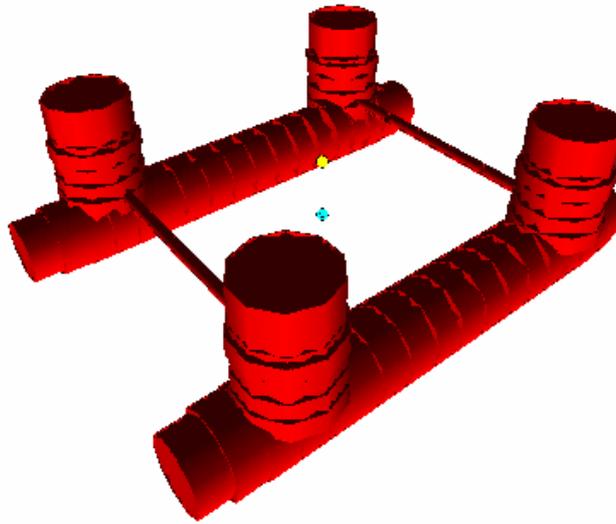


Figura 8-7 Modelo-3D do casco da P18 gerado pelo SITUA (Vista sólida)

### 8.2.3 PROCEDIMENTO DE CÁLCULO DAS PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS E HIDRODINÂMICAS DO CASCO

Para gerar o modelo do casco da plataforma no programa PROSIM, é necessário que se discretize o mesmo através de elementos cilíndricos com propriedades equivalentes ao modelo gerado para análise no WAMIT. Assim são dadas as coordenadas dos nós iniciais e finais de cada elemento tubular, bem como os seus diâmetros equivalentes.

Além disso, é necessário que se calcule os coeficientes hidrodinâmicos  $CD$  e  $CM$  para cada trecho, baseando-se na Norma da DNV/POS MOOR [74].

#### Cálculo do Diâmetro Equivalente

O cálculo do diâmetro equivalente é feito de modo que o volume permaneça o mesmo. Conhecendo-se os dados da seção transversal e comprimento de cada trecho da plataforma (*pontoons*, colunas e *braces*), é possível calcular o volume de cada membro. Como os membros são discretizados por elementos cilíndricos, basta calcular de uma área de uma seção transversal circular, multiplicada pelo comprimento do membro e igualar ao volume inicialmente calculado, para que se tenha o diâmetro equivalente.

$$Volume = comprimento \times largura \times altura \quad (8.1)$$

$$\frac{\pi\phi_{eq}^2}{4} \times L = Volume \quad \rightarrow \quad \phi_{eq} = \sqrt{\frac{Volume \times 4}{\pi L}} \quad (8.2)$$

### Cálculo do Coeficiente CD

Para membros com seção circular, como é o caso dos *braces* da plataforma, o valor de CD pode ser obtido diretamente na curva que relaciona o número de Reynolds com o coeficiente CD.

$$Re = \frac{\dot{u} \times b}{\nu} \quad (8.3)$$

onde:

$\dot{u}$  – velocidade do fluido em m/s;

b – diâmetro em metros;

$\nu$  - viscosidade cinemática do fluido (para água do mar  $\nu = 9.24e-07$ ).

A variação da velocidade de correnteza considerada é de 0,05 a 1,25 m/s, que são os limites de velocidade utilizados nas análises de fadiga do SCR da P18. A Tabela 8-3 fornece o valor de CD correspondente a cada velocidade, para os membros de seção circular.

Tabela 8-3 Variação do CD para os *braces*

Velocidade de Correnteza (m/s)	Número de Reynolds	CD
0.05	1,00x10 <sup>5</sup>	1,24
0,15	3,00x10 <sup>5</sup>	1,00
0,25	5,00x10 <sup>5</sup>	0,50
0,35	7,00x10 <sup>5</sup>	0,50
0,45	9,00x10 <sup>5</sup>	0,50
0,55	1,10x10 <sup>6</sup>	0,50
0,65	1,30x10 <sup>6</sup>	0,50
0,75	1,50x10 <sup>6</sup>	0,50
0,85	1,70x10 <sup>6</sup>	0,55
0,95	1,90x10 <sup>6</sup>	0,57
1,05	2,10x10 <sup>6</sup>	0,58
1,15	2,30x10 <sup>6</sup>	0,60
1,25	2,50x10 <sup>6</sup>	0,60

Para os membros de seção prismática (colunas e *pontoons*), o coeficiente CD depende da relação entre os lados da seção transversal, e seu valor pode ser calculado para duas direções ( $C_{S1}$  ou  $C_{S2}$ ), como ilustra a Figura 8-8, sendo que estes valores nunca devem ser inferiores a 0.5.

$$C_{S1} = 2K_R \operatorname{sen} \alpha \rightarrow \text{para } b_1 \geq b_2$$

$$C_{S2} = \left(1 + \frac{b_2}{b_1}\right) K_R \cos \alpha \rightarrow \text{para } b_2 \leq b_1 \leq 2b_2 \quad (8.4)$$

$$C_{S2} = 1.5K_R \cos \alpha \rightarrow \text{para } b_1 > 2b_2$$

sendo que:

$$K_R = \begin{cases} 1.0 \rightarrow \text{para } r/b \leq 0.10 \\ (4.3 - 13r/b)/3 \rightarrow \text{para } 0.10 < r/b < 0.25 \\ 0.35 \rightarrow \text{para } r/b \geq 0.25 \end{cases} \quad (8.5)$$

onde:

$b_1$  – maior comprimento do retângulo em metros;

$b_2$  – menor comprimento do retângulo em metros;

$r$  – raio de curvatura da seção em metros;

$\alpha$  – ângulo entre o lado  $b_1$  do retângulo e a componente do fluxo no plano da seção transversal.

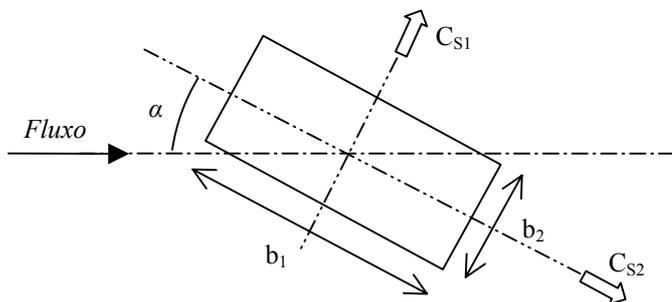


Figura 8-8 CD para seção transversal retangular

É feita uma correção do CD para o caso de se usar o diâmetro equivalente:

$$CD_{\text{corrigido}} = \frac{CD_{\text{original}} \times H_{\text{real}}}{\phi_{\text{equivalente}}} \quad (8.6)$$

onde:  $H_{\text{real}}$  = lado transversal à direção do fluxo.

Todos os valores de CD calculados com base na Norma da DNV [74] se referem a tubos lisos. Membros no ar normalmente podem ser considerados como cilindros lisos, mas para membros na água do mar, faz-se necessário majorar seus valores para cilindros rugosos, devido à formação de cracas na superfície dos membros.

#### Cálculo do Coeficiente CM

Os valores dos coeficientes de inércia também dependem da forma da seção transversal.

$CM = 1 + K_l \rightarrow$  para cilindro circular liso e diâmetro  $d$  paralelo ao fluxo;

$CM = 1 + \frac{\pi}{4} \alpha K_R K_l \left(\frac{d}{b}\right) \rightarrow$  para retângulo com lados  $b$  e  $d$ , sendo  $b$  paralelo ao fluxo.

onde  $K_l = \frac{1}{1 + \left(\frac{d}{l}\right)^2}$  e  $l$  é o comprimento do membro ( $l > d$ ).

No caso de seção transversal retangular, os valores de  $\alpha$  são interpolados segundo a Tabela 8-4.

Tabela 8-4 Valores de  $\alpha$

d/b	$\alpha$
$\infty$	1.00
10	1.14
5	1.21
2	1.36
1	1.51
0.5	1.70
0.2	1.98
0.1	2.23

### 8.3 MODELO DOS *RISERS*

Uma das formas de se obter os dados gerais de todos os *risers* já instalados, é fazendo consultas aos relatórios dos barcos de instalação dos *risers*. Nestas consultas, foram investigados os dados de ângulo de topo, azimuth, comprimento, coordenada do ponto de conexão *riser/flow* (R/F) (que serve para fazer a ligação entre os trechos de *riser* suspenso (parte dinâmica) e as linhas de fluxo (parte estática) que ficam sempre apoiadas no solo marinho e que chegam até os poços) e principalmente o código referente às propriedades da estrutura de cada um dos *risers*.

No caso da P18, nem sempre existiam informações diretas destes dados nos relatórios, ou quando existiam, algumas dúvidas surgiam. Por exemplo, para a determinação dos ângulos de topo dos *risers*, a dúvida levantada foi a seguinte: o ângulo de topo que se encontrava no relatório era referente à posição do barco no dia da instalação ou o ângulo para o qual o *riser* foi projetado?

Desta forma, foi dada preferência à consulta da posição da conexão (R/F) que é projetada para permanecer fixa ao longo do tempo. Assim, de posse das coordenadas da conexão R/F, das coordenadas do ponto de conexão do *riser* com a plataforma e do comprimento do *riser*, é possível determinar o ângulo de topo real para uma determinada posição da plataforma.

Apenas em casos onde não se tinham dados das coordenadas R/F foram adotados os valores do próprio ângulo de topo constante no relatório de instalação, assumindo-se que estes ângulos eram referentes à posição de projeto.

A Tabela 8-5 apresenta os azimuths e os ângulos de topo adotados para cada *riser*, assumindo a posição de projeto como a posição para unificação dos dados consultados, tanto dos *risers* quanto do sistema de ancoragem. Nesta tabela, também é possível observar que existem 17 poços produtores, 9 poços injetores e 5 *risers* de exportação (sendo 1 SCR), totalizando 73 *risers* ligados à plataforma P18.

Tabela 8-5 Risers conectados à P18

Número do Poço	Tipo de Riser		Azimute	Ângulo de Topo
1	Injetor	4"	7	3.81
	Umbilical	UH	7	3.81
2	Anular	2.5"	13	8.42
	Umbilical	UH	14	4.40
	Produtor	4"	12	8.75
3	Umbilical	UH	18	5.00
	Injetor	4"	17	4.40
4	Injetor	4" ISU	23	7.60
	Gasoduto	8"	28	8.00
5	Anular	2.5"	34	6.11
	Umbilical	UH	35	6.00
	Produtor	4"	36	4.44
6	Umbilical	UH	39	4.15
	Injetor	4"	41	4.15
7	Anular	2.5"	85	4.85
	Umbilical	UH	86	4.82
	Produtor	4"	84	4.76
8	Umbilical	UH	82	4.80
	Injetor	4"	88	4.80
9	Anular	2.5"	104	7.90
	Umbilical	UH	109	7.30
	Produtor	4"	103	7.90
10	Anular	2.5"	110	4.06
	Umbilical	UH	111	4.14
	Produtor	4"	106	3.88
11	Umbilical	UH	114	4.20
	Injetor	4"	116	4.20
12	Anular	2.5"	119	5.00
	Umbilical	UH	121	5.00
	Produtor	4"	124	4.52
13	Anular	2.5"	126	5.98
	Umbilical	UH	128	5.40
	Produtor	4"	127	5.10
14	Anular	2.5"	179	5.91
	Umbilical	UH	180	7.50
	Produtor	4"	182	6.38
15	Anular	2.5"	198	7.00
	Umbilical	UH	199	7.00
	Produtor	4"	197	7.00
16	Anular	2.5"	201	7.24
	Umbilical	UH	200	6.00
	Produtor	4"	202	6.81
	SCR – Gasoduto	10"	192.11	21.67

Número do Poço	Tipo de <i>Riser</i>		Azimute	Ângulo de Topo
17	Anular	2.5"	211	4.33
	Umbilical	UH	212	4.09
	Produtor	4"	213	3.98
18	Anular	2.5"	214	2.38
	Umbilical	UH	215	5.50
	Produtor	4"	218	5.23
19	Umbilical	UH	220	4.40
	Injetor	4"	221	3.89
20	Anular	2.5"	280	7.00
	Umbilical	UH	284	7.00
	Produtor	6"	285	7.00
21	Anular	2.5"	289	4.74
	Umbilical	UH	290	4.75
	Produtor	4"	288	4.76
	Gasoduto	10"	299	6.26
	Oleoduto	12"S	296	6.96
	Oleoduto	12"N	290	8.28
22	Anular	2.5"	319	3.87
	Umbilical	UH	320	4.00
	Produtor	4"	311	9.14
23	Anular	2.5"	318	5.00
	Umbilical	UH	317	5.00
	Produtor	4"	319	5.00
24	Umbilical	UH	317	4.50
	Injetor	4"	316	4.05
25	Anular	2.5"	305	8.82
	Umbilical	UH	309	7.93
	Produtor	4"	312	9.02
26	Umbilical	UH	323	5.70
	Injetor	4"	321	6.00

### 8.3.1 MODELO DOS *RISERS* FLEXÍVEIS

A Figura 8-9 e a Tabela 8-6 apresentam as características da malha elaborada para as análises no programa PROSIM de um *riser* flexível de produção típico. Já que nestas análises o foco é a representação global da contribuição do comportamento das linhas sobre o casco, em termos de cargas de correnteza, rigidez não-linear e amortecimento, não é importante considerar os efeitos de flexão dos *risers* (que são relativamente pouco significativos) e, portanto, empregou-se elementos de treliça.

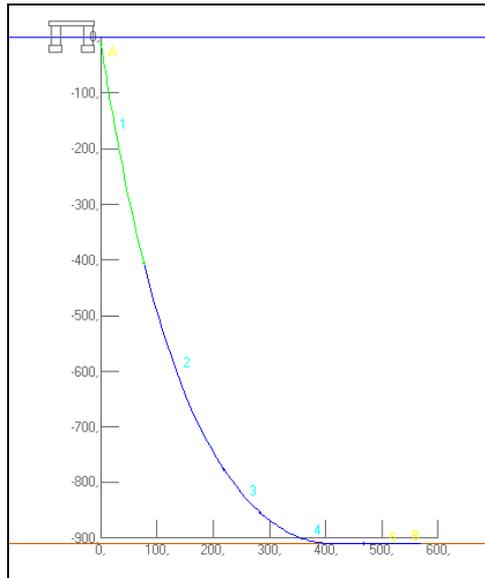


Figura 8-9 Distribuição dos Segmentos da malha de um *riser* Produtor no PROSIM

Tabela 8-6 Malha de Elementos Finitos de um *riser* Produtor no PROSIM

Local	Comprimento do Segmento (m)	Comprimento Inicial (m)	Comprimento Final (m)	Tipo de Elemento
1 – Topo	400	25	5	TRELIÇA
2	400	25	25	TRELIÇA
3	100	5	25	TRELIÇA
4	200	5	5	TRELIÇA
5 – Fundo	100	25	5	TRELIÇA

### 8.3.2 MODELO DO SCR

Os dados gerais do SCR de importação de gás conectado à plataforma P18 são apresentados a seguir.

- Comprimento total do modelo = 2066,95 m;
- Comprimento suspenso = 1338,50 m;
- Ângulo e topo = 21,67° (posição de projeto);
- LDA = 910 m;
- Azimute da linha = 192,11°;
- Coordenadas do topo da linha =
  - (39,3; -6,0; 37,1) → (sistema do flutuante do ANFLEX);
  - (-20,88; -33,83; 924,0) → (sistema global do ANFLEX);
- Diâmetro externo = 10,75”;
- Espessura = 0,812”.

A Figura 8-10 apresenta uma foto do SCR instalado na plataforma P18.



Figura 8-10 SCR sendo instalado na plataforma P18

A Figura 8-11 e a Tabela 8-7 apresentam as características da malha elaborada para o SCR para as análises acopladas de movimento no programa PROSIM. Em seguida, a Figura 8-12 e a Tabela 8-8 descrevem a malha elaborada para a análise estrutural no programa ANFLEX. Em ambos os casos, como o SCR apresenta efeitos de flexão mais significativos, foram empregados elementos de pórtico espacial.

Observa-se que, de acordo com as premissas estabelecidas na definição da metodologia “híbrida” descrita ao final do Capítulo 7, na análise de movimentos acoplada efetuada no programa PROSIM, adota-se uma malha de elementos finitos com 342 nós, menos refinada que aquela utilizada para análise estrutural do SCR no ANFLEX (que tem 616 nós), considerando que o objetivo da análise no PROSIM é obter uma boa representação global da contribuição do comportamento das linhas sobre o casco, em termos de cargas de correnteza, rigidez não-linear e amortecimento, enquanto o objetivo da análise no ANFLEX é com precisão, todos os parâmetros da resposta estrutural, principalmente nas regiões mais críticas do SCR que são:

- A região do topo, onde se observam maiores valores de tração e ocorre a interação do *riser* com a *flexjoint*, levando a elevadas concentrações de tensões.
- A região do TDP, onde são críticas as concentrações de tensão por causa do contato com o solo, efeito abrasivo e ponto de curvatura máxima.

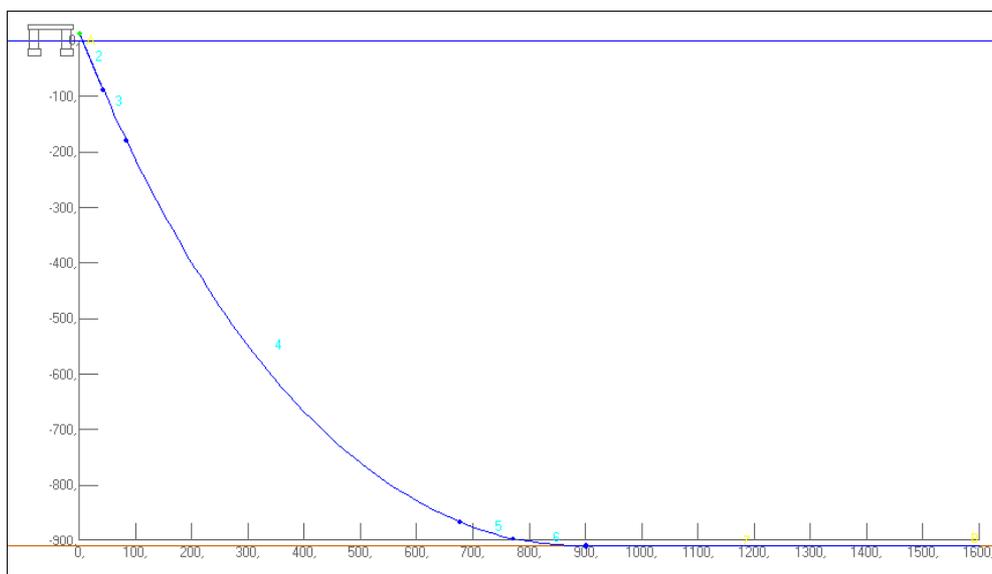


Figura 8-11 Distribuição dos Segmentos da malha do SCR no PROSIM

Tabela 8-7 Malha de Elementos Finitos do SCR no PROSIM

Local	Comprimento do Segmento (m)	Comprimento Inicial (m)	Comprimento Final (m)	Tipo de Elemento
1 – Topo	1,103	0,1575	0,1575	PÓRTICO ESPACIAL
2	108,757	1	0,1575	PÓRTICO ESPACIAL
3	100	20	1	PÓRTICO ESPACIAL
4	926,304	20	20	PÓRTICO ESPACIAL
5	100	5	20	PÓRTICO ESPACIAL
6	130,786	5	5	PÓRTICO ESPACIAL
7 – Fundo	700	20	5	PÓRTICO ESPACIAL

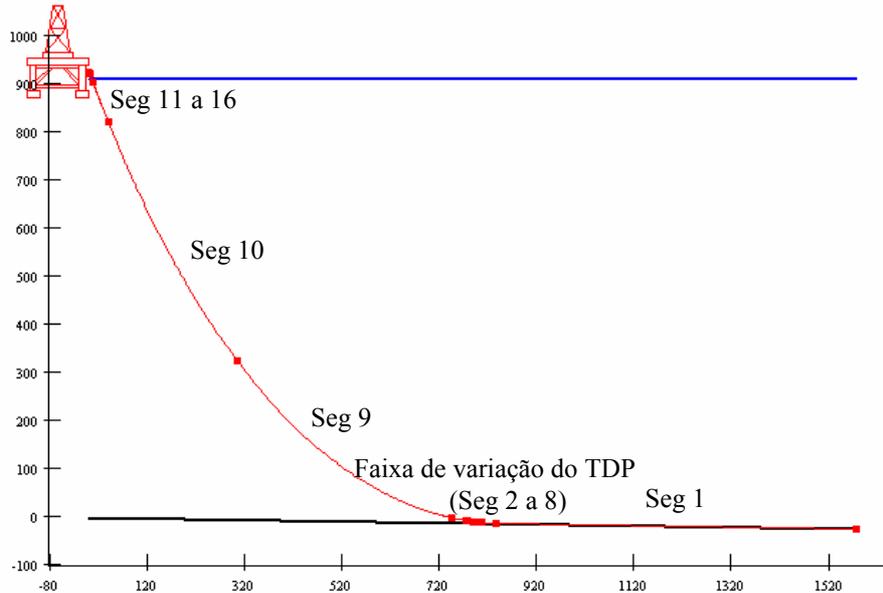


Figura 8-12 Modelo do SCR conectado à P18

Tabela 8-8 Malha de Elementos Finitos do SCR no ANFLEX

Local	Comprimento do Segmento (m)	Comprimento Inicial (m)	Comprimento Final (m)	Tipo de Elemento
1 – Fundo	739,30	5	1	PÓRTICO ESPACIAL
2	30	1	1	PÓRTICO ESPACIAL
3	12	1	1	PÓRTICO ESPACIAL
4	2,75	1,375	1,375	PÓRTICO ESPACIAL
5	1,986	0,993	0,993	PÓRTICO ESPACIAL
6	12	1	1	PÓRTICO ESPACIAL
7	2,75	1,375	1,375	PÓRTICO ESPACIAL
8	30	1	1	PÓRTICO ESPACIAL
9	563,152	1	10	PÓRTICO ESPACIAL
10	563,152	10	3	PÓRTICO ESPACIAL
11	88,67	3	1	PÓRTICO ESPACIAL
12	18,86	1,10407	0,153262	PÓRTICO ESPACIAL
13	1,2272	0,1534	0,1534	PÓRTICO ESPACIAL
14	0,7896	5 divisões		STRESSJOINT
15	0,313	2 divisões		STRESSJOINT
16 – Topo				FLEXJOINT

## 8.4 MODELO DO SISTEMA DE ANCORAGEM

Os dados das linhas de ancoragem originalmente utilizados no projeto da plataforma P18 são apresentados na Tabela 8-9.

Tabela 8-9 Valores adotados no projeto da plataforma P18

Linha	Pretensão (kN)	Comprimento dos trechos (m)		
		Amarra Fudo	Cabo de Aço	Amarra de Topo
1	1351	1240	1250	150
2	1378	1320	1250	150
3	1483	1400	1250	150
4	1556	1320	1250	150
5	1577	1400	1250	150
6	1527	1480	1250	150
7	1414	1320	1250	150
8	1371	1240	1250	150

Partindo da configuração de projeto para o sistema de ancoragem dado na tabela acima e de posse da configuração de todos os *risers*, também na posição de projeto, é possível gerar um modelo completo no programa SITUA/PROSIM do casco, *risers* e sistema de ancoragem. Para verificar a consistência deste modelo completo, ou seja, se o modelo de ancoragem está compatível com o modelo dos *risers*, várias análises foram feitas no sentido de verificar o equilíbrio do sistema no plano horizontal.

### Tentativa 1

Antes de ser feita a calibração do modelo dos *risers* para a posição de projeto, ou seja, a verificação da consistência do modelo dos *risers* com o modelo do sistema de ancoragem, como dito acima, foi feita uma tentativa de se calibrar o modelo para a posição medida no dia 17 de Dezembro de 1999 às 0:00 h, pois esta data e horário foi verificado ser um período de calmaria dos carregamentos ambientais, mas esta hipótese foi descartada devido à incerteza dos dados de onda medidos no local.

### Tentativa 2

Buscou-se no banco de dados monitorados os valores das trações nas linhas de ancoragem referentes a uma data e horário em que a plataforma estivesse bem próxima à posição de projeto, na qual o modelo foi gerado. De acordo com esta pesquisa, as datas mais próximas são as descritas na Tabela 8-10.

Tabela 8-10 Data/hora em que a posição da plataforma se aproxima da posição de projeto

<b>Mês/Ano</b>	<b>Data</b>	<b>Hora</b>	<b>Distância em relação à posição de projeto (m)</b>
Fevereiro/00	07/02/00	21:00	0.777
	10/02/00	7:00	0.467
Março/00	09/03/00	5:00	1.569
	10/03/00	5:00	1.651
	10/03/00	18:00	1.394
	10/03/00	19:00	1.363
	11/03/00	5:00	1.507
	11/03/00	6:00	1.179
	12/03/00	16:00	1.920
	12/03/00	17:00	1.635
	14/03/00	12:00	1.787
	14/03/00	13:00	0.645

Porém, surgiu a dificuldade de que, para os meses de Fevereiro e Março de 2000, as posições da plataforma se aproximam mais da posição de projeto, mas não havia dados de correnteza medidas.

### Tentativa 3

Outra tentativa de verificar a consistência entre os modelos de ancoragem e *risers* foi adotar as pretensões e comprimentos dos trechos das linhas utilizados no projeto, levando em consideração as posições das âncoras fornecidas pelo grupo de Engenharia Submarina de Macaé (GENSUB), conforme referido no primeiro relatório interno de ancoragem da Petrobras [91]. Desta maneira, não foram encontrados os mesmos valores das pretensões de projeto, resultando um modelo inconsistente.

#### Tentativa 4

A partir do modelo utilizado na tentativa 3, os comprimentos das amarras de topo foram modificados até atingir as pretensões de projeto. Assim, foi feita uma nova análise sem a aplicação de carregamento ambiental, apenas peso próprio, para a verificação do equilíbrio estático das pretensões em todas as linhas. O resultado desta análise mostra que a plataforma não ficou próxima à posição de projeto.

#### Tentativa 5

Como ainda assim não foi possível obter um modelo consistente, foi feita uma consulta à equipe de operação da plataforma P18 para verificação de possíveis alterações nos comprimentos dos trechos de amarra de topo das linhas de ancoragem, como mostra a Tabela 8-11.

Tabela 8-11 Algumas alterações informadas para as linhas de ancoragem

<b>Período</b>	<b>Tipo de Intervenção</b>
22/10/99 a 05/11/99	Solecada a amarra 6 (271 metros) e alteração em todas as outras
19/11/99 a 03/12/99	Amarra 6 volta à configuração original.
03/12/99 a 16/12/99	Troca da amarra 8 e depois volta à situação original.
04/04/00 a 18/04/00	Solecada a amarra 6 com intervenção no fundo.
15/06/00 a 27/06/00	Restaurada a amarra 6

Baseado na tabela acima, ficaram definidos dois períodos para a calibração do sistema de ancoragem:

- Agosto/99 a Outubro/99 (período com medições mais completas e antes das alterações nas amarras);
- A partir de Abril/00 (período a partir do qual havia sido consertado o correntômetro).

Foi dada preferência então para os eventos em algumas datas selecionadas para o mês de Agosto de 1999, onde havia um maior número de dados simultâneos e ainda foi informado que nenhuma alteração na ancoragem havia sido registrada.

#### Calibração do Modelo para o mês de Agosto de 1999

Uma nova modelagem do sistema de ancoragem e *risers* no programa ARIANE [30] foi proposto pelo engenheiro Ronaldo Rossi do grupo de ancoragem da Petrobras,

onde foram determinados os comprimentos de cada trecho da ancoragem baseando-se nas pré-tensões medidas dos eventos selecionados.

Os eventos selecionados para este período de Agosto de 1999 são mostrados na tabela abaixo. Todas as direções fornecidas na Tabela 8-12 são azimutais. Os ângulos relativos ao vento e a onda indicam a direção de onde vem e os ângulos da correnteza indicam a direção para onde vai.

Tabela 8-12 Dados ambientais utilizados nas análises

Data	Hora	Vento			Onda			Corrente	
		Vel(m/s)	Dir(°)	Aww(m <sup>2</sup> )	Hs(m)	Tp(s)	Dir(°)	Vel(m/s)	Dir(°)
14/08/99	03:00	11.122	350.12	2228.169	1.81	7.64	52	0.446	190.125
15/08/99	06:00	10.380	179.94	2062.885	2.58	7.42	206	0.448	204.979
15/08/99	18:00	8.260	207.62	1727.132	4.70	10.24	222	0.364	248.776
15/08/99	21:00	7.519	205.60	1708.773	4.87	12.19	221	0.310	299.941
16/08/99	00:00	9.415	140.10	2056.495	4.60	12.34	213	0.323	317.433
16/08/99	21:00	7.336	125.79	1955.180	2.46	11.91	211	0.304	8.560
17/08/99	06:00	4.408	123.33	1934.113	2.92	11.01	197	0.257	16.659
21/08/99	03:00	8.522	88.92	1999.094	2.26	8.53	54	0.545	169.714
21/08/99	12:00	10.880	94.74	1960.407	2.64	8.61	85	0.354	223.370
26/08/99	15:00	7.683	6.65	2108.619	1.93	17.85	197	0.486	215.355
29/08/99	09:00	8.265	20.69	1809.824	2.65	6.74	24	0.502	210.130

Anteriormente, foram selecionadas algumas datas com horários vizinhos a estes descritos na tabela acima, mas para aqueles horários não havia pré-tensões medidas nas linhas. Assim, a tabela acima mostra as combinações de data/hora mais próximas daquelas anteriormente selecionadas, onde existem dados de trações nas linhas.

Os perfis de correnteza utilizados nas análises foram obtidos da seguinte forma:

- Até 100 metros de profundidade → ADCP Suavizado (O ADCP é o nome do aparelho medidor de correnteza, mas como ele fornecia variações bruscas de velocidade e direção de um nível de profundidade para o outro, foram feitos tratamentos de suavização do perfil pela equipe de Oceanografia, antes de serem passados os dados para uso em projeto);
- Abaixo de 100 metros de profundidade → Perfil de Fadiga do acervo da Petrobras.

### Trações medidas nas Amarras de Topo

Para as datas pré-selecionadas, foram consultados os valores das trações medidas nas amarras de topo, como mostra a Tabela 8-13. O medidor de tração referente à linha de ancoragem 3 estava fora de operação na maior parte do tempo.

Tabela 8-13 Valores Médios de tração medidos em (tf) das amarras de topo

Linha	14/08/9 9às 3:00h	15/08/9 9 às 6:00h	15/08/9 9 às 18:00	15/08/9 9 às 21:00	16/08/9 9 às 0:00h	16/08/9 9 às 21:00	17/08/9 9 às 6:00h	21/08/9 9 às 3:00h	21/08/9 9 às 12:00	26/08/9 9 às 15:00	29/08/9 9 às 9:00h
1	184.94	161.06	154.88	153.89	151.66	144.19	145.02	168.32	168.26	173.59	179.64
2	124.21	114.66	113.47	112.88	110.25	107.90	108.26	109.45	107.81	116.39	118.57
3	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
4	133.59	153.61	159.44	158.85	154.11	166.43	164.02	124.96	122.83	137.49	131.83
5	149.66	168.79	171.28	172.11	174.33	186.89	185.28	165.11	165.64	156.41	151.36
6	116.22	126.67	125.44	125.84	132.22	136.44	135.28	145.83	151.95	127.53	124.29
7	123.93	121.93	122.48	122.24	123.06	122.27	122.00	129.31	130.43	125.56	126.41
8	123.18	109.16	106.85	106.87	108.45	120.52	120.17	157.42	161.57	145.24	153.16

### Modelo de Ancoragem para o Programa ARIANE

Para a definição do modelo de ancoragem no programa ARIANE foi necessário montar um modelo completo com todas as linhas de ancoragem e *risers*, fazendo com que a plataforma se deslocasse da posição de projeto (onde todas as linhas foram geradas) para a posição de cada dia selecionado (posições conhecidas). Desta forma, os comprimentos das amarras de topo foram sendo alterados até que as pretensões das linhas de ancoragem ficassem iguais às pretensões medidas em cada dia.

Para a modelagem das linhas de ancoragem e *risers* no programa ARIANE, existe uma limitação máxima de 20 linhas na versão 5.0. Por este motivo, foi necessário agrupar alguns *risers*, gerando *risers* equivalentes. Na época, não foi possível fazer este tipo de ajuste no PROSIM, por isso foi usado o programa ARIANE, apesar da limitação em 20 linhas.

Assim, formaram-se 8 grupos de *risers* equivalentes. Foram modeladas separadamente duas linhas de exportação de óleo, uma linha de exportação de gás, o SCR e cada uma das 8 linhas de ancoragem, totalizando as 20 linhas. Os 8 grupos de *risers* ficaram agrupados da seguinte maneira:

- *Risers NORTE BORESTE* → 3 poços produtores, totalizando 9 *risers*;  
→ 1 poço injetor, totalizando 2 *risers*.
- *Risers SUL BORESTE* → 2 poços produtores, 6 *risers*;  
→ 1 poço injetor, totalizando 2 *risers*.
- *Risers SUL BOMBORDO* → 2 poços produtores, totalizando 6 *risers*.
- *Risers NORTE BOMBORDO* → 3 poços produtores, totalizando 9 *risers*;  
→ 2 poços injetores, totalizando 4 *risers*.
- *Risers POPA BOMBORDO* → 2 poços produtores, totalizando 6 *risers*;  
→ 1 poço injetor, totalizando 2 *risers*.
- *Risers POPA BORESTE* → 3 poços produtores, totalizando 9 *risers*.
- *Risers PROA BOMBORDO* → 1 poço produtor, totalizando 3 *risers*;  
→ 2 poços injetores, totalizando 4 *risers*.
- *Risers PROA BORESTE* → 1 poço produtor, totalizando 3 *risers*;  
→ 1 poço injetor, totalizando 3 *risers*;  
→ 1 gasoduto.

No agrupamento das linhas, foram adotadas as seguintes aproximações:

- $EA = \sum EA' s$  ;
- $T = \sum T' s$  , onde T é a pretensão das linhas;
- $P_{ar\ cheio} = \sum P_{ar\ cheio}' s$  ;
- $P_{\acute{a}gua\ cheio} = \sum P_{\acute{a}gua\ cheio}' s$  ;
- $F_x = \sum F_x' s$  , onde  $F_x$  é a projeção da pretensão em x;
- $F_y = \sum F_y' s$  , onde  $F_y$  é a projeção da pretensão em y;
- $H = \sqrt{\sum F_x^2 + \sum F_y^2}$  , onde H é a projeção horizontal da pretensão;

- $X = \frac{\sum F_y \cdot x}{\sum F_y}$ , onde X é a coordenada x do conector do riser;
- $Y = \frac{\sum F_x \cdot y}{\sum F_x}$ , onde Y é a coordenada y do conector do riser;
- $L = \max(L)$ , onde L é o comprimento do riser;
- $A = \arctg\left(\frac{\sum F_x}{\sum F_y}\right)$ , onde A é o azimute do riser equivalente.

#### Resultados obtidos com o Programa ARIANE

Como descrito acima, foi definido um modelo de ancoragem para o primeiro dia selecionado, fazendo com que a plataforma se deslocasse da posição de projeto para a posição do dia selecionado, sob a ação dos carregamentos ambientais deste dia. Em seguida, este modelo foi colocado na posição de outro dia selecionado, onde foram feitas comparações entre as pré-tensões obtidas nas linhas de ancoragem e as pré-tensões medidas. Na medida em que novos dias selecionados eram testados, novas modificações se faziam necessárias em alguns comprimentos das amarras de topo, para que se chegassem às pré-tensões medidas. Isto resultou em 6 modelos de ancoragem distintos para intervalos de tempo distintos dentro do período de Agosto de 1999.

Chegou-se à conclusão que se os modelos de ancoragem definidos pelo programa ARIANE estiverem compatíveis com a configuração real encontrada no local, estes sistemas de ancoragem não estariam em condições adequadas, pois se encontram de forma diferente da configuração estudada em projeto e, além disso, existem trechos de cabo de aço encostados no fundo do mar. Isto não é recomendado, pois se a conexão entre amarra e cabo de aço ficar na região do TDP sujeita a batidas cíclicas com o fundo do mar, pode ocorrer até o rompimento desta conexão e conseqüentemente o rompimento da linha de ancoragem.

Sendo assim, na impossibilidade de obter uma solução única para todos os eventos, adotou-se o modelo 1 entre os seis gerados, pois este não apresentava inconsistências do tipo mencionado acima. Os dados do modelo 1 são mostrados na Tabela 8-14.

Tabela 8-14 Modelo 1 de ancoragem

Modelo1	Comprimentos (m)			Azimute (°)	Projeção Horizontal (m)
	Amarra de Fundo	Cabo de Aço	Amarra de Topo		
Linha 1	1060	1250	368	354.8	2377.735
Linha 2	1290	1250	230	325.5	2430.074
Linha 3	1400	1250	354	268.1	2597.106
Linha 4	1230	1250	283.5	227.3	2482.344
Linha 5	1110	1250	439	173.2	2513.828
Linha 6	1480	1250	157	131.8	2549.931
Linha 7	1050	1250	610	74.8	2418.237
Linha 8	1735	1250	207	39.8	2824.911

## 8.5 MODELO ACOPLADO

Com o conjunto de dados de todos os *risers* e linhas de ancoragem modelados por elementos finitos, é possível montar um modelo único, acoplado ao casco da unidade flutuante no programa PROSIM.

O número total de elementos para a discretização de todos os *risers* e linhas de ancoragem é 8617.

Da Figura 8-13 até a Figura 8-16 são mostradas algumas vistas do modelo gerado pelo programa PROSIM, incluindo casco, *risers* e linhas de ancoragem.

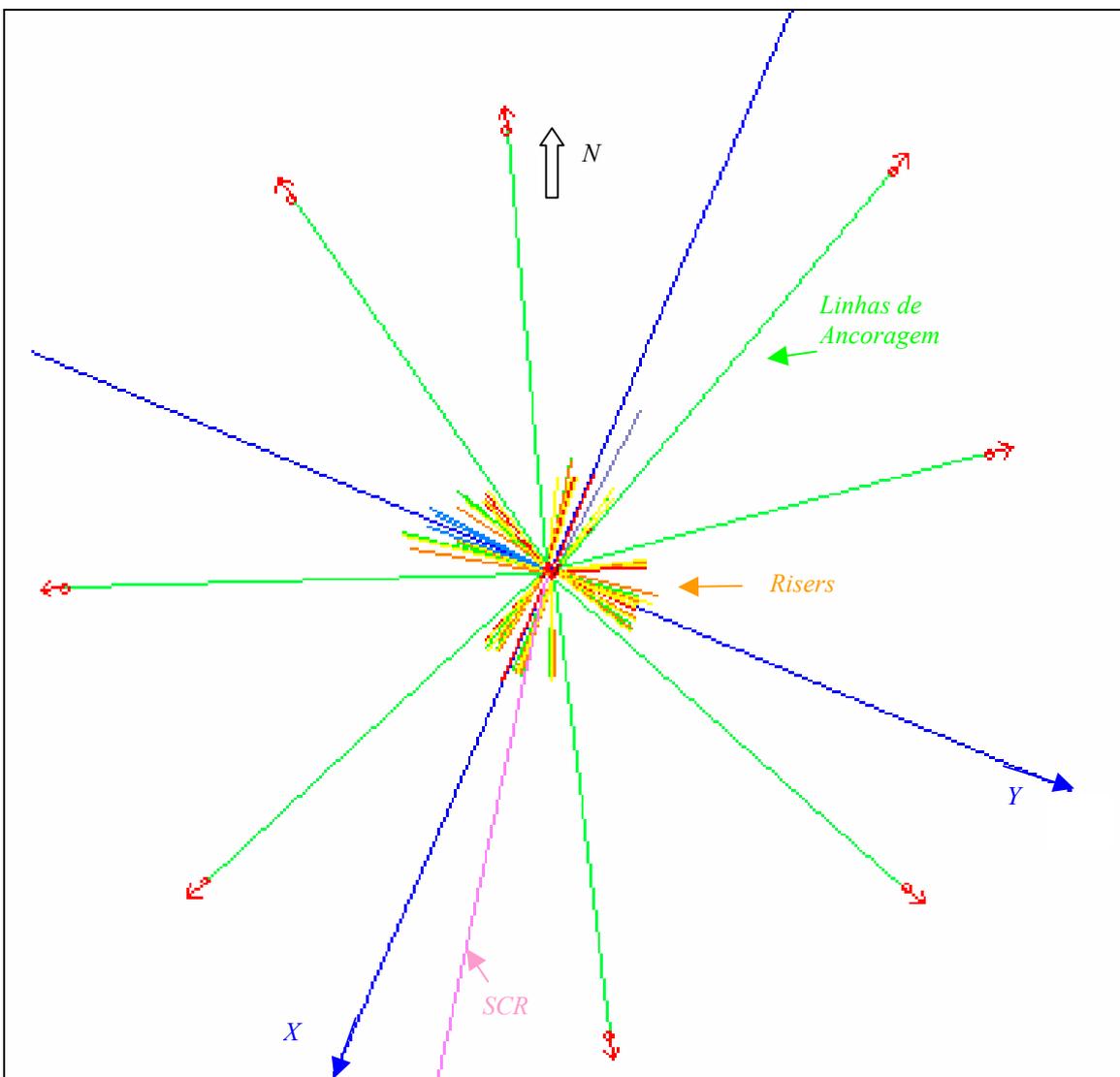


Figura 8-13 Vista Superior do Modelo Completo da P18

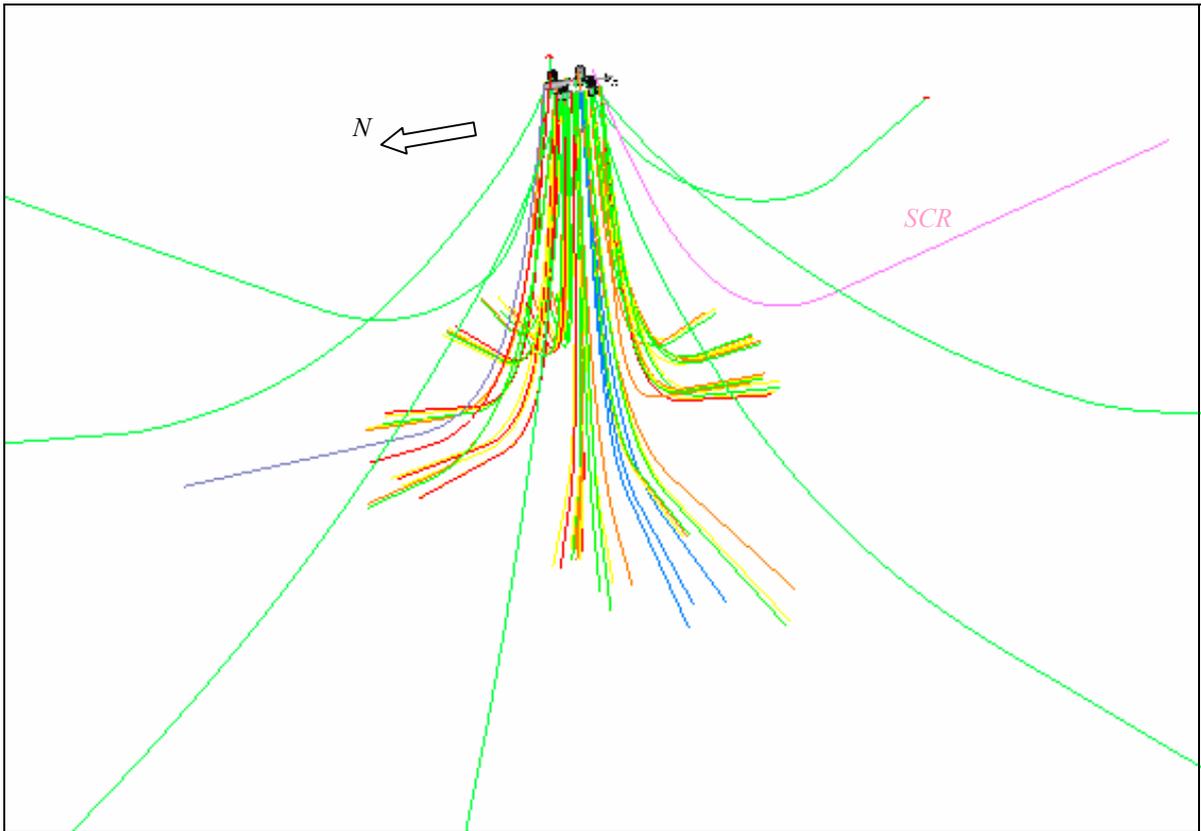


Figura 8-14 Vista-3D do Modelo Completo da P18

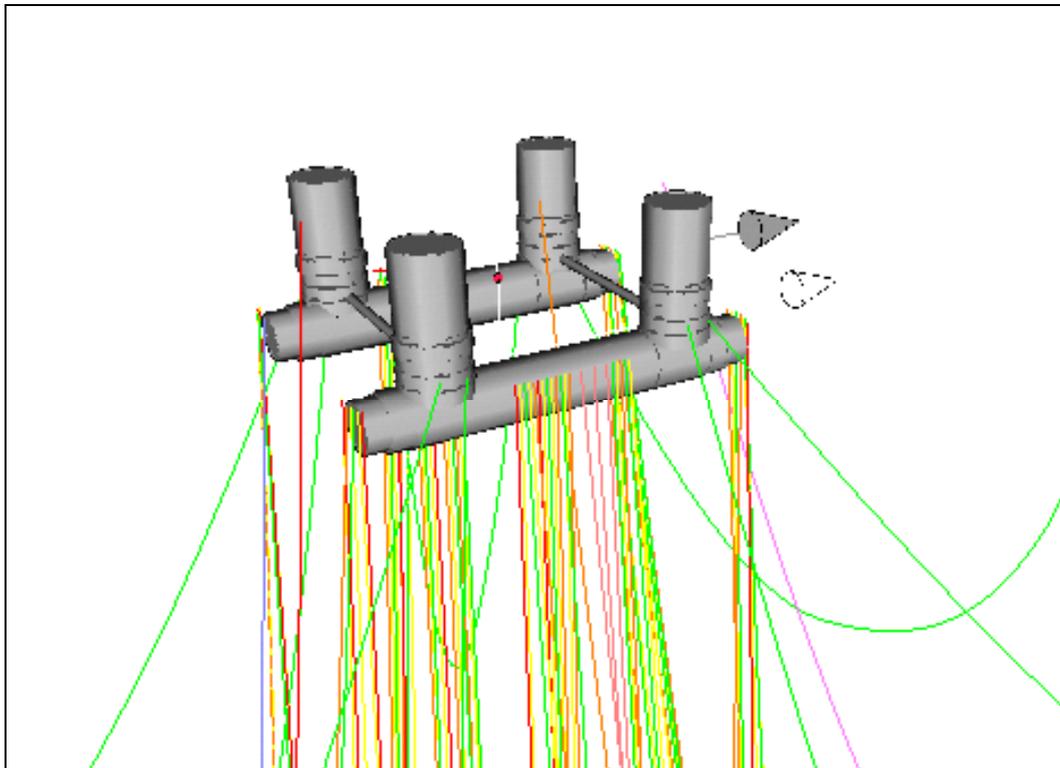


Figura 8-15 Vista 3-D do Modelo Completo da P18 com destaque na região próxima ao casco

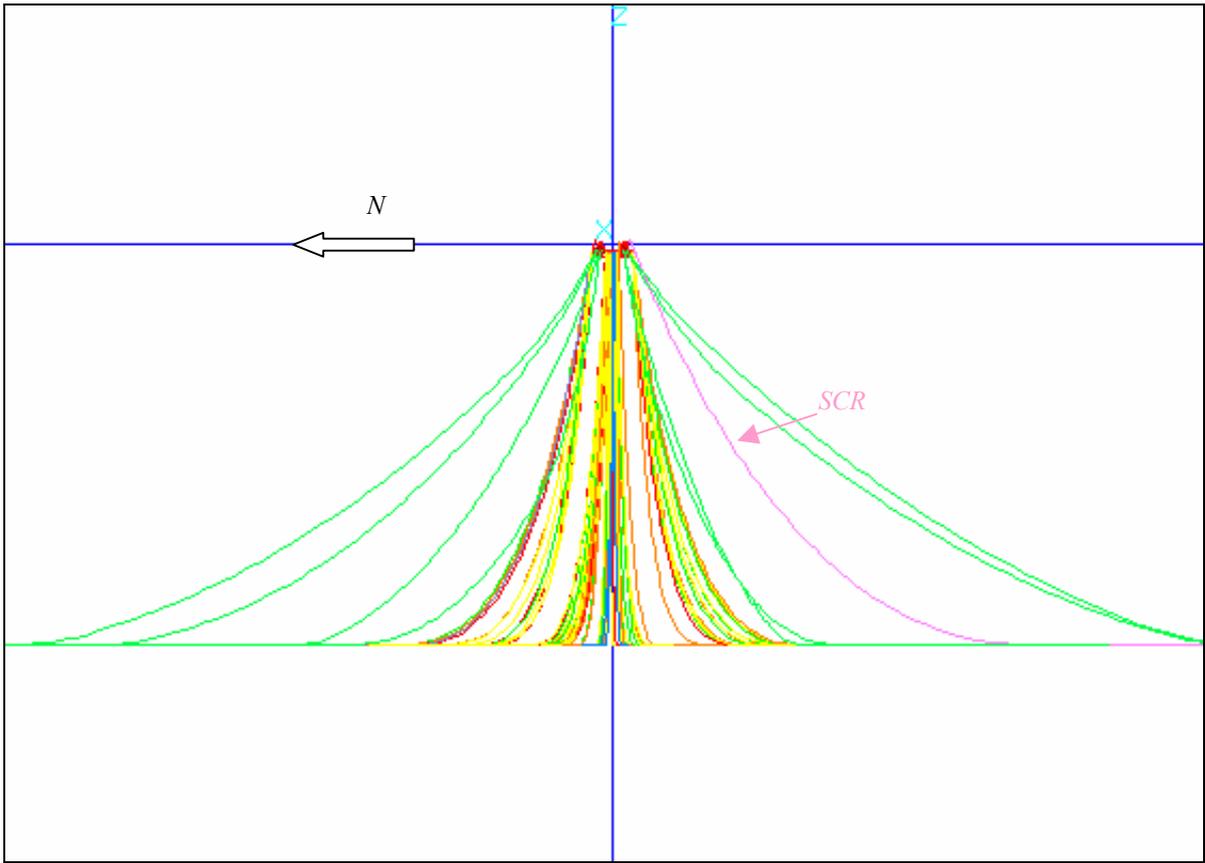


Figura 8-16 Vista Frontal do Modelo Completo da P18

# Capítulo 9

## SELEÇÃO DOS DADOS AMBIENTAIS

### 9.1 CRITÉRIOS DE CLASSIFICAÇÃO DOS DADOS AMBIENTAIS

Os dados ambientais simultâneos de onda, vento e correnteza utilizados neste trabalho são dados medidos de hora em hora na locação da plataforma P18, devido à campanha de monitoração do SCR de 10.75” de importação de gás instalado nesta plataforma. Para se proceder a um novo ciclo de análise de fadiga do SCR, foi selecionado um período de 1 ano, que vai de Agosto de 1999 a Julho de 2000. Assim, foram gerados casos de carregamento representativos deste período, considerando-se que este ano de medição foi um ano típico para a Bacia de Campos.

A definição das condições ambientais foi feita em função da direção do vento, baseando-se na classificação mensal de parâmetros meteo-oceanográficos proposta pelo Prof. Carlos Eduardo Parente Ribeiro da COPPE/UFRJ [92], a qual envolve a separação dos dados em 3 categorias:

- Bom Tempo (BT);
- Tempestade Sudeste (TSE);
- Tempestade Sudoeste (TSW).

Para a identificação dos períodos de tempo em que as condições de vento se enquadravam em cada categoria ao longo de cada mês, ou seja, *BT*, *TSE* ou *TSW*, foram utilizados os gráficos da evolução do vento (velocidade e direção) apresentados no relatório [92], totalizando-se o número de dias por mês em cada categoria. Também foram identificadas as ocorrências de intensificação do vento vindo de Nordeste (*INE*), normalmente presente antes da entrada de uma condição de Tempestade, registrando-se tanto a data e hora da ocorrência quanto sua velocidade máxima e sua direção.

Para fins de ilustração, é reproduzido neste trabalho o conjunto de gráficos de vento do mês de Agosto de 1999 (Figura 9-1 e Figura 9-2) e sua respectiva classificação dada pelo Prof. Parente no relatório [92].

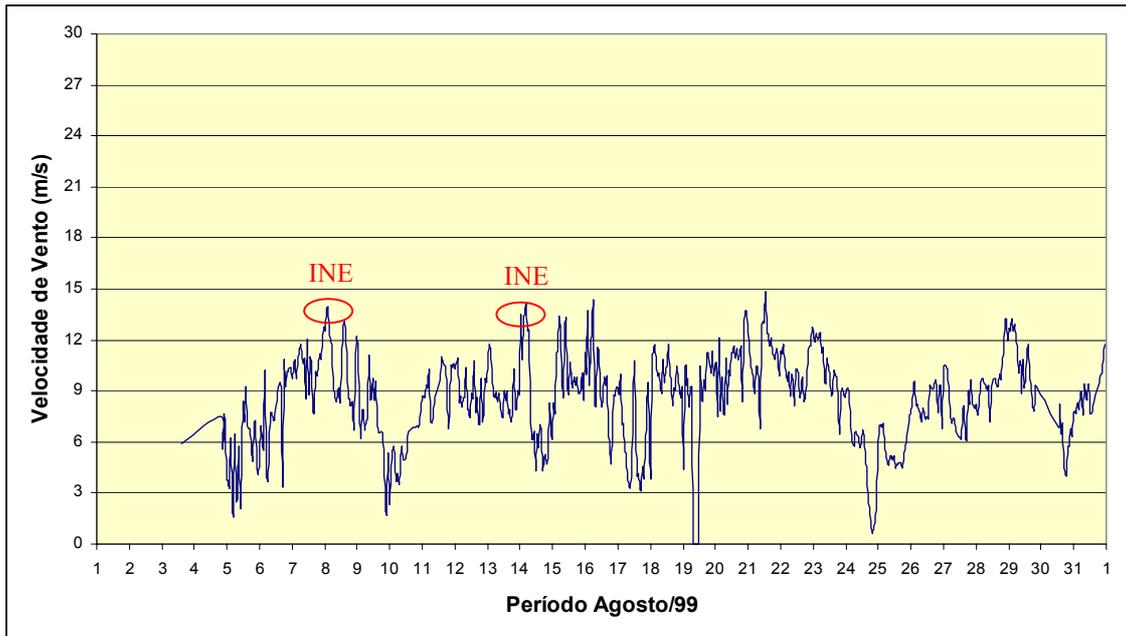


Figura 9-1 Evolução Mensal de Parâmetros Meteo-Oceanográficos  
Velocidade de Vento para o período de Agosto de 1999

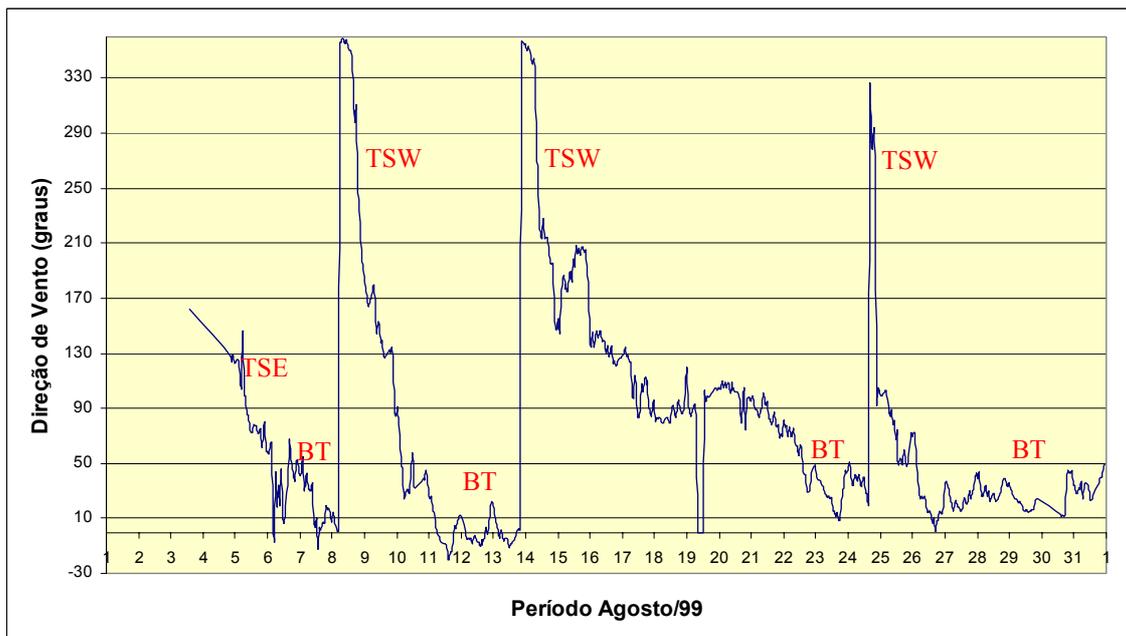


Figura 9-2 Evolução Mensal de Parâmetros Meteo-Oceanográficos  
Direção de Vento para o período de Agosto de 1999

- 01 a 07/08/99 – Evolução de um anticiclone tipo Tempestade de SE, até chegar às condições de Bom Tempo no dia 07/08. No dia 07/08 existe a presença de *swell* distante.
- 07 a 08/08/99 – Bom tempo com *sea* e *quasi-sea*.
- 08 a 10/08/99 – Passagem rápida de frente.

- 11 a 14/08/99 – Bom Tempo com *swell* distante entre 11 e 12/08.
- 14/08/99 – Entrada de frente com Tempestade de SW.
- 15 a 23/08/99 – Evolução da frente até atingir a situação de Bom Tempo no final do período.
- 23 a 25/08/99 – Situação de Bom Tempo com *sea* e *quasi-sea*.
- 24/08/99 – Nova entrada de frente.
- 25 a 31/08/99 – Situação de Bom Tempo, mar de NE.

Tabela 9-1 Identificação dos períodos de tempo para o mês de Agosto de 1999

Período	Situação					
	BT	TSE	TSW	INE		
				DIA	Vmax	DIR
01/08/99 a 06/08/99		6				
07/08/99 a 08/08/99	2					
09/08/99 a 09/08/99			1	8/8/1999	14	10
10/08/99 a 13/08/99	4					
14/08/99 a 22/08/99			9	14/8/1999	14	-10
23/08/99 a 23/08/99	1					
24/08/99 a 24/08/99			1			
25/08/99 a 31/08/99	7					
<b>Número de dias</b>	<b>14</b>	<b>6</b>	<b>11</b>			

Em seguida, estas três categorias de classificação dos dados ambientais ainda foram subdivididas por direção.

#### 9.1.1 BOM TEMPO

Classifica-se como Bom Tempo (BT) a condição em que a direção do vento está entre 315° e 67.5°. Esta condição de *BT* foi subdividida em duas regiões:

- *BT\_A* – ocorrência de vento entre as direções 315° e 360°;
- *BT\_B* – ocorrência de vento entre as direções 0° e 67.5°.

#### 9.1.2 TEMPESTADE SUDESTE

Classifica-se como Tempestade Sudeste (TSE) a condição em que a direção do vento está entre 22.5° e 157.5°. Esta condição de TSE foi subdividida em três regiões:

- *TSE\_A* – ocorrência de vento entre as direções 22.5° e 67.5°;
- *TSE\_B* – ocorrência de vento entre as direções 67.5° e 112.5°;
- *TSE\_C* – ocorrência de vento entre as direções 112.5° e 157.5°.

### 9.1.3 TEMPESTADE SUDOESTE

Classifica-se como Tempestade Sudoeste (TSW) a condição em que a direção do vento está entre 22.5° e 247.5°. Esta condição de *TSW* foi subdividida em cinco regiões:

- *TSW\_A* – ocorrência de vento entre as direções 22.5° e 67.5°;
- *TSW\_B* – ocorrência de vento entre as direções 67.5° e 112.5°;
- *TSW\_C* – ocorrência de vento entre as direções 112.5° e 157.5°;
- *TSW\_D* – ocorrência de vento entre as direções 157.5° e 202.5°;
- *TSW\_E* – ocorrência de vento entre as direções 202.5° e 247.5°.

A Figura 9-3 mostra as regiões definidas de bom tempo, tempestade sudeste e tempestade sudoeste. Também pode ser observado nesta figura que as condições de tempestade se iniciam com intensidade grande em uma certa direção e vão perdendo força à medida em que mudam de direção, podendo chegar a uma condição de bom tempo. Por exemplo, para o caso da Tempestade Sudeste, a mesma se inicia no setor TSEC com maior intensidade de vento, terminando no setor TSEA com menor intensidade.

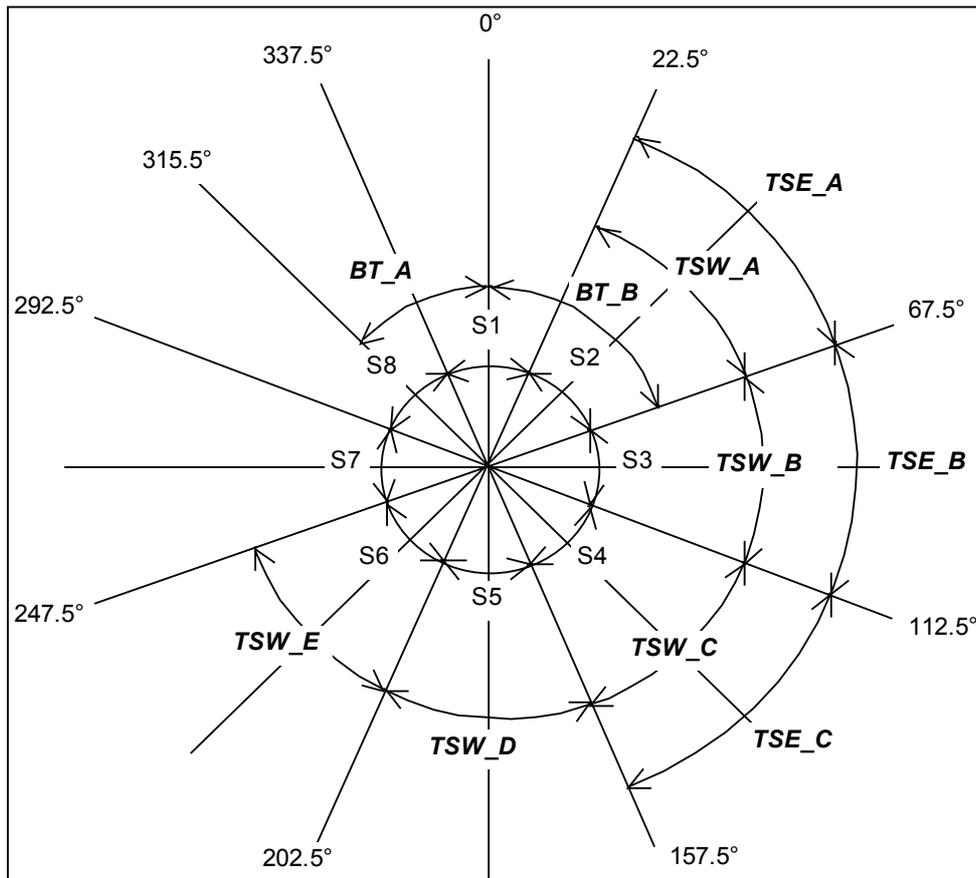


Figura 9-3 Classificação das Condições Ambientais baseadas na evolução do Vento

De posse dos períodos de tempo identificados para cada mês, foi gerado um programa em Fortran chamado DADOAMB [93] que faz a separação dos dados de onda e correnteza nos períodos de tempo classificados de acordo com os dados de vento. Este programa gera um diagrama de dispersão dos dados de onda e correnteza e o vento médio de cada período. A Figura 9-4 mostra o exemplo do arquivo de saída deste programa gerado para a condição de BT\_A do mês de Agosto de 1999.

```

DADOS DE VENTO:
INTERVALO: 7/ 8/99  8/ 8/99
SITUAÇÃO: BT
NUM. DE PONTOS NO INTERVALO: 48
      MAX      MED      MIN
SETOR 315 A 360:           12
VEL.:  10.769   8.414   6.834
DIR.:  -1.090  -9.127 -38.780

INTERVALO:10/ 8/99 13/ 8/99
SITUAÇÃO: BT
NUM. DE PONTOS NO INTERVALO: 85
      MAX      MED      MIN
SETOR 315 A 360:           41
VEL.:   9.237   7.047   5.661
DIR.:   -.220  -6.552 -20.250

DADOS DE ONDA:
INTERVALO: 7/ 8/99  8/ 8/99

```

SITUAÇÃO: BT  
 NUM. DE PONTOS NO INTERVALO: 26  
 NUMERO DE PONTOS NESTE SETOR DE VENTO: 1

DIAGRAMA DE DISPERSAO DE VALORES DE HS

	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10
SETOR 1:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SETOR 2:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SETOR 3:	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0
SETOR 4:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SETOR 5:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SETOR 6:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SETOR 7:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SETOR 8:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

DIAGRAMA DE DISPERSAO DE VALORES MEDIOS DE TP

	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10		
SETOR 1:	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
SETOR 2:	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
SETOR 3:	.00	.00	.00	11.59	.00	.00	.00	.00	.00	.00	11.59	11.59
SETOR 4:	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
SETOR 5:	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
SETOR 6:	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
SETOR 7:	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
SETOR 8:	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00

INTERVALO:10/ 8/99 13/ 8/99  
 SITUAÇÃO: BT  
 NUM. DE PONTOS NO INTERVALO: 42  
 NUMERO DE PONTOS NESTE SETOR DE VENTO: 18

DIAGRAMA DE DISPERSAO DE VALORES DE HS

	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10
SETOR 1:	0	0	6	1	0	0	0	0	0	0
SETOR 2:	0	0	10	1	0	0	0	0	0	0
SETOR 3:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SETOR 4:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SETOR 5:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SETOR 6:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SETOR 7:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SETOR 8:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

DIAGRAMA DE DISPERSAO DE VALORES MEDIOS DE TP

	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10		
SETOR 1:	.00	.00	9.03	11.78	.00	.00	.00	.00	.00	.00	20.81	1.16
SETOR 2:	.00	.00	5.67	7.55	.00	.00	.00	.00	.00	.00	13.22	.73
SETOR 3:	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
SETOR 4:	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
SETOR 5:	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
SETOR 6:	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
SETOR 7:	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
SETOR 8:	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00

INTERVALO:23/ 8/99 23/ 8/99  
 SITUAÇÃO: BT  
 NUM. DE PONTOS NO INTERVALO: 12  
 NUMERO DE PONTOS NESTE SETOR DE VENTO: 0

INTERVALO:25/ 8/99 31/ 8/99  
 SITUAÇÃO: BT  
 NUM. DE PONTOS NO INTERVALO: 132  
 NUMERO DE PONTOS NESTE SETOR DE VENTO: 0

**DADOS DE CORRENTEZA:**

INTERVALO:10/ 8/99 13/ 8/99  
 SITUAÇÃO: BT  
 NUM. DE PONTOS NO INTERVALO: 71  
 NUMERO DE PONTOS NESTE SETOR DE VENTO: 41

	C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7	C8	C9	C10	C11
SETOR 1:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SETOR 2:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SETOR 3:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
SETOR 4:	0	1	0	0	2	0	0	0	0	0	0
SETOR 5:	0	1	3	3	3	2	0	0	0	0	0
SETOR 6:	0	1	1	6	9	2	2	2	0	0	0
SETOR 7:	0	0	0	0	2	1	0	0	0	0	0
SETOR 8:	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

```

INTERVALO:23/ 8/99 23/ 8/99
SITUAÇÃO: BT
NUM. DE PONTOS NO INTERVALO: 24
NUMERO DE PONTOS NESTE SETOR DE VENTO: 0

INTERVALO:25/ 8/99 31/ 8/99
SITUAÇÃO: BT
NUM. DE PONTOS NO INTERVALO: 146
NUMERO DE PONTOS NESTE SETOR DE VENTO: 0

```

Figura 9-4 Exemplo de um arquivo de saída do programa DADOAMB para a condição BTA de Agosto de 1999

Com os arquivos de saída do programa DADOAMB gerados para cada um dos meses entre Agosto de 1999 e Julho de 2000, foi montada uma tabela com os dois conjuntos de dados mais freqüentes de cada mês.

Alguns tipos de gráficos de dispersão foram gerados para cada uma das subdivisões das categorias de classificação dos dados. Da Figura 9-5 até a Figura 9-8 são mostrados exemplos dos gráficos gerados para a condição BT\_A.

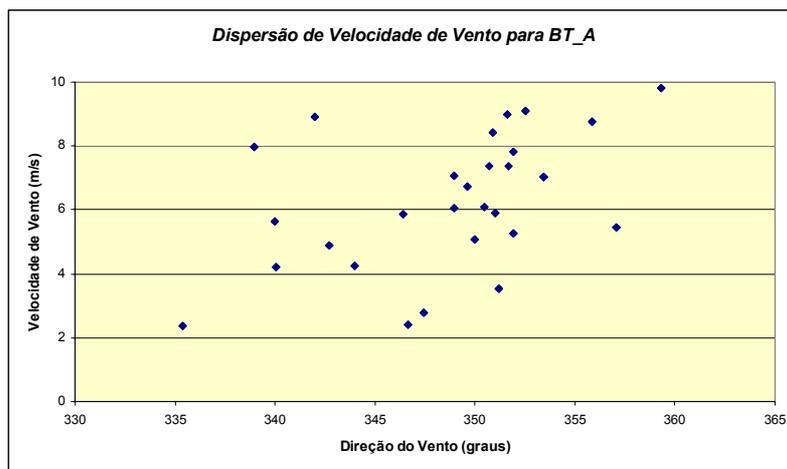


Figura 9-5 Dispersão dos valores medidos de velocidade de vento para a condição BTA

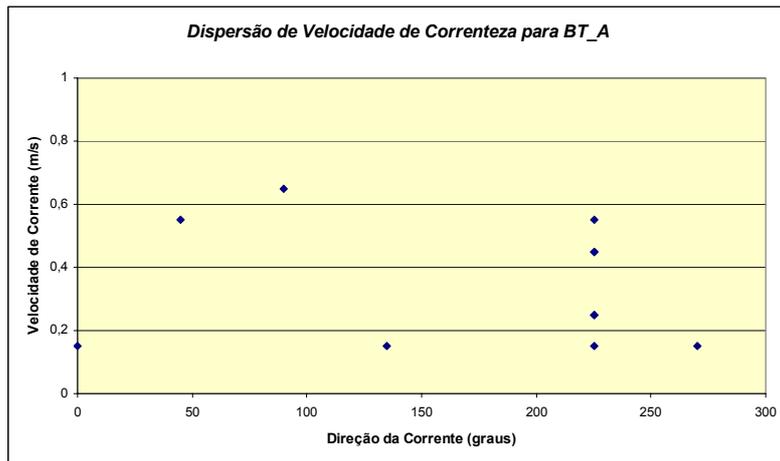


Figura 9-6 Dispersão dos valores medidos de velocidade de correnteza para a condição BTA

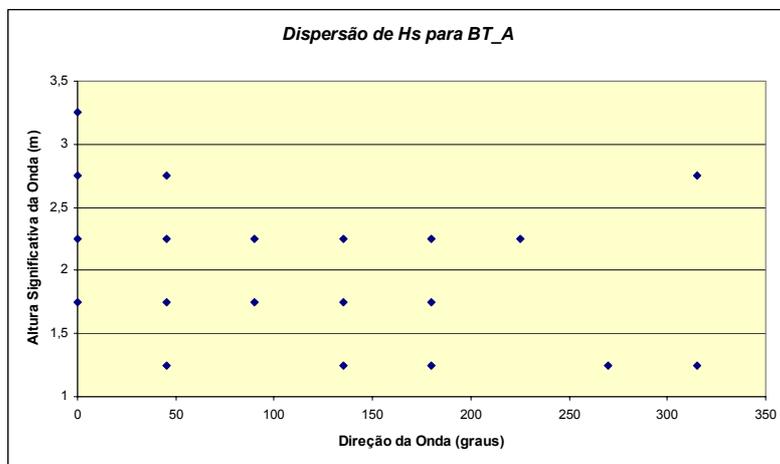


Figura 9-7 Dispersão dos valores medidos de altura significativa de onda para a condição BTA

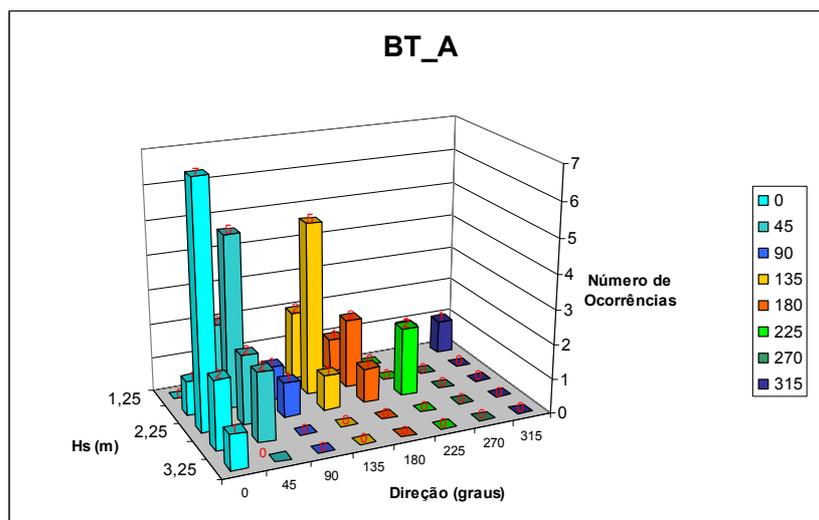


Figura 9-8 Dispersão dos valores medidos de altura significativa de onda para a condição BTA relacionada com o número de ocorrências

## 9.2 MATRIZ DOS CASOS DE CARREGAMENTO ANALISADOS

Das tabelas geradas para cada subdivisão de categorias dos dados ambientais, com todos os meses do ano considerados, foram escolhidos os casos de carregamento a serem utilizados na análise de fadiga do SCR, baseando-se nos seguintes critérios:

- Escolha dos 6 casos mais freqüentes;
- Escolha de outras 6 condições, seguindo:
  - Corrente Alta/ Corrente Baixa;
  - Vento Alto/ Vento Baixo;
  - Mar Alto;
  - Caso de empate: Mês não contemplado.

Os casos mais freqüentes foram escolhidos porque a análise de fadiga é fortemente influenciada pelo percentual de ocorrência de cada estado de mar.

A Figura 9-9 mostra a dispersão da posição Norte/Leste da plataforma para o mês de Dezembro de 1999 e a dispersão dos *offsets* calculados para a plataforma, num ciclo de análise de fadiga anterior a este estudo. Neste gráfico é possível observar que os *offsets* ficaram muito concentrados na mesma área. Por este motivo é que neste estudo foram escolhidos valores altos e baixos de vento e correnteza para que uma faixa maior de variação dos *offsets* fosse contemplado, o que é favorável para a análise de fadiga.

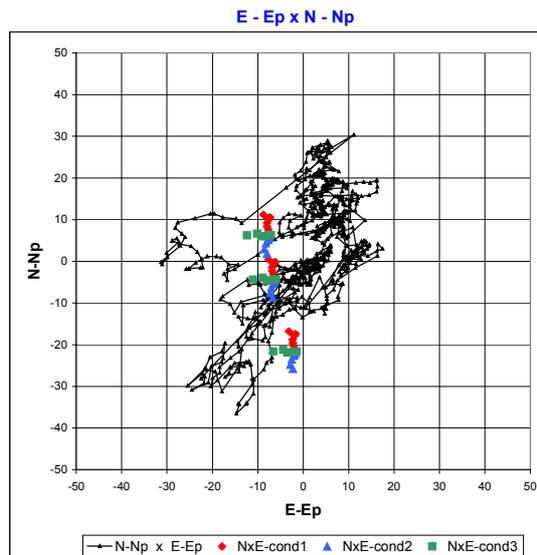


Figura 9-9 Dispersão de *offsets* medidos X *offsets* simulados

Os casos de mar alto foram escolhidos porque eles têm o potencial de gerar uma maior resposta dinâmica e podem causar danos consideráveis à fadiga, apesar de geralmente possuírem percentuais de ocorrência baixos.

Um total de 97 casos de carregamento foram selecionados, sendo que a quantidade de casos dentro de cada categoria classificada é mostrada na Tabela 9-2. Também são identificados os percentuais de ocorrência de cada categoria.

Tabela 9-2 Percentuais de Ocorrência dos grupos de carregamento

Categoria		Número de Casos Selecionados	% de Ocorrência
BT	A	10	3.97
	B	10	43.54
	<b>Total</b>	<b>20</b>	<b>47.51</b>
TSW	A	8	2.90
	B	10	6.69
	C	10	4.67
	D	8	5.94
	E	10	7.67
	<b>Total</b>	<b>46</b>	<b>27.87</b>
TSE	A	10	5.70
	B	11	11.03
	C	10	7.93
	<b>Total</b>	<b>31</b>	<b>24.66</b>
<b>Total Geral</b>		<b>97</b>	<b>100.00</b>

Deste total de 97 casos selecionados, apenas 9 casos de carregamento completos são apresentados, os quais foram mais críticos para a vida à fadiga do SCR, como será visto mais adiante no Capítulo 12. Para cada um dos 9 casos, são apresentados os seguintes dados:

**Onda** → Hs (metros);

→Tp (segundos);

→Dir (graus – de onde vem).

**Correnteza** → Velocidade (metros/segundo);

→ Dir (graus – para onde vai).

**Vento** → Velocidade (metros/segundo);

→ Dir (graus – de onde vem).

Na Tabela 9-3, todas as direções são azimutais. As ondas são consideradas como se estivessem propagando apenas na direção predominante, pois até o final deste

trabalho não existiam dados de ondas bimodais. O perfil de correnteza adotado é o de fadiga, correspondente à velocidade e direção da superfície. Da Figura 9-10 até a Figura 9-18 são mostrados desenhos das direções dos carregamentos ambientais de onda, correnteza e vento de cada um dos casos selecionados.

Tabela 9-3 Casos de carregamento selecionados

Caso número	Identificação	% de Ocorrência	Onda					Correnteza		Vento	
			Hs	Tp	Dir	$\alpha$	$\gamma$	Vel	Dir	Vel	Dir
16	BT_B6	11,016	2,75	7,68	45	0,008	2,5814	0,65	180	8,474	31,013
24	TSW_A4	0,223	3,75	16,09	315	0,0008	2,4014	0,65	180	1,632	50,300
33	TSW_B5	0,482	3,25	11,97	180	0,0019	2,4815	0,65	180	2,332	95,119
34	TSW_B6	0,602	3,75	14,70	90	0,0011	2,4355	0,65	180	1,698	91,887
43	TSW_C5	0,416	2,75	15,90	0	0,0005	2,3418	0,65	180	1,423	143,995
64	TSW_E8	1,089	3,25	8,79	225	0,0065	2,5691	0,65	180	5,379	227,444
80	TSE_B4	1,179	2,25	12,37	135	0,0008	2,4043	0,65	180	7,629	88,681
90	TSE_C3	0,952	2,75	10,31	180	0,0025	2,5022	0,35	225	6,432	150,365
95	TSE_C8	1,229	3,75	12,19	135	0,0024	2,4984	0,65	180	4,228	138,179

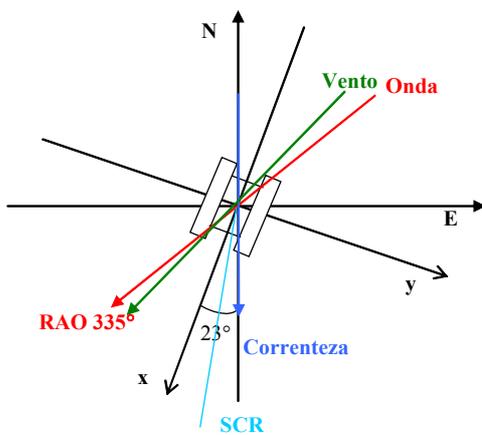


Figura 9-10 Direções dos carregamentos impostos para o caso BTB6

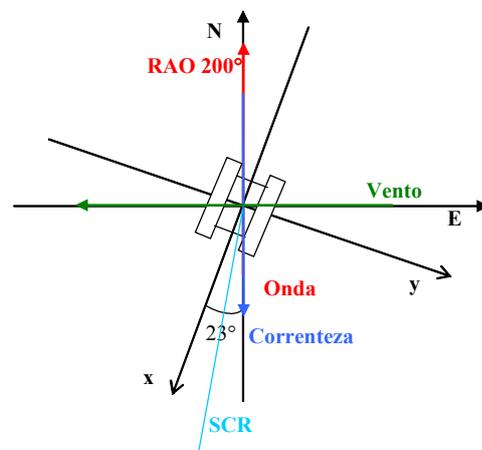


Figura 9-11 Direções dos carregamentos impostos para o caso TSWB5

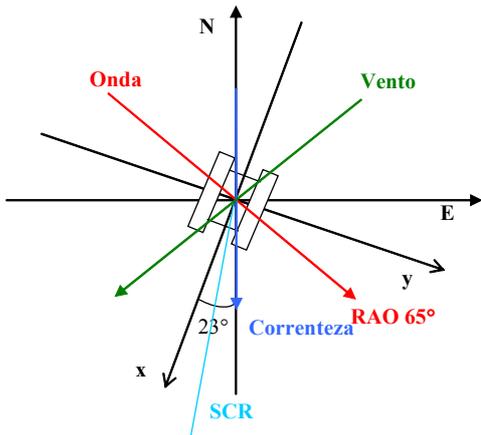


Figura 9-12 Direções dos carregamentos impostos para o caso TSWA4

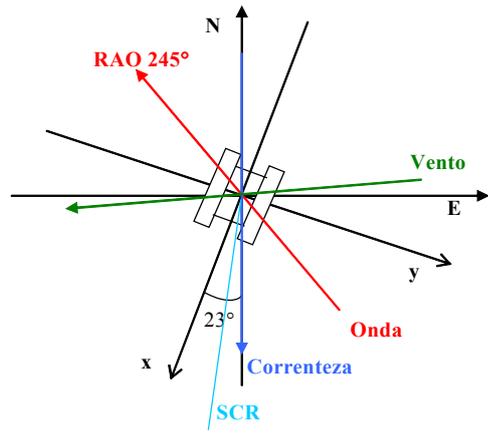


Figura 9-15 Direções dos carregamentos impostos para o caso TSEB4

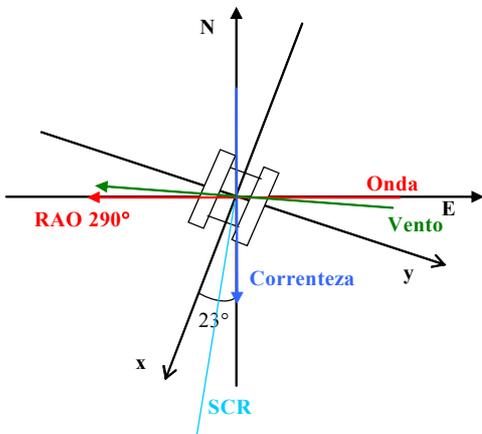


Figura 9-13 Direções dos carregamentos impostos para o caso TSWB6

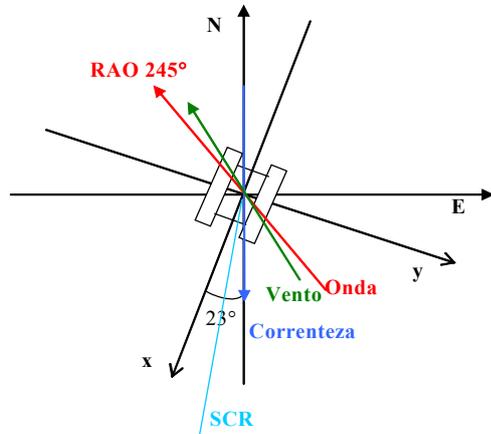


Figura 9-16 Direções dos carregamentos impostos para o caso TSEC8

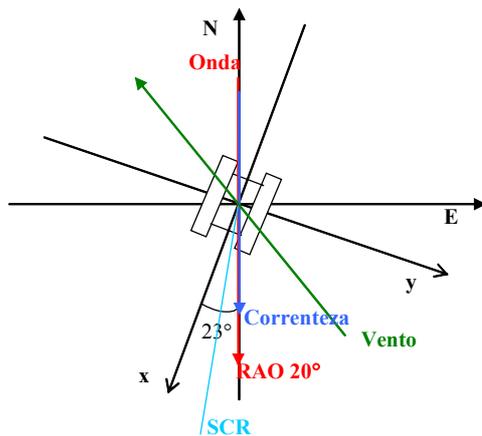


Figura 9-14 Direções dos carregamentos impostos para o caso TSWC5

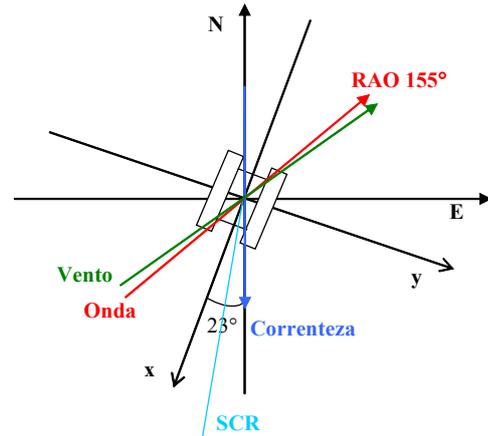


Figura 9-17 Direções dos carregamentos impostos para o caso TSWE8

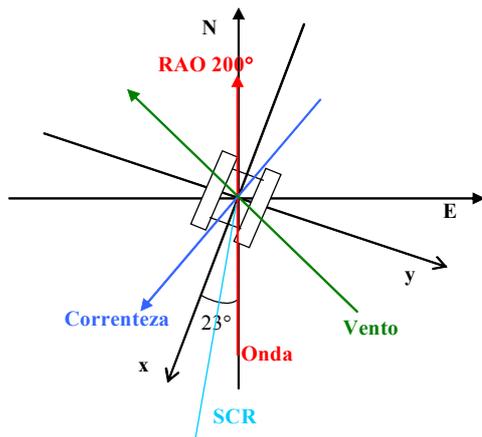


Figura 9-18 Direções dos carregamentos impostos para o caso TSEC3

# Capítulo 10

## APLICAÇÕES DE METODOLOGIAS SIMPLIFICADAS

Neste capítulo, o modelo da plataforma P18 descrito no Capítulo 8 é empregado para apresentar alguns resultados comparativos da aplicação das metodologias propostas na seção 7.2 do Capítulo 7 para fases preliminares de projeto, empregando formulações desacopladas. Recordar-se que o objetivo dessas metodologias é levar em conta, de forma simplificada, a contribuição do comportamento das linhas em termos de cargas de correnteza, rigidez, amortecimento e massa adicionada, de modo a introduzir algum nível de integração do projeto de linhas de ancoragem e *risers*.

### 10.1 CÁLCULO DE CARGAS DE CORRENTEZA

#### 10.1.1 MODELO DAS LINHAS ATRAVÉS DE UM CILINDRO VERTICAL EQUIVALENTE

A forma mais simplificada de estimativa das cargas hidrodinâmicas nas linhas de ancoragem e *risers* para a integração do projeto do sistema de ancoragem com os *risers* é a utilização de um “cilindro vertical equivalente” para a modelagem das linhas. O programa ANFLEX foi utilizado para a montagem deste modelo, considerando *ancoragem e risers*. Neste caso, as linhas de ancoragem também devem ser incluídas no modelo do cilindro vertical equivalente, pois as mesmas não incorporam as cargas de correnteza quando consideradas como curvas de restauração em uma análise de movimentos desacoplada como a efetuada por exemplo nos programas ARIANE e DMOOR.

Para montar o modelo do cilindro vertical no ANFLEX foram adotadas as seguintes simplificações:

- Soma dos diâmetros internos;
- Soma dos diâmetros externos;
- Comprimento total do cilindro (LDA – calado + altura do ponto de conexão do *riser*);
- ( $CD = 1,2$ );
- ( $CM = 2,0$ );

- Soma do peso no ar;
- Soma do peso na água;
- Soma dos valores de EA;

➤ Peso específico do fluido interno  $\left( \frac{\sum \rho \cdot \frac{\pi \cdot \phi_{int}^2}{4}}{\pi \cdot \sum \frac{\phi eq_{int}^2}{4}} \right) (em KN / m^3)$ .

Para considerar a contribuição das linhas de ancoragem no cilindro equivalente foi utilizado o diâmetro do trecho de cabo de aço (no segmento intermediário da linha), pois o trecho do fundo se encontra quase todo encostado no fundo e o trecho superior possui o menor comprimento. Desta forma o segmento intermediário é aquele que está mais exposto à carga de correnteza.

Caso seja adotado um perfil de correnteza constante ou triangular unidirecional, o cálculo da resultante de força de correnteza poderia ser feito utilizando-se diretamente a fórmula de Morison e calculando analiticamente a reação de apoio de uma viga biapoiada.

Quando se usa um perfil real variável ao longo da profundidade, é mais fácil gerar um modelo de elementos finitos para o cilindro vertical no ANFLEX para efetuar uma análise estática e determinar a reação que equivale à resultante da força de correnteza sobre as linhas. Para efetuar a análise estática no ANFLEX, considerou-se inicialmente aplicar uma carga de tração concentrada na direção vertical igual a aproximadamente 110 % do valor do peso próprio e liberar o deslocamento na direção-z. No entanto, como na análise não-linear a consideração do peso próprio do cilindro vertical equivalente afetaria os esforços na direção horizontal, e portanto a resultante da carga, optou-se por não incluir o peso próprio e efetuar a análise em dois passos: no primeiro passo aplicar uma carga vertical menor (neste caso 50 KN) apenas para facilitar a convergência; e no segundo passo aplicar o perfil de correnteza integralmente.

A Tabela 10-1 apresenta os valores para a resultante de carga de correnteza calculada com diferentes formas de perfil.

Tabela 10-1 Comparação das cargas de correnteza

Tipo de Perfil de Correnteza	Forças calculadas no ANFLEX			
	Nó topo		Nó fundo	
	F <sub>x</sub>	F <sub>y</sub>	F <sub>x</sub>	F <sub>y</sub>
Perfil Variável	<b>4,22</b>	<b>-240,96</b>	<b>55,95</b>	<b>13,09</b>
Perfil Constante Unidirecional	-106,73	-597,67	-106,73	-597,67
Perfil Triangular Unidirecional	-55,37	-310,06	-13,84	-77,52
Perfil Real Unidirecional	-48,22	-270,02	-14,85	-83,17

### 10.1.2 MODELO DAS LINHAS A PARTIR UMA LINHA DE REFERÊNCIA

Um procedimento intermediário de estimativa das cargas hidrodinâmicas nas linhas de ancoragem e *risers* para a integração do projeto do sistema de ancoragem com os *risers*, proposta na referência [10] é a utilização da interpolação descrita na equação (7.1) de forças de correnteza colineares e transversais de uma linha de referência para todas as outras linhas do sistema.

A seguir apresentam-se os resultados da aplicação deste procedimento para os *risers* da plataforma P18. A identificação dos *risers* encontra-se na seção 8.3, na Tabela 8-5.

Foram feitas análises no ANFLEX, primeiramente assumindo o *riser* de 4" referente ao poço 1 como referência e, em seguida, assumindo um *riser* de cada tipo de estrutura como referência. O perfil de correnteza utilizado é unidirecional colinear e transversal ao plano da linha, baseado no perfil real. Uma variação de ângulo de topo e de inclinação do fundo foi testada:

- Ângulo de topo de cada uma das linhas variando com 4°, 7° e 10°;
- Fundo plano e fundo inclinado (inclinação + e inclinação -).

Os valores de inclinação do fundo adotados foram o máximo e o mínimo relatados no projeto das linhas de ancoragem da P18, ou seja, +1.38° e -1.31°.

A Tabela 10-2 apresenta as cargas de correnteza sobre todos os *risers* e linhas de ancoragem (descontando-se a restauração), assumindo que todas as linhas são iguais ao *riser* de 4" referente ao poço 1.

A Tabela 10-3 apresenta as cargas de correnteza sobre todos os *risers* e linhas de ancoragem (descontando-se a restauração), onde os *risers* foram separados por grupos de mesma estrutura e a interpolação foi aplicada para cada grupo.

Em ambos os casos, tanto a variação da força de correnteza em relação à inclinação de fundo quanto em relação à variação do ângulo de topo são pequenas.

Tabela 10-2 Carga de correnteza sobre os *risers*, assumindo o *riser* do Poço 1 como referência

Ângulo de Topo	Fundo Plano	Fundo Inclinado (+)	Fundo Inclinado (-)	Diferença em relação à carga com Fundo Plano (%)		Diferença em relação ao Ângulo de Topo de 4° (%)		
				Inclinado (+)	Inclinado (-)	Plano	Inclinado (+)	Inclinado (-)
4.0	336.60	337.15	336.43	0.16	-0.05	-	-	-
7.0	325.19	326.16	324.35	0.30	-0.26	-3.39	-3.26	-3.59
10.0	315.83	316.74	314.29	0.29	-0.49	-6.17	-6.05	-6.58

Tabela 10-3 Carga de correnteza sobre os *risers*, assumindo um *riser* de cada tipo de estrutura como referência

Ângulo de Topo	Fundo Plano	Fundo Inclinado (+)	Fundo Inclinado (-)	Diferença em relação à carga com Fundo Plano (%)		Diferença em relação ao Ângulo de Topo de 4° (%)		
				Inclinado (+)	Inclinado (-)	Plano	Inclinado (+)	Inclinado (-)
4.0	300.99	319.98	319.29	6.31	6.08	-	-	-
7.0	308.65	309.61	284.56	0.31	-7.81	2.54	-3.24	-10.88
10.0	299.59	300.70	275.94	0.37	-7.89	-0.46	-6.02	-13.57

Como descrito no Capítulo 7, esta forma de estimar a carga de correnteza sobre as linhas ficou superada devido ao fato de atualmente existirem pré-processadores multi-linhas, facilitando assim a geração de várias linhas, sem a necessidade de interpolar a carga para todas as linhas, ou seja, a correnteza pode ser aplicada sobre o modelo de todas as linhas simultaneamente. Mesmo assim é interessante compará-lo com os resultados dos demais procedimentos, como será visto mais adiante.

### 10.1.3 MODELO COMPLETO DO CONJUNTO DAS LINHAS

Neste procedimento, foi gerado um modelo de elementos finitos de todas as linhas do sistema, através do uso do pré-processador PARIS. Os pré-processadores SITUA e ANFLEX Multi-linhas também poderiam ser usados. Como resultado, obteve-se o valor de 240 kN para a carga de correnteza sobre as linhas, já descontando a

restauração. Este resultado pode ser empregado como referência para comparar os valores obtidos pelos procedimentos mais simples apresentados nos itens anteriores.

#### 10.1.4 COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS

A Tabela 10-4 mostra os valores das forças de correnteza sobre as linhas para os diferentes procedimentos descritos. As direções das forças são azimutais, medidas em graus.

É interessante observar que o valor da força obtido pelo procedimento descrito na seção 10.1.2, ou seja, quando se faz a interpolação nas direções colineares e transversais, é pior do que o valor obtido pelo procedimento do cilindro vertical equivalente descrito na seção 10.1.1. Isto se deve ao fato de que, quando são utilizadas interpolações nas duas direções de referência (no plano do *riser* e transversal ao plano do *riser*), o perfil de correnteza real é todo colocado na mesma direção, aumentando bastante os valores da força.

No caso do cilindro vertical equivalente, apesar do modelo ser mais simplificado, é possível empregar o perfil real de correnteza, variando a velocidade e a direção ao longo do *riser*. Mesmo quando se usa um perfil real unidirecional (com as velocidades reais, mas atuando em uma direção) no modelo com cilindro vertical equivalente, o resultado fica melhor que os encontrados para as duas formas propostas para interpolação da força. Assim, o procedimento descrito na seção 10.1.2 não se torna recomendável.

Tabela 10-4 Comparação das cargas de correnteza sobre as linhas para diferentes tipos de modelo

Tipo de Modelo	Valor (kN)	Direção (°)
Cilindro Vertical Equivalente com Perfil Real Variável	241	179
Cilindro Vertical Equivalente com Perfil Real Unidirecional	274	190
Interpolação de $F_c$ e $F_t$ para todas as linhas, baseado nas propriedades de um <i>riser</i> flexível de 4" (Fundo Plano e 4° de ângulo de topo)	337	190
Interpolação de $F_c$ e $F_t$ para grupos de linhas com mesmas propriedades (Fundo Plano e 4° de ângulo de topo)	301	190
Modelo completo de todas as linhas no PARIS	240	164

## 10.2 CÁLCULO DA RIGIDEZ

Como mencionado no Capítulo 7, a contribuição da rigidez das linhas de ancoragem e *risers* em modelos desacoplados é representada por escalares lineares ou não-lineares. Neste caso o procedimento mais usual consiste em montar “curvas de restauração” que correspondem a funções deslocamento x força associadas a molas não-lineares.

Para a determinação das curvas de restauração de rigidez não-linear, pode-se montar um modelo de cada linha individual ou um modelo conjunto de todas as linhas. Em ambos os casos, são efetuadas análises estáticas, uma para cada direção, prescrevendo-se um deslocamento no topo da linha e calculando-se a força resultante. Nestas análises não se aplicam cargas de correnteza; apenas o peso próprio e deslocamentos prescritos nas direções correspondentes.

Se, ao calcular as curvas de restauração para cada direção, não se observar uma diferença considerável entre elas, significa que o sistema é aproximadamente simétrico em termos de rigidez.

As curvas da Figura 10-1 e da Figura 10-2 mostram a contribuição relativa dos *risers* e das linhas de ancoragem para a rigidez do sistema da P18. Estas curvas foram geradas pelo programa SITUA, com um modelo único dos *risers* e linhas de ancoragem. Observa-se que, como era de se esperar, as forças exercidas pelo sistema de ancoragem são maiores do que as exercidas pelos *risers*. No entanto, as forças dos *risers* são significativas e não podem ser desprezadas na análise de movimentos da plataforma.

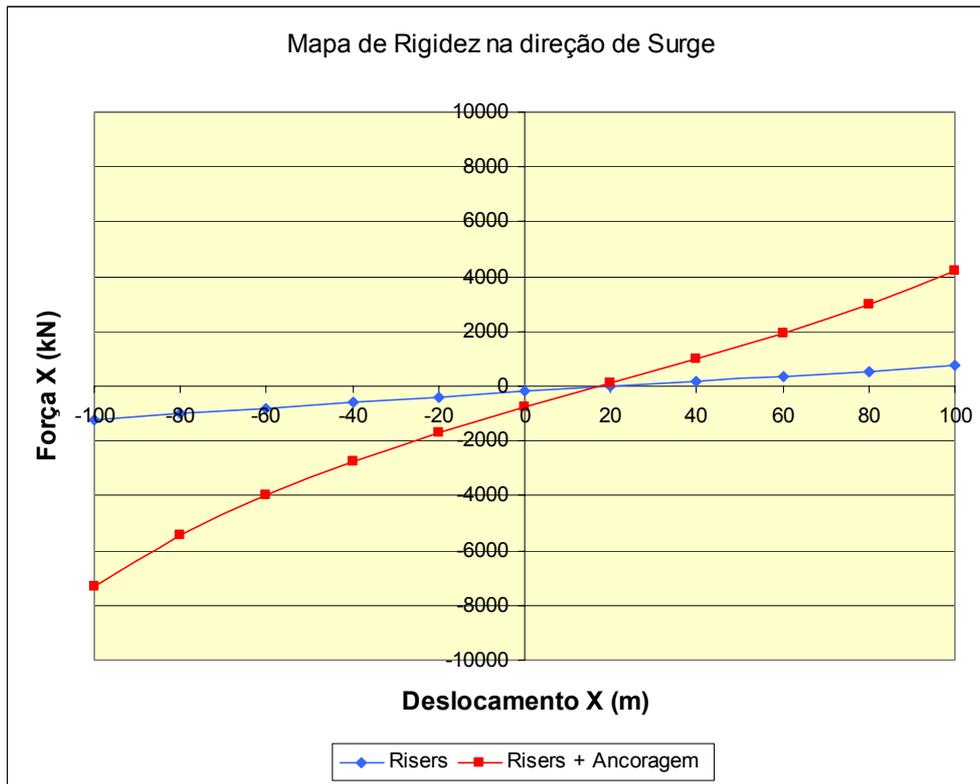


Figura 10-1 Curvas de restauração de rigidez não-linear para a direção de *Surge*

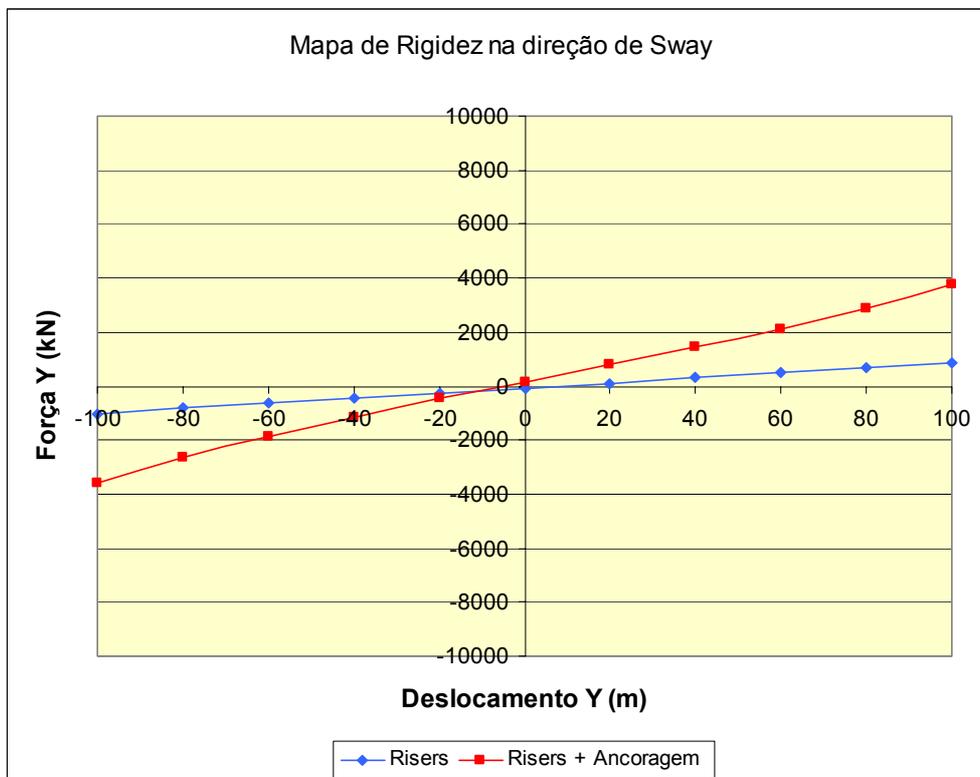


Figura 10-2 Curvas de restauração de rigidez não-linear para a direção de *Sway*

### 10.3 CRITÉRIOS ADICIONAIS PARA O PROJETO DA ANCORAGEM

A seguir, apresentam-se alguns diagramas típicos de diagramas de SAFOP obtidos para o SCR da plataforma P18, seguindo o procedimento descrito no item 7.3. Estes diagramas foram obtidos como resultados de análises estáticas e dinâmicas com *mar regular* no programa ANFLEX, onde os valores correntes dos critérios de projeto são comparados com os valores limite. Como o ANFLEX não possui um módulo automático de verificação dos critérios de projeto, os diagramas da Figura 10-3 e da Figura 10-4 foram gerados de forma iterativa, aumentando gradativamente a carga até que o primeiro desses critérios fosse violado.

Como descrito na seção 7.3, as condições de carregamento consideram combinações de condições extremas (Acidental A e Operacional).

O programa SITUA já possui um módulo de verificação automática dos critérios de projeto a cada passo de carga. Assim podem ser feitas análises estáticas e dinâmicas com *mar regular* ou *irregular*, onde a análise é interrompida no instante em que o primeiro desses critérios fosse violado.

A Tabela 10-5 apresenta os *offsets* máximos referentes à Figura 10-3 e quais foram os critérios violados para cada direção do carregamento.

Tabela 10-5 Valores limite de *offset* para a condição Acidental A para o SCR da P18

Casos de Carregamento			20 graus de ângulo de topo			15 graus de ângulo de topo		
dir	Dir Onda	Dir Corrente	Offset Estático	% LDA	Critério Violado	Offset Estático	% LDA	Critério Violado
0	S	N	200	0,22	Ângulo Topo Máx	225	0,25	Ângulo Topo Máx
45	SW	NE	230	0,25	Ângulo Topo Máx	700	0,77	Ângulo Topo Máx
90	W	E	595	0,65	Ângulo Topo Máx	650	0,71	Ângulo Topo Máx
135	NW	SE	1999	2,20	Compressão Riser	800	0,88	Compressão Riser
180	N	S	170	0,19	Compressão Riser	270	0,30	Compressão Riser
225	NE	SW	260	0,29	Compressão Riser	350	0,38	Compressão Riser
270	E	W	1790	1,97	Tração Máx Anc	1290	1,42	Tração Máx Anc
315	SE	NW	330	0,36	Ângulo Topo Máx	360	0,40	Ângulo Topo Máx

A Tabela 10-6 apresenta os *offsets* máximos referentes à Figura 10-4 e quais foram os critérios violados para cada direção do carregamento.

Tabela 10-6 Valores limite de *offset* para a condição Operacional para o SCR da P18

Casos de Carregamento			20 graus de ângulo de topo			15 graus de ângulo de topo		
dir	Dir Onda	Dir Corrente	Offset Estático	% LDA	Critério Violado	Offset Estático	% LDA	Critério Violado
0	S	N	185	0,20	Tensão Máx VME	215	0,24	Ângulo Topo Máx
45	SW	NE	214	0,24	Tensão Máx VME	250	0,27	Ângulo Topo Máx
90	W	E	506	0,56	Tensão Máx VME	570	0,63	Ângulo Topo Máx
135	NW	SE	1750	1,92	Tensão Máx VME	1815	1,99	Tensão Máx VME
180	N	S	200	0,22	Compressão Riser	205	0,23	Tensão Máx VME
225	NE	SW	390	0,43	Tensão Máx VME	275	0,30	Tensão Máx VME
270	E	W	1090	1,20	Tensão Máx VME	1150	1,26	Tensão Máx VME
315	SE	NW	300	0,33	Tensão Máx VME	345	0,38	Ângulo Topo Máx

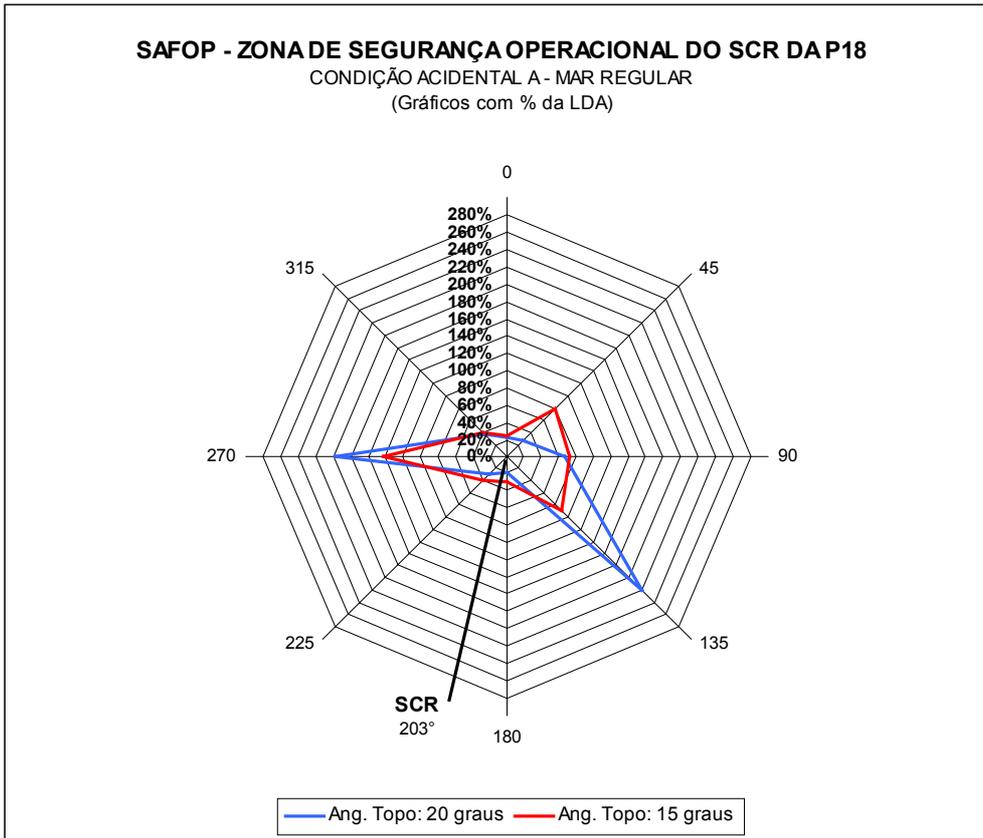


Figura 10-3 SAFOP do SCR da P18 para a condição Acidental A

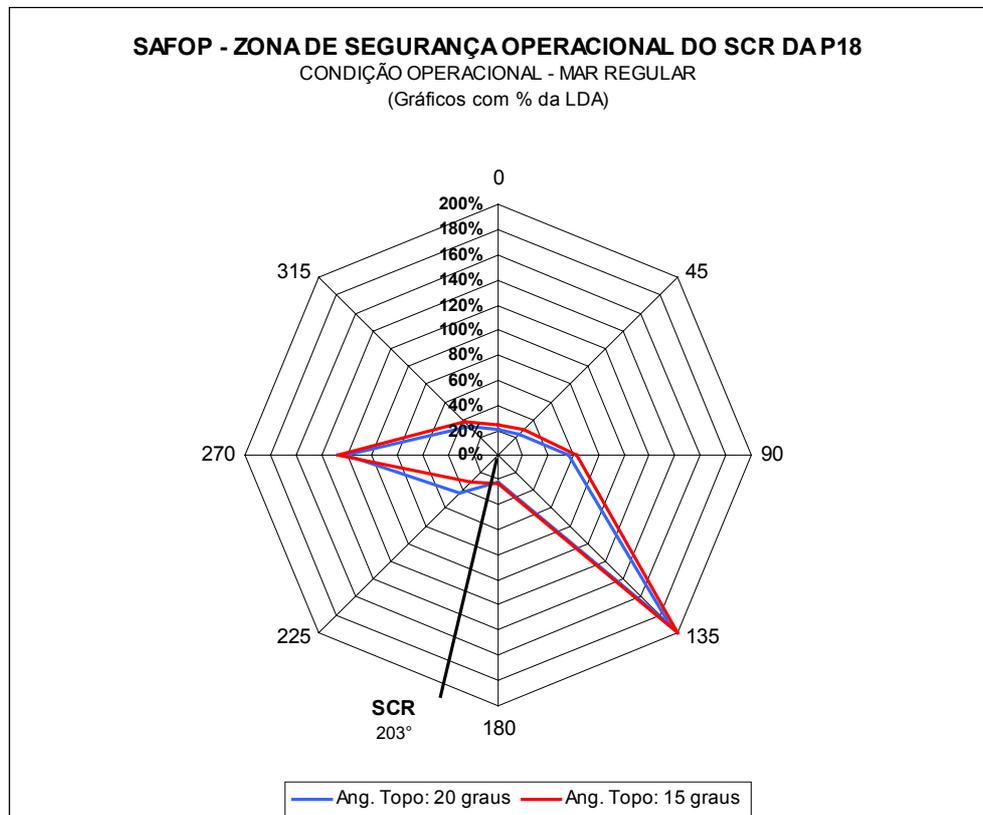


Figura 10-4 SAFOP do SCR da P18 para a condição Operacional

Seguindo este mesmo procedimento, podem ser determinados diagramas de SAFOP para os demais *risers*. A envoltória dos diagramas pode então servir para realimentar os critérios de projeto do sistema de ancoragem, em termos de passeios admissíveis, atendendo portanto ao objetivo de introduzir um nível de integração entre o projeto da ancoragem e dos *risers*.

# Capítulo 11

## APLICAÇÕES DE METODOLOGIAS HÍBRIDAS

### 11.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo e no seguinte são apresentados os resultados da aplicação de metodologias híbridas que empregam formulações acopladas.

Na seção 11.2 do presente capítulo apresentam-se resultados da aplicação da primeira etapa da metodologia híbrida descrita no item b) da seção 7.5 do Capítulo 7. Assim, com os dados ambientais descritos no Capítulo 9, são efetuadas análises acopladas no programa PROSIM para determinação dos movimentos da plataforma P18, em termos de séries temporais de movimento que incorporam simultaneamente os efeitos de 1<sup>a</sup> e 2<sup>a</sup> ordem do casco e, portanto, todas as parcelas de movimento (*offset* estático, movimentos de baixa frequência e na frequência da onda).

Na segunda etapa da metodologia híbrida, descrita mais adiante no Capítulo 12, os movimentos são utilizados para análise estrutural do SCR sob condições ambientais de fadiga, empregando o programa ANFLEX. Finalmente, os resultados do ANFLEX são pós-processados para o cálculo da vida à fadiga do SCR, através do programa POSFAL. Os resultados são comparados com os fornecidos pela metodologia desacoplada descrita no item a) da seção 7.5 do Capítulo 7. Observa-se que, neste caso, ao invés de executar análises separadas em um programa desacoplado como o DMOOR, optou-se por aproveitar os próprios resultados das análises com o PROSIM para determinar os *offsets* estáticos e as componentes de movimento geradas pelas cargas de segunda ordem, como será mais detalhado mais adiante.

Em seguida, a seção 11.3 apresenta resultados da aplicação da metodologia híbrida baseada nos ensaios de decaimento numérico para aferir coeficientes de massa e amortecimento para as linhas, como descrito no item 7.4.2 do Capítulo 7.

## 11.2 ANÁLISES ACOPLADAS PARA DETERMINAÇÃO DOS MOVIMENTOS

### 11.2.1 CONSISTÊNCIA NA FORMULAÇÃO DO CÁLCULO DE ELEVAÇÕES DE ONDA

Antes de prosseguir apresentando resultados típicos das análises acopladas de movimento efetuadas pelo programa PROSIM, é necessário comentar um aspecto importante relacionado à comparação entre os resultados fornecidos pela metodologia híbrida e pela metodologia desacoplada.

Recorda-se que a metodologia híbrida combina o uso dos programas PROSIM (para a análise acoplada de movimentos) e ANFLEX (para a análise estrutural do SCR; nestas análises o ANFLEX emprega as séries temporais de movimento geradas pelo PROSIM). Por outro lado, na metodologia desacoplada, a análise estrutural no ANFLEX emprega RAO's gerados pelo programa WAMIT.

Assim, tornou-se necessário verificar a equivalência na formulação da elevação da onda adotada nos programas PROSIM e ANFLEX. Originalmente as formulações não eram consistentes, em termos por exemplo dos procedimentos de discretização do espectro e de geração de fases aleatórias.

Portanto, procedeu-se a alterações nas rotinas do PROSIM para garantir a consistência com a formulação empregada no ANFLEX. Como resultado, as elevações de onda calculadas por ambos os programas se tornaram praticamente coincidentes, como se pode verificar na Figura 11-1 que apresenta curvas no tempo com as elevações da onda publicadas pelos dois programas e a diferença entre elas, que é praticamente nula.

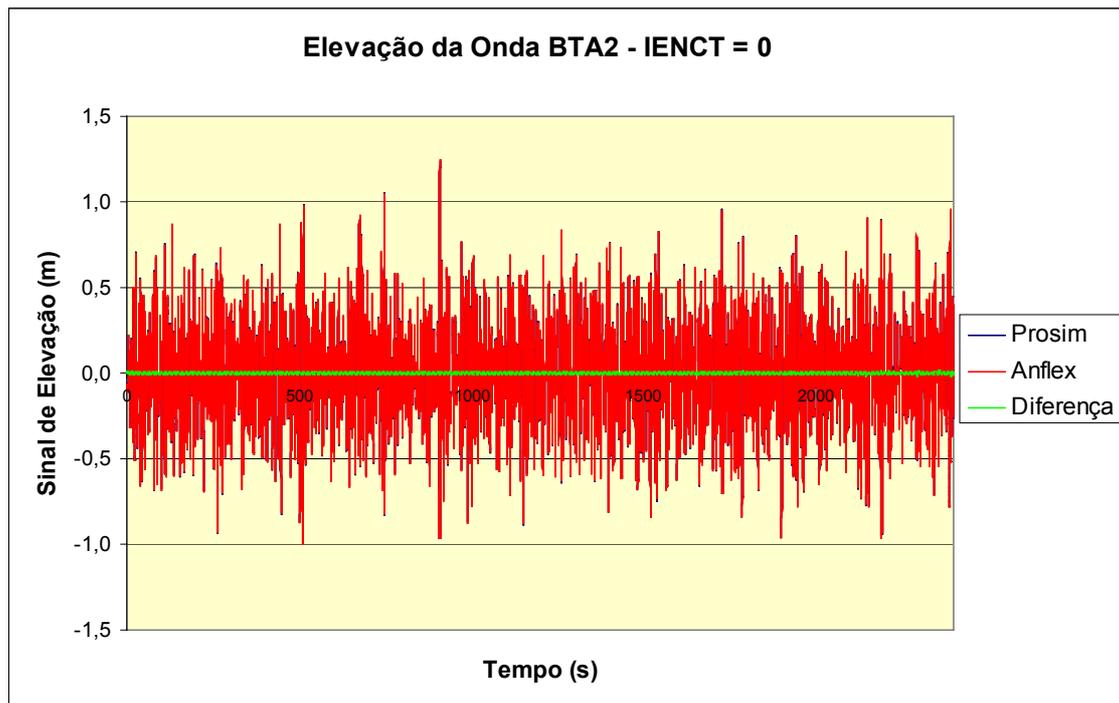


Figura 11-1 Comparação do Sinal de Elevação da Onda do PROSIM e do ANFLEX

Quanto à discretização do espectro de onda, nos dois programas é utilizada a opção de discretização do espectro de onda com intervalo de frequência constante e frequência aleatória dentro do intervalo (também tendo o cuidado de reproduzir a geração das frequências aleatórias).

Além disso, o programa PROSIM calcula automaticamente a frequência inicial e a frequência final. Para isso, efetua duas iterações para a geração da discretização do espectro de onda:

- Na primeira, gera-se uma discretização do espectro com  $n$  componentes de onda, apenas para verificar a faixa de frequências que possui energia considerável e definir a frequência inicial e final;
- Na segunda, uma vez definidas as frequências inicial e final, o programa discretiza novamente o espectro em  $n$  componentes de onda, começando e terminando nas frequências calculadas.

Para garantir a consistência da geração das elevações de onda, os mesmos valores de frequência inicial (WINI) e final (WFIN) calculados pelo PROSIM foram empregados para a discretização do espectro nas análises do ANFLEX. A Tabela 11-1 apresenta os valores utilizados.

Tabela 11-1 Valores iniciais e finais das frequências do espectro

<b>Casos</b>	<b>Identificação</b>	<b>WINI</b>	<b>WFIN</b>
1	BT B6	0,4667	5,1780
2	TSW A4	0,2228	2,4715
3	TSW B5	0,2994	3,3222
4	TSW B6	0,2438	2,7052
5	TSW C5	0,2254	2,5011
6	TSW E8	0,4078	4,5241
7	TSE B4	0,2898	3,2148
8	TSE C3	0,3477	3,8571
9	TSE C8	0,2940	3,2623

Finalmente, ainda para compatibilizar as formulações de onda de ambos os programas, não foi ativado o recurso do programa PROSIM de consideração da velocidade de correnteza de superfície no cálculo das frequências de encontro das componentes de onda.

#### 11.2.2 RESULTADOS TÍPICOS

A seguir são apresentados alguns resultados típicos das análises com o PROSIM, em termos de séries temporais de movimentos no CG e espectros de resposta calculados a partir destas séries.

O tempo total de simulação foi de 2400 segundos para cada caso de carregamento, com intervalo de tempo de integração de 0,1 segundo. Para simulação do mar irregular foi utilizado o espectro de Jonswap. Além disso, foram considerados os coeficientes de força de deriva média e amortecimento potencial fornecidos por uma análise prévia no programa WAMIT.

Na Figura 11-2, Figura 11-3, Figura 11-4 e na Figura 11-6 são apresentados dois exemplos de séries temporais de movimentos do PROSIM. Nestas figuras, os deslocamentos lineares são obtidos das análises no topo do SCR e os movimentos angulares no CG da plataforma.

Na Figura 11-5 e na Figura 11-7 são apresentados os respectivos espectros de movimento referentes aos dois exemplos de séries temporais anteriores. Em todas estas figura, as seguintes convenções foram adotadas:

- U – movimento linear na direção x;
- V – movimento linear na direção y;
- W – movimento linear na direção z;
- RU – movimento de rotação em torno de x;
- RV – movimento de rotação em torno de y;
- RW – movimento de rotação em torno de z;

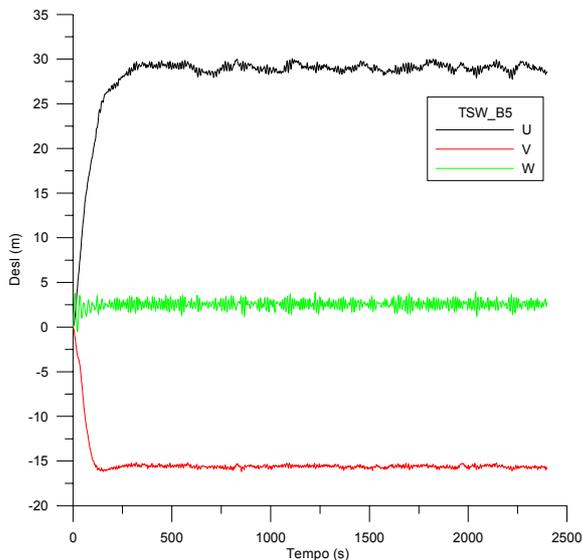


Figura 11-2 Movimentos Lineares para o caso TSWB5

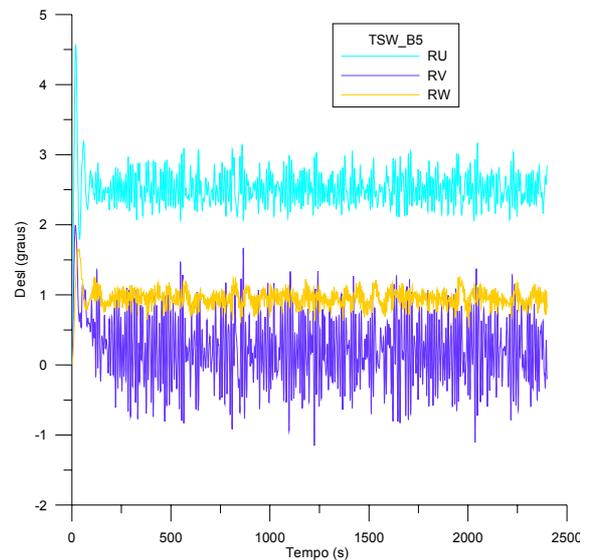


Figura 11-3 Movimentos Angulares para o caso TSWB5

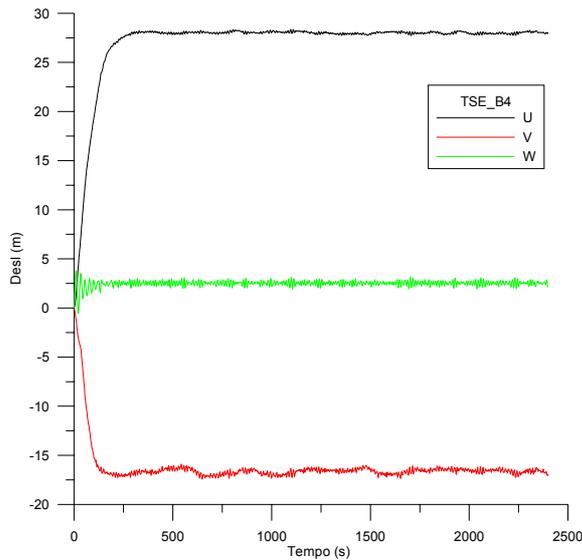


Figura 11-4 Movimentos Lineares para o caso TSEB4

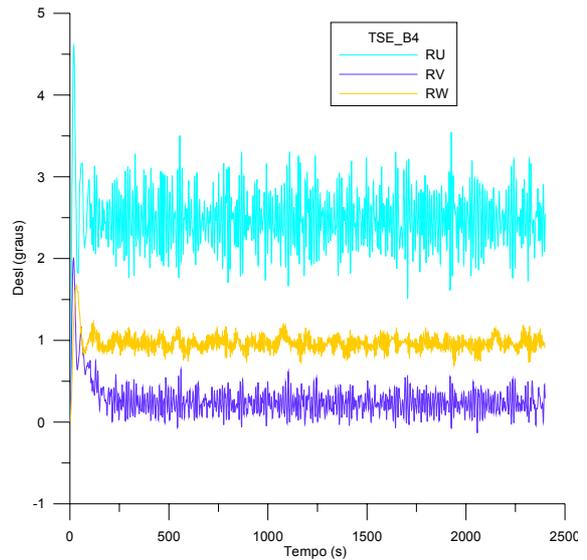


Figura 11-6 Movimentos Angulares para o caso TSEB4

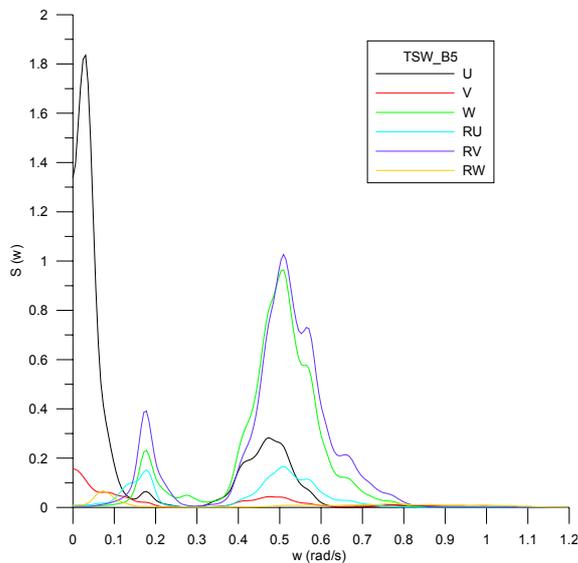


Figura 11-5 Espectros dos Movimentos para o caso TSWB5

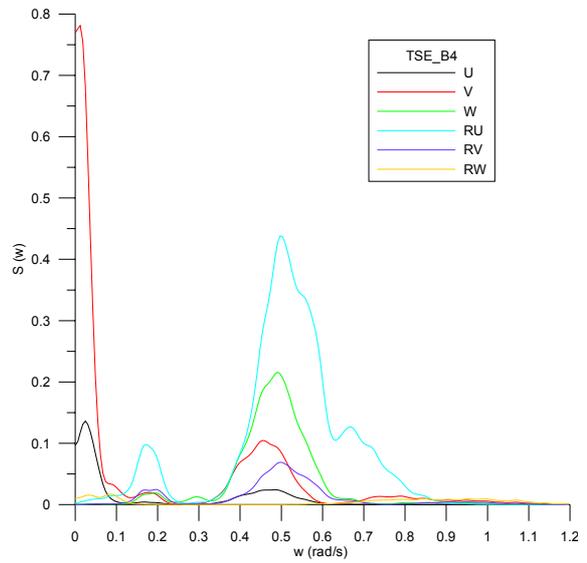


Figura 11-7 Espectros dos Movimentos para o caso TSEB4

### 11.2.3 PÓS-PROCESSAMENTO E DETERMINAÇÃO DE *OFFSETS* ESTÁTICOS E MOVIMENTOS DE BAIXA FREQUÊNCIA

Para a determinação dos valores de *offsets* estáticos e amplitudes e períodos de baixa frequência a partir das séries temporais do PROSIM, foi utilizado o programa BACANA [88], que se baseia na mesma metodologia de tratamento de sinais encontrada no programa POSSINAL [86], [87].

O objetivo do programa BACANA é fazer o tratamento estatístico das séries temporais de movimentos e posterior separação do espectro em baixa e alta frequências, apresentando os parâmetros estatísticos de cada trecho separadamente. A vantagem deste programa em relação ao POSSINAL é o tratamento de vários sinais ao mesmo tempo, em um processamento por lotes, sem necessidade da interface do POSSINAL para cada grau de liberdade de cada série temporal de movimento, bastando para isso fornecer previamente as frequências de corte para cada grau de liberdade.

Os valores de média das séries temporais são calculados para cada grau de liberdade dos movimentos da embarcação, entendidos como o *offset* estático da embarcação gerados por um conjunto simultâneo de dados ambientais. Em seguida, esta média é descontada da série, restando apenas a parcela dinâmica dos sinais de movimentos. A separação do espectro em alta e baixa frequências é baseada nestas séries que contêm apenas a parcela dinâmica dos movimentos, fornecendo-se as frequências de corte. Para a determinação destas frequências de corte, recomenda-se que uma certa amostra destes sinais seja analisada no POSSINAL para que se possa observar onde efetivamente deve ser feita esta separação.

Como resultado do programa BACANA, são publicados num arquivo de saída os *offsets* estáticos, as frequências de corte e ainda os valores de amplitude e período dos movimentos na frequência da onda e de baixa frequência, para cada grau de liberdade. A Figura 11-8 mostra um exemplo de um arquivo de saída do BACANA.

```

BACANA 3 - RANDOM ANALYSIS POST-PROCESSOR FOR TDSIM
-----

OBS.:  RMS = RAIZ M0 (ROOT MEAN SQUARE)
      EAH = 1.4142*RAIZ M0 (EQUIVALENT HARMONIC AMPLITUDE)
      T = 1/F0 (PERIOD)

BTB.DAT          FILE: BT_B1S.EST

STATIC OFFSETS          FIRST ORDER          SECOND ORDER

      MEAN  CUT  FREQ      RMS   T          RMS   EHA   T
SURGE : 32.6514 .2    .0572  9.07    .3555 .5028 153.43
SWAY  : -17.0427 .2    .0652  7.15    .1012 .1431 112.92
HEAVE : -0.0279  .1    .1664 10.46   .0205 .0290  90.85
ROLL  : -3.6889  .1    .1084 13.15   .0180 .0255  83.60
PITCH : -0.4940  .1    .2099 11.17   .0250 .0354  91.17
YAW   :  0.9571  .1    .0882  7.07    .0314 .0444  99.77

```

Figura 11-8 Exemplo de uma parte de um arquivo de saída do BACANA

A Tabela 11-2 apresenta o resultado do tratamento dos sinais de movimento gerados pelas análises do PROSIM para a determinação dos *offsets* estáticos e baixa frequência.

Tabela 11-2 Valores de *Offsets* e Baixa frequência dos casos selecionados

Casos	Identificação	Offset Estático		Baixa Frequência							
		X	Y	Surge		Sway		Roll		Pitch	
				EHA	T	EHA	T	EHA	T	EHA	T
16	BT_B6	34,4841	-0,5159	0,7371	118,48	0,3792	119,86	0,0491	88,16	0,0659	83,33
24	TSW_A4	29,8352	4,2997	0,2339	153,87	0,5534	208,62	0,0551	111,01	0,0220	108,88
33	TSW_B5	29,5067	1,8409	0,4991	127,24	0,1754	109,50	0,0436	104,72	0,0408	89,15
34	TSW_B6	30,2223	1,6356	0,2649	163,88	0,3271	134,09	0,0552	103,78	0,0200	120,91
43	TSW_C5	30,3393	1,9699	0,3838	176,28	0,1073	128,66	0,0374	100,81	0,0219	103,21
64	TSW_E8	26,8008	4,5361	0,6678	112,10	0,3705	122,31	0,0644	82,39	0,0769	77,29
80	TSE_B4	30,1077	-0,0999	0,1425	166,80	0,2831	169,07	0,0342	96,43	0,0214	91,35
90	TSE_C3	21,3293	-9,8973	0,4737	122,43	0,2025	144,43	0,0285	90,93	0,0378	79,05
95	TSE_C8	29,7698	1,7119	0,2354	121,86	0,4807	127,04	0,0753	94,32	0,0320	91,46

Como o modelo completo foi gerado na posição de projeto e os dados monitorados se referem a uma outra posição de referência média, utilizada ao longo de todo o período de medição, torna-se necessário alterar os *offsets* estáticos para a consideração desta diferença de posição (N=8.54; E=21.9). Projetando esta diferença para o sistema de referência do flutuante, os *offsets* passam a ser somados aos valores (x=-16.418; y=16.822) para análise no ANFLEX.

#### 11.2.4 COMPARAÇÃO DE MOVIMENTOS NA FREQUÊNCIA DA ONDA

Algumas investigações foram feitas em relação aos movimentos na frequência da onda fornecidos pelos RAO's gerados pelo WAMIT e aqueles obtidos através do tratamento estatístico das séries temporais do PROSIM, apenas para estimar as possíveis diferenças entre as duas metodologias de cálculo.

Os gráficos a seguir mostram as comparações dos valores de desvio-padrão dos movimentos *apenas na faixa de frequências da onda* para os seis graus de liberdade e para os 97 casos simulados. As abscissas se referem aos valores de desvio-padrão do movimento para as análises com RAO's do WAMIT e as ordenadas se referem aos valores de desvio-padrão do movimento para as análises com séries temporais do PROSIM. A reta vermelha indica o lugar geométrico em que os resultados de desvio-

padrão dos movimentos são iguais para os dois tipos de análise, isto é, quanto mais os pontos de aproximarem da reta vermelha, maior concordância entre os dois tipos de análise. Os casos em que os pontos se encontram acima da reta vermelha, indicam que os movimentos são maiores para as análises com série temporal do PROSIM. Caso contrário, os movimentos são maiores para as análises com RAO's do WAMIT.

Para as análises do ANFLEX com RAO's do WAMIT, o programa faz uma estimativa dos valores de desvio-padrão dos movimentos na frequência da onda, nas direções dos seis graus de liberdade dos nós escolhidos, através do cruzamento dos RAO's com o espectro de onda referente a cada caso de carregamento, antes de se iniciar efetivamente a análise dinâmica.

Para a estimativa dos valores de desvio-padrão dos movimentos na frequência da onda no caso das análises do ANFLEX com séries temporais do programa PROSIM, é necessário que se faça uma filtragem no sinal de movimentos do PROSIM, através dos programas POSSINAL ou BACANA, fornecendo para isso os valores das frequências de corte para cada grau de liberdade, onde será efetuada a separação do sinal em duas parcelas distintas de 1ª e 2ª ordem. Assim, com o sinal apenas de 1ª ordem do sinal, é feita uma análise estatística para a obtenção dos valores de desvio-padrão.

Para os movimentos de *surge* e *sway* é possível observar uma boa concordância nos valores de desvio-padrão de movimento entre os dois modos de cálculo, ou seja, utilizando-se séries temporais do PROSIM e RAO's do WAMIT, como mostra a Figura 11-9 e a Figura 11-10.

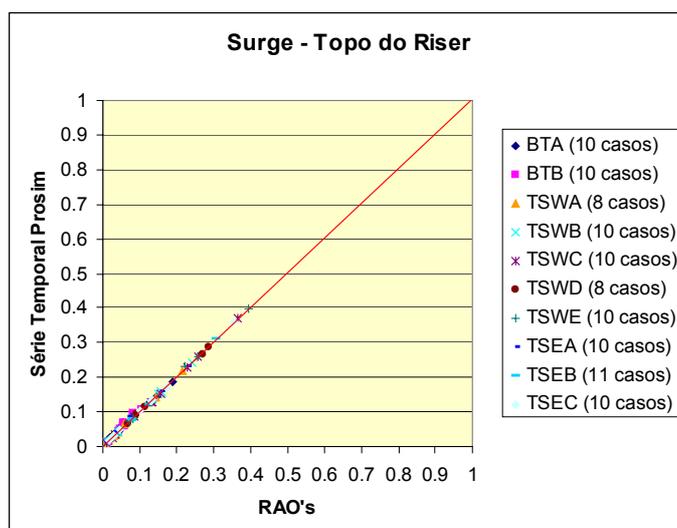


Figura 11-9 Desvio-Padrão de *Surge* para os dois modos de cálculo

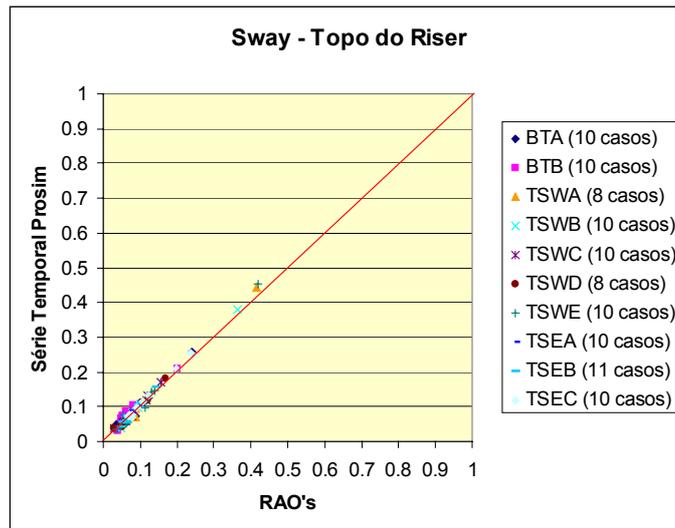


Figura 11-10 Desvio-Padrão de *Sway* para os dois modos de cálculo

Para o movimento de *heave*, a maioria dos valores de desvio-padrão no topo do SCR ficaram maiores para a análise com série temporal do PROSIM. Isto pode ser devido ao fato do movimento de *heave* ter sido induzido pelos movimentos de *roll* e *pitch* no ponto de conexão do *riser*. Para suprimir esta dúvida, foram refeitas as mesmas análises com o SCR conectado no CG da plataforma. Desta maneira, foi possível observar que a maioria dos valores de desvio-padrão do movimento de *heave* ficou menor para as análises com séries temporais do PROSIM, confirmando que nas análises do PROSIM, os valores altos de desvio-padrão de *heave* realmente foram induzidos pelos movimentos de *roll* e *pitch*, como pode ser observado na Figura 11-11 e na Figura 11-12.

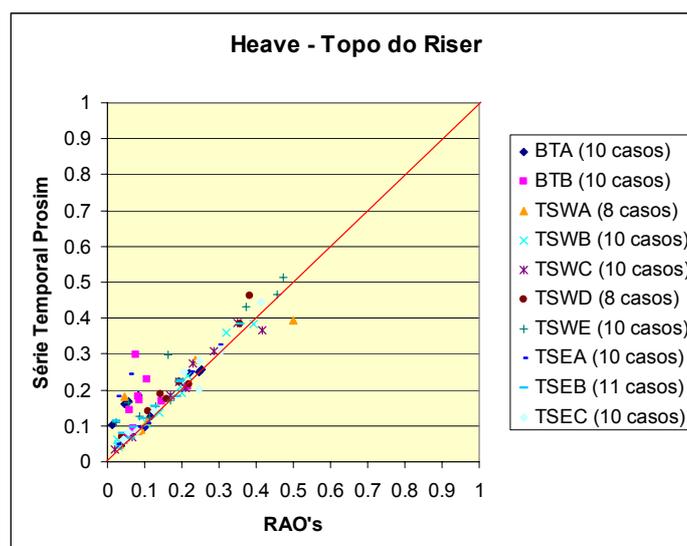


Figura 11-11 Desvio-Padrão de *Heave* no Topo do SCR para os dois modos de cálculo

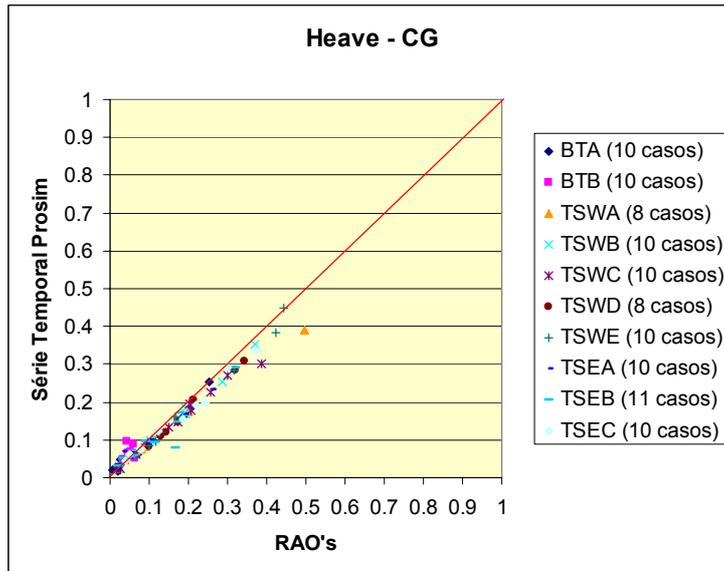


Figura 11-12 Desvio-Padrão de *Heave* no CG para os dois modos de cálculo

Como mencionado anteriormente, é possível observar que os valores de desvio-padrão dos movimentos de roll e pitch medidos no CG são bem maiores para as análises com séries temporais do PROSIM, de acordo com a Figura 11-13 e a Figura 11-14.

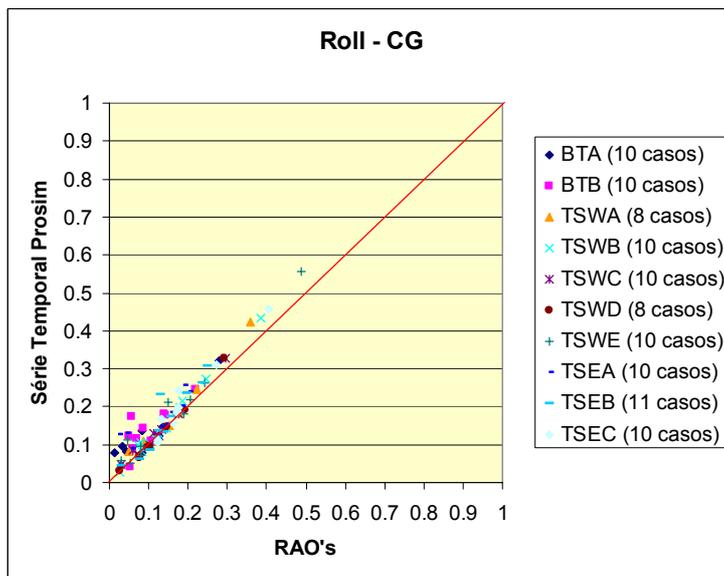


Figura 11-13 Desvio-Padrão de *Roll* no CG para os dois modos de cálculo

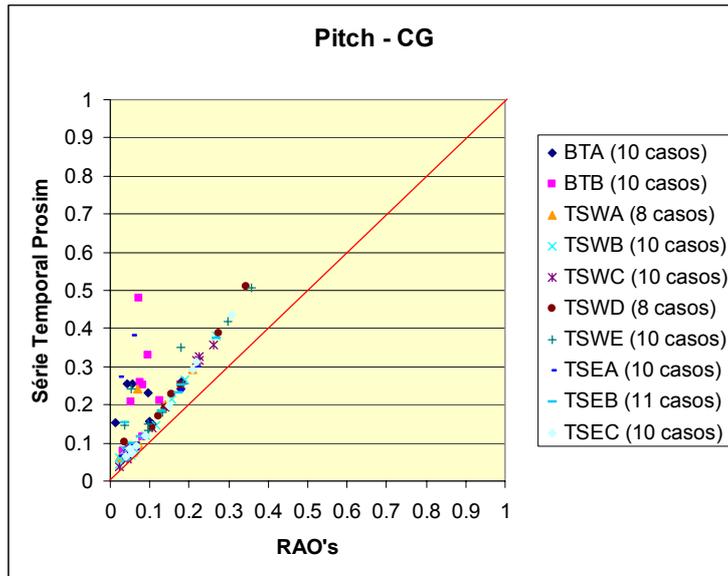


Figura 11-14 Desvio-Padrão de *Pitch* no CG para os dois modos de cálculo

Apesar da variação do movimento de *yaw* ser pequena, ainda assim, as análises com séries temporais do PROSIM fornecem valores de desvio-padrão maiores, como mostra a Figura 11-15.

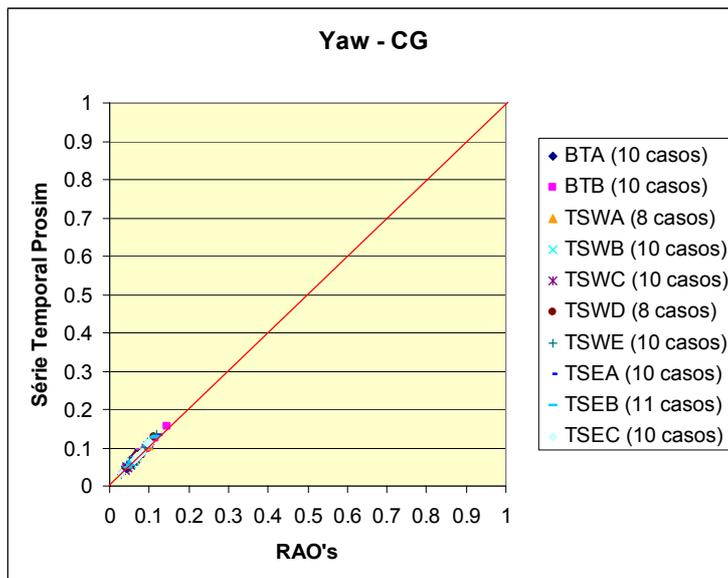


Figura 11-15 Desvio-Padrão de *Yaw* no CG para os dois modos de cálculo

### 11.2.5 COMPARAÇÃO DE MOVIMENTOS DE BAIXA FREQUÊNCIA

Recorda-se que, no caso da metodologia híbrida (que emprega diretamente as séries temporais calculadas pelo PROSIM para prescrever os movimentos no topo do *riser* nas análises do ANFLEX), a parcela de baixa frequência já se encontra

incorporada na própria série temporal de movimentos completa (na frequência da onda e de baixa frequência).

Recorda-se também que o objetivo da separação das componentes de movimento na frequência da onda e de baixa frequência é empregá-las na metodologia desacoplada, onde os movimentos de baixa frequência assim obtidos serão associados aos movimentos na frequência da onda obtidos através dos RAO's do WAMIT.

A separação da parcela de baixa frequência foi efetuada pelos programas POSSINAL e BACANA, de acordo com a frequência de corte determinada pelo analista, a partir das séries temporais geradas pelo PROSIM, como descrito anteriormente no item 11.2.3. Como resultado do programa POSSINAL, obtêm-se sinais separados em parcelas na frequência da onda e de baixa frequência. Como resultado do programa BACANA, obtiveram-se as amplitudes e períodos dos movimentos de baixa frequência, que serão posteriormente aplicados como um harmônico equivalente no topo do SCR na análise estrutural através do programa ANFLEX.

A Figura 11-16 apresenta a diferença entre:

- A série temporal de baixa frequência (gerada pela separação da série temporal calculada pelo PROSIM empregando o POSSINAL) e
- O harmônico equivalente determinado pelo BACANA.

Neste gráfico também são apresentadas as diferentes séries temporais de baixa frequência determinadas para números diferentes de componentes de onda. Este enfoque será abordado mais adiante na seção 12.6 do Capítulo 12.

Estas duas formas de se considerar a parcela de baixa frequência (para as análises no ANFLEX em conjunto com os RAO's do WAMIT) deveriam ser equivalentes, já que foram originadas da mesma série temporal completa do PROSIM. No entanto, quando se comparam as curvas de movimento de baixa frequência da Figura 11-16, é possível observar o tipo de aproximação que é feita quando são utilizados harmônicos equivalentes no programa ANFLEX.

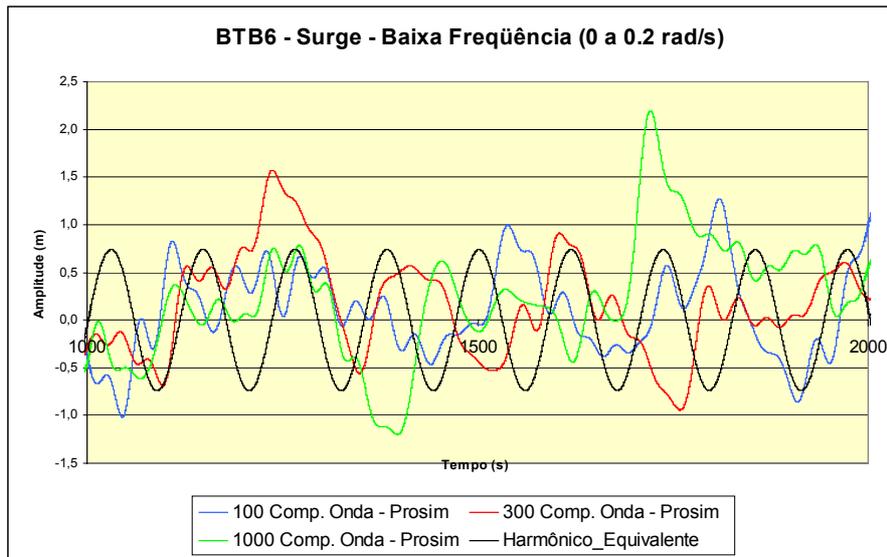


Figura 11-16 Sinal de Baixa Frequência do PROSIM comparado com o Harmônico Equivalente utilizado na entrada do ANFLEX

Portanto, uma proposta alternativa à utilização da série temporal completa fornecida pelo PROSIM poderia ser continuar utilizando os RAO's do WAMIT para a consideração da parcela na frequência da onda, de acordo com a metodologia tradicionalmente empregada na prática atual do projeto, mas substituir o “harmônico equivalente” por uma série temporal de baixa frequência derivada de uma série temporal completa do PROSIM.

#### 11.2.6 GERAÇÃO DE FUNÇÕES DE TRANSFERÊNCIA DO PROSIM

As diferenças observadas entre as duas metodologias de cálculo para a consideração dos movimentos na frequência da onda, motivaram mais um tipo de investigação. Os estudos consistiram em gerar um modelo para análise no PROSIM, capaz de reproduzir as mesmas premissas envolvidas nas análises de movimento efetuadas no programa WAMIT.

Assim, foi elaborado um modelo da P18 contendo apenas o casco e 1 linha desacoplada, representada por uma mola linear com a mesma rigidez da mola que é usada no WAMIT, representativa do sistema de ancoragem. Além disso, na análise aplica-se apenas o carregamento de onda sobre o casco. O objetivo é, a partir de um tratamento das séries temporais de movimentos fornecidas pelo PROSIM, gerar funções de transferência que seriam equivalentes aos RAO's gerados pelo WAMIT.

Ressalva-se que o objetivo desta investigação não é propor o uso destas funções de transferências geradas a partir das séries temporais do PROSIM no projeto, em substituição aos RAO's do WAMIT, mas apenas fazer um estudo comparativo entre os movimentos na frequência da onda calculados pelos dois programas.

Os valores de rigidez do sistema de ancoragem adotados no PROSIM foram os mesmos adotados nas análises do WAMIT:

- $K_{\text{surge}} = 52 \text{ kN/m}$
- $K_{\text{sway}} = 46 \text{ kN/m}$
- $K_{\text{heave}} = 40 \text{ kN/m}$
- $K_{\text{roll}} = 47142 \text{ kN.m/grau}$
- $K_{\text{pitch}} = 25348 \text{ kN.m/grau}$
- $K_{\text{yaw}} = 362400 \text{ kN.m/grau}$

Quanto à massa do sistema utilizada, algumas diferenças foram observadas, mas estas são da ordem de 1%.

- 36174 ton (massa) = 354866.94 ton (peso) → usado no modelo do WAMIT;
- 358044.0 ton (peso) → peso = empuxo.

#### Casos de Carregamento selecionados

Os casos de carregamento selecionados para a geração de funções de transferência do PROSIM correspondem a um exemplo de cada direção de RAO usada nesta amostragem de 1 ano de dados monitorados.

- TSWC5 → RAO 20°
- TSWA4 → RAO 65°
- TSWE8 → RAO 115°
- TSWB5 → RAO 200°
- TSEC8 → RAO 245°
- TSWB6 → RAO 290°
- BTB6 → RAO 335°

#### Procedimento adotado para o cálculo das Funções de Transferência

O procedimento adotado no MathCad [94] para geração das funções de transferência do PROSIM resume-se nos seguintes itens:

- Leitura da série temporal de movimentos do PROSIM para cada grau de liberdade;
- Determinação da potência de 2 imediatamente inferior ao número total de pontos da série;
- Cálculo da FFT da série com  $2^n$  pontos;
- Cálculo dos parâmetros  $a_n$  e  $b_n$  para a determinação do espectro para cada grau de liberdade;
- 10 suavizações no espectro;
- Geração do espectro de Jonswap para o estado de mar selecionado;
- Determinação da função de transferência dividindo-se o espectro de movimento pelo espectro de mar, para cada grau de liberdade, eliminando-se as frequências mais baixas;
- Leitura dos RAO's do WAMIT;
- Comparação dos RAO's do PROSIM e WAMIT.

A parcela de baixa frequência dos espectros dos movimentos é truncada no cálculo das funções de transferência iniciando-se as frequências em 0.2 rad/s, para não aparecer amplitude zero e conseqüente divisão por zero. Mesmo assim, aparece uma energia na faixa próxima a 0.2 rad/s muito acima daquela verificada nos gráficos do WAMIT. Isto se deve ao fato do modelo do PROSIM incorporar os efeitos de baixa frequência que não aparecem nos RAO's do WAMIT.

### Ajustes

Algumas variações nos coeficientes hidrodinâmicos do casco foram testadas para tentar ajustar as curvas de RAO's do WAMIT e do PROSIM. Estes ajustes foram os seguintes:

- Ajuste de CM para corrigir defasagens;
- Diminuir CD dos *pontoons* na direção-z;
- Diminuir CM e CD na direção-y do *pontoon*;
- Diminuir CM e CD na direção-y da coluna.

## Comparação das Funções de Transferência geradas pelo PROSIM e WAMIT

### TSWC5

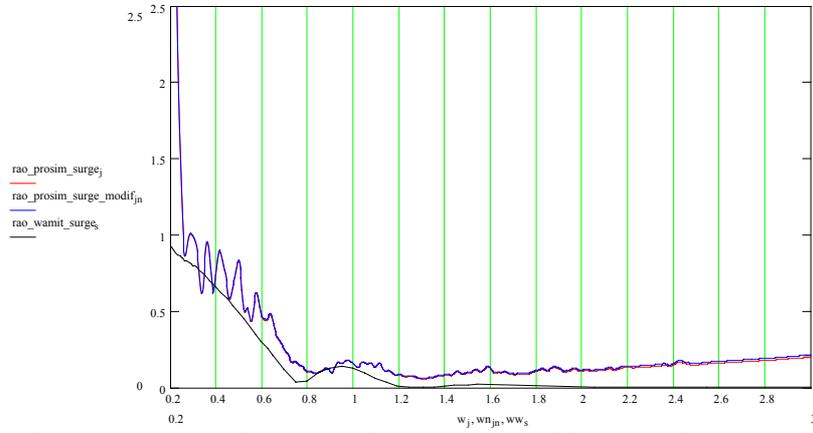


Figura 11-17 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWC5 (*Surge*)

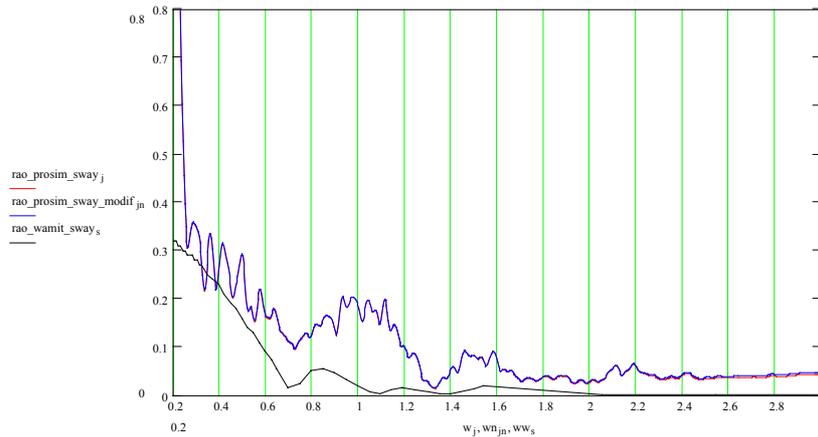


Figura 11-18 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWC5 (*Sway*)

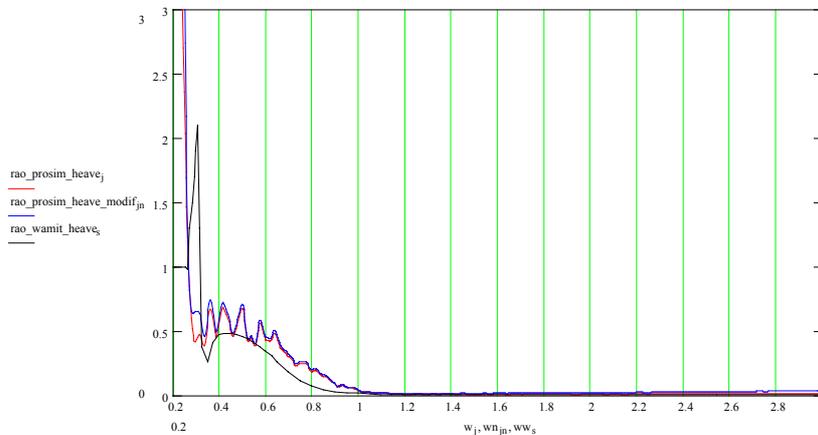


Figura 11-19 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWC5 (*Heave*)

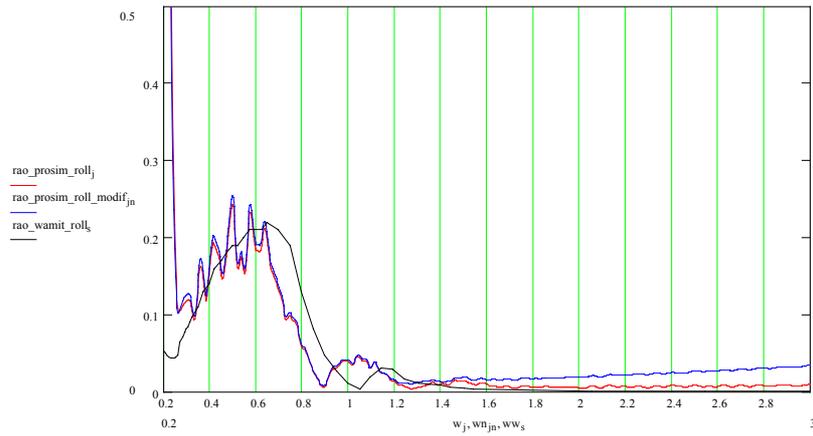


Figura 11-20 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWC5 (Roll)

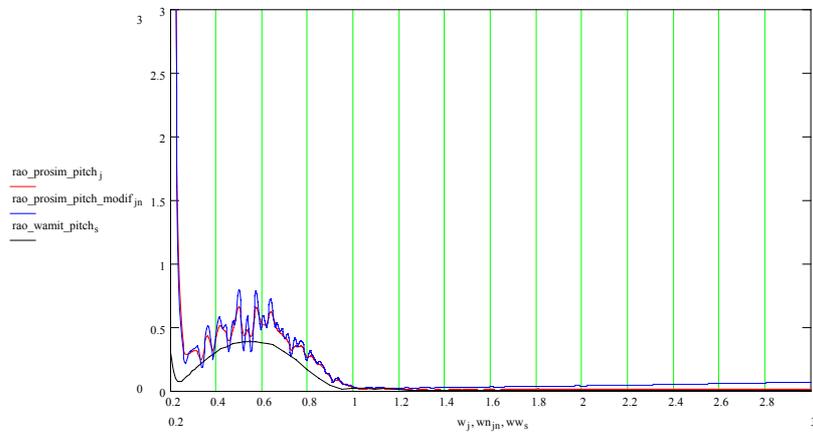


Figura 11-21 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWC5 (Pitch)

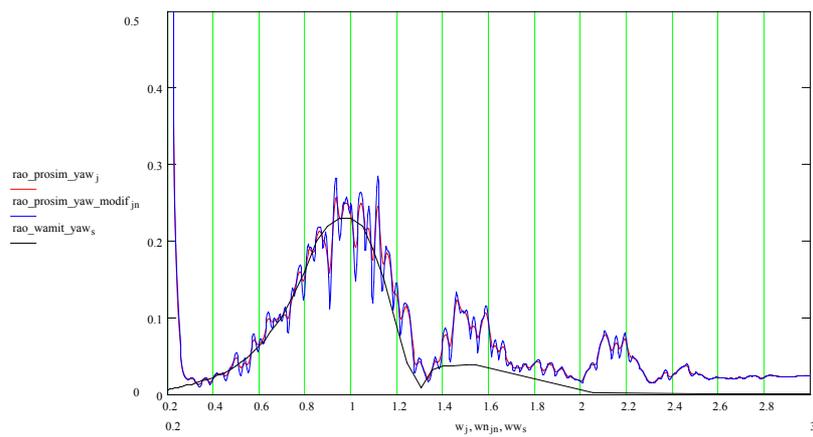


Figura 11-22 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWC5 (Yaw)

## TSWA4

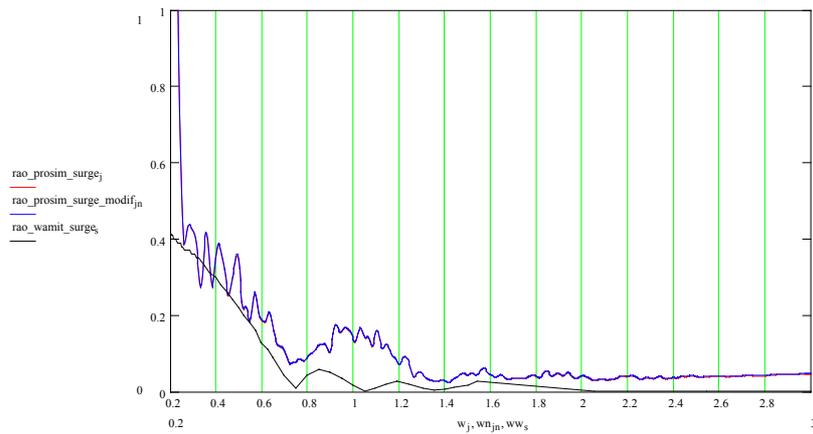


Figura 11-23 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWA4 (*Surge*)

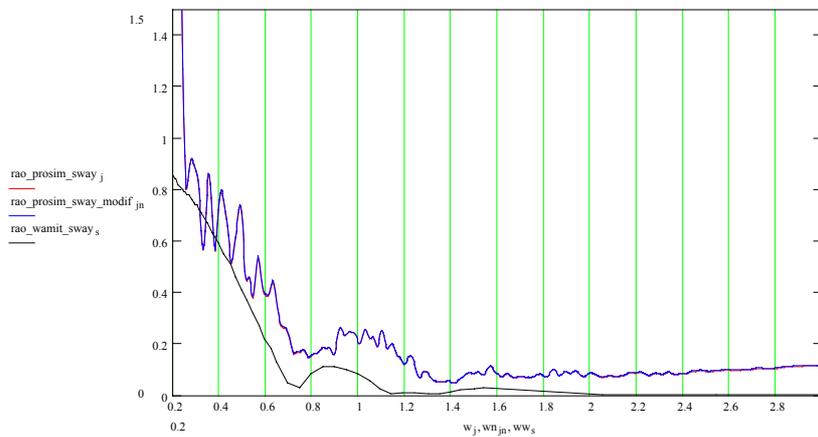


Figura 11-24 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWA4 (*Sway*)

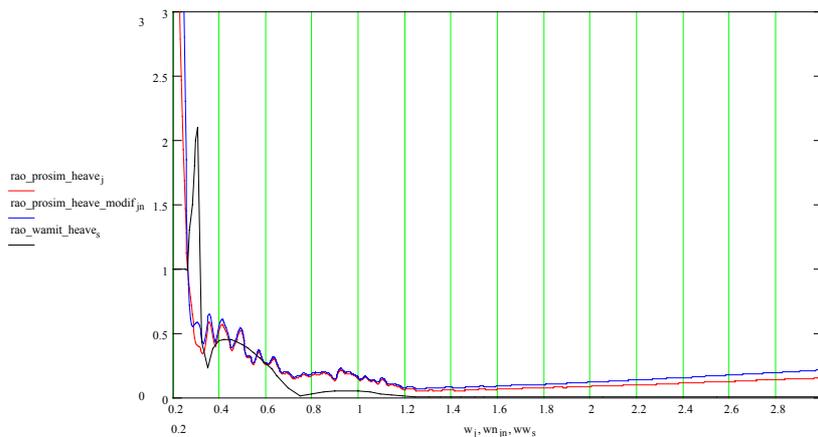


Figura 11-25 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWA4 (*Heave*)

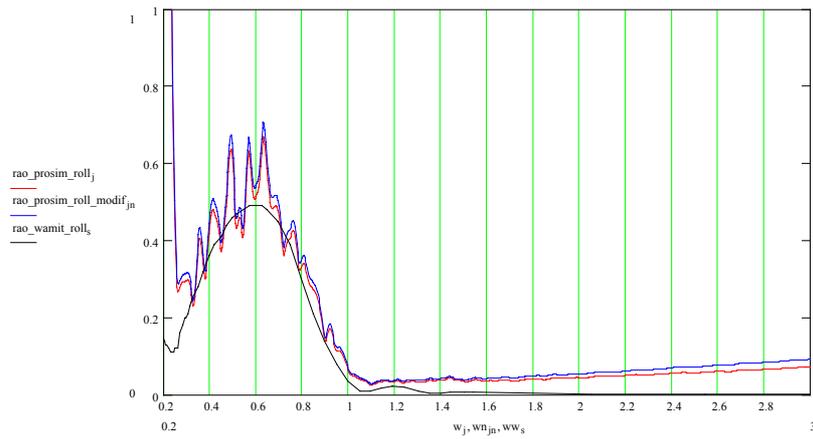


Figura 11-26 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWA4 (*Roll*)

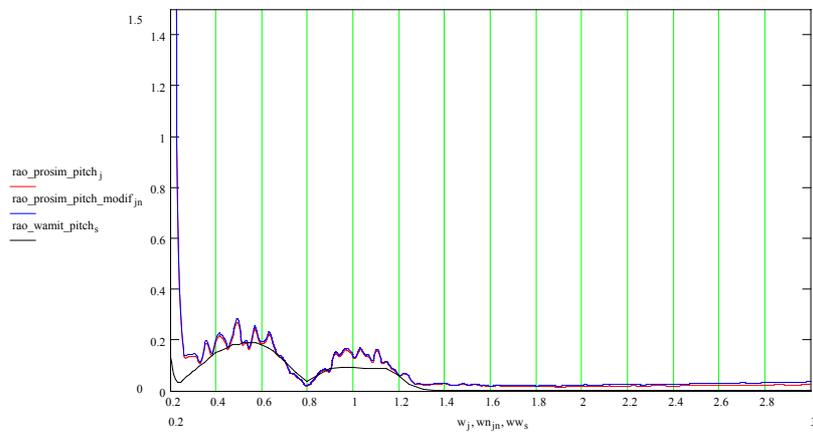


Figura 11-27 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWA4 (*Pitch*)

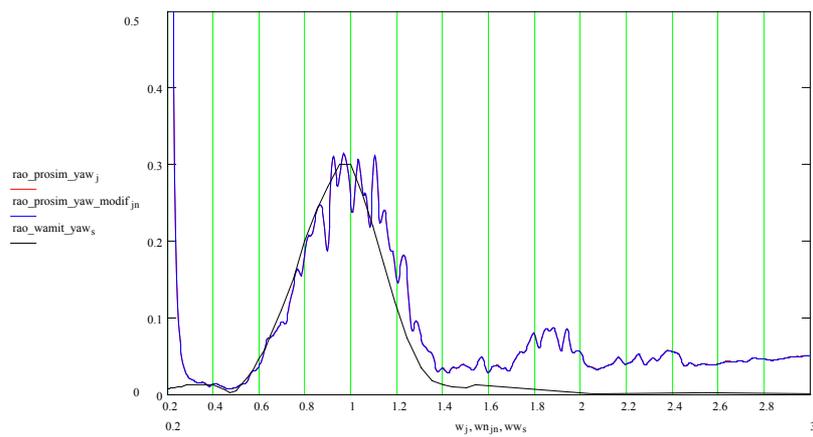


Figura 11-28 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWA4 (*Yaw*)

## TSWE8

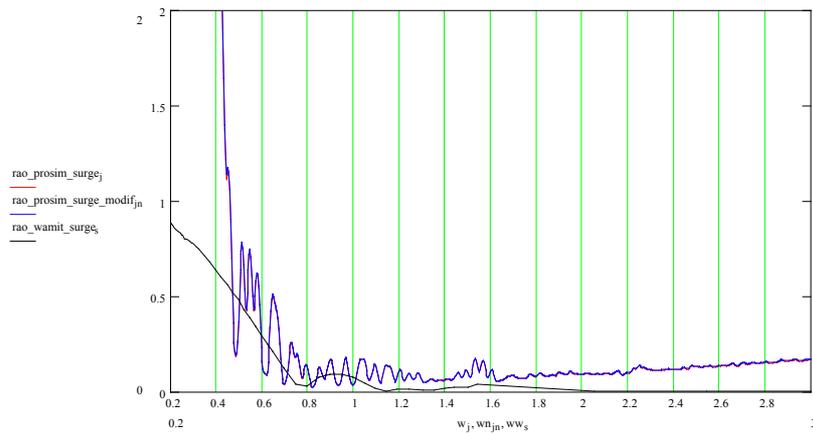


Figura 11-29 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWE8 (*Surge*)

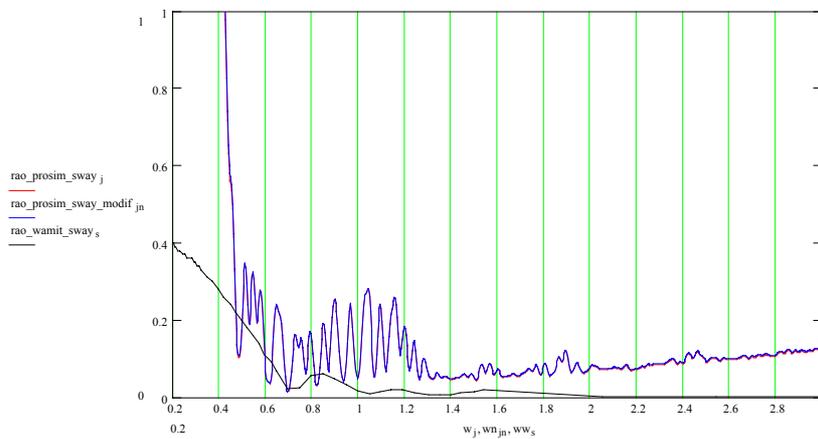


Figura 11-30 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWE8 (*Sway*)

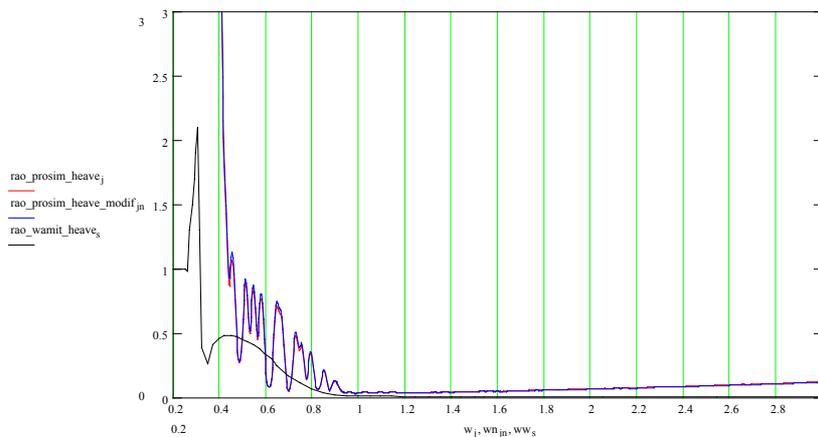


Figura 11-31 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWE8 (*Heave*)

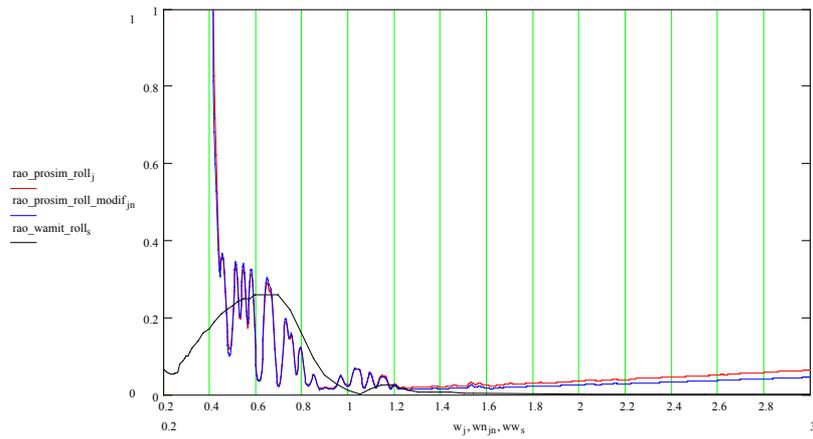


Figura 11-32 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWE8 (*Roll*)

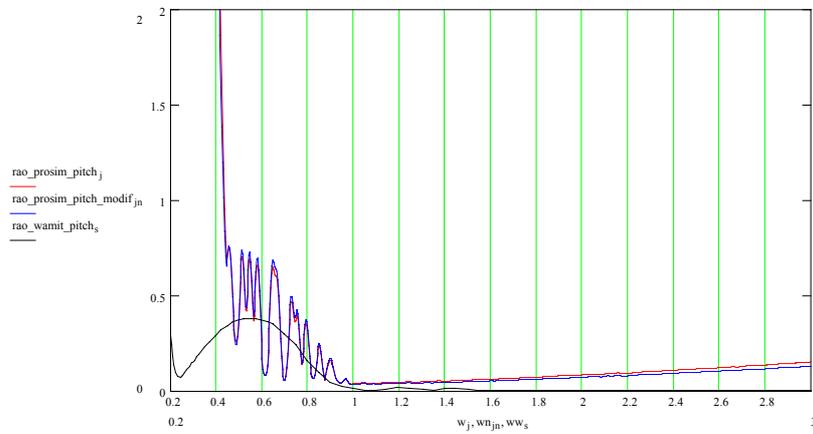


Figura 11-33 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWE8 (*Pitch*)

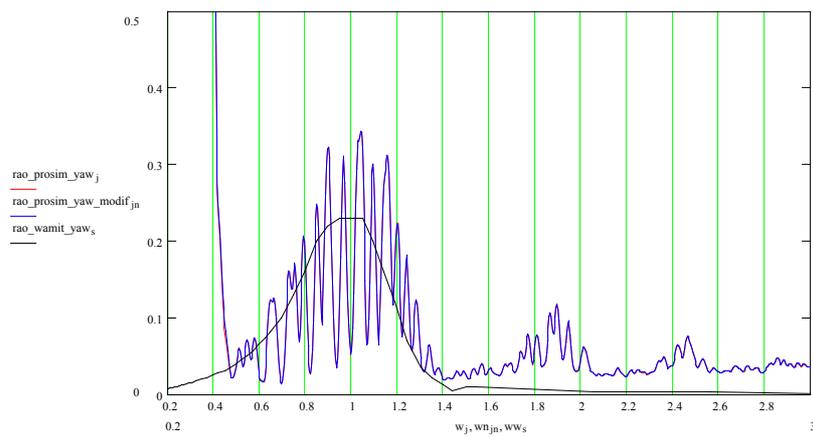


Figura 11-34 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWE8 (*Yaw*)

## TSWB5

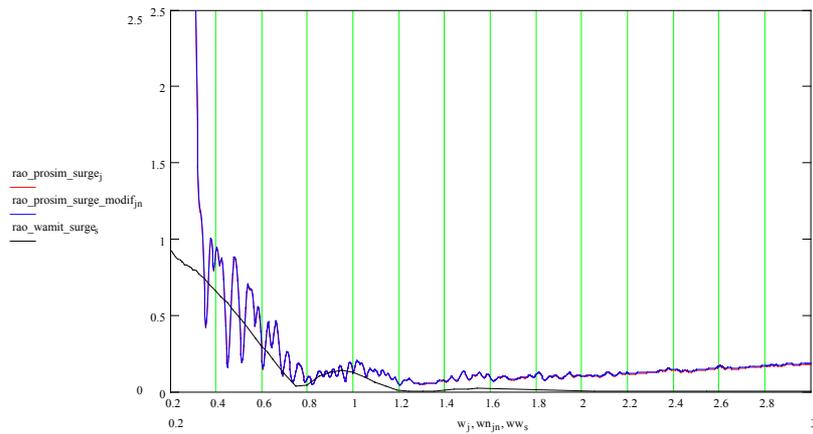


Figura 11-35 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWB5 (*Surge*)

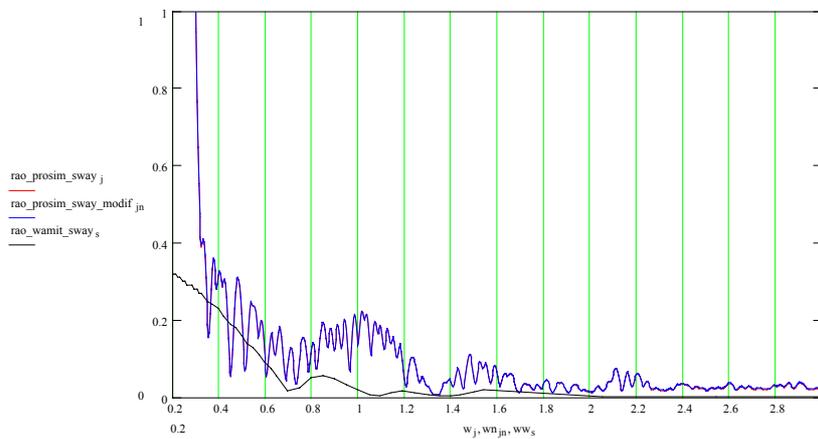


Figura 11-36 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWB5 (*Sway*)

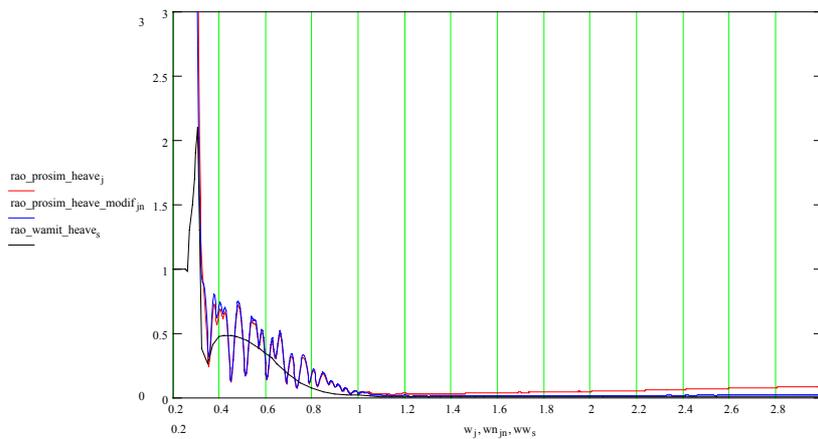


Figura 11-37 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWB5 (*Heave*)

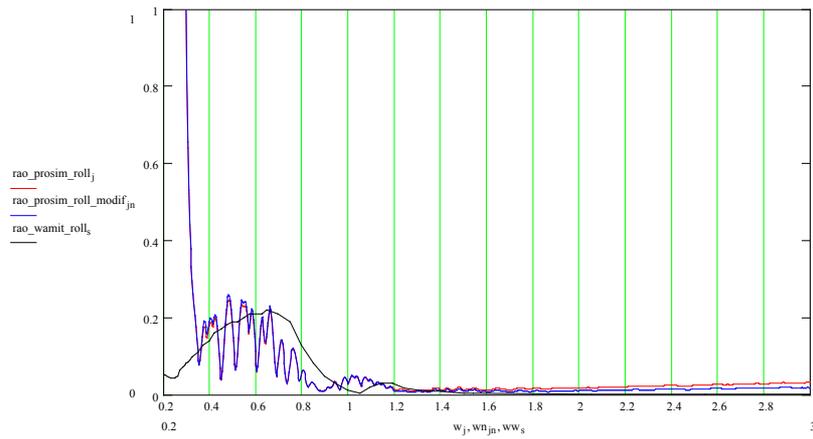


Figura 11-38 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWB5 (Roll)

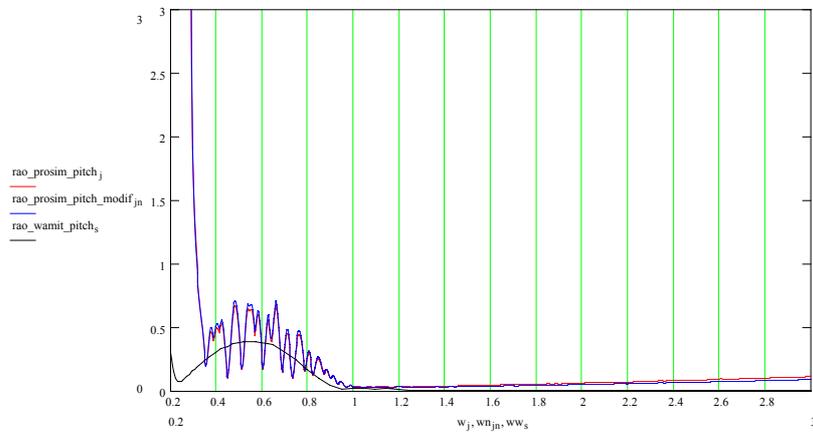


Figura 11-39 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWB5 (Pitch)

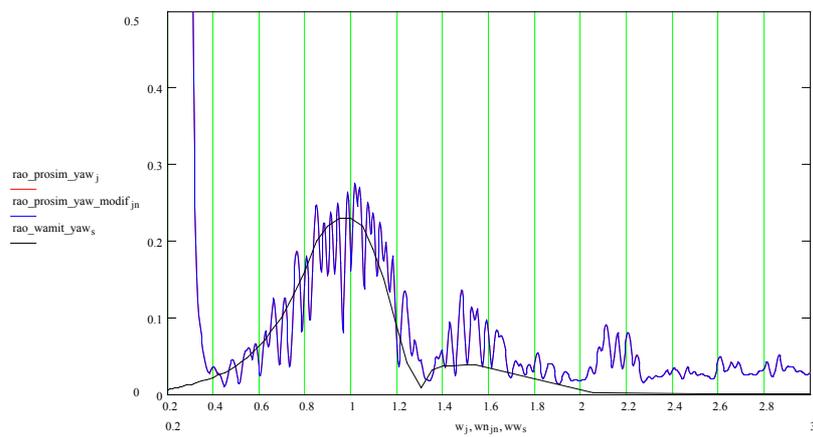


Figura 11-40 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWB5 (Yaw)

## TSEC8

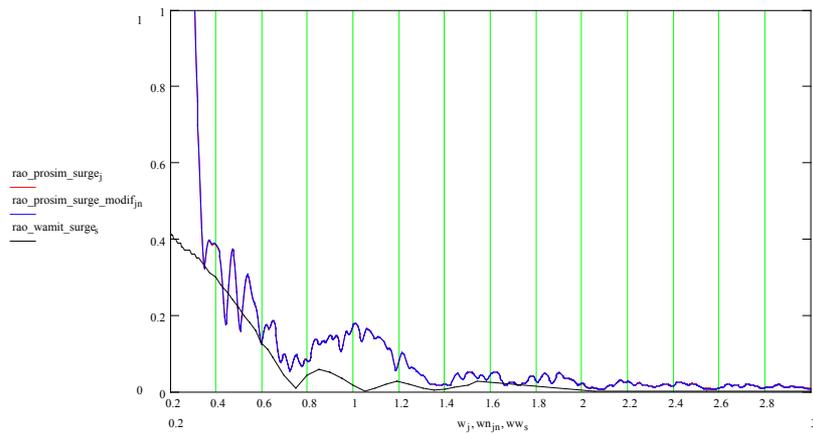


Figura 11-41 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSEC8 (*Surge*)

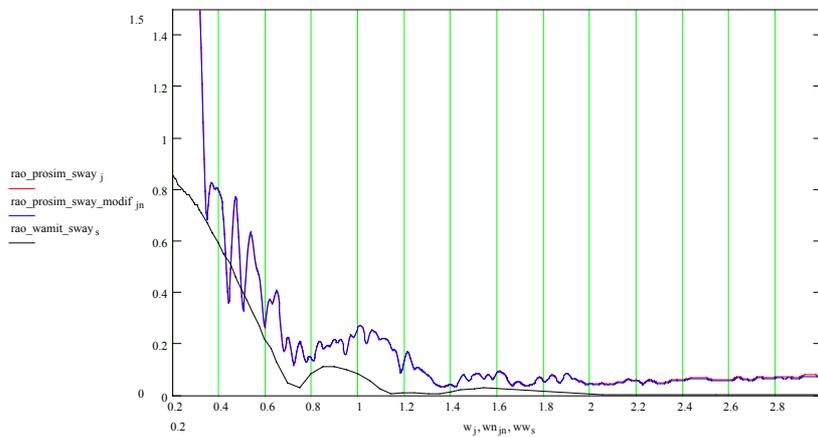


Figura 11-42 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSEC8 (*Sway*)

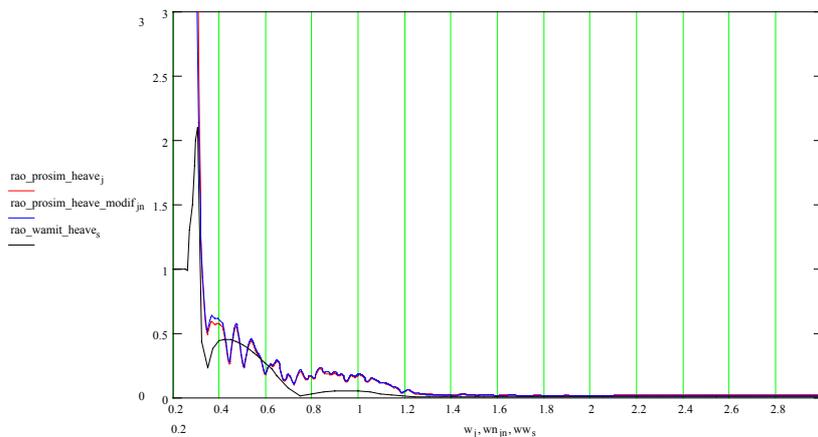


Figura 11-43 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSEC8 (*Heave*)

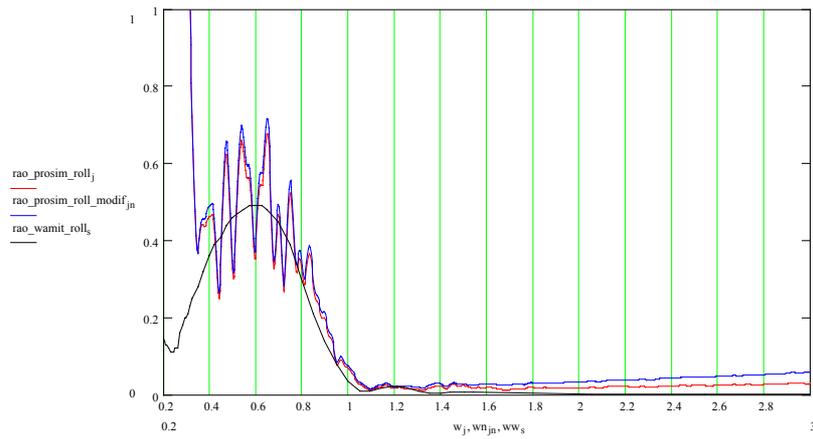


Figura 11-44 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSEC8 (*Roll*)

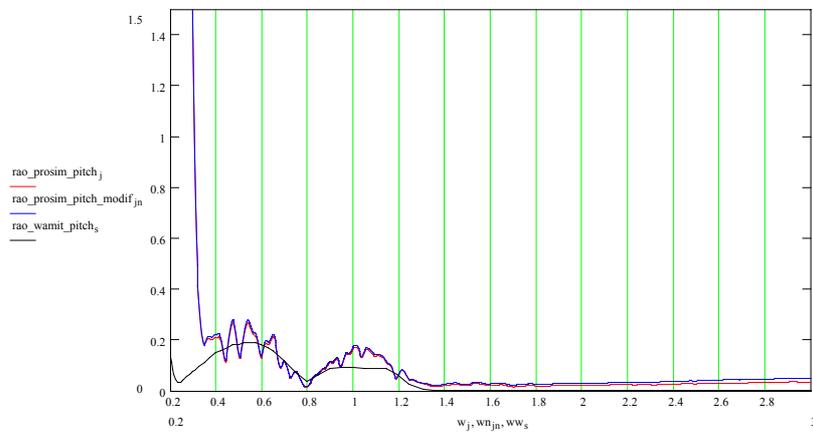


Figura 11-45 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSEC8 (*Pitch*)

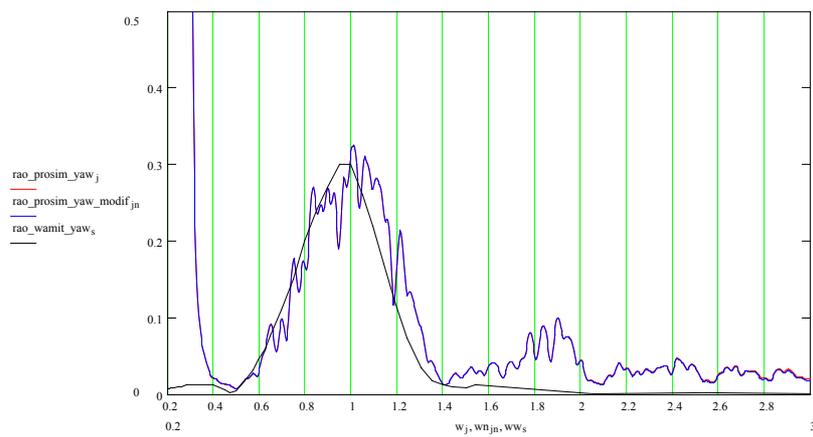


Figura 11-46 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSEC8 (*Yaw*)

## TSWB6

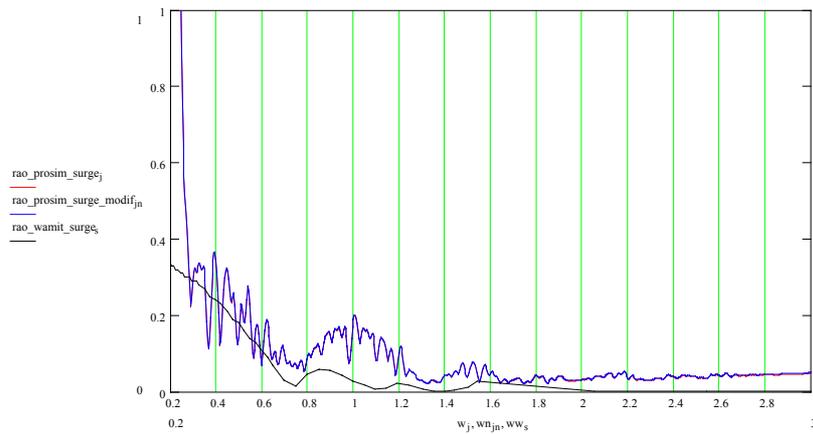


Figura 11-47 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWB6 (*Surge*)

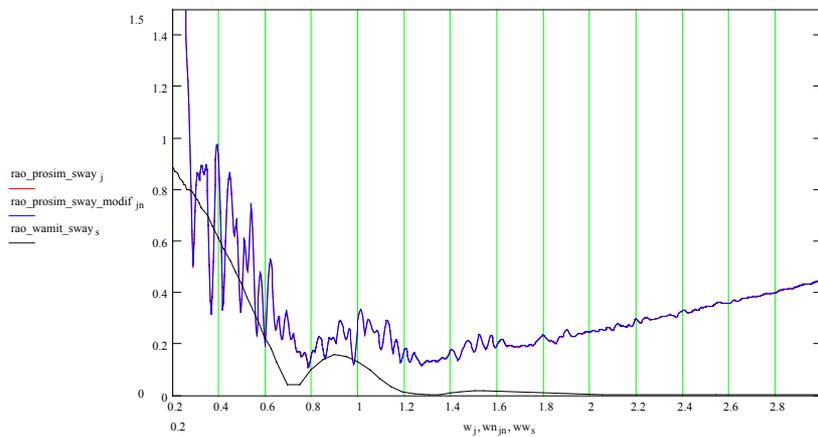


Figura 11-48 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWB6 (*Sway*)

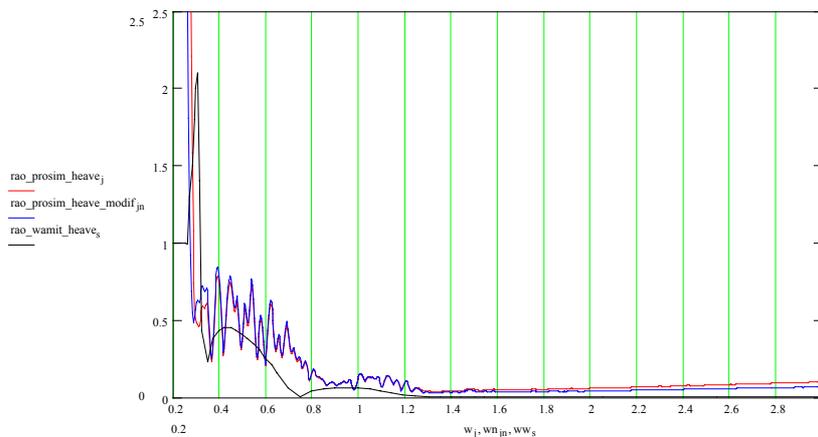


Figura 11-49 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWB6 (*Heave*)

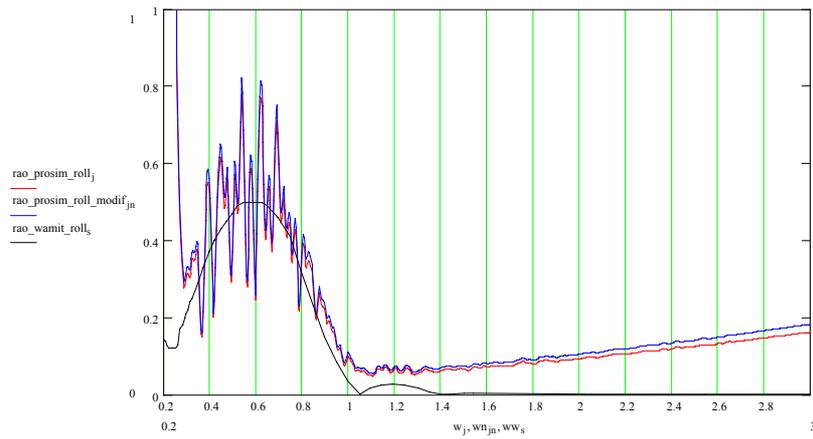


Figura 11-50 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWB6 (Roll)

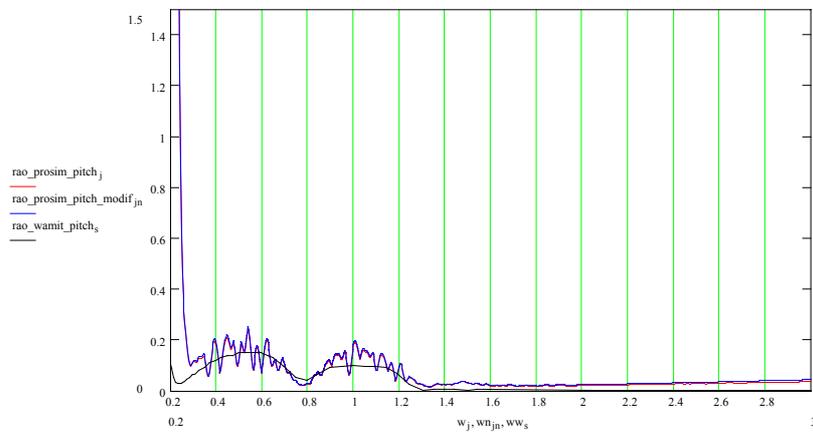


Figura 11-51 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWB6 (Pitch)

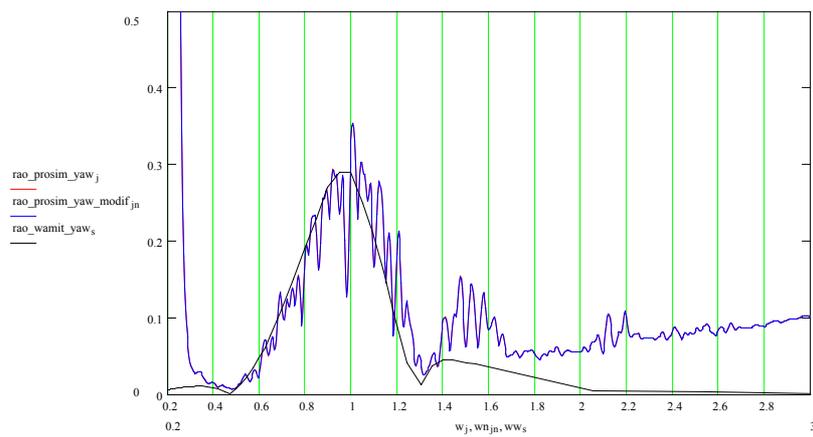


Figura 11-52 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso TSWB6 (Yaw)

## BTB6

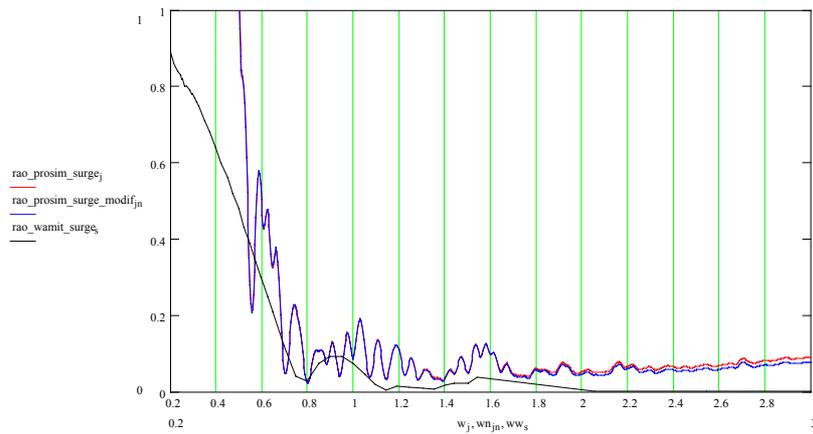


Figura 11-53 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso BTB6 (*Surge*)

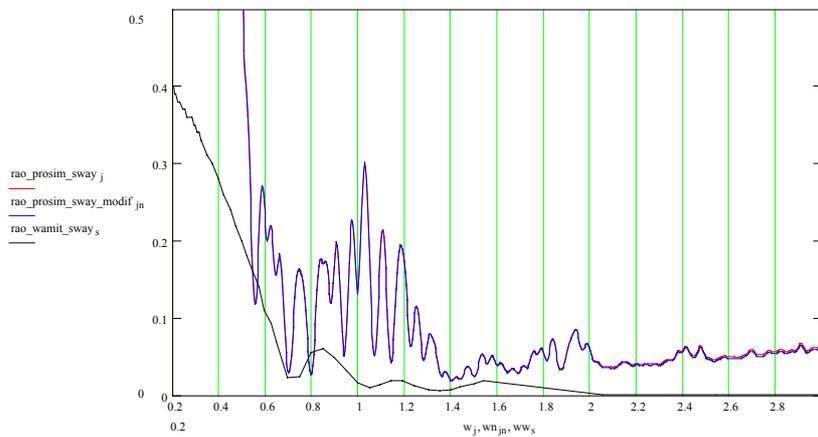


Figura 11-54 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso BTB6 (*Sway*)

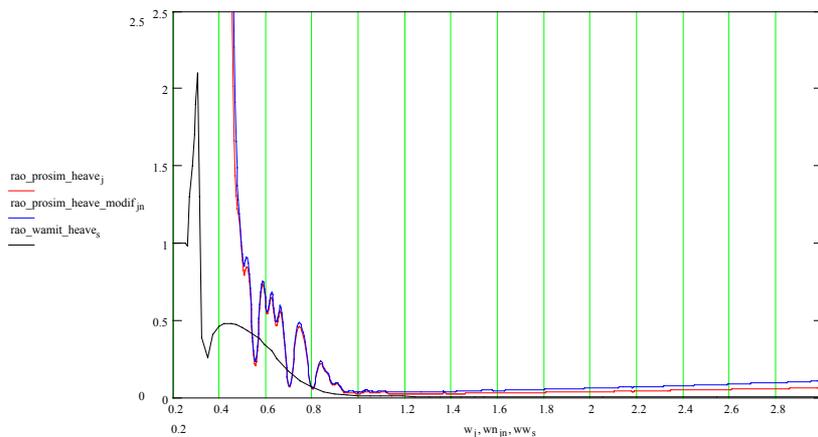


Figura 11-55 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso BTB6 (*Heave*)

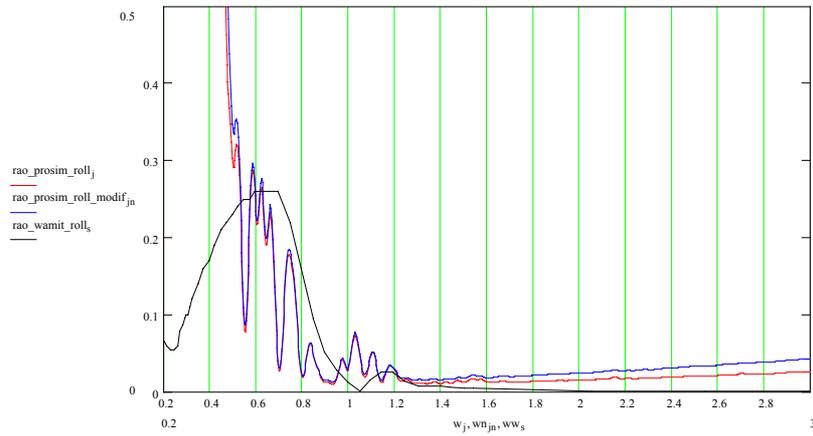


Figura 11-56 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso BTB6 (*Roll*)

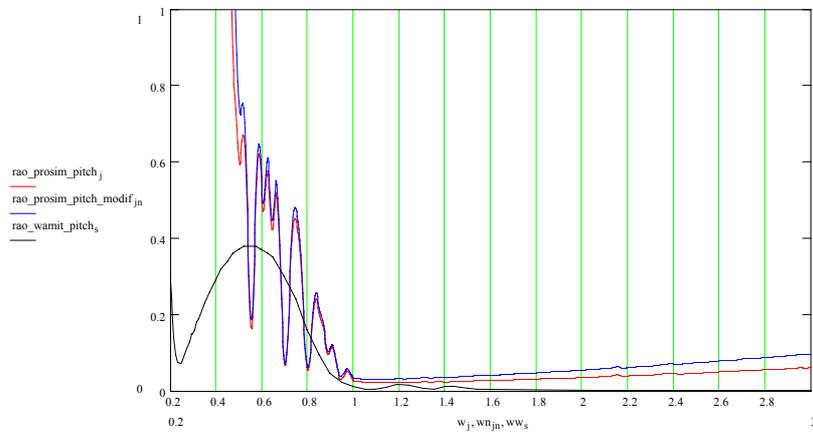


Figura 11-57 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso BTB6 (*Pitch*)

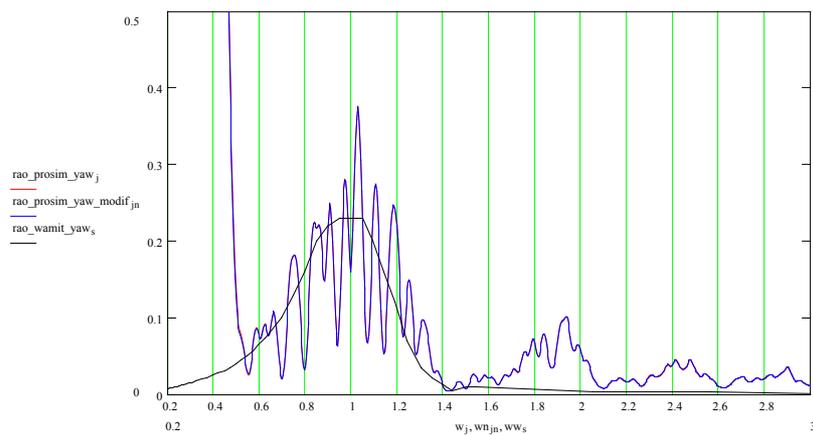


Figura 11-58 Comparação das Funções de Transferência do PROSIM e RAO's do WAMIT para o caso BTB6 (*Yaw*)

Na maioria dos casos, as funções de transferência de 1ª ordem geradas pelo PROSIM apresentam maior energia que aquelas geradas pelo WAMIT. Isto contribui para que a resposta de vida à fadiga seja mais crítica para as análises do ANFLEX com séries temporais do PROSIM. Mesmo assim, observando os resultados das comparações entre as duas formas de se considerar os movimentos na frequência da onda, verifica-se que as curvas seguem a mesma tendência, principalmente para as direções dos graus de liberdade de *heave*, *roll* e *pitch*, que, em geral, são os movimentos mais importantes para a linha.

Quando se usa o modelo de difração do WAMIT para considerar os movimentos na frequência da onda sobre o casco, uma matriz de amortecimento viscoso linearizada do casco é gerada externamente, ou através de dados experimentais obtidos através de testes de decaimento, ou através do programa WILMA [95], pois a teoria potencial não incorpora os efeitos viscosos. O programa WILMA se baseia na aplicação da formulação de Morison para o cálculo da matriz de amortecimento viscoso. No caso da P18, como não se tinham dados experimentais, o programa WILMA foi utilizado para gerar a matriz de amortecimento viscoso linearizada do casco a ser empregado no programa WAMIT. Como o programa PROSIM se baseia na formulação de Morison, o amortecimento viscoso não-linear já está incorporado nas análises.

Observa-se também que as funções de transferência ficaram pouco sensíveis às modificações dos coeficientes hidrodinâmicos do casco descritas no item anterior. Para que houvesse alterações significativas, deveriam ser adotados valores de CM e CD irrealistas. Ainda assim, alguns ajustes de CD poderiam ser feitos para *sway*, mas é difícil encontrar um CD para um cilindro equivalente de uma coluna irregular (com *blister*).

Assim, conclui-se que os resultados fornecidos pelo WAMIT (que envolve uma análise linearizada no domínio da frequência, empregando o modelo de Difração, baseado na teoria potencial) e os fornecidos pela formulação híbrida no domínio do tempo pelo PROSIM (descrita nos capítulos 2 a 6) de fato apresentam diferenças, embora não cheguem a ser de ordem de grandeza distintas.

### 11.3 TESTE DE DECAIMENTO NUMÉRICO (AMORTECIMENTO E PERÍODO NATURAL)

Nesta seção, apresentam-se resultados da aplicação da metodologia híbrida baseada nos ensaios de decaimento numérico, como descrito na seção 7.4.2.

Para a execução do teste de decaimento numérico foram escolhidos alguns casos de carregamento a partir do gráfico de dispersão dos *offsets* estáticos dos 97 casos de carregamentos simulados. No gráfico da Figura 11-59 são destacadas algumas regiões de *offset* e, em cada região, selecionado um caso de carregamento.

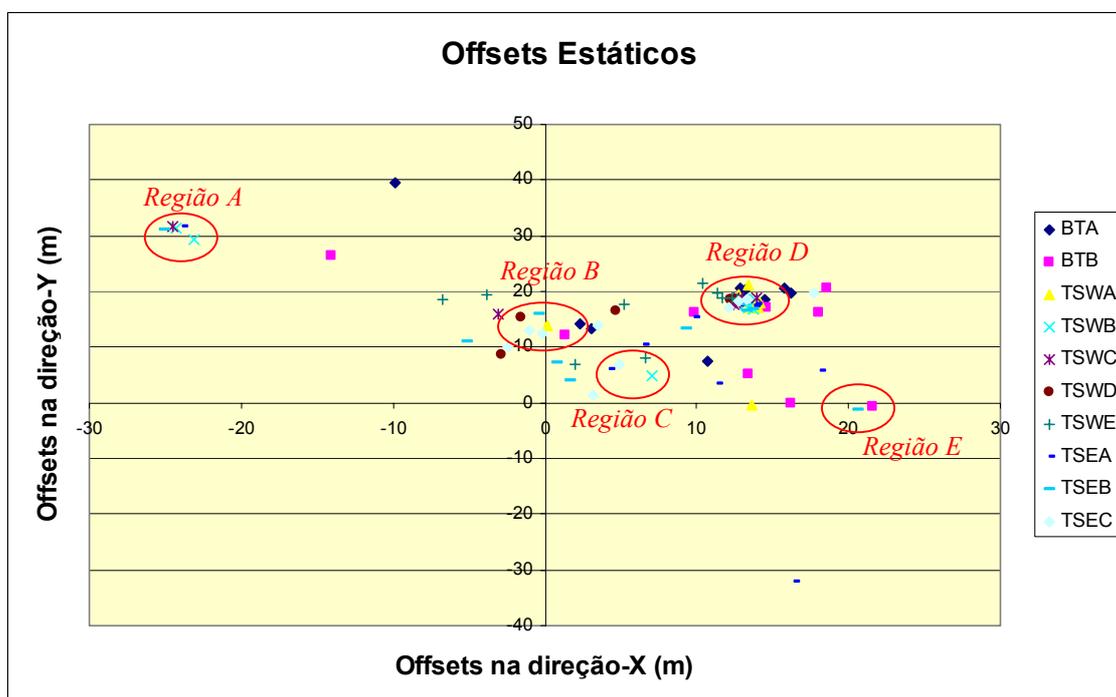


Figura 11-59 Distribuição dos *Offsets* estáticos dos 97 casos de carregamento selecionados

Os casos selecionados foram os seguintes:

- Região A → TSWC2
- Região B → TSWA3
- Região C → TSEC3
- Região D → TSWE9
- Região E → TSEB2

Numa análise estática inicial, o modelo é levado para uma posição de *offset* médio da embarcação com a aplicação do perfil de correnteza sobre o casco e sobre as

linhas. Em seguida, numa análise dinâmica, o perfil de correnteza é mantido e ainda aplica-se um deslocamento inicial, permitindo que o modelo oscile livremente no plano horizontal em torno desta posição de *offset* médio. A resposta que se obtém é harmônica amortecida, com período constante e amplitude sendo reduzida.

Conforme descrito na seção 7.2.3, para a determinação do período natural do sistema ( $T$ ) e do fator de amortecimento ( $\xi$ ), a razão entre dois picos sucessivos ( $A1$  e  $A2$ ) é calculada pela equação (7.4), utilizando-se os dados indicados na Tabela 11-6, obtidos do *time-history* da resposta harmônica do teste de decaimento. Para o cálculo do fator de amortecimento, foi utilizada a equação (7.5) com aplicação de um fator de correção; para o cálculo do período natural do sistema, foi utilizada a equação (7.7).

Na Tabela 11-6 são apresentados três tipos de resultados:

- Linhas modeladas com curvas de restauração – resposta referente ao amortecimento do casco apenas.
- Linhas modeladas por elementos finitos, mas sem amortecimento hidrodinâmico das linhas (IFLUID=0) – resposta referente ao amortecimento do casco, amortecimento estrutural das linhas e amortecimento devido ao contato variável e fricção das linhas com o solo).
- Linhas modeladas por elementos finitos com amortecimento hidrodinâmico das linhas (IFLUID=1) – resposta referente ao amortecimento do casco e a todas as parcelas de amortecimento das linhas de ancoragem e *risers*.

A Tabela 11-3, Tabela 11-4 e Tabela 11-5 apresentam os valores médios de *offset* após a aplicação do perfil de correnteza e do desequilíbrio inicial de 50 metros nas direções x e y (aplicados em análises separadas).

Tabela 11-3 Valores médios de *offset* para análises com curvas de restauração

Análise com Curvas de Restauração	Aplicação de 50m em X		Aplicação de 50m em Y	
	Surge	Sway	Surge	Sway
TSWC2	6,8922	-2,0055	8,7102	-2,8382
TSWA3	19,2862	-11,2793	21,4304	-13,8137
TSEC3	23,4131	-15,6500	25,2423	-19,8296
TSWE9	27,0443	-10,7406	28,3800	-12,2272
TSEB2	33,8561	-23,6732	35,4422	-27,2387

Tabela 11-4 Valores médios de *offset* para análises com Elementos Finitos, sem amortecimento hidrodinâmico das linhas

Análise com Elementos Finitos (IFLUID=0)	Aplicação de 50m em X		Aplicação de 50m em Y	
	Surge	Sway	Surge	Sway
TSWC2	-10,6042	14,6375	-9,3882	15,9481
TSWA3	14,7322	-3,6417	16,6606	-5,9206
TSEC3	24,2700	-12,7453	25,5513	-16,3302
TSWE9	31,9512	-1,7679	32,4523	-2,6738
TSEB2	41,0154	-21,3950	41,5931	-24,1642

Tabela 11-5 Valores médios de *offset* para análises com Elementos Finitos, com amortecimento hidrodinâmico das linhas

Análise com Elementos Finitos (IFLUID=1)	Aplicação de 50m em X		Aplicação de 50m em Y	
	Surge	Sway	Surge	Sway
TSWC2	-5,1103	11,9724	-10,1680	20,0976
TSWA3	17,7937	-4,9635	15,7745	-1,2310
TSEC3	27,0203	-13,5839	23,7552	-10,4013
TSWE9	35,4321	-2,2183	31,5565	2,5728
TSEB2	Não Convergiu		39,4054	-16,3537

A seguir, são apresentados gráficos de decaimento dos casos selecionados nas cinco regiões, com os três tipos de resultados descritos acima, apenas para os graus de liberdade de SURGE e SWAY.

Tabela 11-6 Resultados obtidos através do teste de decaimento numérico

Caso	Modelo dos risers e linhas de ancoragem	SURGE						SWAY					
		A1	A2	T <sub>D</sub>	T	ξ (%)	ξ X Fator	A1	A2	T <sub>D</sub>	T	ξ (%)	ξ X Fator
TSWC2	Elementos Finitos (IFLUID=1)	Super Amortecido						Super Amortecido					
	Elementos Finitos (IFLUID=0)	78,45	8,88	227,10	221,69	34,68	36,21	51,48	1,97	361,20	301,85	51,92	54,92
	Curvas de Restauração	73,77	7,88	237,10	220,13	35,59	37,16	56,22	0,60	382,10	246,89	72,15	76,32
TSWA3	Elementos Finitos (IFLUID=1)	Super Amortecido						Super Amortecido					
	Elementos Finitos (IFLUID=0)	77,05	27,90	224,75	221,59	16,17	16,71	62,89	14,11	327,95	317,71	23,79	24,79
	Curvas de Restauração	74,43	27,69	232,30	229,21	15,74	16,26	65,91	12,90	341,90	329,14	25,96	27,06
TSWE9	Elementos Finitos (IFLUID=1)	Super Amortecido						Super Amortecido					
	Elementos Finitos (IFLUID=0)	60,35	5,94	236,30	218,36	36,91	38,22	59,89	6,65	339,55	316,61	34,98	36,13
	Curvas de Restauração	58,41	6,29	244,70	227,61	35,45	36,71	64,21	7,37	350,70	327,74	34,45	35,59
TSEB2	Elementos Finitos (IFLUID=1)	Não convergiu						Super Amortecido					
	Elementos Finitos (IFLUID=0)	56,29	4,31	232,70	210,82	40,89	42,33	72,96	4,97	321,95	286,43	42,75	45,66
	Curvas de Restauração	54,94	4,91	240,90	221,01	38,43	39,78	77,33	3,75	343,90	294,93	48,15	51,43
TSEC3	Elementos Finitos (IFLUID=1)	Super Amortecido						Super Amortecido					
	Elementos Finitos (IFLUID=0)	65,97	18,94	227,10	222,36	19,86	20,31	73,57	13,76	319,15	306,36	26,69	28,02
	Curvas de Restauração	63,85	19,67	232,30	227,99	18,74	19,17	78,37	12,38	335,10	318,77	29,37	30,84

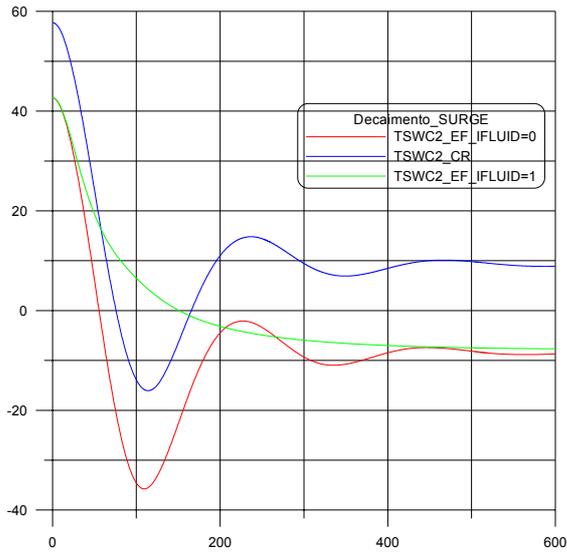


Figura 11-60 Decaimento numérico na direção de SURGE para o caso TSWC2

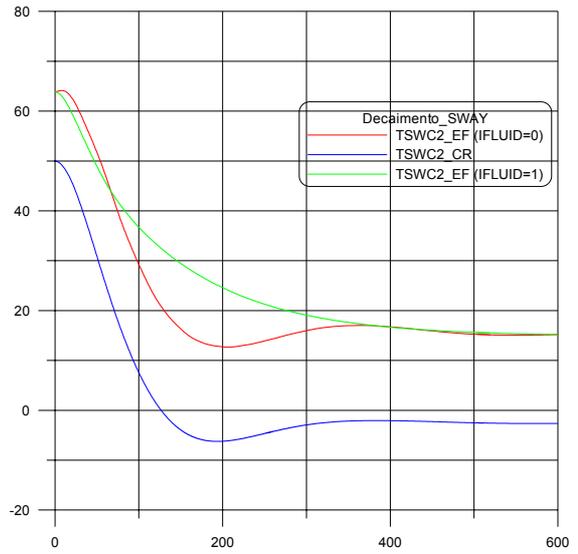


Figura 11-63 Decaimento numérico na direção de SWAY para o caso TSWC2

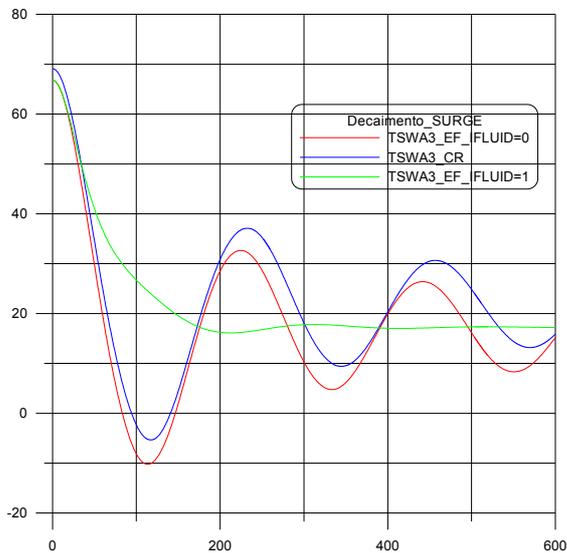


Figura 11-61 Decaimento numérico na direção de SURGE para o caso TSWA3

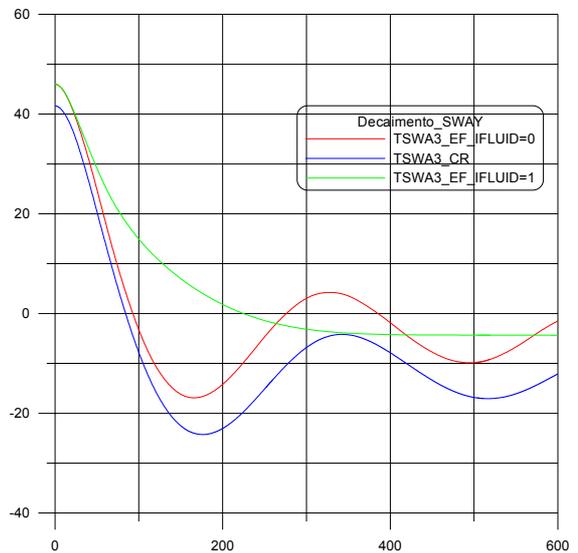


Figura 11-64 Decaimento numérico na direção de SWAY para o caso TSWA3

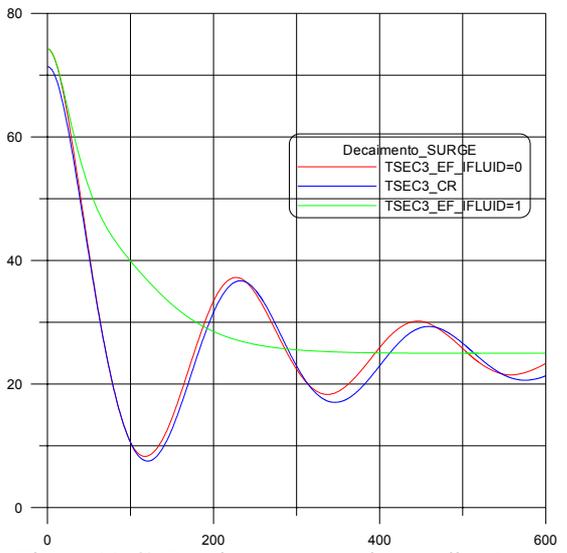


Figura 11-62 Decaimento numérico na direção de SURGE para o caso TSEC3

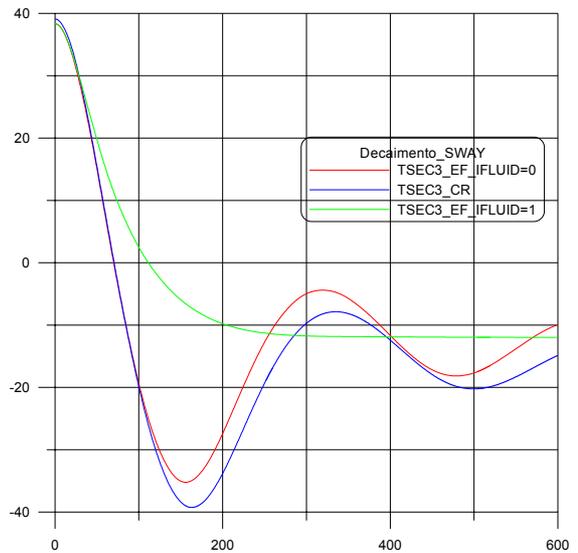


Figura 11-65 Decaimento numérico na direção de SWAY para o caso TSEC3

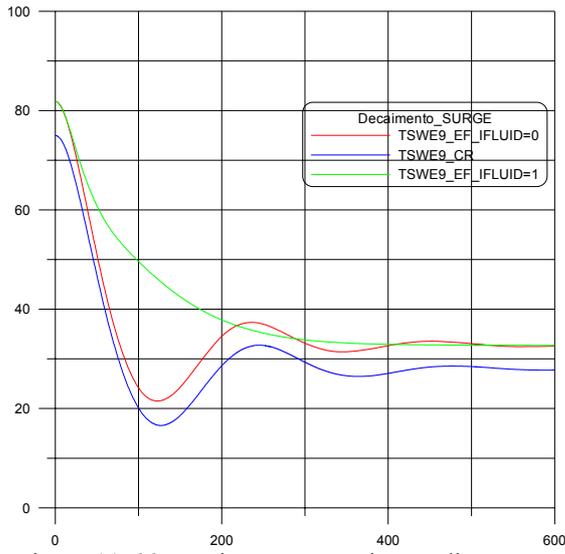


Figura 11-66 Decaimento numérico na direção de SURGE para o caso TSWE9

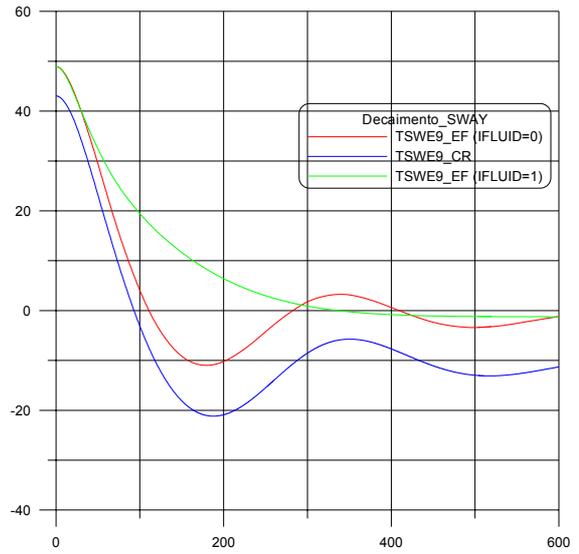


Figura 11-68 Decaimento numérico na direção de SWAY para o caso TSWE9

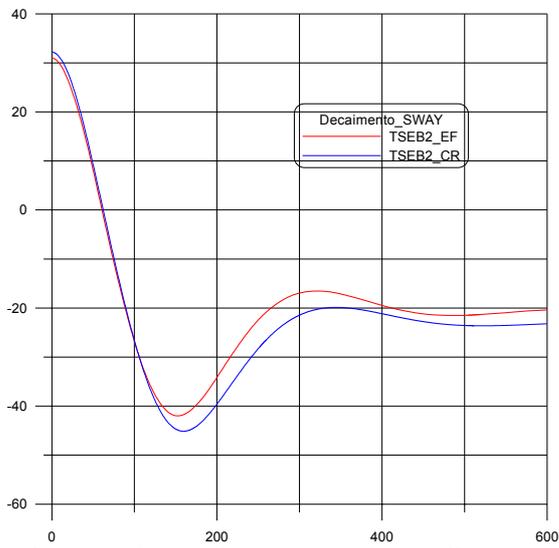


Figura 11-67 Decaimento numérico na direção de SWAY para o caso TSEB2

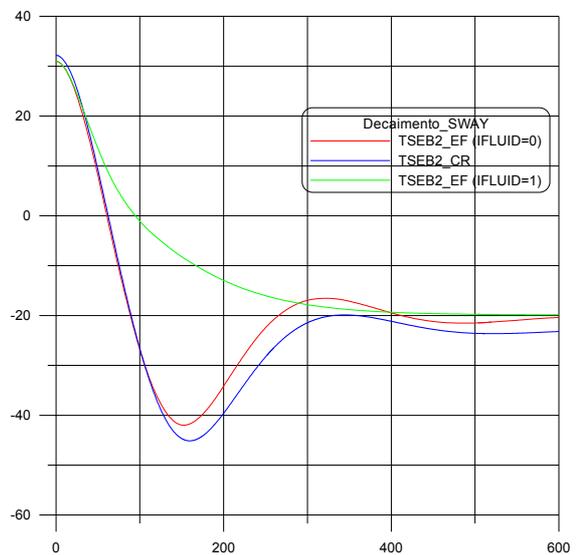


Figura 11-69 Decaimento numérico na direção de SWAY para o caso TSEB2

# Capítulo 12

## ESTUDO ESTATÍSTICO DE MOVIMENTOS E VIDA À FADIGA

### 12.1 INTRODUÇÃO

Este capítulo descreve os resultados da aplicação da segunda etapa das metodologias de análise descritas no Capítulo 7. Nesta segunda etapa, uma vez calculados os movimentos da plataforma P18, em termos de (RAO's + *offset* estático + movimentos de baixa frequência) ou de séries temporais que incorporam todas as parcelas de movimento, obtidas como descrito no Capítulo 11, os movimentos são utilizados para análises estruturais do SCR sob condições ambientais de fadiga, empregando o programa ANFLEX.

Foram executadas 473 análises do SCR no ANFLEX, para os casos de carregamento descritos no Capítulo 9. Resultados típicos destas análises são apresentados na seção 12.2.

Em seguida, os resultados do ANFLEX são pós-processados para o cálculo da vida à fadiga do SCR através do programa POSFAL. Antes de apresentar os resultados, é feito um breve resumo dos conceitos envolvidos em análises de fadiga na seção 12.3.

Finalmente, são apresentados os resultados em termos de vida útil. São efetuados diversos estudos qualitativos e paramétricos, procurando verificar a existência de correlação entre uma dada componente de movimento e o dano; em seguida, apresentam-se resultados de estudos paramétricos que procuram verificar a influência dos seguintes fatores:

- Número de componentes de onda;
- Variação da Semente de Geração de Fases Aleatórias;
- Variação do tempo total de Simulação.

## 12.2 RESULTADOS TÍPICOS DA ANÁLISE ESTRUTURAL PELO ANFLEX

As figuras a seguir apresentam alguns dos resultados típicos obtidos pelas análises do SCR no programa ANFLEX. O caso de carregamento BTB6 foi utilizado para ilustrar a geração das séries temporais e envoltórias do ANFLEX. É possível observar em todos estes gráficos que as regiões mais críticas do *riser* são as próximas ao TOPO e ao TDP (*Touch Down Point*).

Inicialmente, da Figura 12-1 até a Figura 12-4, são apresentadas envoltórias de resultados típicos. Nestas envoltórias, a curva vermelha representa os valores máximos observados durante a análise ao longo do comprimento do *riser*; a curva azul representa os valores mínimos. A Figura 12-1 ilustra uma envoltória de tensões de Von Mises em ( $\text{kN}/\text{m}^2$ ). A Figura 12-2 ilustra uma envoltória de tração real em (kN) na parede do tubo, incorporando os valores de pressão interna e externa. A Figura 12-3 ilustra uma envoltória de raio de curvatura ao longo do comprimento do *riser*. Finalmente, a Figura 12-4 mostra o exemplo de uma envoltória do momento MY (no plano do *riser*) em ( $\text{kN}\cdot\text{m}$ ).

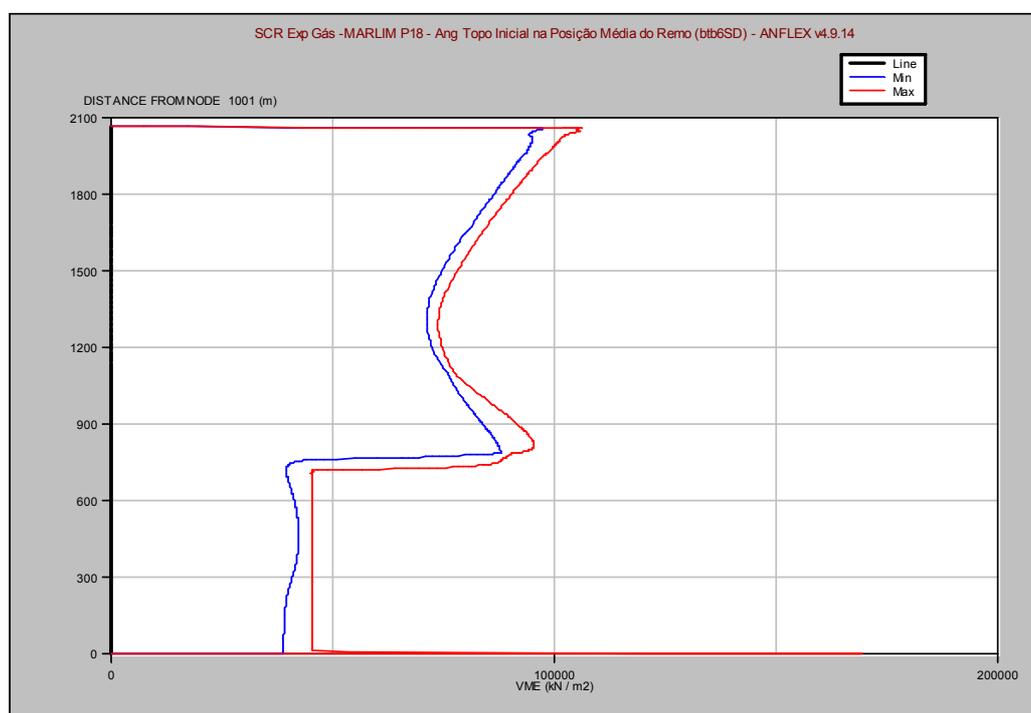


Figura 12-1 Envoltória de tensões de Von Mises para o caso BTB6

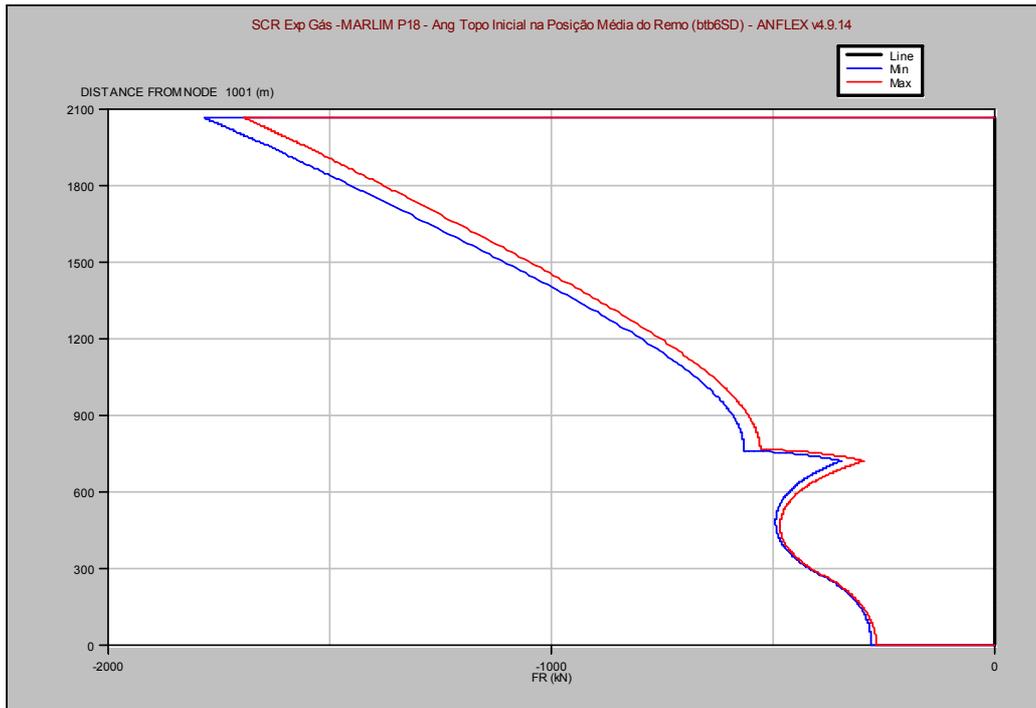


Figura 12-2 Envoltória de tração real para o caso BTB6

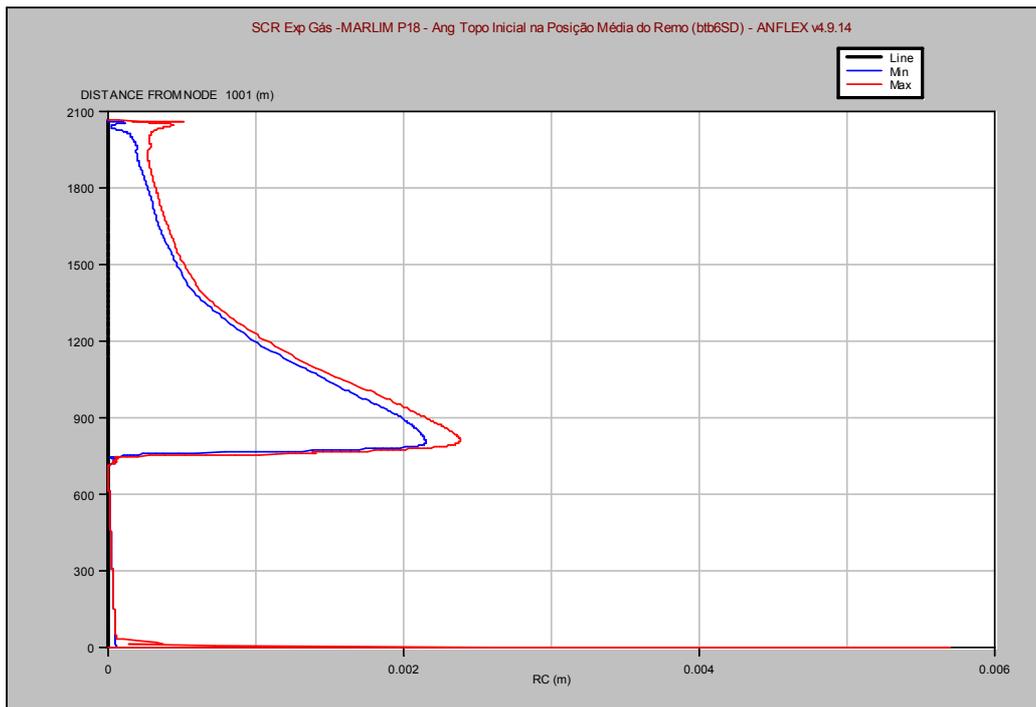


Figura 12-3 Envoltória do raio de curvatura para o caso BTB6

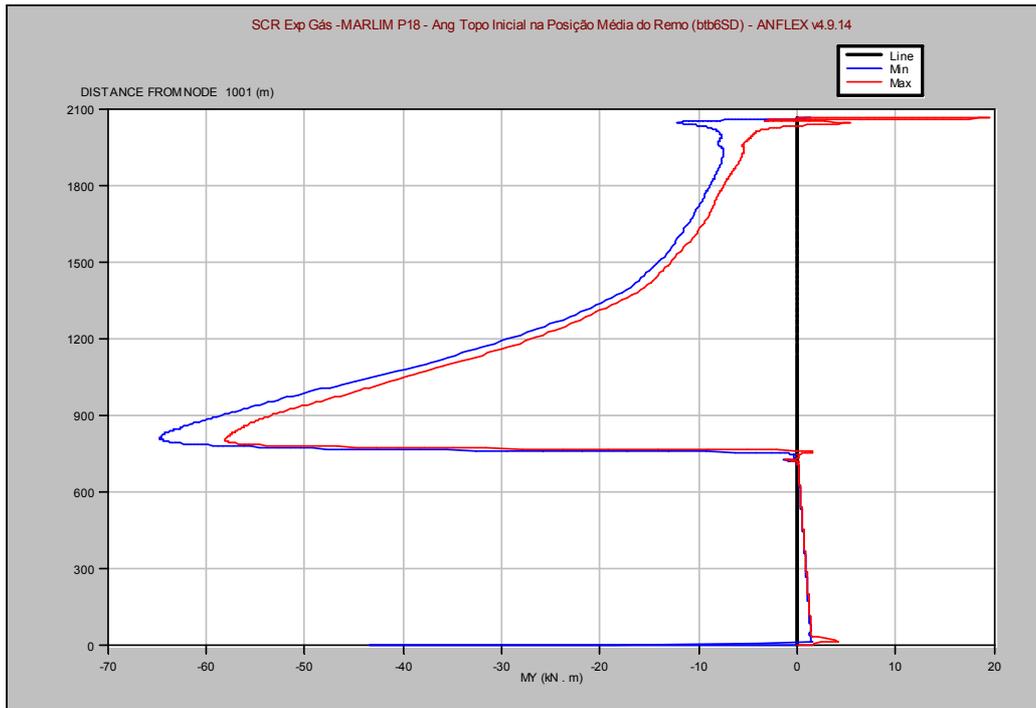


Figura 12-4 Envoltória do esforço MY para o caso BTB6

A Figura 12-5 e a Figura 12-6 apresentam um exemplo de série temporal de deslocamento x e y, respectivamente. Estas séries podem ser solicitadas ao programa para vários nós ao longo do *riser*. Neste caso, é apresentada a série temporal para o nó do topo do *riser*, que corresponde ao movimento prescrito.

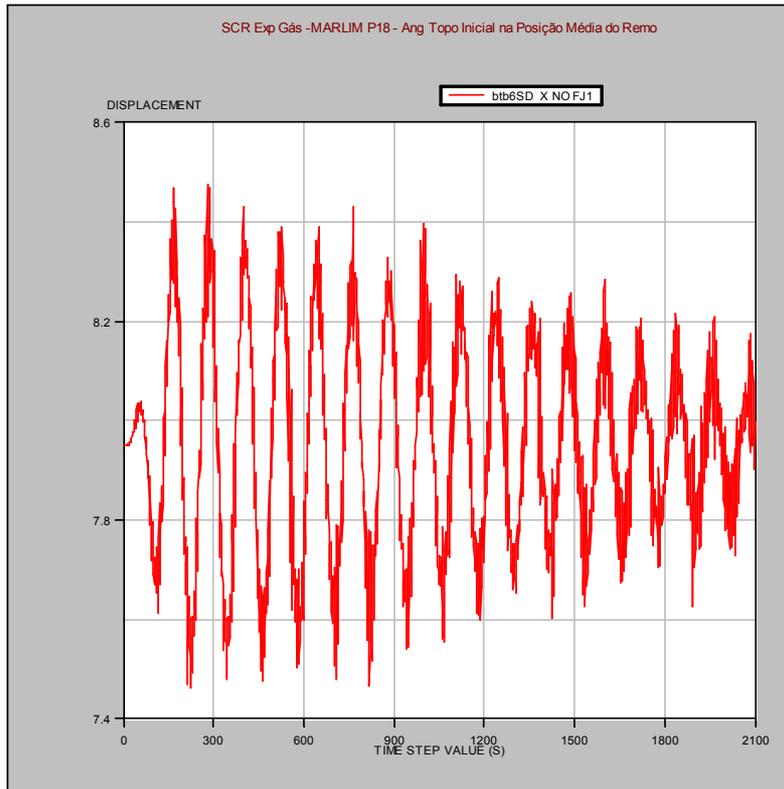


Figura 12-5 Série Temporal do deslocamento X no nó do topo para o caso BTB6

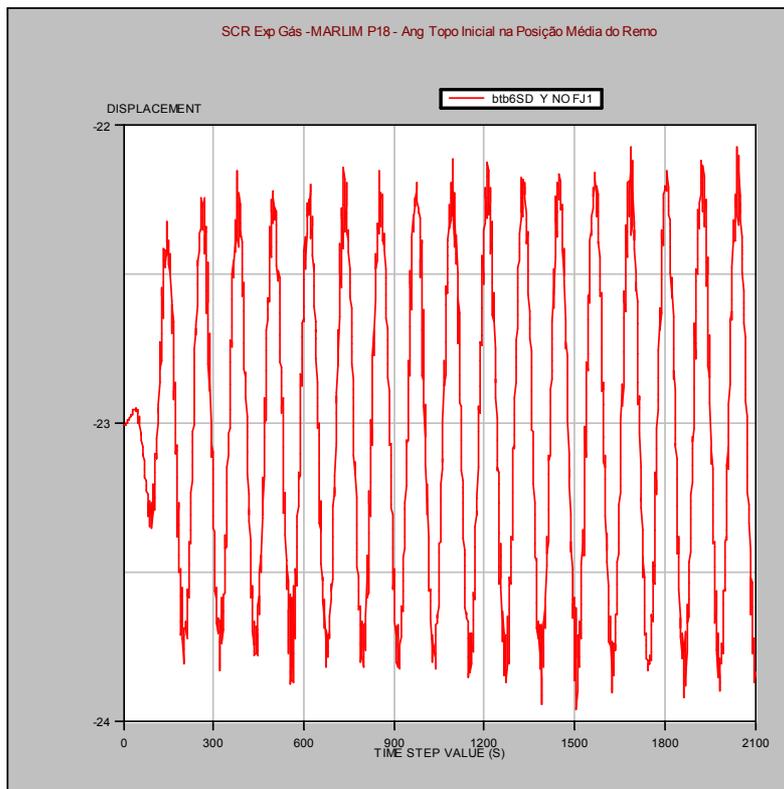


Figura 12-6 Série Temporal do deslocamento Y no nó do topo para o caso BTB6

### 12.3 ANÁLISE DE FADIGA

A fadiga é um estado limite bastante importante no projeto e na manutenção de estruturas offshore. O dano por fadiga pode ser entendido como a falha que ocorre nos materiais submetidos a variações cíclicas de tensões e deformações, através de um processo de acumulação de dano, ciclo a ciclo, ou seja, a carga aplicada não é suficiente para provocar a ruptura imediata da estrutura, mas a ruptura acontece após um certo número de variações de carregamento, quando o dano acumulado na estrutura atinge um determinado nível [96].

Para a verificação da fadiga, podem ser utilizados modelos de análise no domínio do tempo ou no domínio da frequência. No caso das análises de fadiga aleatória de SCR's no domínio do tempo, uma melhor representação das características não-lineares do *riser* é obtida. Em estruturas offshore, a avaliação da fadiga deve ser feita através de análises dinâmicas determinísticas ou aleatórias da estrutura, considerando-se as condições ambientais da locação. Desta forma, é possível determinar o histórico de longo prazo das tensões locais nos diversos pontos da estrutura e identificar todos os ciclos de tensões e as suas respectivas amplitudes.

As amplitudes de tensões são classificadas em intervalos, com o respectivo número de ocorrências de ciclos em cada uma delas. A partir daí, pode ser estabelecida uma distribuição de probabilidades associada aos ciclos de tensões e a avaliação da vida à fadiga pode ser calculada através da mecânica da fratura ou a partir de um procedimento baseado nas Curvas S-N e na regra de Miner-Palmgren. O primeiro procedimento é indicado para o acompanhamento do crescimento de trincas, enquanto o segundo é indicado para o projeto.

No procedimento baseado na regra cumulativa de danos por fadiga de Miner-Palmgren e nas Curvas S-N, assume-se que cada ciclo de tensão causa um dano independente dos demais, e que a falha ocorre quando o dano acumulado alcança um valor limite. Usando tal procedimento, o dano por fadiga  $D$  causado por ciclos de tensões em um determinado ponto de um componente estrutural é definido como na equação (11.1):

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} \quad (11.1)$$

onde:

$k$  – número de intervalos de ciclos de tensões considerados;  
 $n$  – número de ciclos de tensões no intervalo correspondente a  $S_i$ ;  
 $N$  – número de ciclos de tensão  $S_i$  capaz de causar falha por fadiga no material, definido pelas curvas S-N.

Assumindo-se que a falha por fadiga ocorra para um dano  $D = \eta$ , a vida útil do componente estrutural é dada pela equação (11.2):

$$VU = \frac{T\eta}{D} \quad (11.2)$$

onde  $T$  é o período de tempo total usado para a contagem do ciclo de tensões. Em projetos de estruturas offshore, geralmente assume-se um valor unitário para  $\eta$  e um ano para  $T$ .

O número de ciclos  $N$  é dado pela expressão geral (11.3) de uma Curva S-N:

$$N = \frac{a}{S^m} \quad (11.3)$$

onde:

$a$  e  $m$  – parâmetros da Curva S-N definidos através de ensaios experimentais, que dependem do tipo de material;  
 $S$  – amplitude de variação de tensões;  
 $N$  – número de ciclos capaz de levar a estrutura ao colapso por fadiga para cada faixa de variação de tensões.

O valor das tensões utilizadas na análise de fadiga corresponde às tensões locais (ou *hot spot stresses*). Estas tensões são definidas como na equação (11.4):

$$S = SCF \times S_n \quad (11.4)$$

onde  $SCF$  é o fator de concentração de tensões e  $S_n$  é a tensão nominal obtida através de uma análise global da estrutura.

O  $SCF$  é a relação entre a máxima tensão local e a tensão nominal e depende da geometria da junta e do carregamento atuante. Este fator pode ser obtido através de fórmulas paramétricas, disponíveis para diversos modelos de juntas, ou ainda, através de análises de elementos finitos [97].

A expressão geral (11.5) para o cálculo da vida útil à fadiga de um componente estrutural é:

$$VU = \frac{T\eta}{\sum_{i=1}^k \frac{n_i}{\left( \frac{a}{(SCF \times \sigma_n^i)^m} \right)}} \quad (11.5)$$

Para avaliação da vida à fadiga do SCR de exportação de gás da P18, primeiro foi utilizado o programa de análise estrutural ANFLEX na avaliação dos esforços ao longo das juntas do *riser*. Para isto, foram aplicados os 97 casos de carregamento descritos anteriormente com seus respectivos percentuais de ocorrência. Em seguida, o programa POSFAL é utilizado para o pós-processamento dos esforços gerados pelo programa de análise estrutural ANFLEX, permitindo realizar o cálculo do dano acumulado por fadiga e da vida útil em juntas tubulares soldadas de estruturas metálicas. O POSFAL também permite o cálculo da fadiga produzida por séries temporais de tensões (Curvas S-N) ou trações (curvas T-N).

O tipo de análise de fadiga a ser efetuada, aleatória ou determinística, é função da forma como são gerados os esforços nos elementos. Com os espectros de esforços ou séries temporais de esforços nos elementos, obtêm-se posteriormente os espectros de tensões ou séries temporais de tensões em oito pontos ao longo do perímetro da seção transversal do “*brace*”.

Podem ser utilizados quatro modelos para o cálculo do dano [89]:

- Obtenção do espectro de tensões (ou trações) a partir do sinal no tempo e consideração de que as amplitudes das tensões seguem a distribuição de probabilidades de Rayleigh;
- Realização de simulações no domínio do tempo a partir do espectro calculado. Para cada sinal simulado é utilizado o método de contagem de ciclos “*rainflow*”;
- Método de contagem de ciclos “*rainflow*”, a partir do sinal de tensões (ou trações) original;
- Método de Dirlik.

Caso os dados de esforços sejam oriundos de uma análise determinística do ANFLEX, serão calculadas as tensões determinísticas e a vida à fadiga em oito pontos

da seção transversal do “*brace*”. No caso de análise aleatória, os ciclos de tensões são identificados unicamente pelo método “*rainflow*”.

## 12.4 RESULTADOS DE VIDA ÚTIL

Nesta seção, apresentam-se os resultados de vida útil à fadiga calculados pelo programa POSFAL, a partir de resultados das análises estruturais do ANFLEX. Foram utilizadas as curvas de fadiga B da DNV na região do topo e curva E de 1 tramo da DNV ao longo do *riser*.

Os resultados são apresentados separadamente para as regiões mais críticas do *riser*, ou seja, as regiões do TOPO e do TDP. A seguir, são apresentadas algumas figuras esquemáticas do SCR (Figura 12-7, Figura 12-8 e Figura 12-9), com a localização das juntas mais críticas no topo e no TDP, e ainda, a nomenclatura dos 8 pontos ao redor da seção transversal da junta associados ao sistema de referência local do ANFLEX, para os quais o programa POSFAL publica os resultados. Estas informações serão úteis para o entendimento das tabelas de resultados de vida à fadiga do SCR da P18 que serão apresentadas posteriormente.

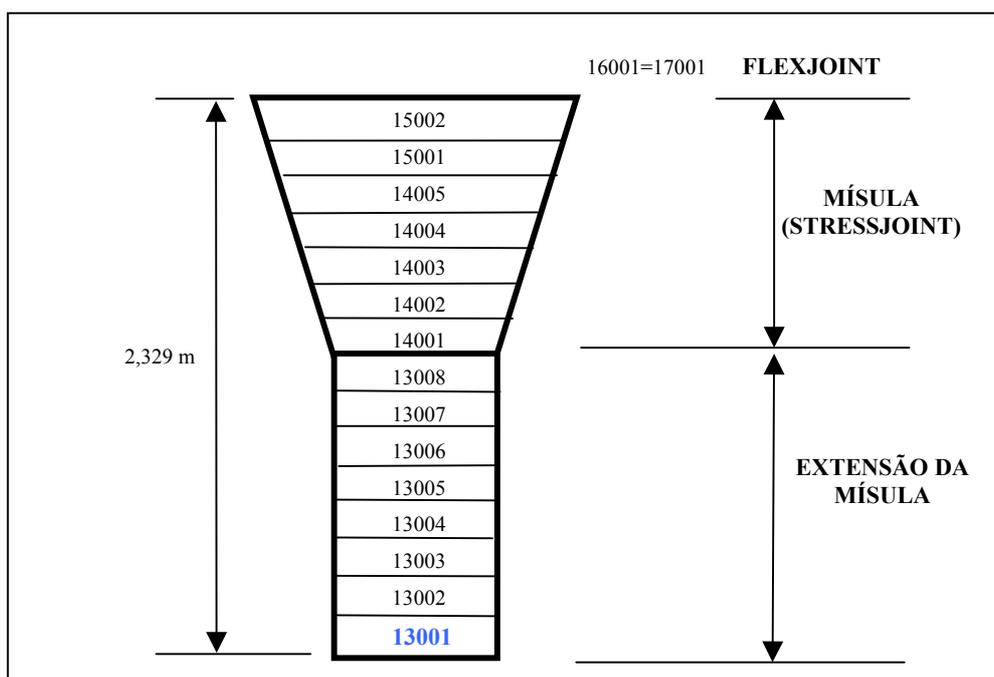


Figura 12-7 Discretização da malha do SCR na região do Topo

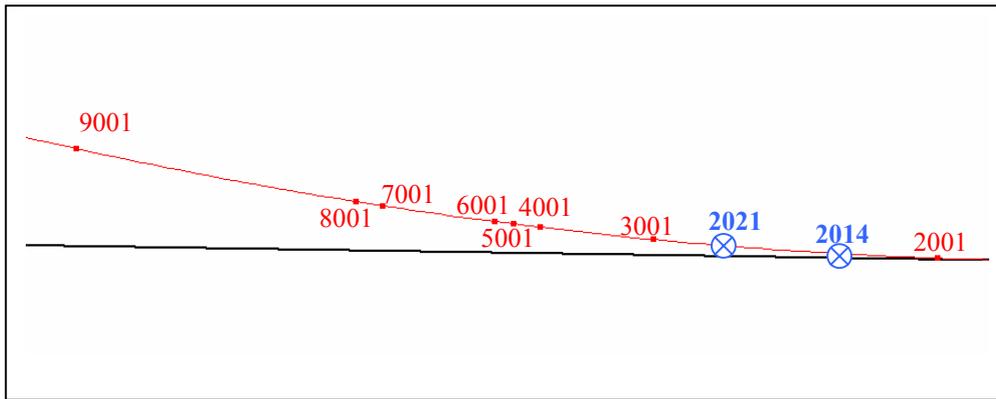


Figura 12-8 Discretização da malha do SCR na região do TDP

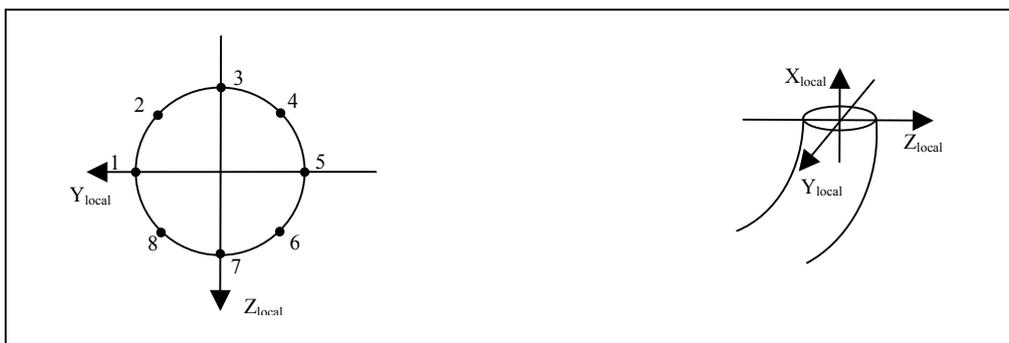


Figura 12-9 Nomenclatura dos pontos da seção transversal

Nas tabelas apresentadas a seguir, os resultados de vida à fadiga são agrupados de acordo com a região do *riser* (topo ou TDP) e também de acordo com o ponto da seção transversal. Neste caso, foram escolhidos dois pontos: o ponto 3 (localizado no plano do *riser*) e o ponto 5 (localizado fora do plano do *riser*). Optou-se por adotar os resultados destes pontos 3 e 5 como referência, mesmo que não tenham sido os mais críticos em todos os casos.

Na região do Topo, os resultados foram apresentados para o ponto 3, localizado no plano do *riser*. Na região do TDP, como existe também interferência do solo marinho, o qual restringe o *riser* lateralmente, foram apresentados resultados para os pontos 3 (plano do *riser*) e 5 (fora do plano do *riser*).

Os resultados foram todos parametrizados em relação à vida da junta mais crítica do TDP (que apresenta dano maior que o da junta mais crítica do Topo), para a análise do ANFLEX com RAO's do WAMIT (a qual é atualmente a metodologia de análise padrão da prática de projeto da Petrobras).

A Tabela 12-1 apresenta os resultados parametrizados de vida à fadiga para a junta mais crítica da região do Topo, no ponto 3, quantificando-se separadamente a vida para cada grupo de carregamento, com o percentual de ocorrência real de cada caso. A Tabela 12-2 apresenta os resultados parametrizados de vida à fadiga para a região do Topo, quantificando-se a vida para todos os 97 casos de carregamento.

A Tabela 12-3 apresenta os resultados parametrizados de vida à fadiga para cada grupo de casos de carregamento, nas juntas mais críticas do TDP, no ponto 5 (fora do plano do *riser*): 2021 para as análises com séries temporais do PROSIM e 2014 para as análises com RAO's do WAMIT. Nesta Tabela 12-4 são apresentados os resultados parametrizados de vida à fadiga, considerando-se a contribuição de todos os 97 casos de carregamento.

O conjunto da Tabela 12-5 e Tabela 12-6 apresenta o mesmo padrão de resultados do parágrafo anterior, mas para o ponto 3 (plano do *riser*).

Tabela 12-1 Vida Útil parametrizada na junta mais crítica do TOPO para cada grupo de casos de carregamento

Grupos	Número de Casos	% Ocorrência do Grupo	TIPO DE ANÁLISE	JUNTA TOPO	VIDA ÚTIL PARAMETRIZADA	PONTO	EM MAIS CRÍTICO
BTA	10	3,97	Série Temporal do Prosim	13001	35,83	3	BTA8
			RAO	13001	186,23	3	BTA8
			RAO com bf de roll e pitch	13001	184,14	3	BTA8
BTB	10	43,54	Série Temporal do Prosim	13001	3,56	3	BTB6
			RAO	13001	30,09	3	BTB6
			RAO com bf de roll e pitch	13001	28,38	3	BTB6
% BT		47,51					
TSWA	8	2,90	Série Temporal do Prosim	13001	27,28	3	TSWA7
			RAO	13001	124,36	3	TSWA7
			RAO com bf de roll e pitch	13001	122,93	3	TSWA7
TSWB	10	6,69	Série Temporal do Prosim	13001	8,22	3	TSWB5
			RAO	13001	25,49	3	TSWB5
			RAO com bf de roll e pitch	13001	24,92	3	TSWB5
TSWC	10	4,67	Série Temporal do Prosim	13001	7,48	3	TSWC9
			RAO	13001	24,84	3	TSWC9
			RAO com bf de roll e pitch	13001	24,87	3	TSWC9
TSWD	8	5,94	Série Temporal do Prosim	13001	4,67	3	TSWD2
			RAO	11034	854,54	3	TSWD2
			RAO com bf de roll e pitch	11034	861,19	3	TSWD2
TSWE	10	7,67	Série Temporal do Prosim	13001	4,83	3	TSWE2
			RAO	13001	25,19	3	TSWE2
			RAO com bf de roll e pitch	13001	24,79	3	TSWE2
% TSW		27,87					
TSEA	10	5,70	Série Temporal do Prosim	13001	26,41	3	TSEA9
			RAO	13001	104,66	3	TSEA9
			RAO com bf de roll e pitch	13001	104,39	3	TSEA9
TSEB	11	11,03	Série Temporal do Prosim	13001	9,58	3	TSEB10
			RAO	13001	43,86	3	TSEB9
			RAO com bf de roll e pitch	13001	43,22	3	TSEB9
TSEC	10	7,93	Série Temporal do Prosim	13001	6,78	3	TSEC9
			RAO	13001	28,40	3	TSEC8
			RAO com bf de roll e pitch	13001	26,47	3	TSEC8
% TSE		24,66					

Tabela 12-2 Vida Útil parametrizada na junta mais crítica do TOPO para todos os casos de carregamento

Grupos	Número de Casos	% Ocorrência do Grupo	TIPO DE ANÁLISE	JUNTA TOPO	VIDA ÚTIL PARAMETRIZADA	PONTO	EM MAIS CRÍTICO
TODOS	97	100	Série Temporal do Prosim	<b>13001</b>	<b>0,76</b>	<b>3</b>	<b>BTB6</b>
			RAO	13001	3,46	3	TSWE2
			RAO com bf de roll e pitch	<b>13001</b>	<b>3,38</b>	<b>3</b>	<b>TSWB5</b>

Tabela 12-3 Vida Útil parametrizada nas juntas mais críticas do TDP (PONTO 5) para cada grupo de casos de carregamento

Grupos	Número de Casos	% Ocorrência do Grupo	TIPO DE ANÁLISE	JUNTA TDP	VIDA ÚTIL PARAMETRIZADA	PONTO	EM MAIS CRÍTICO
BTA	10	3,97	Série Temporal do Prosim	2021	28,75	5	BTA9
			RAO	2014	65,94	5	BTA7
			RAO com bf de roll e pitch	2014	65,94	5	BTA7
BTB	10	43,54	Série Temporal do Prosim	2021	4,36	5	BTB6
			RAO	2014	15,20	5	BTB2
			RAO com bf de roll e pitch	2014	15,20	5	BTB2
% BT		47,51					
TSPA	8	2,90	Série Temporal do Prosim	2021	30,58	5	TSPA7
			RAO	2014	11,19	5	TSPA7
			RAO com bf de roll e pitch	2014	11,19	5	TSPA7
TSPB	10	6,69	Série Temporal do Prosim	2021	12,21	5	TSPB5
			RAO	2014	5,92	5	TSPB6
			RAO com bf de roll e pitch	2014	5,92	5	TSPB6
TSPC	10	4,67	Série Temporal do Prosim	2021	16,63	5	TSPC9
			RAO	2014	5,79	5	TSPC9
			RAO com bf de roll e pitch	2014	5,79	5	TSPC9
TSPD	8	5,94	Série Temporal do Prosim	2021	22,67	5	TSPD8
			RAO	2014	5,33	5	TSPD6
			RAO com bf de roll e pitch	2014	5,33	5	TSPD6
TSP E	10	7,67	Série Temporal do Prosim	2021	20,53	5	TSP E8
			RAO	2014	17,64	5	TSP E8
			RAO com bf de roll e pitch	2014	17,64	5	TSP E8
% TSP		27,87					
TSEA	10	5,70	Série Temporal do Prosim	2021	213,82	5	TSEA7
			RAO	2014	117,12	5	TSEA10
			RAO com bf de roll e pitch	2014	99,18	5	TSEA10
TSEB	11	11,03	Série Temporal do Prosim	2021	49,26	5	TSEB4
			RAO	2014	28,83	5	TSEB4
			RAO com bf de roll e pitch	2014	19,23	5	TSEB4
TSEC	10	7,93	Série Temporal do Prosim	2021	22,82	5	TSEC8
			RAO	2014	4,99	5	TSEC8
			RAO com bf de roll e pitch	2014	4,99	5	TSEC8
% TSE		24,66					

Tabela 12-4 Vida Útil parametrizada nas juntas mais críticas do TDP (PONTO 5) para todos os casos de carregamento

Grupos	Número de Casos	% Ocorrência do Grupo	TIPO DE ANÁLISE	JUNTA TDP	VIDA ÚTIL PARAMETRIZADA	PONTO	EM MAIS CRÍTICO
TODOS	97	100	Série Temporal do Prosim	2021	1,67	5	TSEC8
			RAO	2014	1,00	5	TSEC8
			RAO com bf de roll e pitch	2014	0,98	5	TSEC8

Tabela 12-5 Vida Útil parametrizada nas juntas mais críticas do TDP (PONTO 3) para cada grupo de casos de carregamento

Grupos	Número de Casos	% Ocorrência do Grupo	TIPO DE ANÁLISE	JUNTA TDP	VIDA ÚTIL PARAMETRIZADA	PONTO	EM MAIS CRÍTICO
BTA	10	3,97	Série Temporal do Prosim	2021	30,48	3	BTA9
			RAO	2014	2437,10	3	BTA7
			RAO com bf de roll e pitch	2014	2436,44	3	BTA7
BTB	10	43,54	Série Temporal do Prosim	2021	8,26	3	BTB6
			RAO	2014	6,77	3	BTB2
			RAO com bf de roll e pitch	2014	6,77	3	BTB2
% BT		47,51					
TSPA	8	2,90	Série Temporal do Prosim	2021	15,17	3	TSPA7
			RAO	2014	181,29	3	TSPA7
			RAO com bf de roll e pitch	2014	181,39	3	TSPA7
TSPB	10	6,69	Série Temporal do Prosim	2021	6,04	3	TSPB5
			RAO	2014	85,91	3	TSPB6
			RAO com bf de roll e pitch	2014	86,36	3	TSPB6
TSPC	10	4,67	Série Temporal do Prosim	2021	8,11	3	TSPC9
			RAO	2014	56,93	3	TSPC9
			RAO com bf de roll e pitch	2014	57,03	3	TSPC9
TSPD	8	5,94	Série Temporal do Prosim	2021	10,53	3	TSPD8
			RAO	2014	44,20	3	TSPD6
			RAO com bf de roll e pitch	2014	44,14	3	TSPD6
TSP E	10	7,67	Série Temporal do Prosim	2021	22,13	3	TSP E8
			RAO	2014	20,18	3	TSP E8
			RAO com bf de roll e pitch	2014	20,18	3	TSP E8
% TSP		27,87					
TSEA	10	5,70	Série Temporal do Prosim	2021	137,72	3	TSEA7
			RAO	2014	318,57	3	TSEA10
			RAO com bf de roll e pitch	2014	318,35	3	TSEA10
TSEB	11	11,03	Série Temporal do Prosim	2021	28,94	3	TSEB4
			RAO	2014	748,83	3	TSEB4
			RAO com bf de roll e pitch	2014	693,13	3	TSEB4
TSEC	10	7,93	Série Temporal do Prosim	2021	10,27	3	TSEC8
			RAO	2014	123,62	3	TSEC8
			RAO com bf de roll e pitch	2014	123,52	3	TSEC8
% TSE		24,66					

Tabela 12-6 Vida Útil parametrizada nas juntas mais críticas do TDP (PONTO 3) para todos os casos de carregamento

Grupos	Número de Casos	% Ocorrência do Grupo	TIPO DE ANÁLISE	JUNTA TDP	VIDA ÚTIL PARAMETRIZADA	PONTO	EM MAIS CRÍTICO
TODOS	97	100	Série Temporal do Prosim	2021	1,27	3	TSEC8
			RAO	2014	3,74	3	TSEC8
			RAO com bf de roll e pitch	2014	3,74	3	TSEC8

Observando-se estas tabelas, verifica-se que a região que apresenta o maior dano é o TDP. Na região do topo, a junta mais crítica foi a 13001, independente do tipo de análise, ou seja, com séries temporais do PROSIM ou com RAO's do WAMIT.

Observa-se que, em geral, os danos encontrados pela metodologia baseada no uso de séries temporais, obtidas pela análise acoplada de movimentos do PROSIM, apresentaram diferenças significativas em relação aos obtidos pela metodologia desacoplada tradicional, que emprega separadamente movimentos na frequência da

onda fornecidos pelos RAO's do WAMIT (sem a consideração da influência dos *risers* no movimento), e movimentos de *offset* estático e deriva lenta também calculados separadamente.

Este fato ressalta a importância da consideração de análises acopladas, utilizando por exemplo o programa PROSIM na determinação dos movimentos a serem empregados nas análises estruturais de *risers* isolados através do ANFLEX.

Nesta aplicação particular com a plataforma P18, os danos obtidos através da análise acoplada foram em geral maiores do que os obtidos através da metodologia desacoplada. Vale ressaltar, no entanto, que sem fazer estudos adicionais com outros tipos de plataforma e/ou outros arranjos de *risers*, não é possível generalizar essa conclusão.

Os gráficos da Figura 12-10, Figura 12-11 e Figura 12-12 mostram a participação relativa de todos os casos de carregamento para o dano, separadamente para as regiões do topo e do TDP, no plano do *riser* e fora do plano do *riser*. Nestes gráficos, as ordenadas se referem ao percentual do dano de cada caso de carregamento em relação ao dano total com todos os casos de carregamento, separadamente para as análises com RAO's do WAMIT e com séries temporais do PROSIM.

Como a inclusão dos movimentos de baixa frequência de *roll* e *pitch* não causou diferença sensível na vida à fadiga, todos os gráficos comparativos de vida à fadiga determinados pelas análises com o ANFLEX e o POSFAL foram feitos apenas com os resultados das análises com RAO's do WAMIT (com baixa frequência de *surge* e *sway*) e com os resultados das análises com séries temporais do PROSIM.

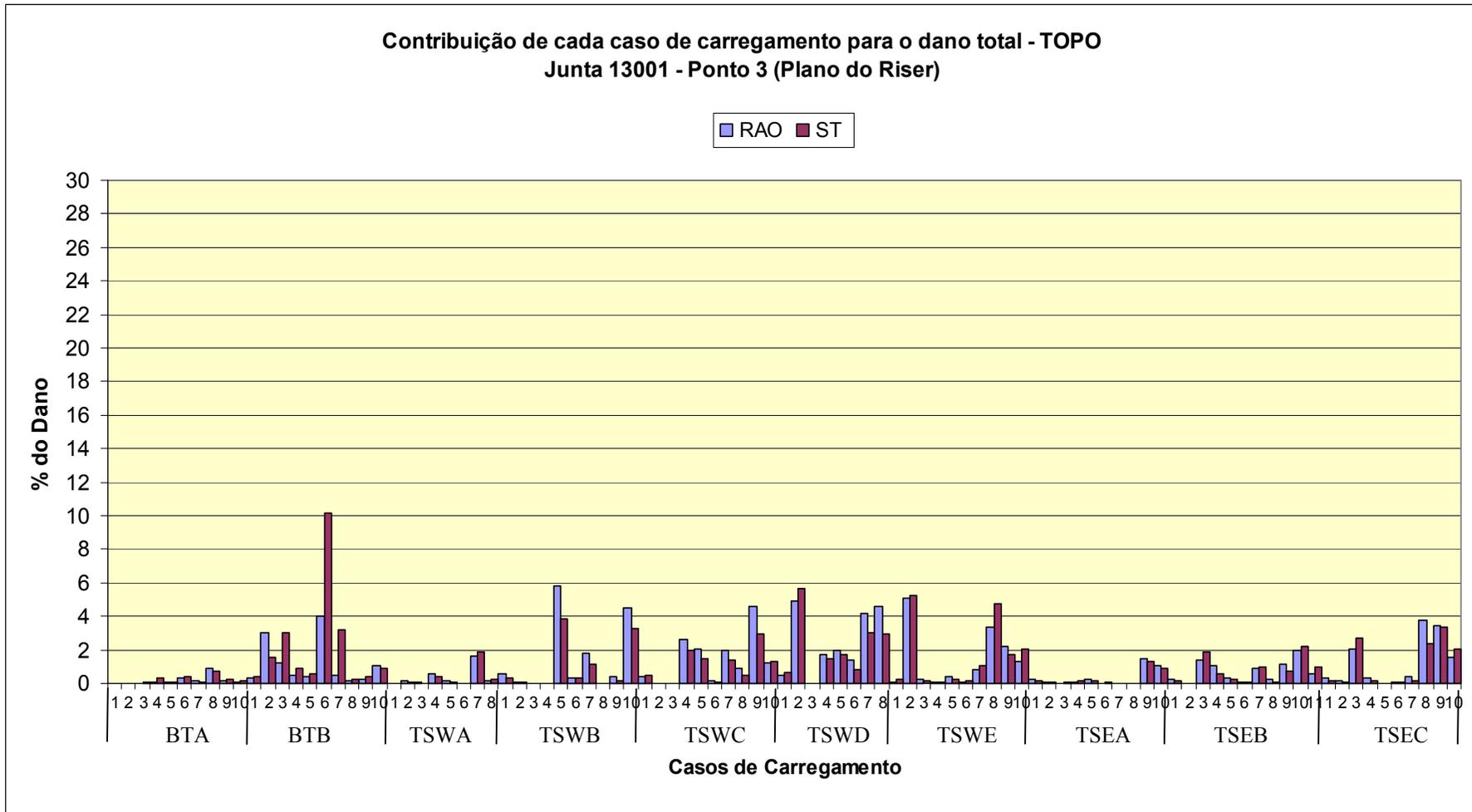


Figura 12-10 Parcela de contribuição de cada caso de carregamento para o dano total – Junta do Topo (13001) – Ponto 3

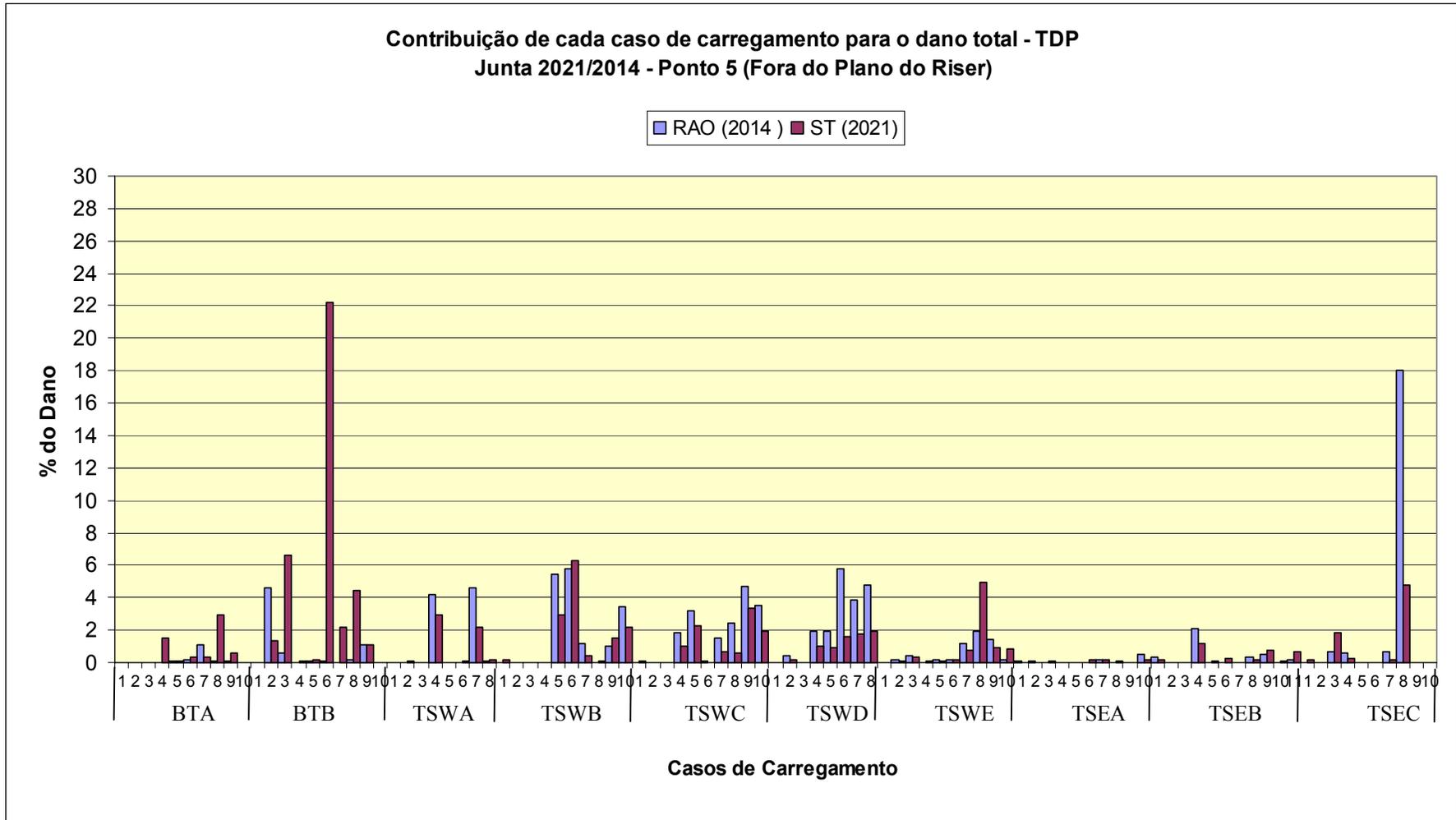


Figura 12-11 Parcela de contribuição de cada caso de carregamento para o dano total – Junta do TDP (2014/2021) – Ponto 5

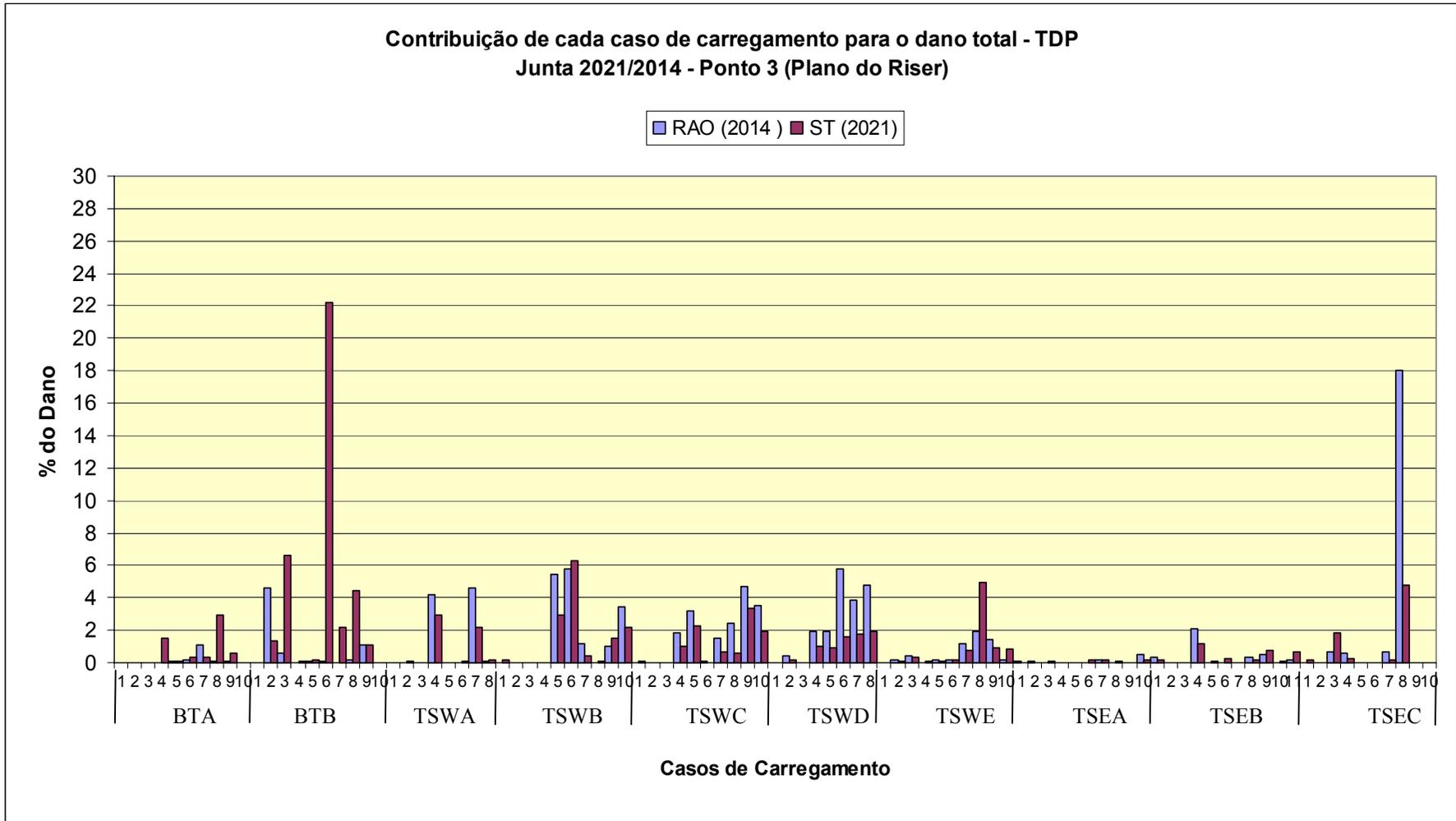


Figura 12-12 Parcela de contribuição de cada caso de carregamento para o dano total – Junta do TDP (2014/2021) – Ponto 3

## 12.5 RESULTADOS DA INFLUÊNCIA DOS COMPONENTES DE MOVIMENTO

Os gráficos seguintes procuram verificar se existe uma forte tendência de algum componente do movimento provocar maior dano no *riser*. Para que a dispersão dos pontos destes gráficos não fosse afetada pelos percentuais de ocorrência de cada caso de carregamento, resolveu-se trabalhar com os danos unitários, ou seja, os danos de cada caso de carregamento dividido pelo seu respectivo percentual de ocorrência. É como se todos os casos de carregamento tivessem sido analisados com percentuais de ocorrência iguais.

As ordenadas dos gráficos representam os danos unitários divididos pelo maior dano unitário; as abscissas representam os valores de desvio-padrão dos movimentos (separadamente para as parcelas na frequência da onda, AF, e de baixa frequência, BF) divididos pelo maior valor de desvio-padrão. Assim, nestes gráficos, os pontos de maior ordenada, ou seja, os pontos de maior dano, não equivalem necessariamente aos piores casos de carregamento apresentados na Figura 12-10, na Figura 12-11 e na Figura 12-12, pois lá os resultados são afetados pelos percentuais de ocorrência.

Os gráficos de correlação de movimentos com o dano foram feitos tanto para as análises do ANFLEX com séries temporais do PROSIM quanto para as análises com RAO's do WAMIT. Como os resultados de correlação ficaram bem parecidos, independente do tipo de análise, são apresentados os resultados apenas das análises do ANFLEX com RAO's do WAMIT.

### *Junta mais crítica do Topo*

Primeiramente são apresentados os gráficos para a junta mais crítica do topo no plano do *riser* (junta 13001 – ponto 3), da Figura 12-13 à Figura 12-20. No caso dos movimentos de baixa frequência, foram impostos movimentos apenas para os graus de liberdade de *surge* (Figura 12-16) e *sway* (Figura 12-17).

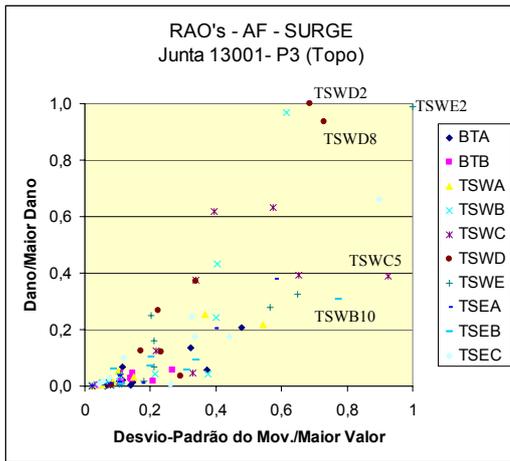


Figura 12-13 Associação do Dano com o Movimento de SURGE – Somente AF

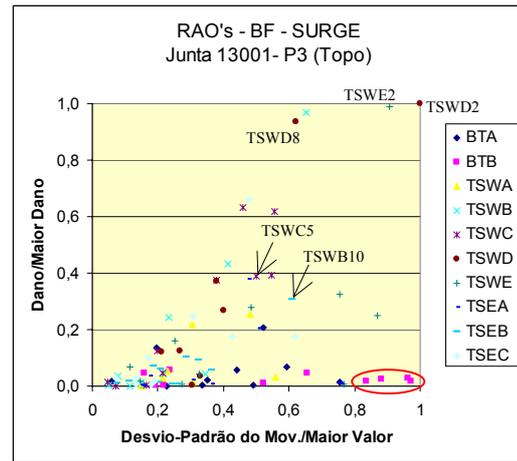


Figura 12-16 Associação do Dano com o Movimento de SURGE – Somente BF

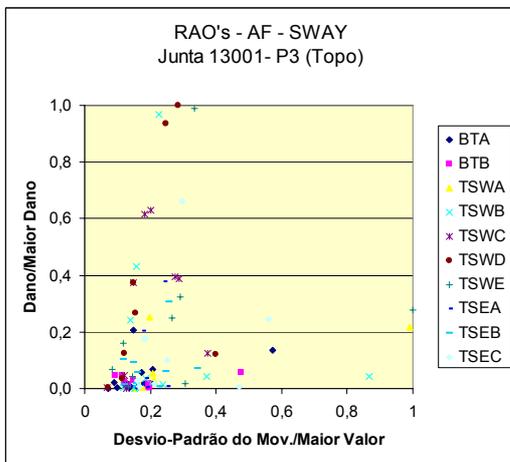


Figura 12-14 Associação do Dano com o Movimento de SWAY – Somente AF

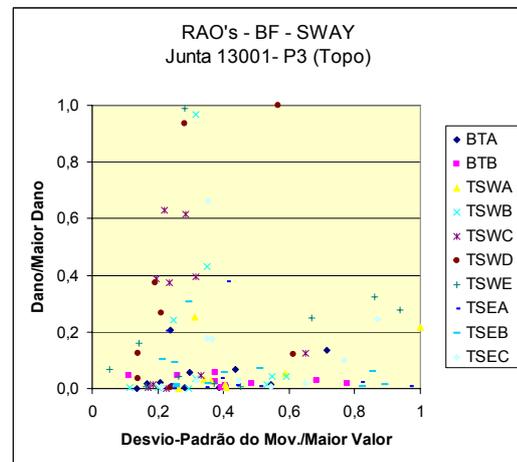


Figura 12-17 Associação do Dano com o Movimento de SWAY – Somente BF

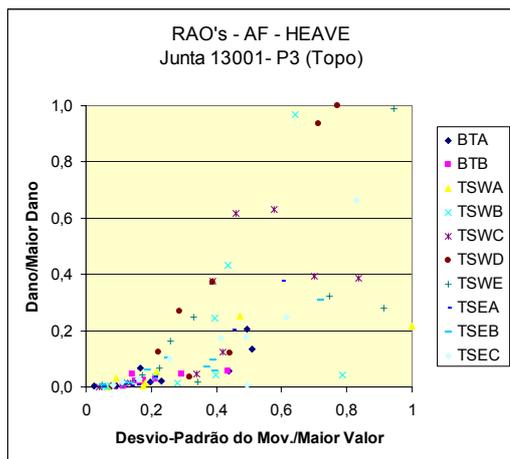


Figura 12-15 Associação do Dano com o Movimento de HEAVE – Somente AF

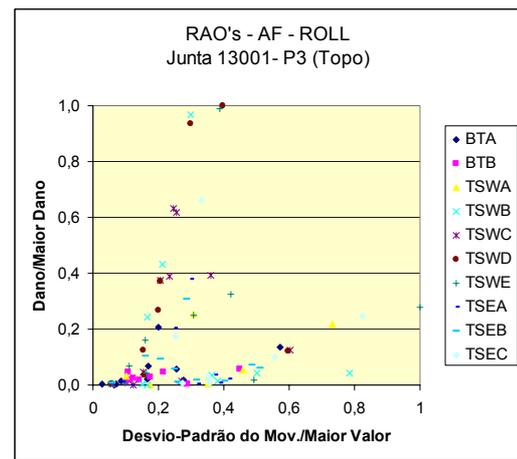


Figura 12-18 Associação do Dano com o Movimento de ROLL – Somente AF

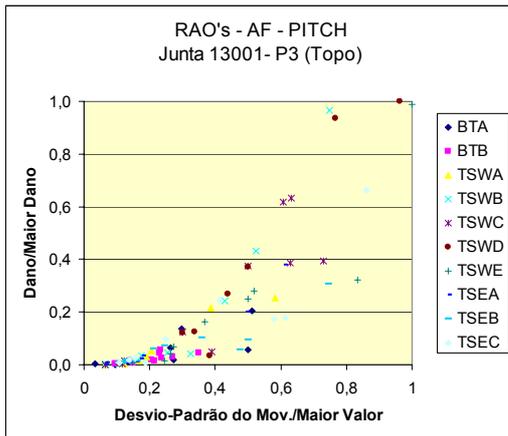


Figura 12-19 Associação do Dano com o Movimento de PITCH – Somente AF

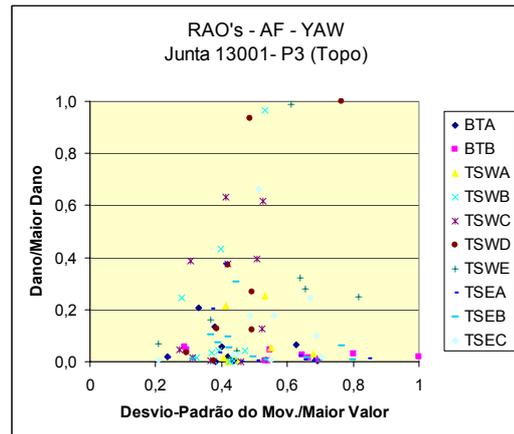


Figura 12-20 Associação do Dano com o Movimento de YAW – Somente AF

Para verificar se existe correlação entre uma componente do movimento e o dano, basta observar se os pontos destes gráficos estão razoavelmente agrupados em torno de uma reta. Assim, nos gráficos referentes à junta do Topo 13001 para o ponto 3 (plano do *riser*) observou-se essa correlação nos movimentos na frequência da onda de *surge* e *pitch*. Este comportamento poderia ser esperado, pois estes movimentos são os que provocam esforços no plano do *riser*. Com os movimentos de baixa frequência não foi possível fazer alguma correlação.

Os casos de carregamento destacados nos gráficos de surge (Figura 12-13 e Figura 12-16) (TSWD2, TSWE2 e TSWD8), correspondentes a estados de mar intensos de *swell* (com períodos maiores que 10s), apresentam valores elevados de desvio-padrão do movimento e também valores elevados de dano, tanto para a parcela de baixa frequência do movimento quanto para a parcela na frequência da onda.

Por outro lado, alguns casos do grupo BTB circulos em vermelho no gráfico da Figura 12-16 apresentam valores altos de desvio-padrão na parcela de baixa frequência e dano quase nulo. Estes mesmos casos referentes à parcela de alta frequência apresentam valores baixos de desvio-padrão, o que caracteriza que apenas a parcela referente à alta frequência é que está correlacionada com o dano.

Os casos TSWE2, TSWD2 e TSWD8 destacados na Figura 12-13 e na Figura 12-16 apresentam direções opostas de onda e correnteza, causando um dano alto. O caso TSWC5 apresenta onda e correnteza na mesma direção, causando um dano baixo. Assim, a princípio poderia se pensar que direções opostas de carregamento de onda e

correnteza forneceriam danos altos no topo, principalmente porque o ponto de conexão do SCR da P18 está fora da água. Mas contrariando este pensamento, o caso TSWB10 apresenta direções opostas e dano baixo. Assim, uma investigação mais detalhada com um maior número de casos seria necessária.

#### *Junta mais crítica do TDP*

Agora são apresentados os mesmos tipos de gráficos, mas para as juntas mais crítica do TDP, no plano do *riser* (ponto 3) e fora do plano do *riser* (ponto 5), da Figura 12-21 à Figura 12-28 para o ponto 5 e da Figura 12-30 até a Figura 12-37 para o ponto 3.

Para se proceder à verificação da correlação entre o dano de uma junta crítica do TDP e os movimentos no topo da plataforma, foram pré-selecionados os possíveis casos de carregamento que poderiam ter mais influência no dano da junta selecionada, pois como existe uma grande variação de *offset* entre todos os casos de carregamento, muitos deles apresentam a faixa de variação do TDP longe da junta crítica escolhida, ou seja, estes casos de carregamento contribuem mais para o dano em juntas diferentes da junta 2014.

Nas análises do ANFLEX com RAO's do WAMIT a junta mais crítica do TDP foi a 2014. Esta junta se encontra a 753,3m do ponto de ancoragem do modelo do *riser*. Assim, foram buscadas as faixas de variação do TDP durante as análises dinâmicas de cada caso e seus respectivos valores médios de distância do TDP até o ponto de ancoragem que se aproximavam mais da distância 753,3m. O critério de escolha dos casos de carregamento foi o TDP médio com uma variação de  $\pm 5$  metros em relação à distância 753,3m

Assim, os casos destacados são apresentados na Tabela 12-7, Tabela 12-8 e Tabela 12-9. Nos gráficos seguintes, estes casos aparecem com símbolo preto.

Tabela 12-7 Casos de Carregamento de BOM TEMPO com a junta mais críticas do TDP próxima à junta 2014

Casos de Carregamento	Distância Máxima do TDP ao ponto ancoragem	Distância Mínima do TDP ao ponto ancoragem	Valor Médio da distância do TDP ao ponto ancoragem
BTA1	750,37	748,38	749,08
BTA5	759,37	755,37	757,79
BTA6	760,37	755,37	758,14
BTB1	761,37	753,37	757,85
BTB2	756,37	745,38	750,50
BTB3	756,37	750,37	753,48

Tabela 12-8 Casos de Carregamento de TEMPESTADE SUDOESTE com a junta mais críticas do TDP próxima à junta 2014

Casos de Carregamento	Distância Máxima do TDP ao ponto ancoragem	Distância Mínima do TDP ao ponto ancoragem	Valor Médio da distância do TDP ao ponto ancoragem
TSWA1	754,37	750,37	752,80
TSWA7	762,37	750,37	757,45
TSWA8	760,37	755,37	758,08
TSWB4	757,37	755,37	756,65
TSWB5	766,36	749,38	757,87
TSWB7	762,37	753,37	757,71
TSWB8	759,37	757,37	758,21
TSWB9	759,37	755,37	757,35
TSWC3	757,37	756,37	756,68
TSWC4	761,37	750,37	757,00
TSWC6	758,37	755,37	757,00
TSWC7	760,37	751,37	756,36
TSWC8	761,37	751,37	757,04
TSWC9	764,36	750,37	757,02
TSWC10	765,36	748,38	757,39
TSWD4	759,37	752,37	756,08
TSWD5	759,37	753,37	756,29
TSWD6	760,37	751,37	756,20
TSWD7	760,37	751,37	756,72
TSWD8	765,36	747,38	757,01
TSWE5	759,37	754,37	757,04
TSWE6	756,37	754,37	755,29
TSWE7	757,37	752,37	754,90
TSWE8	758,37	748,38	753,49
TSWE9	760,37	753,37	756,56

Tabela 12-9 Casos de Carregamento de TEMPESTADE SUDOESTE com a junta mais críticas do TDP próxima à junta 2014

Casos de Carregamento	Distância Máxima do TDP ao ponto ancoragem	Distância Mínima do TDP ao ponto ancoragem	Valor Médio da distância do TDP ao ponto ancoragem
TSEA2	752,37	747,38	750,20
TSEA6	751,37	747,38	749,07
TSEB1	759,37	756,37	757,63
TSEB6	750,37	747,38	748,38
TSEB8	759,37	756,37	757,55
TSEB9	760,37	755,37	757,75
TSEC4	758,37	755,37	757,10
TSEC7	757,37	753,37	755,49

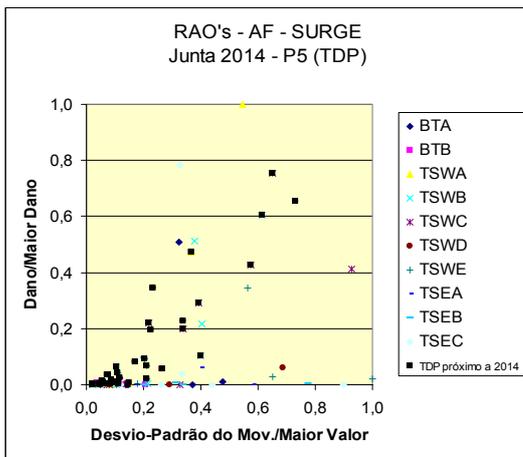


Figura 12-21 Associação do Dano com o Movimento de SURGE – Somente AF – P5

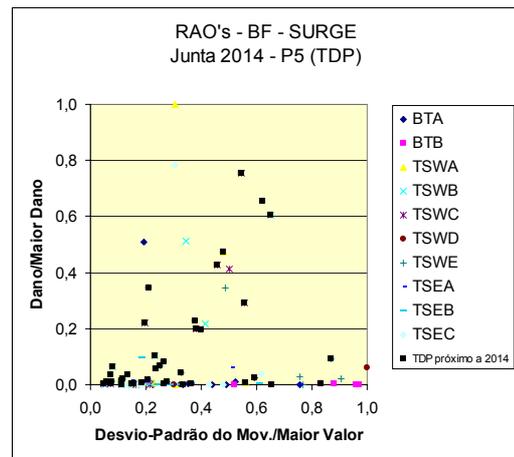


Figura 12-24 Associação do Dano com o Movimento de SURGE – Somente BF – P5

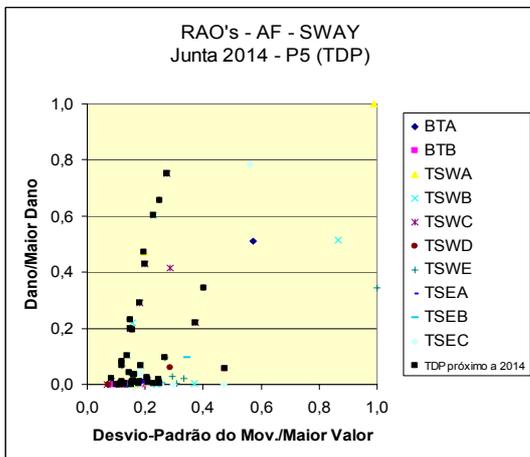


Figura 12-22 Associação do Dano com o Movimento de SWAY – Somente AF – P5

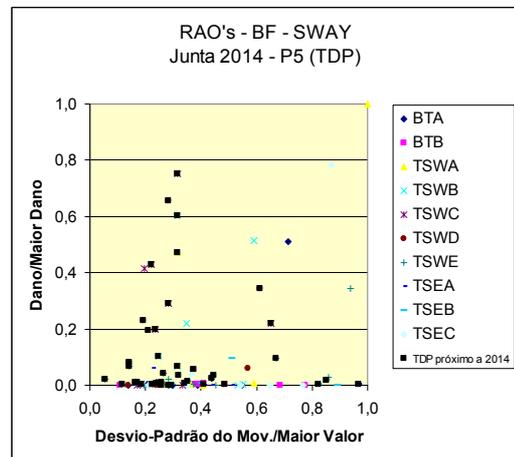


Figura 12-25 Associação do Dano com o Movimento de SWAY – Somente BF – P5

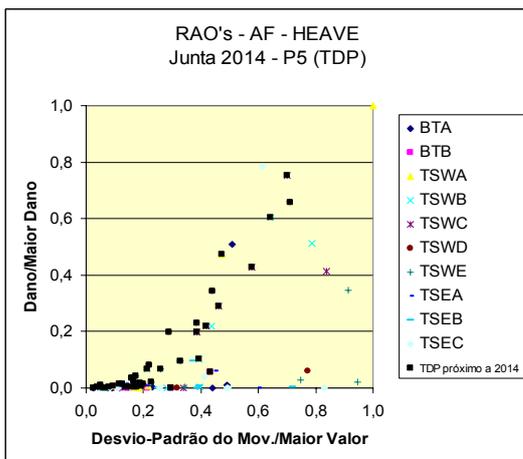


Figura 12-23 Associação do Dano com o Movimento de HEAVE – Somente AF – P5

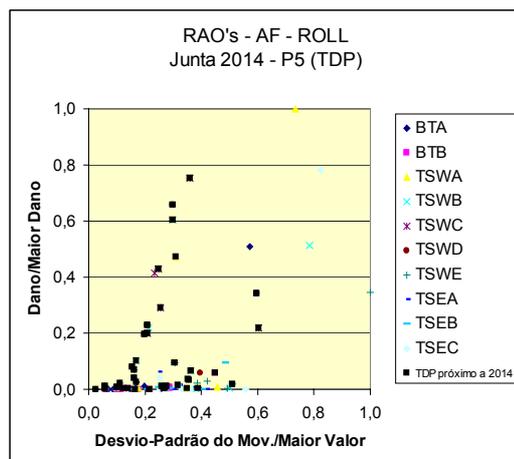


Figura 12-26 Associação do Dano com o Movimento de ROLL – Somente AF – P5

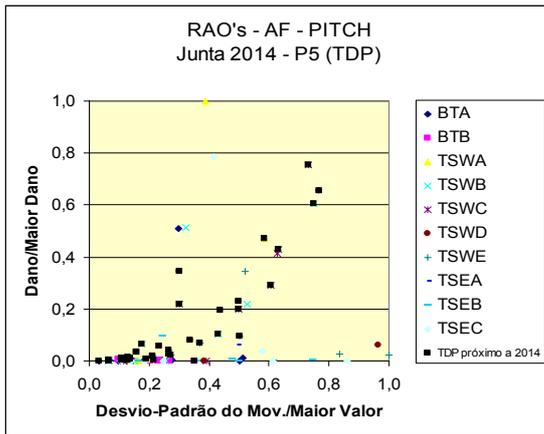


Figura 12-27 Associação do Dano com o Movimento de PITCH – Somente AF – P5

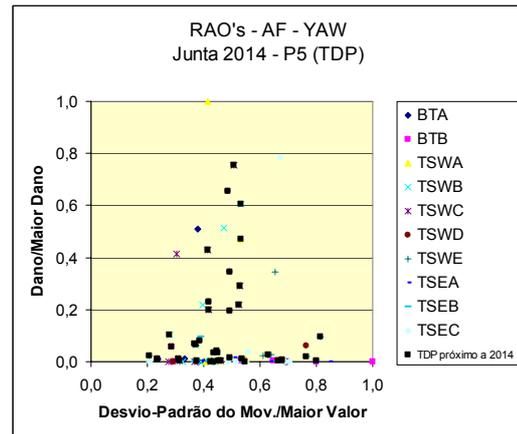


Figura 12-28 Associação do Dano com o Movimento de YAW – Somente AF – P5

Nos gráficos referentes à junta do TDP 2014, esperava-se que para o ponto 5 (fora do plano do *riser*) o movimento correlacionado fosse o de *sway*, o qual poderia causar um deslocamento lateral maior no trecho de *riser* encostado no fundo do mar. Diferentemente do que se esperava, alguma correlação do dano foi observada com os movimentos na frequência da onda de *surge*, *heave* e *pitch*.

Uma justificativa para este fato pode estar ligada ao movimento de *heave*, que faz com que o *riser* levante e abaixe periodicamente, cavando uma vala no trecho encostado no solo marinho. Daí a necessidade de se utilizar coeficientes de reação do solo com 100% de enterramento, restringindo assim o movimento na direção transversal. Quando um trecho do *riser* levanta da vala, sofre ação da correnteza causando um deslocamento lateral da parte suspensa. Quando o *riser* abaixa com o movimento de *heave*, este tende a restaurar a sua posição para dentro da vala, devido à ação do outro trecho do *riser* que continua restringido dentro da vala. Assim, uma mudança de curvatura fora do plano do *riser* também acontece periodicamente, podendo causar grandes esforços em pontos da seção transversal fora do plano do *riser*.

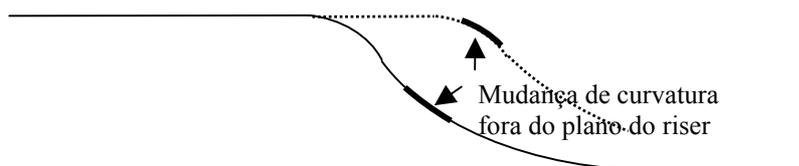


Figura 12-29 Dano fora do plano do *riser* devido à mudança de curvatura periódica

Com os movimentos de baixa frequência não é possível fazer alguma correlação.

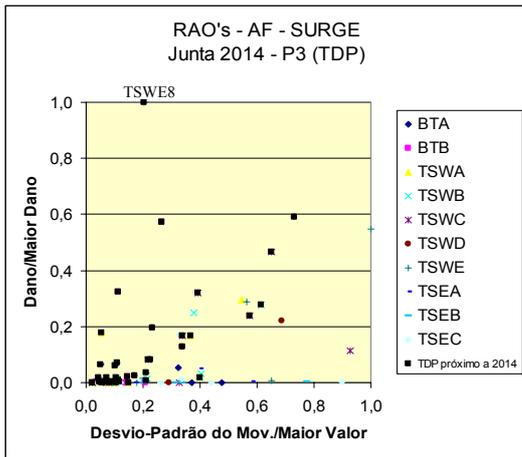


Figura 12-30 Associação do Dano com o Movimento de SURGE – Somente AF – P3

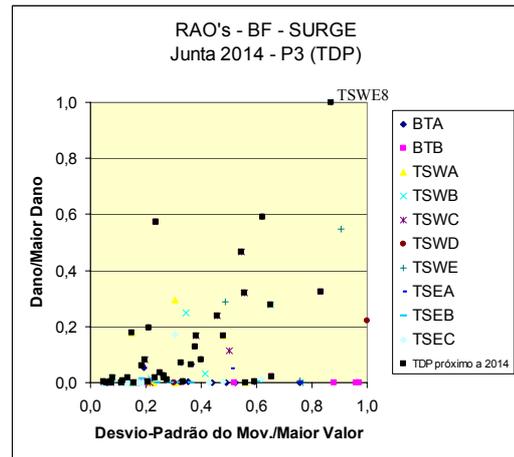


Figura 12-33 Associação do Dano com o Movimento de SURGE – Somente BF – P3

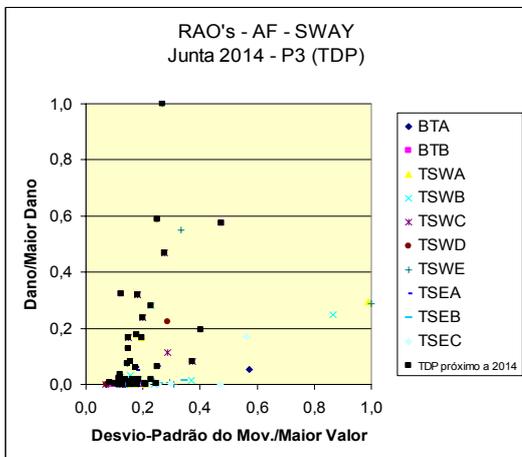


Figura 12-31 Associação do Dano com o Movimento de SWAY – Somente AF – P3

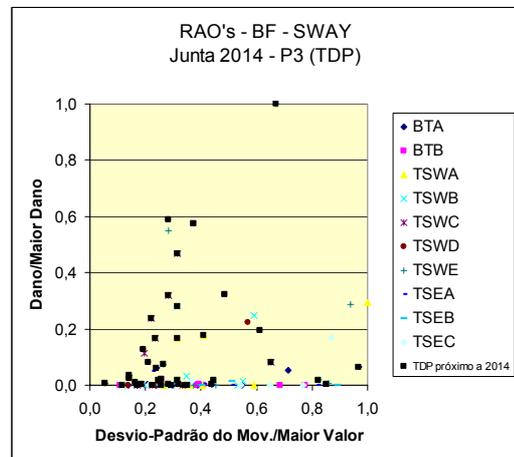


Figura 12-34 Associação do Dano com o Movimento de SWAY – Somente BF – P3

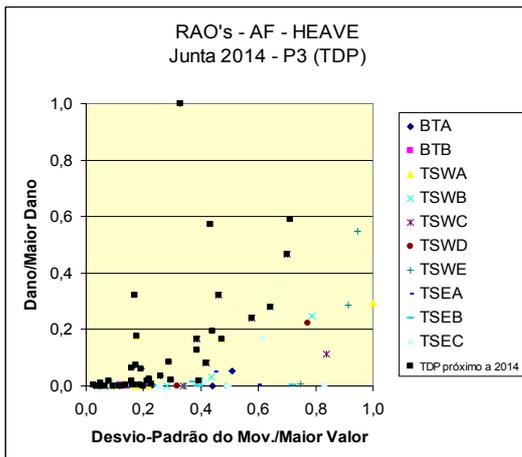


Figura 12-32 Associação do Dano com o Movimento de HEAVE – Somente AF – P3

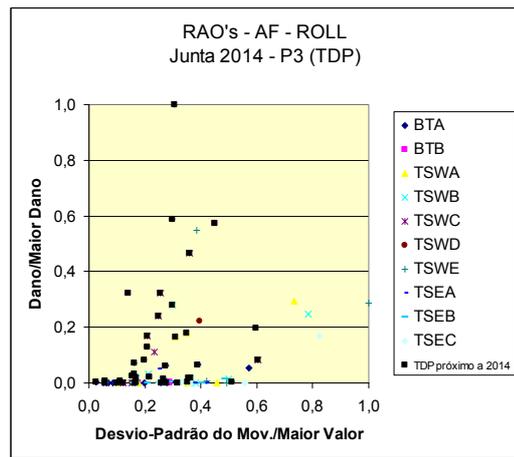


Figura 12-35 Associação do Dano com o Movimento de ROLL – Somente AF – P3

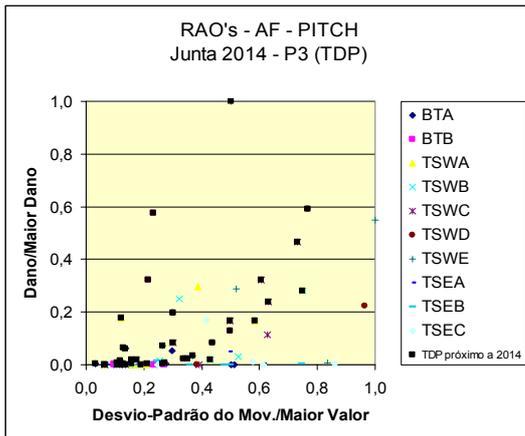


Figura 12-36 Associação do Dano com o Movimento de PITCH – Somente AF – P3

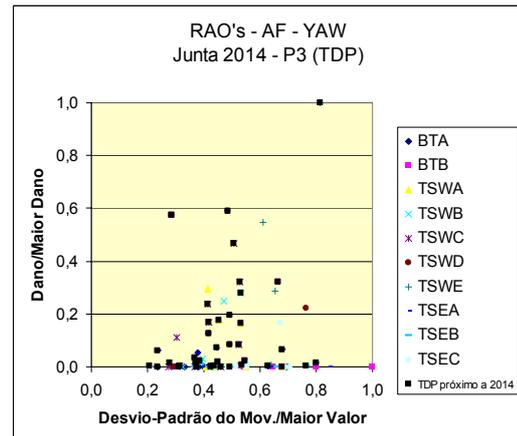


Figura 12-37 Associação do Dano com o Movimento de YAW – Somente AF – P3

Nos gráficos referentes à junta do TDP 2014 para o ponto 3 (plano do *riser*), alguma correlação do dano foi observada com os movimentos na frequência da onda de *surge*, *heave* e *pitch*. Neste caso, o resultado ficou coerente com o que se esperava, principalmente para o movimento de *heave*, o qual causa grandes esforços em pontos da seção transversal no plano do *riser* devido à variação de curvatura neste plano.

Com os movimentos de baixa frequência é possível fazer alguma correlação apenas com o movimento de *surge*.

É possível observar que no caso TSWE8, destacado na Figura 12-30 e na Figura 12-33, um valor alto de desvio-padrão de movimento para a parcela de baixa frequência causa um dano alto. Considerando este mesmo caso para a parcela na frequência da onda, um valor baixo de desvio-padrão causa um dano alto. Assim, observa-se que neste caso o dano é fortemente comandado pela parcela de baixa frequência.

Da mesma forma como aconteceu no ponto 5 do TDP e no ponto 3 do topo, alguns casos do grupo BTB apresentam valores altos de desvio-padrão na parcela de baixa frequência e dano quase nulo. Estes mesmos casos referentes à parcela de alta frequência apresentam valores baixos de desvio-padrão, o que caracteriza que apenas esta parcela está correlacionada com o dano.

Vale ressaltar que, apesar de terem sido feitas comparações apenas de dano com amplitudes dos movimentos, os períodos dos movimentos também são importantes para a vida à fadiga e talvez ajude a esclarecer dúvidas.

## 12.6 RESULTADOS DA VARIAÇÃO DO NÚMERO DE COMPONENTES DE ONDA

Um dos questionamentos propostos na definição de metodologias de análise e projeto de *risers* é a verificação da influência do número de componentes de onda na vida à fadiga. Assim, nesta seção apresentam-se resultados de estudos paramétricos para investigar esta questão. A motivação deste estudo surgiu com o trabalho publicado na referência [98], que mostra uma estimativa do erro causado pela variação da resposta estrutural, como função do amortecimento do sistema e espaçamento entre as frequências na discretização do espectro de onda.

Alguns casos de carregamento foram selecionados, usando 100, 300 e 1000 componentes de onda, tanto nas análises acopladas de movimentos da plataforma no PROSIM quanto nas análises estruturais do SCR no ANFLEX. Nestas análises, foram utilizados os procedimentos de geração dos movimentos na frequência da onda através de RAO's do WAMIT e também através da aplicação de séries temporais de movimentos geradas pelas análises acopladas do PROSIM.

Foram comparados os movimentos no topo do *riser* e a vida à fadiga do SCR da P18 nas regiões do TOPO e do TDP, em relação a 100 componentes de onda.

### 12.6.1 CASOS DE CARREGAMENTO SELECIONADOS

A seleção dos casos de carregamento para a comparação da influência do número de componentes de onda se baseia em incluir aqueles que possuem danos médios e máximos nas regiões do topo e TDP. Foi acrescentado ainda um caso para cada direção de RAO estudada. Os casos selecionados foram os seguintes:

- TSEB4 → dano médio no TDP em ambos os tipos de análise e RAO de 245°
- TSEC3 → dano médio no topo em ambos os tipos de análise e RAO de 200°
- TSWC5 → RAO de 20°
- TSWA4 → RAO de 65°
- TSWE8 → RAO de 155°
- TSWB5 → segundo maior dano no topo para as análises com RAO's e RAO de 200°
- TSEC8 → maior dano no TDP em ambos os tipos de análise e RAO de 245°
- TSWB6 → RAO de 290°
- BTB6 → maior dano no topo para análise com série temporal e RAO de 335°

## 12.6.2 COMPARAÇÃO DE MOVIMENTOS

Para fazer as comparações de movimentos empregados no programa ANFLEX a partir de RAO's gerados pelo WAMIT e de séries temporais geradas pelo PROSIM, foram tomados os gráficos dos movimentos impostos no topo do *riser*, publicados na análise dinâmica do ANFLEX.

No caso das análises com séries temporais do PROSIM, estes gráficos reproduzem diretamente a transferência do movimento do CG da plataforma para o topo do *riser*. No caso das análises com RAO's, estes gráficos apresentam o resultado da interpolação nos RAO's para determinar os movimentos na frequência da onda, e da combinação destes movimentos com os movimentos de baixa frequência impostos como uma função harmônica separada.

Nas figuras a seguir, comparam-se a variação dos movimentos impostos nas análises com 300 e 1000 componentes de onda em relação aos movimentos impostos nas análises com 100 componentes, o qual representa um valor típico que vem sendo tradicionalmente utilizado em projeto.

Em todos os casos selecionados não foram observadas diferenças na média do sinal de movimentos no topo do *riser* para cada um dos graus de liberdade, tanto nos casos rodados com RAO's do WAMIT quanto nos casos com séries temporais do PROSIM. Algumas diferenças foram observadas no desvio-padrão do movimento do topo, como pode ser observado na Tabela 12-10 e nos gráficos que vão da Figura 12-38 até a Figura 12-55.

Na Tabela 12-10 foram destacados em negrito as diferenças percentuais maiores que 10% e em vermelho as diferenças percentuais negativa, significando que as análises com 100 componentes de onda fornecem valores de desvio-padrão do movimento maiores.

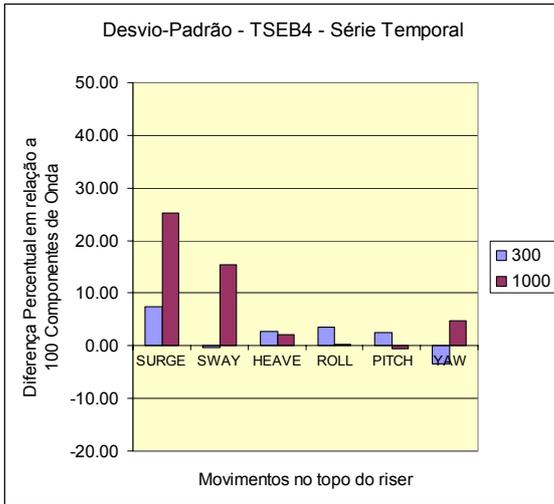


Figura 12-38 Variação do número de componentes de onda – Caso TSEB4 – ANFLEX com ST

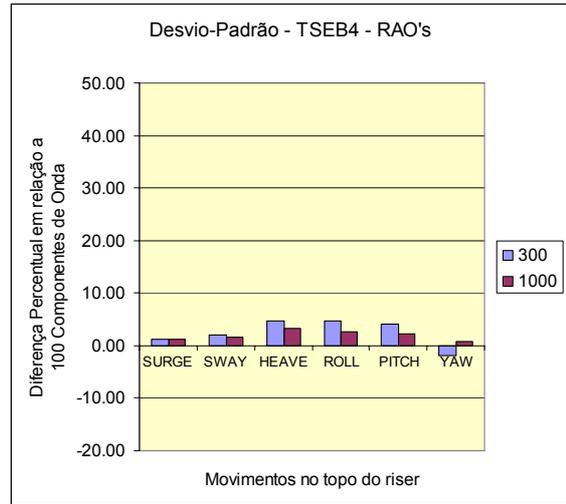


Figura 12-41 Variação do número de componentes de onda – Caso TSEB4 – ANFLEX com RAO

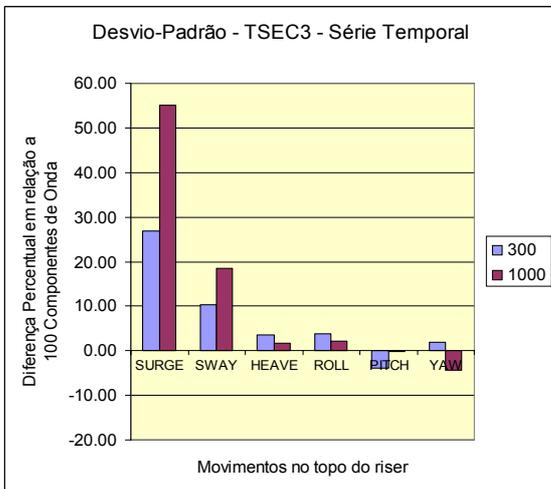


Figura 12-39 Variação do número de componentes de onda – Caso TSEC3 – ANFLEX com ST

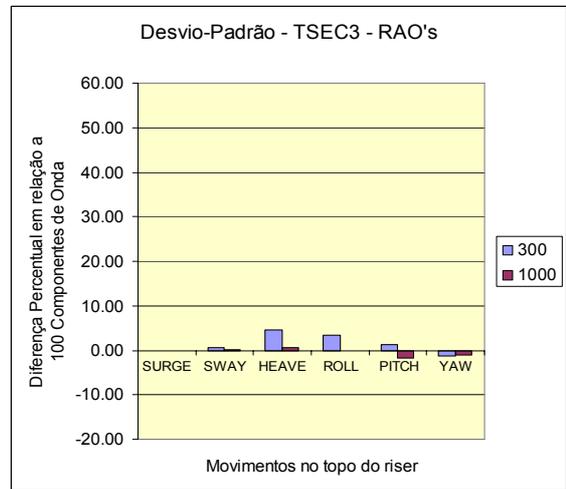


Figura 12-42 Variação do número de componentes de onda – Caso TSEC3 – ANFLEX com RAO

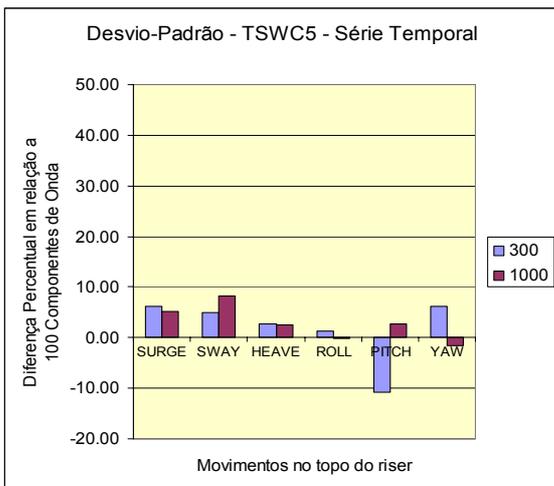


Figura 12-40 Variação do número de componentes de onda – Caso TSWC5 – ANFLEX com ST

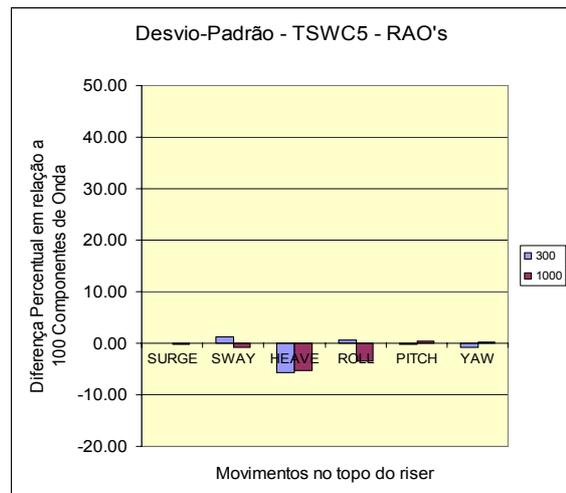


Figura 12-43 Variação do número de componentes de onda – Caso TSWC5 – ANFLEX com RAO

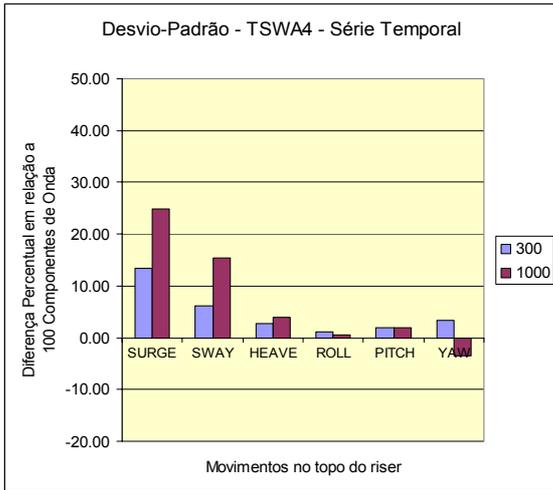


Figura 12-44 Variação do número de componentes de onda – Caso TSWA4 – ANFLEX com ST

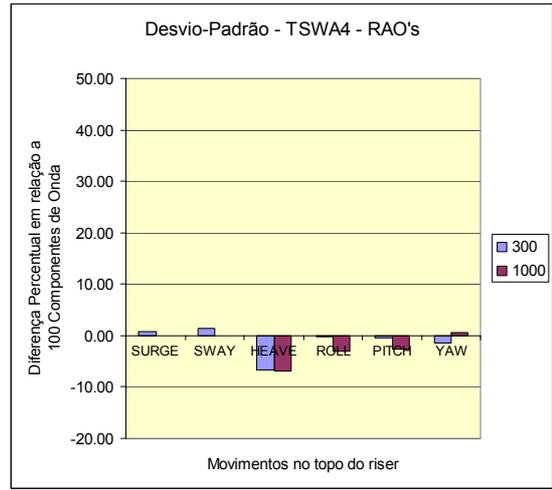


Figura 12-47 Variação do número de componentes de onda – Caso TSWA4 – ANFLEX com RAO

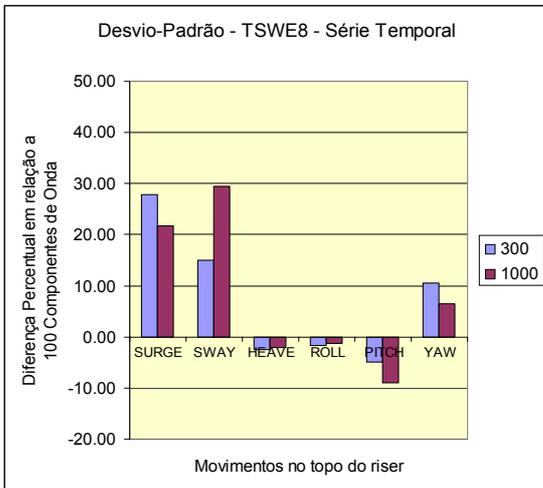


Figura 12-45 Variação do número de componentes de onda – Caso TSWE8 – ANFLEX com ST

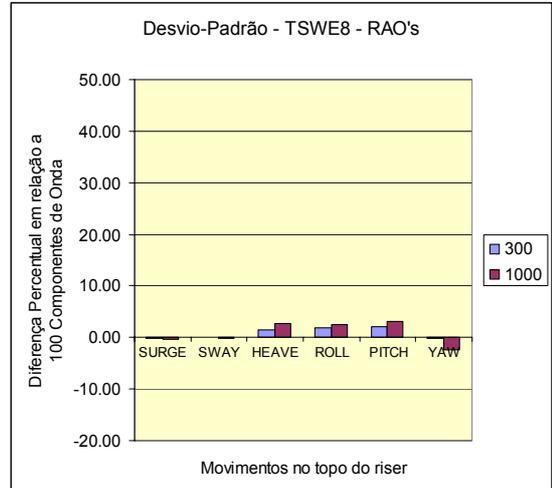


Figura 12-48 Variação do número de componentes de onda – Caso TSWE8 – ANFLEX com RAO

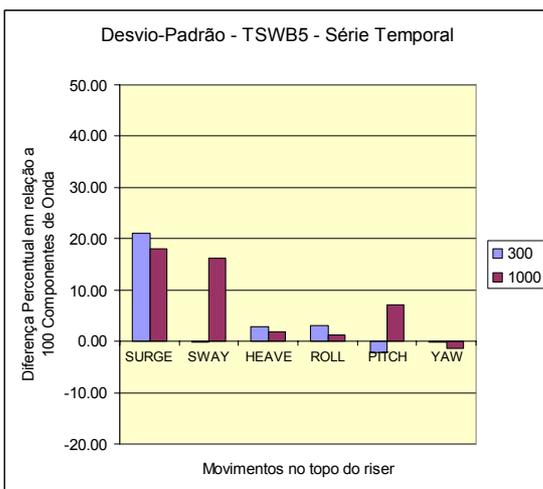


Figura 12-46 Variação do número de componentes de onda – Caso TSWB5 – ANFLEX com ST

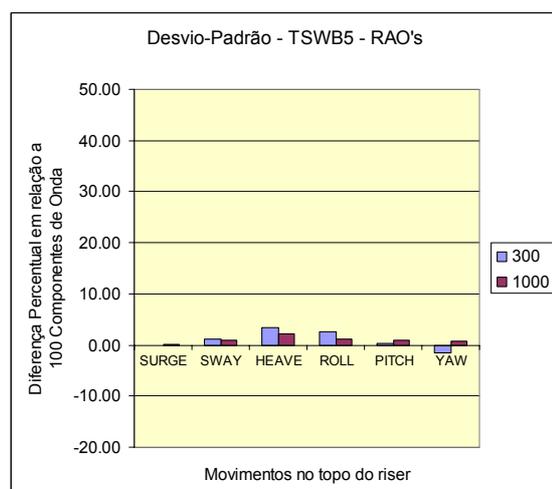


Figura 12-49 Variação do número de componentes de onda – Caso TSWB5 – ANFLEX com RAO

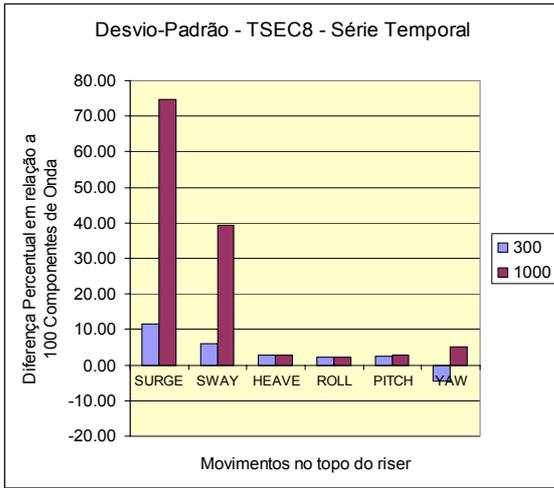


Figura 12-50 Variação do número de componentes de onda – Caso TSEC8 – ANFLEX com ST

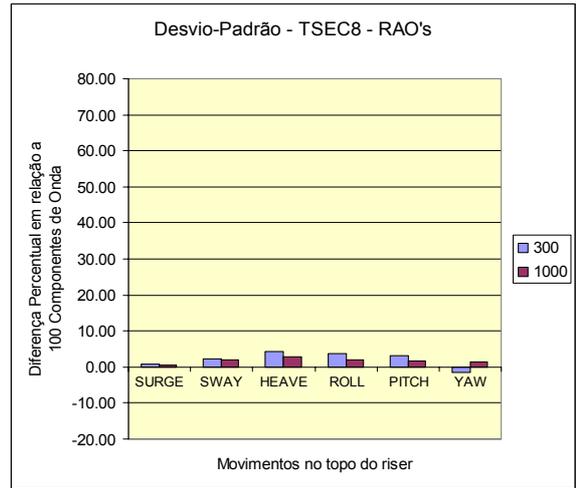


Figura 12-53 Variação do número de componentes de onda – Caso TSEC8 – ANFLEX com RAO

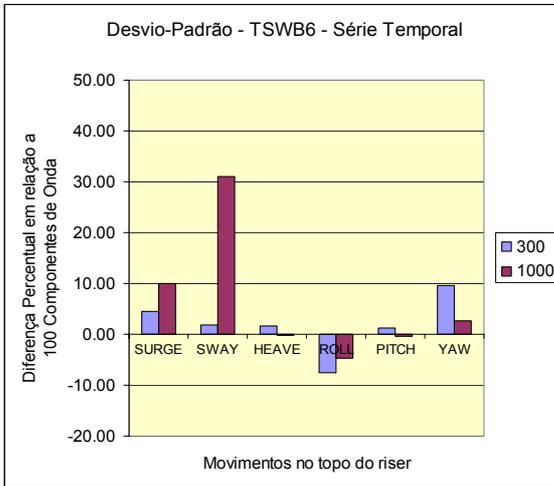


Figura 12-51 Variação do número de componentes de onda – Caso TSWB6 – ANFLEX com ST

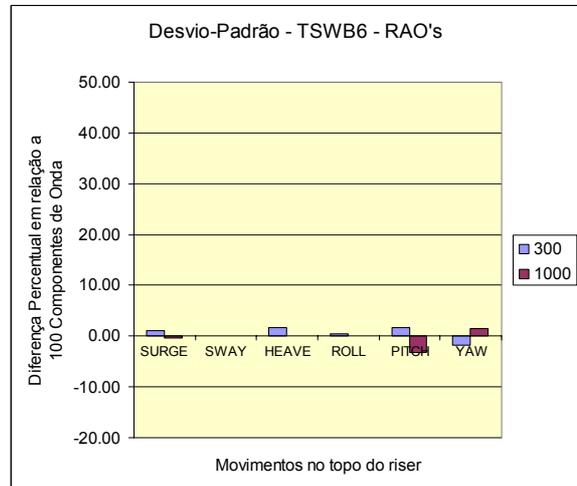


Figura 12-54 Variação do número de componentes de onda – Caso TSWB6 – ANFLEX com RAO

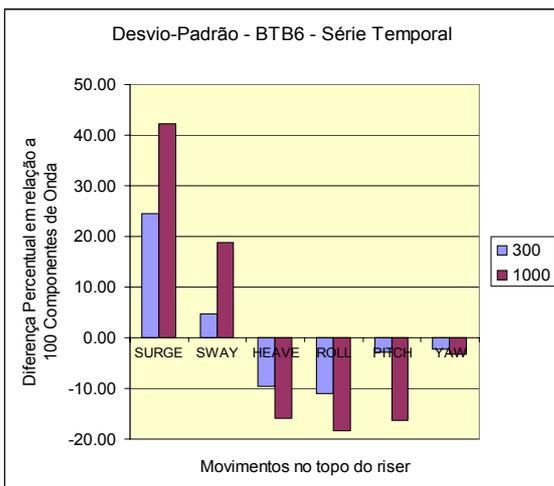


Figura 12-52 Variação do número de componentes de onda – Caso BTB6 – ANFLEX com ST

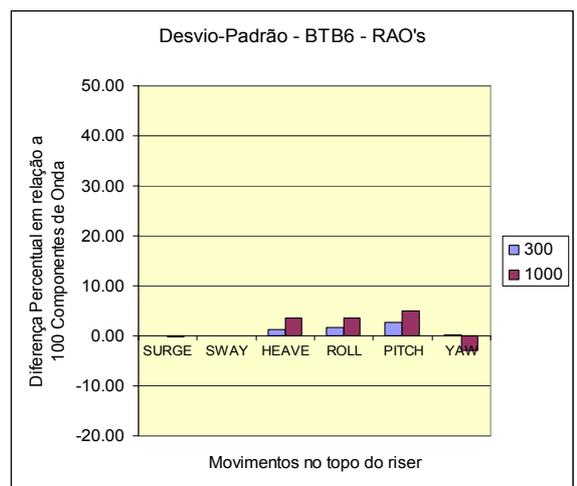


Figura 12-55 Variação do número de componentes de onda – Caso BTB6 – ANFLEX com ST

Tabela 12-10 Diferenças percentuais dos valores de movimentos no topo do riser

Caso	Tipo de análise	Diferença (%) do Desvio-Padrão dos Movimentos em relação a 100 comp. Onda											
		Graus de liberdade		SURGE		SWAY		HEAVE		ROLL		PITCH	
Número de componentes de onda		300	1000	300	1000	300	1000	300	1000	300	1000	300	1000
TSEB4	Anflex (RAO's do Wamit)	1.22	1.21	2.04	1.70	4.75	3.27	4.67	2.61	4.04	2.29	-1.79	0.86
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	7.49	<b>25.24</b>	<b>-0.37</b>	<b>15.35</b>	2.68	2.12	3.49	0.23	2.55	<b>-0.50</b>	<b>-3.50</b>	4.77
TSEC3	Anflex (RAO's do Wamit)	<b>-0.08</b>	<b>-0.05</b>	0.62	0.08	4.66	0.64	3.43	<b>-0.12</b>	1.30	<b>-1.69</b>	<b>-1.28</b>	<b>-0.99</b>
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	<b>26.77</b>	<b>55.15</b>	<b>10.39</b>	<b>18.60</b>	3.45	1.76	3.84	2.07	<b>-3.90</b>	<b>-0.28</b>	1.89	<b>-4.40</b>
TSWC5	Anflex (RAO's do Wamit)	0.10	<b>-0.22</b>	1.22	<b>-0.73</b>	<b>-5.80</b>	<b>-5.35</b>	0.51	<b>-3.38</b>	<b>-0.18</b>	0.44	<b>-0.80</b>	0.19
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	6.21	5.27	4.91	8.22	2.64	2.58	1.31	<b>-0.10</b>	<b>-10.82</b>	2.70	6.25	<b>-1.68</b>
TSWA4	Anflex (RAO's do Wamit)	0.75	0.05	1.32	0.02	<b>-6.67</b>	<b>-6.79</b>	<b>-0.20</b>	<b>-2.97</b>	<b>-0.36</b>	<b>-2.63</b>	<b>-1.54</b>	0.62
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	<b>13.29</b>	<b>24.84</b>	6.08	<b>15.49</b>	2.83	3.96	1.21	0.57	1.87	1.96	3.42	<b>-3.54</b>
TSWE8	Anflex (RAO's do Wamit)	<b>-0.11</b>	<b>-0.42</b>	<b>-0.02</b>	<b>-0.06</b>	1.54	2.77	1.83	2.42	2.08	3.16	<b>-0.09</b>	<b>-2.38</b>
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	<b>27.74</b>	<b>21.72</b>	<b>14.99</b>	<b>29.53</b>	<b>-2.40</b>	<b>-2.05</b>	<b>-1.73</b>	<b>-1.23</b>	<b>-4.98</b>	<b>-9.04</b>	<b>10.51</b>	6.42
TSWB5	Anflex (RAO's do Wamit)	<b>-0.08</b>	0.05	1.18	0.86	3.45	2.27	2.59	1.09	0.37	0.92	<b>-1.57</b>	0.82
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	<b>21.17</b>	<b>18.13</b>	<b>-0.08</b>	<b>16.28</b>	2.88	1.79	3.03	1.20	<b>-2.30</b>	7.18	<b>-0.21</b>	<b>-1.41</b>
TSEC8	Anflex (RAO's do Wamit)	0.83	0.65	2.27	1.87	4.15	2.97	3.63	2.02	3.04	1.77	<b>-1.63</b>	1.52
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	<b>11.72</b>	<b>74.74</b>	5.90	<b>39.23</b>	2.93	2.70	2.27	2.25	2.61	2.81	<b>-4.39</b>	5.26
TSWB6	Anflex (RAO's do Wamit)	1.17	<b>-0.40</b>	<b>-0.04</b>	0.04	1.66	0.04	0.42	0.10	1.74	<b>-3.15</b>	<b>-1.84</b>	1.57
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	4.52	<b>10.05</b>	1.76	<b>30.94</b>	1.67	<b>-0.27</b>	<b>-7.49</b>	<b>-4.61</b>	1.15	<b>-0.35</b>	9.58	2.59
BTB6	Anflex (RAO's do Wamit)	<b>-0.01</b>	<b>-0.17</b>	0.00	<b>-0.06</b>	1.25	3.45	1.69	3.57	2.62	5.04	0.11	<b>-2.99</b>
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	<b>24.42</b>	<b>42.28</b>	4.66	<b>18.77</b>	<b>-9.50</b>	<b>-15.94</b>	<b>-11.01</b>	<b>-18.31</b>	<b>-2.77</b>	<b>-16.39</b>	<b>-2.34</b>	<b>-3.33</b>

### Resultados para RAO's do WAMIT

Em todos os casos analisados no ANFLEX com *RAO's do WAMIT*, as diferenças percentuais em relação a 100 componentes de onda são pequenas, com limite superior da ordem de 7% para a maior diferença, geralmente para o grau de liberdade de *heave*. De uma maneira geral, não existe uma tendência de aumento ou redução para os números de 300 ou 1000 componentes harmônicos.

### Resultados para Séries Temporais do PROSIM

Na maioria dos casos estudados com *séries temporais do PROSIM*, os resultados são mais sensíveis à variação do número de componentes de onda. As diferenças percentuais foram relativamente maiores, chegando a cerca de 75% para o grau de liberdade de *surge* e 40% para o grau de liberdade de *sway*, o que indica a importância de se utilizar mais de 100 componentes de onda para os movimentos de *surge* e *sway*.

Para os movimentos de *roll* e *pitch*, observou-se um comportamento inverso, ou seja, os valores de desvio-padrão dos movimentos se reduzem com o aumento no número de componentes de onda.

### Resultados na frequência da onda e de baixa frequência separadamente

Nos gráficos seguintes, as parcelas do movimento na frequência da onda e de baixa frequência são mostradas separadamente, em todos os seis graus de liberdade e em cada caso de carregamento selecionado. São mostrados, lado a lado, os gráficos resultantes das análises com série temporal do PROSIM e com RAO's do WAMIT.

Primeiramente são apresentados os gráficos apenas com as parcelas do movimento na frequência da onda. Em seguida são apresentados os gráficos apenas com as parcelas de baixa frequência, sendo que os gráficos com resultados das análises com RAO's do WAMIT não são apresentados, pois neste caso os movimentos de baixa frequência são fornecidos ao programa ANFLEX como um harmônico equivalente, a partir do dado de amplitude e período de baixa frequência, isto é, este dado é fixo, independentemente do número de componentes de onda.

As ordenadas dos gráficos se referem a valores de desvio-padrão do movimento com unidade em metros para os graus de liberdade de translação e unidade em graus para os de rotação.

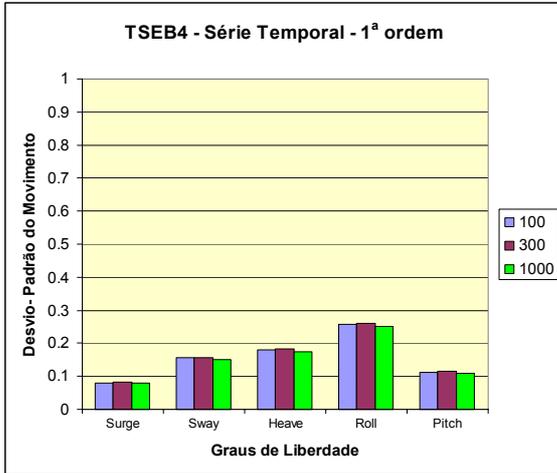


Figura 12-56 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso TSEB4 – ANFLEX com ST

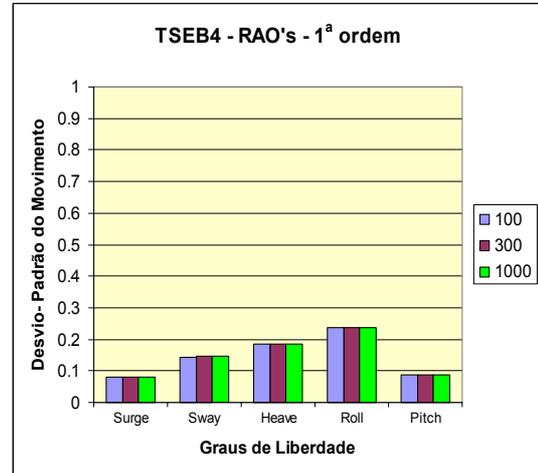


Figura 12-58 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso TSEB4 – ANFLEX com RAO

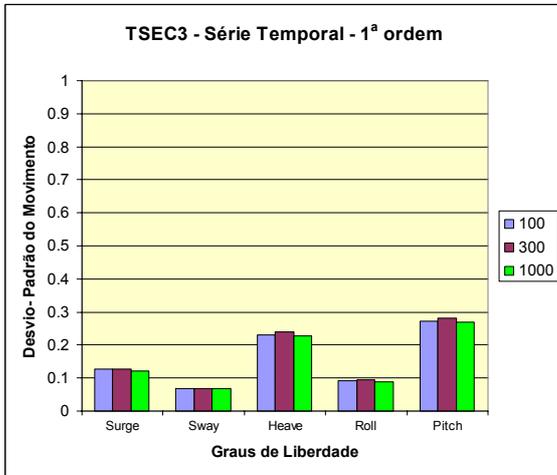


Figura 12-57 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso TSEC3 – ANFLEX com ST

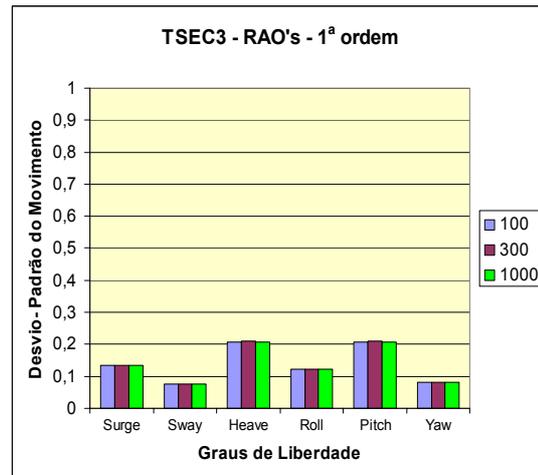


Figura 12-59 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso TSEC3 – ANFLEX com RAO

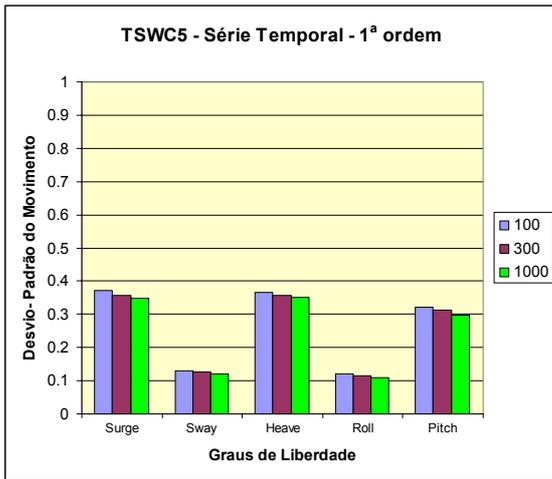


Figura 12-60 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso TSWC5 – ANFLEX com ST

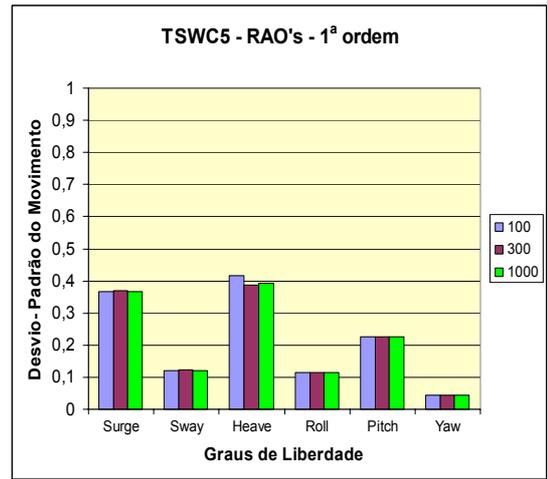


Figura 12-63 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso TSWC5 – ANFLEX com RAO

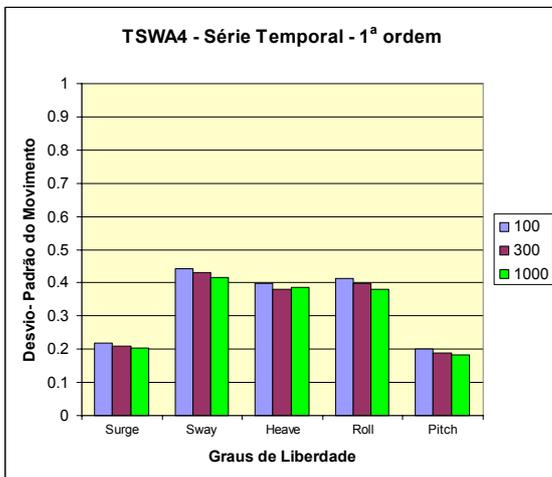


Figura 12-61 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso TSWA4 – ANFLEX com ST

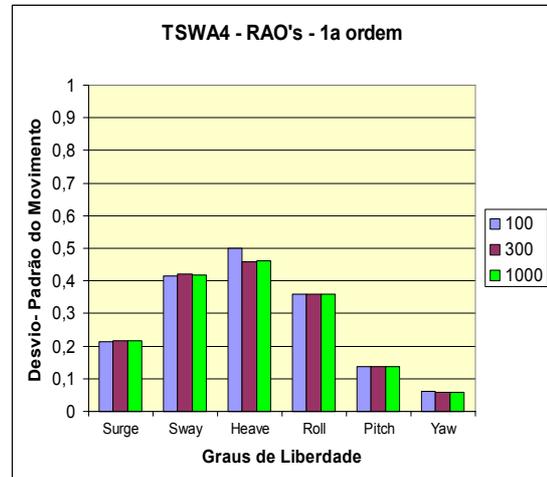


Figura 12-64 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso TSWA4 – ANFLEX com RAO

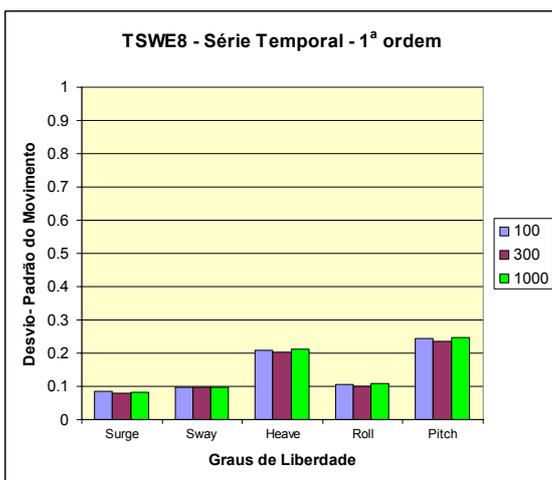


Figura 12-62 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso TSWE8 – ANFLEX com ST

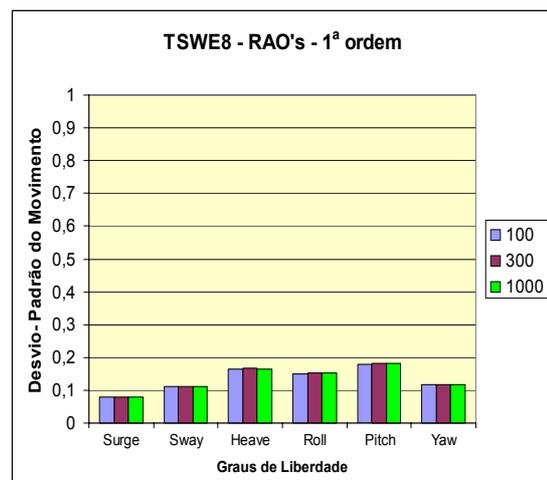


Figura 12-65 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso TSWE8 – ANFLEX com RAO

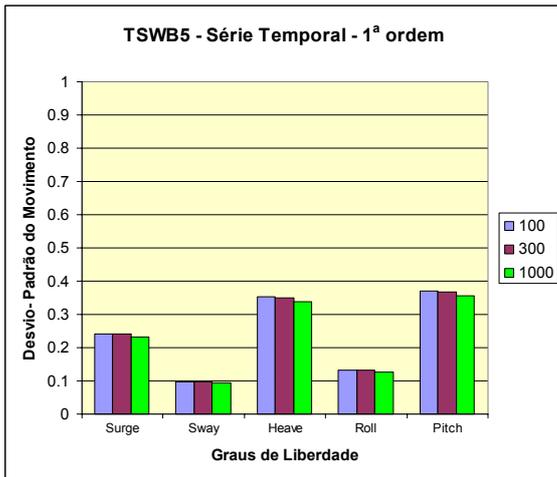


Figura 12-66 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso TSWB5 – ANFLEX com ST

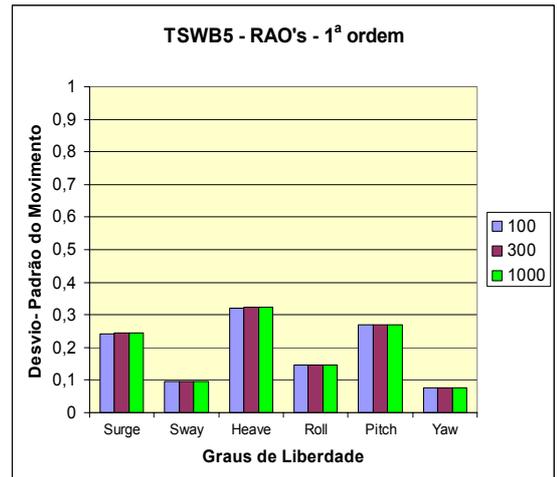


Figura 12-69 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso TSWB5 – ANFLEX com RAO

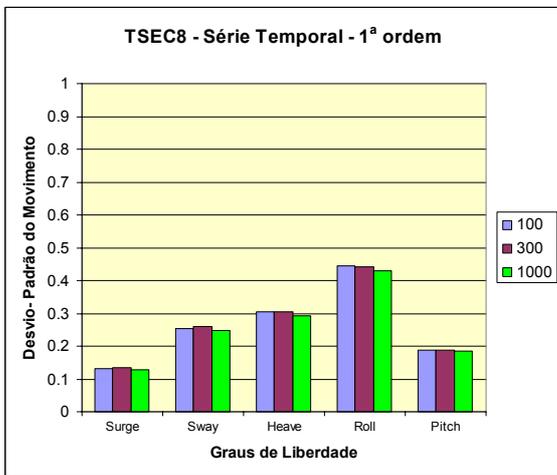


Figura 12-67 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso TSEC8 – ANFLEX com ST

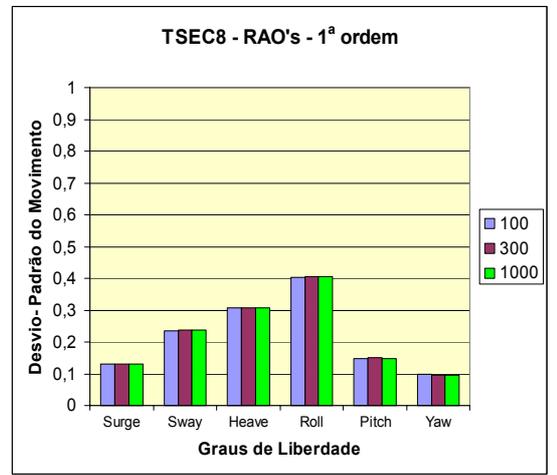


Figura 12-70 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso TSEC8 – ANFLEX com RAO

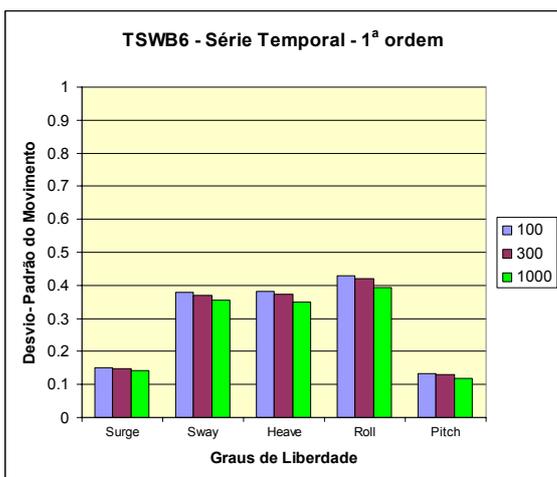


Figura 12-68 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso TSWB6 – ANFLEX com ST

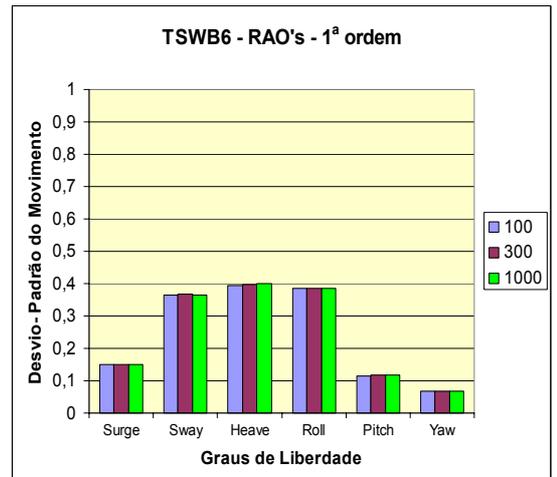


Figura 12-71 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso TSWB6 – ANFLEX com RAO

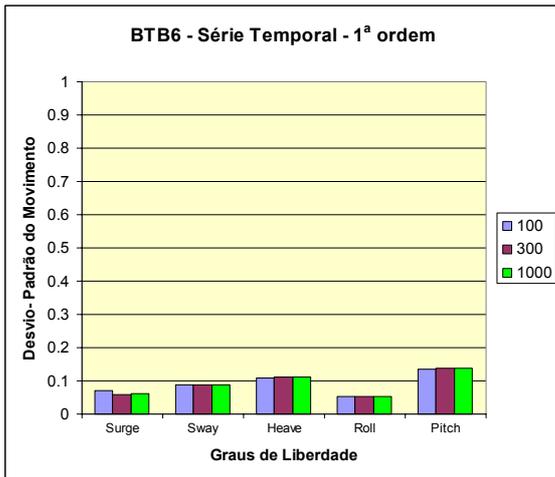


Figura 12-72 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso BTB6 – ANFLEX com ST

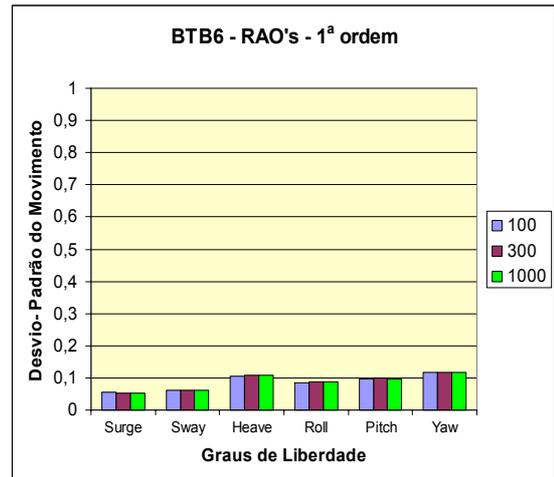


Figura 12-75 Variação do número de componentes de onda apenas com 1ª ordem  
Caso BTB6 – ANFLEX com RAO

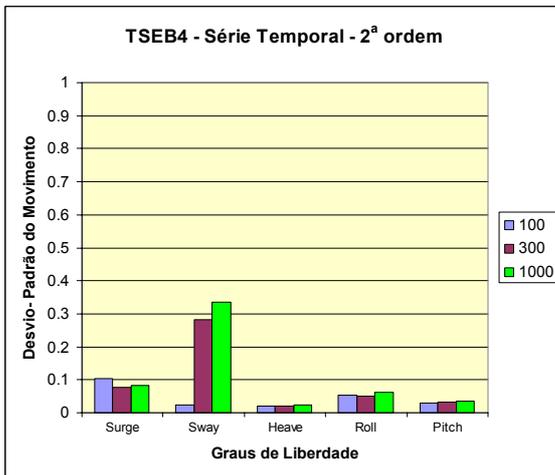


Figura 12-73 Variação do número de componentes de onda apenas com 2ª ordem  
Caso TSEB4 – ANFLEX com ST

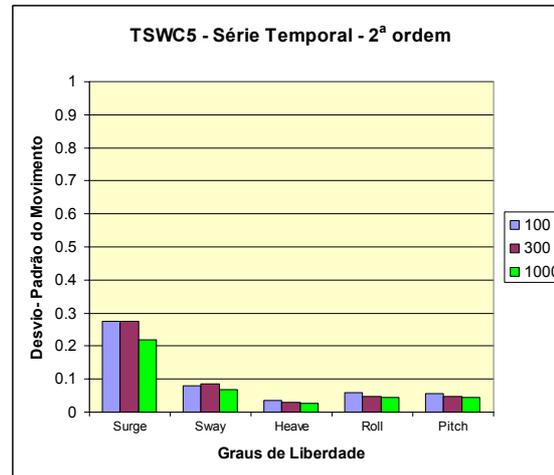


Figura 12-76 Variação do número de componentes de onda apenas com 2ª ordem  
Caso TSWC5 – ANFLEX com ST

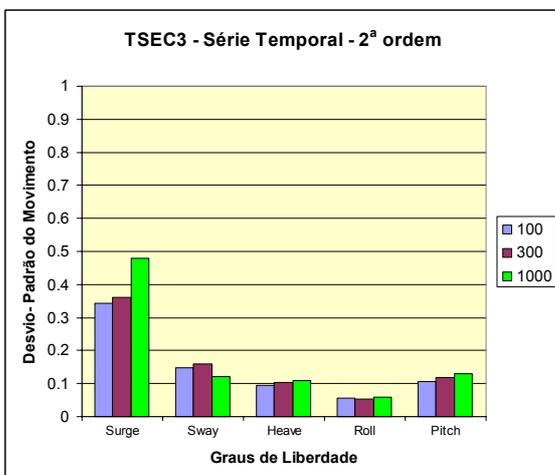


Figura 12-74 Variação do número de componentes de onda apenas com 2ª ordem  
Caso TSEC3 – ANFLEX com ST

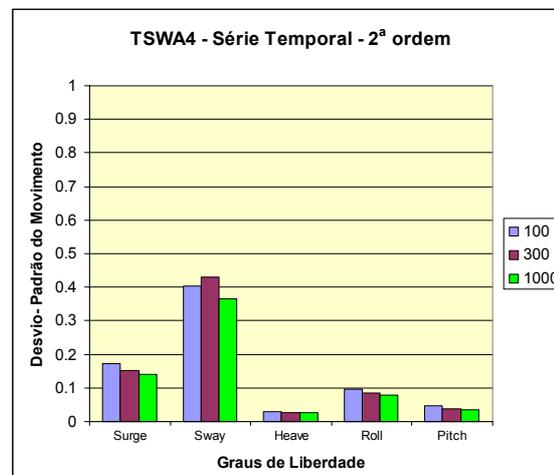


Figura 12-77 Variação do número de componentes de onda apenas com 2ª ordem  
Caso TSPA4 – ANFLEX com ST

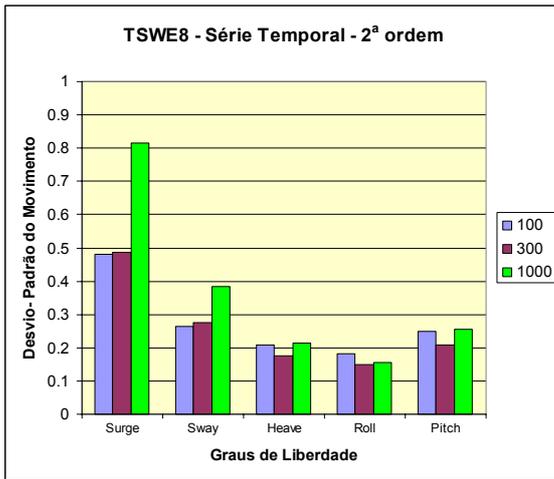


Figura 12-78 Variação do número de componentes de onda apenas com 2ª ordem  
Caso TSWE8 – ANFLEX com ST

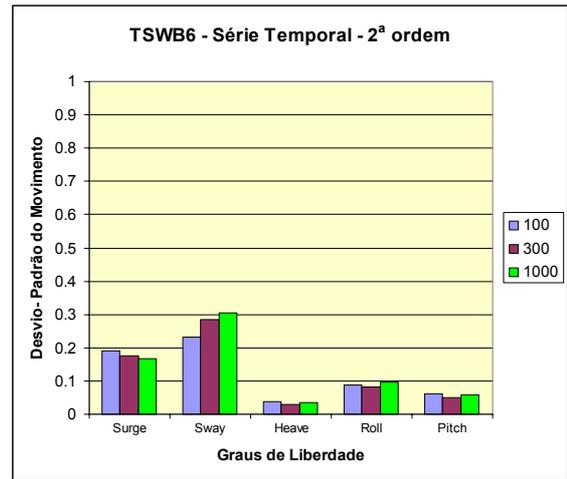


Figura 12-81 Variação do número de componentes de onda apenas com 2ª ordem  
Caso TSWB6 – ANFLEX com ST

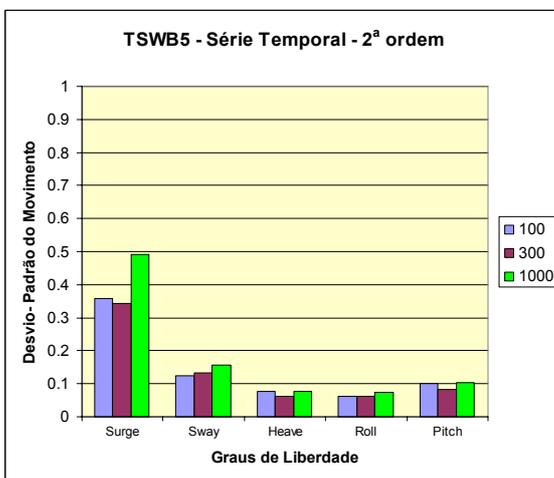


Figura 12-79 Variação do número de componentes de onda apenas com 2ª ordem  
Caso TSWB5 – ANFLEX com ST

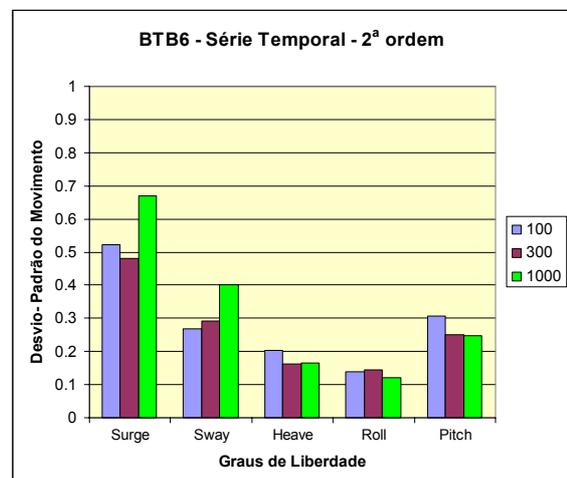


Figura 12-82 Variação do número de componentes de onda apenas com 2ª ordem  
Caso BTB6 – ANFLEX com ST

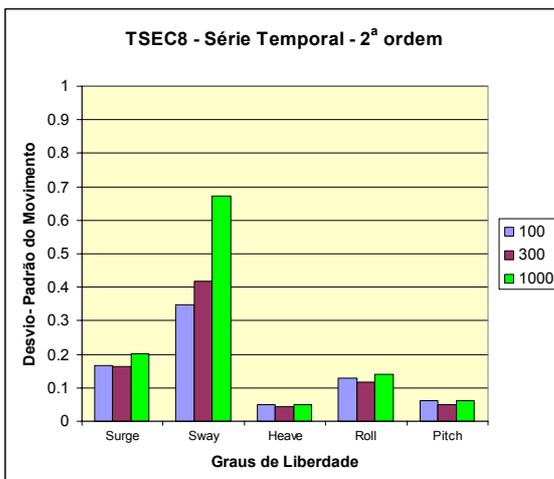


Figura 12-80 Variação do número de componentes de onda apenas com 2ª ordem  
Caso TSEC8 – ANFLEX com ST

Dos gráficos das análises com *série temporal do PROSIM*, é possível observar que a variação do número de componentes de onda afeta mais a parcela de baixa frequência do movimento, ficando a parcela na frequência da onda praticamente invariável em relação a este parâmetro. Da mesma forma, para as análises com *RAO's do WAMIT*, a parcela na frequência da onda também fica praticamente invariável a este parâmetro.

Para ilustrar as diferenças encontradas para a parcela de baixa frequência, os gráficos que vão da Figura 12-83 até a Figura 12-87 apresentam os espectros de 2ª ordem com as três variações do número de componentes de onda, para um dos casos de carregamento selecionado (TSEC3).

Dos arquivos de saída do programa WAMIT é possível observar que os valores das forças de deriva são muito pequenos, mas quando o período excitação está próximo ao período natural da estrutura, existe uma amplificação do movimento, o que pode justificar a variação do desvio-padrão da parcela de baixa frequência dos movimentos com a variação do número de componentes de onda. Dependendo do número de frequências de onda usado para a discretização do espectro, é possível se aproximar mais ou menos da frequência natural do sistema.

TSEC3

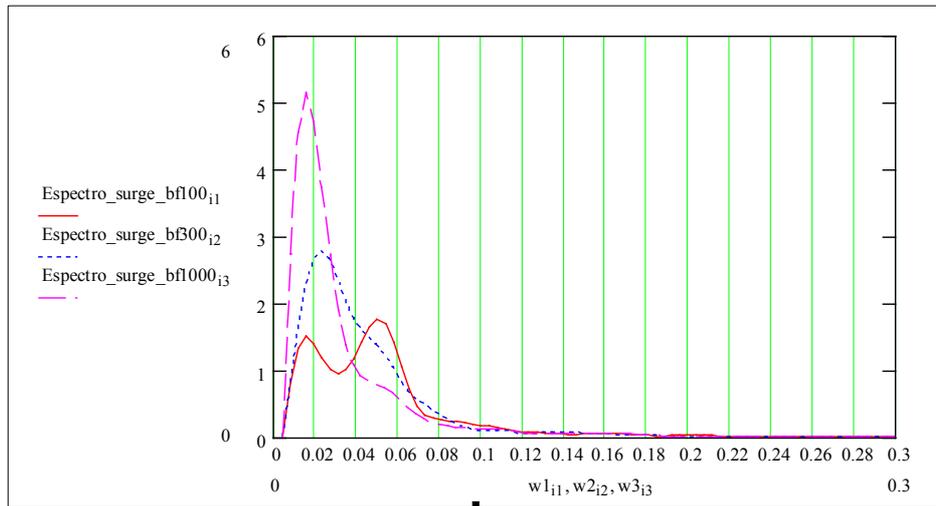


Figura 12-83 Espectros das parcelas de 2ª ordem – SURGE – Caso TSEC3

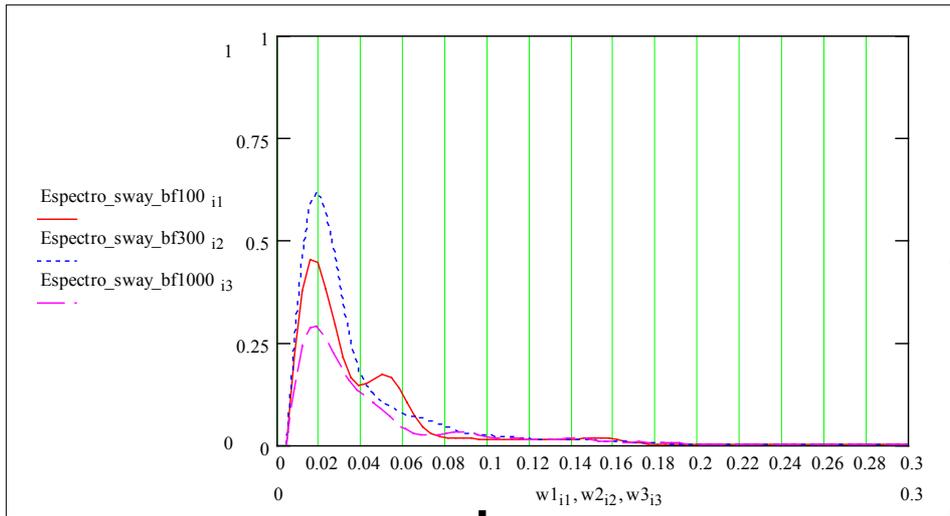


Figura 12-84 Espectros das parcelas de 2ª ordem – SWAY – Caso TSEC3

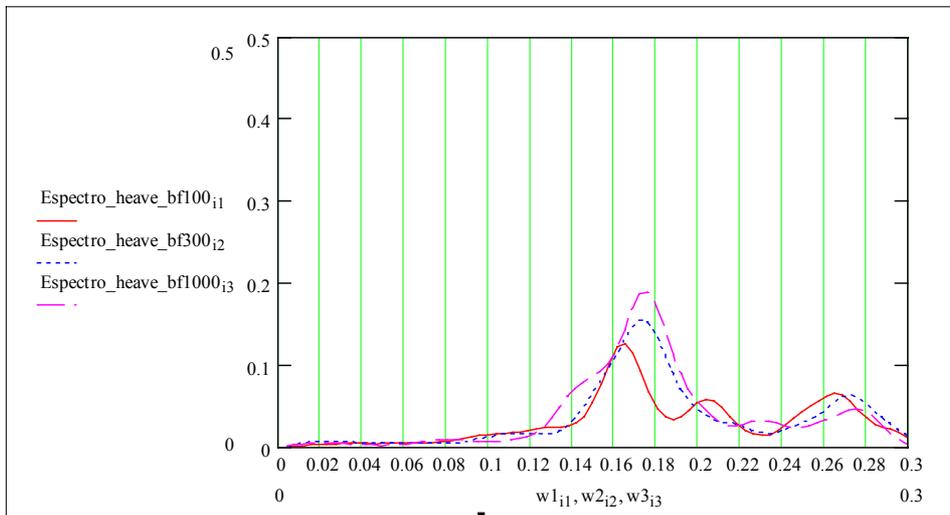


Figura 12-85 Espectros das parcelas de 2ª ordem – HEAVE – Caso TSEC3

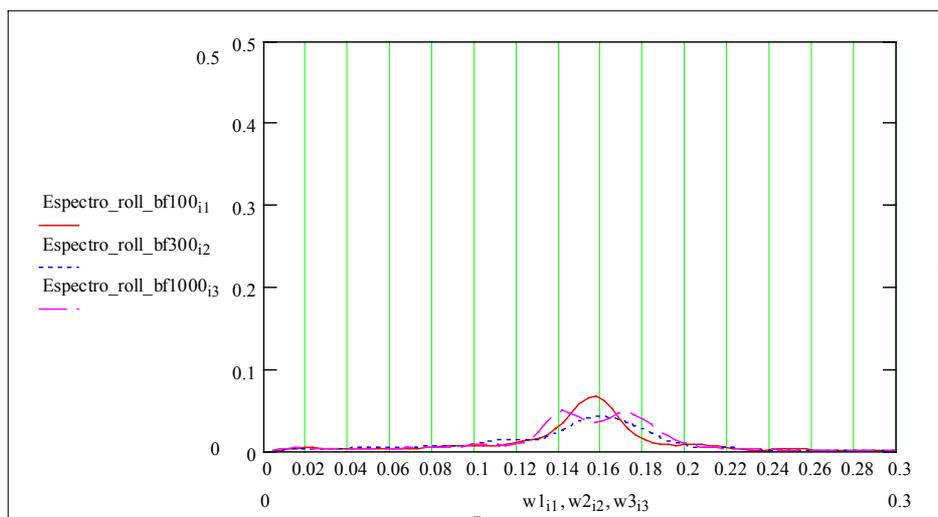


Figura 12-86 Espectros das parcelas de 2ª ordem – ROLL – Caso TSEC3

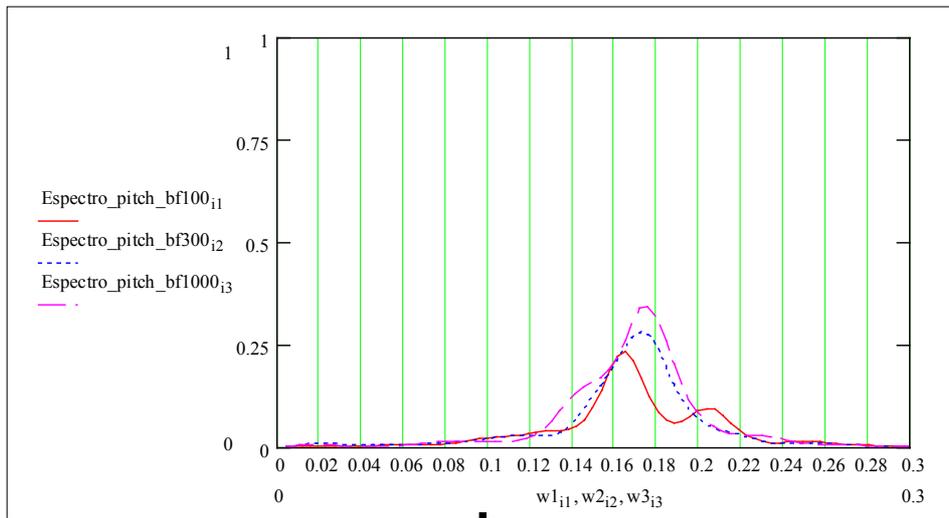


Figura 12-87 Espectros das parcelas de 2ª ordem – PITCH – Caso TSEC3

### 12.6.3 COMPARAÇÃO DE VIDA À FADIGA

Para a verificação das diferenças de vida à fadiga quando se faz a análise com 100, 300 ou 1000 componentes de onda, foram efetuadas análises de fadiga dos casos selecionados considerando-se apenas um estado de mar de cada vez, com seu respectivo percentual de ocorrência real.

Dentro das regiões do topo e TDP foi escolhida a junta mais crítica, e estabelecida a diferença percentual da vida à fadiga, obtida pelas análises com 300 e 1000 componentes em relação à vida obtida para a análise com 100 componentes.

Na região do topo, a junta mais crítica no plano do *riser* foi a 13001 (Ponto 3). Na região do TDP, a junta mais crítica varia entre os casos analisados e de acordo com o tipo de análise.

Os gráficos da Figura 12-88 e da Figura 12-89 comparam as diferenças apresentadas para a junta mais crítica da região do topo quando se varia o número de componentes de onda, tanto para as análises no ANFLEX com RAO's do WAMIT quanto para as análises com Séries Temporais do PROSIM.

No caso da região do TDP, como as juntas com piores valores de vida variam de caso para caso, da Figura 12-90 até a Figura 12-107 são apresentadas separadamente para cada caso selecionado as diferenças causadas pela variação do número de componentes de onda, também para as análises com RAO's do WAMIT e para as análises com Séries Temporais do PROSIM.

A Tabela 12-11 apresenta, para cada caso selecionado, os valores das diferenças percentuais de vida à fadiga em relação a 100 componentes de onda nas regiões do TOPO e TDP. Diferenças percentuais positivas significam que os valores de vida para 100 componentes de onda são menores que aqueles para 300 ou 1000 componentes. Valores em **negrito** indicam as diferenças relativamente maiores. No caso do Topo, são apresentadas as diferenças percentuais para a junta 13001, no ponto 3 (plano do *riser*) e nos pontos mais críticos de cada análise. No caso do TDP, as juntas e os pontos mais críticos variam de acordo com o tipo de análise, com o caso de carregamento e com o número de componentes de onda. As diferenças percentuais são apresentadas sempre em relação ao respectivo valor de vida com 100 componentes de onda.

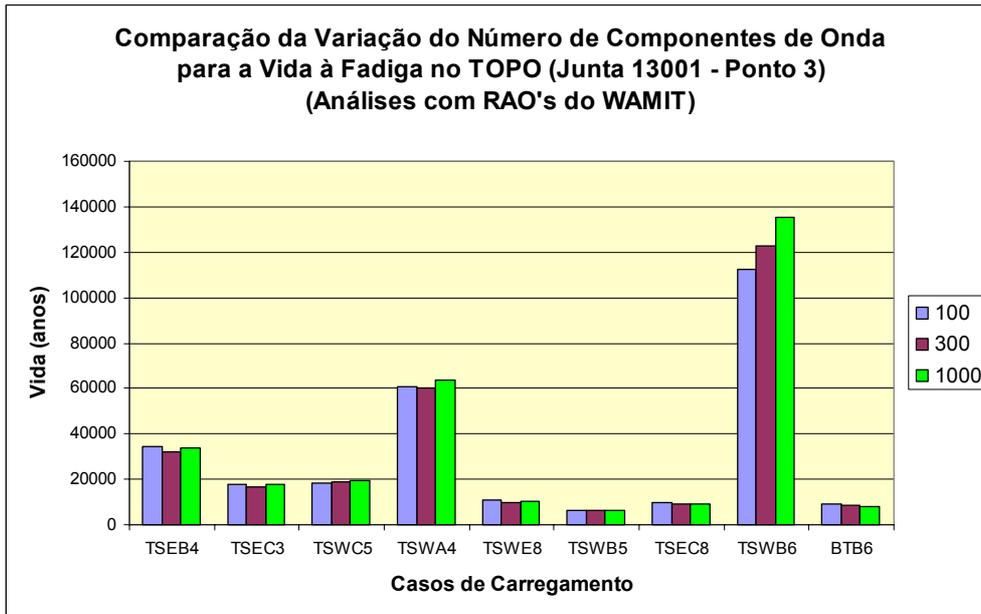


Figura 12-88 Comparação da variação do número de componentes de onda para a vida à fadiga na junta mais crítica do TOPO, para as análises com RAO's do WAMIT

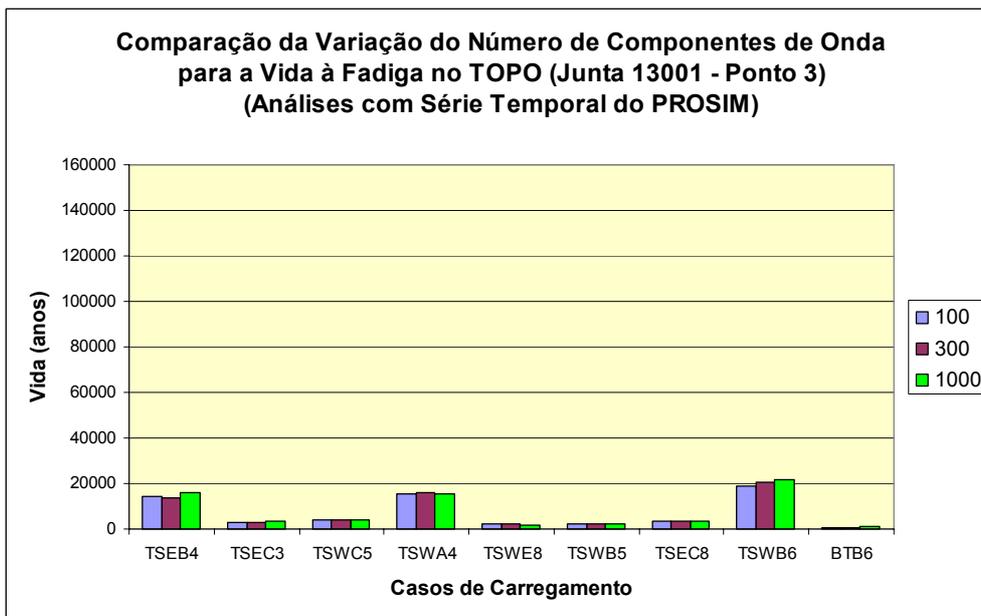


Figura 12-89 Comparação da variação do número de componentes de onda para a vida à fadiga na pior junta do TOPO, para as análises com Série Temporal do PROSIM

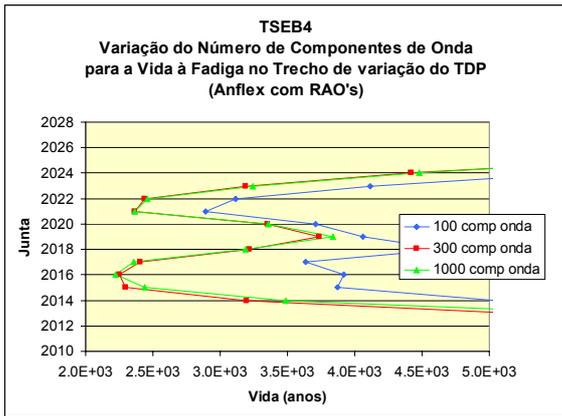


Figura 12-90 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSEB4 – Anflex com RAO's – Juntas mais críticas (2021/2016/2016)

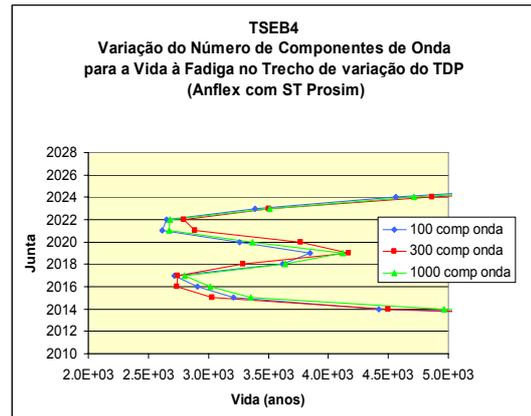


Figura 12-93 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSEB4 – Anflex com ST Juntas mais críticas (2021/2016/2021)

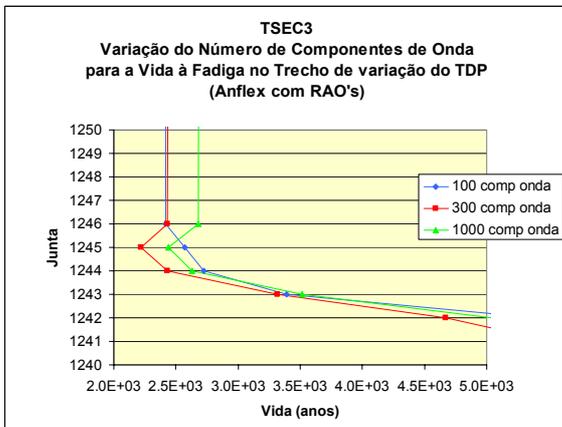


Figura 12-91 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSEC3 – Anflex com RAO's – Juntas mais críticas (1246/1245/1245)

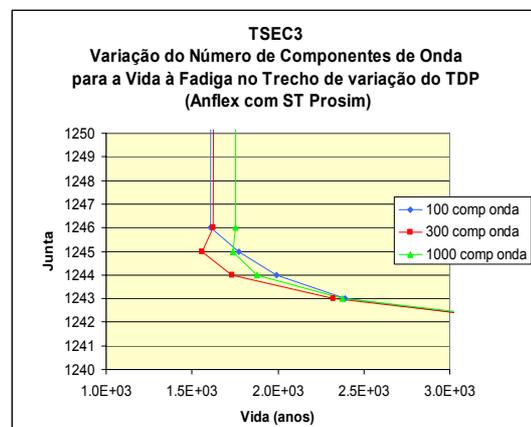


Figura 12-94 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSEC3 – Anflex com ST Juntas mais críticas (1246/1245/1245)

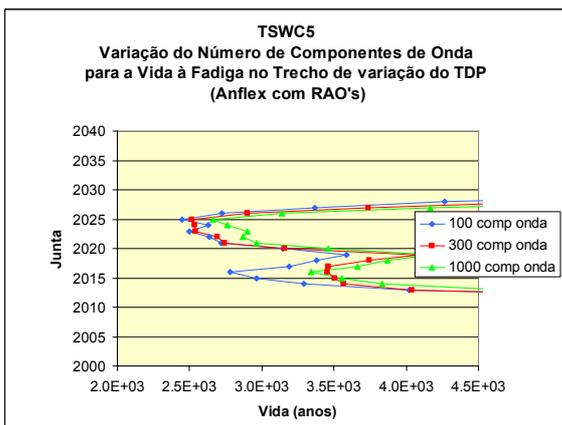


Figura 12-92 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSWC5 – Anflex com RAO's – Junta mais crítica (2025/2025/2025)

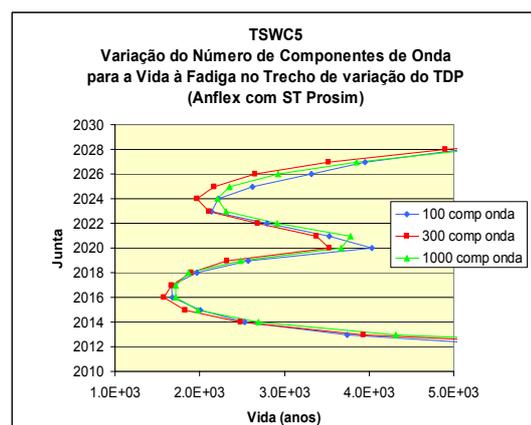


Figura 12-95 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSWC5 – Anflex com ST – Junta mais crítica (2016/2016/2016)

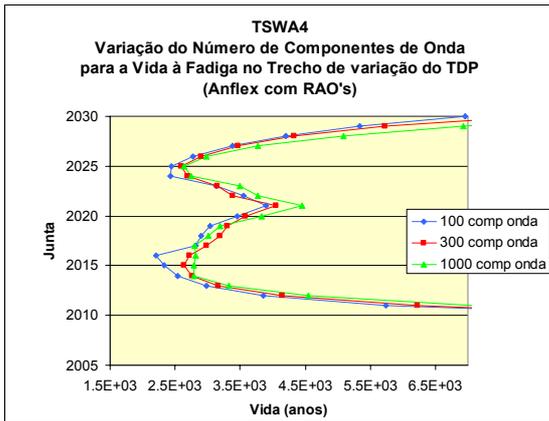


Figura 12-96 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSWA4 – Anflex com RAO's – Junta mais crítica (2016/2025/2025)

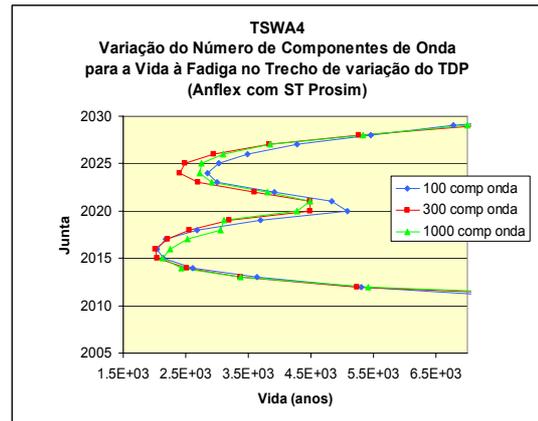


Figura 12-99 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSWA4 – Anflex com ST – Junta mais crítica (2016/2016/2015)

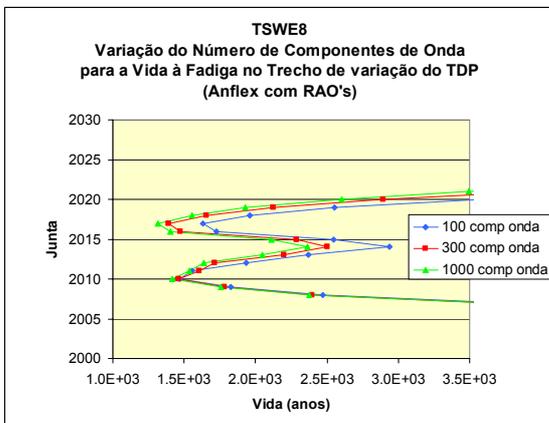


Figura 12-97 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSWE8 – Anflex com RAO's – Junta mais crítica (2010/2017/2017)

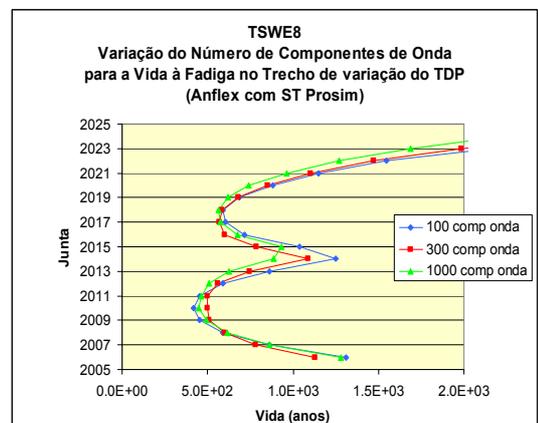


Figura 12-100 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSWE8 – Anflex com ST – Junta mais crítica (2010/2011/2010)

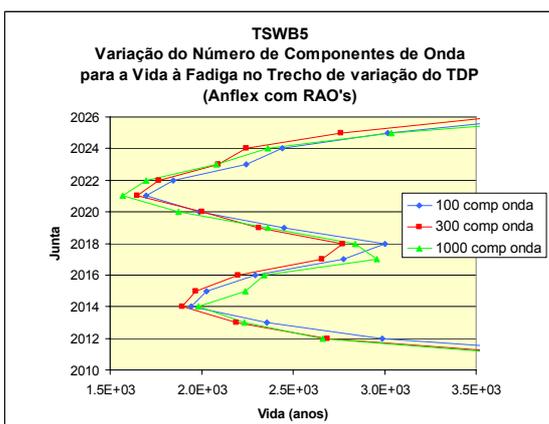


Figura 12-98 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSWB5 – Anflex com RAO's – Junta mais crítica (2021/2021/2021)

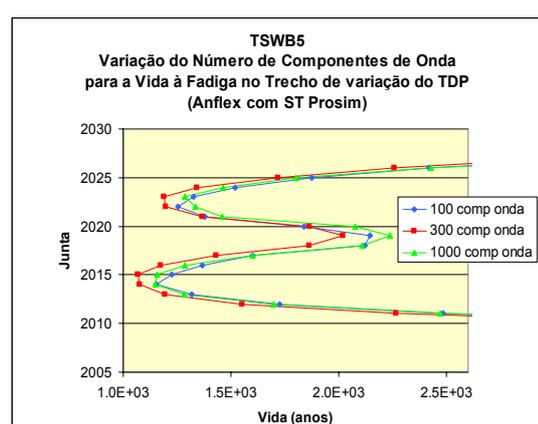


Figura 12-101 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSWB5 – Anflex com ST – Junta mais crítica (2014/2015/2014)

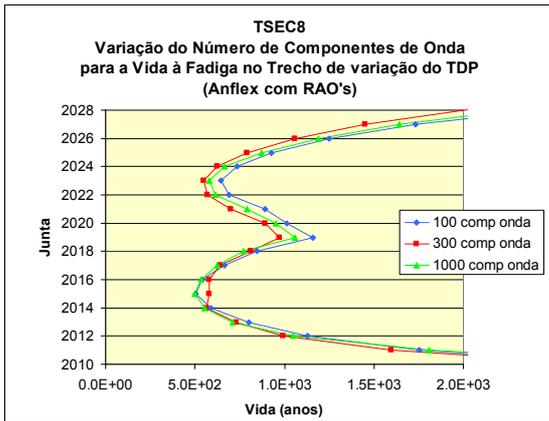


Figura 12-102 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSEC8 – Anflex com RAO's – Junta mais crítica (2015/2023/2015)

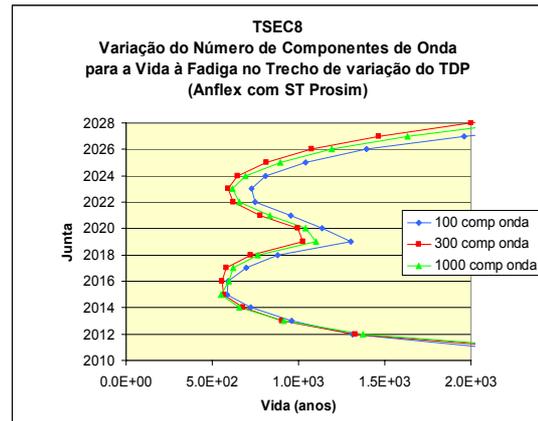


Figura 12-105 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSEC8 – Anflex com ST Junta mais crítica (2015/2016/2015)

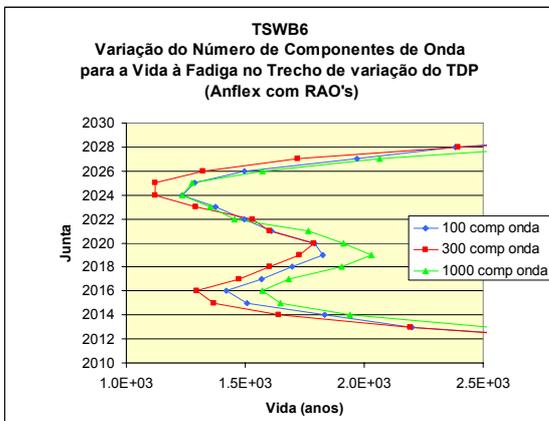


Figura 12-103 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSWB6 – Anflex com RAO's – Junta mais crítica (2024/2024/2024)

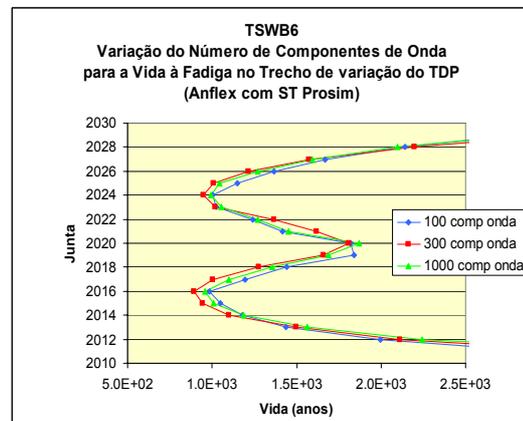


Figura 12-106 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSWB6 – Anflex com ST – Junta mais crítica (2016/2016/2016)

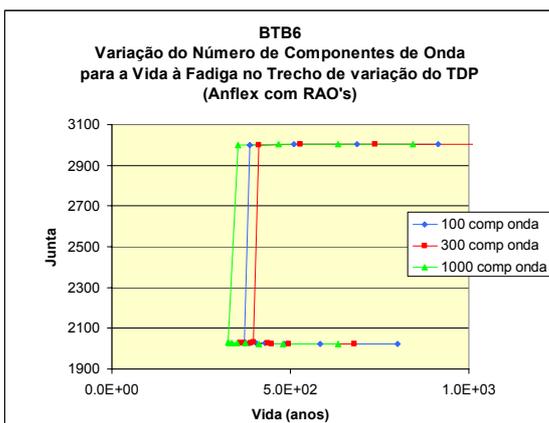


Figura 12-104 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso BTB6 – Anflex com RAO's – Junta mais crítica (2030/2025/2030)

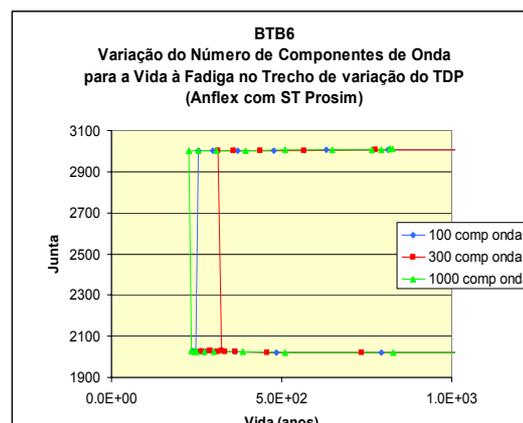


Figura 12-107 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso BTB6 – Anflex com ST Junta mais crítica (2029/2026/3001)

Tabela 12-11 Diferenças percentuais dos valores de vida à fadiga nas juntas mais críticas do TOPO e TDP

Caso	Tipo de análise	Diferença (%) da Vida à fadiga na região do TOPO em rel. a 100 comp. onda						Diferença (%) da Vida à fadiga na região do TDP em rel. a 100 comp. onda								
		Localização		Junta	Ponto 3 (Plano do riser)		Ponto mais crítico		Junta	Ponto	Junta	Ponto	Junta	Ponto	Diferença	
		Número de componentes de onda			300	1000		300							1000	100
TSEB4	Anflex (RAO's do Wamit)	13001	-6.59	-2.20	8	-4.84	3.94	2021	2	2016	5	2016	5	<b>-42.69</b>	<b>-43.37</b>	
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	13001	-1.82	<b>10.48</b>	8	2.55	<b>11.85</b>	2021	2	2016	5	2021	2	-5.94	<b>1.94</b>	
TSEC3	Anflex (RAO's do Wamit)	13001	-4.13	-0.18	7	0.69	4.36	1246	2	1245	3	1245	3	<b>-13.64</b>	-5.30	
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	13001	-5.38	<b>6.69</b>	3	-5.38	6.69	1246	2	1245	3	1245	3	<b>-12.09</b>	-1.76	
TSWC5	Anflex (RAO's do Wamit)	13001	<b>5.73</b>	<b>6.95</b>	3	5.73	6.95	2025	2	2025	2	2025	2	<b>2.88</b>	<b>8.77</b>	
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	13001	-6.36	-5.45	3	-6.36	-5.45	2016	5	2016	5	2016	5	-5.96	<b>2.29</b>	
TSWA4	Anflex (RAO's do Wamit)	13001	-0.53	<b>4.94</b>	4	<b>10.73</b>	<b>10.94</b>	2016	5	2025	2	2025	2	<b>6.77</b>	<b>7.93</b>	
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	13001	<b>4.18</b>	<b>1.02</b>	4	3.68	2.04	2016	5	2016	5	2015	5	-1.39	-0.74	
TSWE8	Anflex (RAO's do Wamit)	13001	-7.29	-6.51	3	-7.29	-6.51	2010	5	2017	2	2017	2	<b>-14.49</b>	<b>-19.18</b>	
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	13001	-2.72	-8.26	3	-2.72	-8.26	2010	5	2011	4	2010	5	<b>9.50</b>	<b>8.36</b>	
TSWB5	Anflex (RAO's do Wamit)	13001	-1.73	-3.27	7	-6.96	-3.82	2021	2	2021	2	2021	2	-2.73	-7.56	
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	13001	-8.00	<b>6.30</b>	3	-8.00	6.30	2014	5	2015	5	2014	5	<b>-12.82</b>	-0.21	
TSEC8	Anflex (RAO's do Wamit)	13001	-4.51	-3.29	8	1.95	4.96	2015	5	2023	2	2015	5	<b>-14.88</b>	-1.47	
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	13001	-0.82	<b>0.19</b>	8	3.27	4.42	2015	5	2016	4	2015	5	-6.22	-6.64	
TSWB6	Anflex (RAO's do Wamit)	13001	<b>9.45</b>	<b>20.36</b>	1	<b>10.47</b>	<b>21.29</b>	2024	2	2024	2	2024	2	-9.10	-0.06	
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	13001	<b>9.34</b>	<b>15.77</b>	1	9.56	<b>11.76</b>	2016	5	2016	5	2016	5	-9.27	-2.23	
BTB6	Anflex (RAO's do Wamit)	13001	-6.82	-9.64	2	-7.87	<b>-10.96</b>	2030	2	2025	4	2030	2	-6.85	<b>-12.60</b>	
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	13001	<b>4.86</b>	<b>14.03</b>	3	4.86	<b>14.03</b>	2029	2	2026	4	3001	2	-1.96	<b>-10.44</b>	

Observando os resultados apresentados, verifica-se que as diferenças que haviam sido observadas nos movimentos de baixa frequência com a variação do número de componentes de onda não levaram a discrepâncias nos resultados de vida à fadiga na junta mais crítica do topo, o que indica que o movimento de baixa frequência não comanda a vida na região do topo.

Para os resultados de vida à fadiga na junta mais crítica do TDP, uma variação um pouco maior foi encontrada, principalmente para o caso TSEB4 para análises com RAO's do WAMIT, podendo estar associados aos movimentos de baixa frequência.

Na Tabela 12-11 observa-se também que em muitos casos os valores de vida para 100 componentes de onda são menores que aqueles para 300 ou 1000 componentes, e portanto, fornecem resultados mais conservativos. Assim, é possível concluir que nem sempre utilizar uma maior discretização no espectro de onda leva a resultados mais conservativos. Deve-se lembrar também que o aumento do número de componentes de onda acarreta em consideráveis aumentos no custo computacional, principalmente nas análises efetuadas no programa PROSIM.

## 12.7 RESULTADOS DA VARIAÇÃO DA SEMENTE DE GERAÇÃO DE NÚMEROS ALEATÓRIOS

Outro questionamento proposto para a metodologia de análise e o projeto de *risers* é a verificação da influência na vida à fadiga da semente de geração das fases aleatórias na equação (3.22) do Capítulo 3, que define a elevação da superfície do mar.

Para investigar esta questão, foram efetuados estudos paramétricos variando a semente aleatória de 1 a 10, tanto nas análises acopladas de movimentos da plataforma no PROSIM, quanto nas análises estruturais do SCR no ANFLEX. Nas análises estruturais, foram utilizados os procedimentos de geração dos movimentos na frequência da onda através de RAO's do WAMIT e também da aplicação de séries temporais de movimentos geradas pelas análises acopladas do PROSIM.

Foram comparados os movimentos no topo do *riser* e a vida à fadiga do SCR da P18 nas regiões do TOPO e do TDP, em relação a semente aleatória original igual a 1.

### 12.7.1 CASOS DE CARREGAMENTO SELECIONADOS

Os critérios para a seleção dos casos analisados são semelhantes aos descritos na seção anterior 12.6.1 para a verificação da influência da variação do número de componentes de onda. Neste item, para a comparação da influência da semente de geração de números aleatórios selecionou-se um conjunto relativamente menor de casos:

- TSEB4 → Dano médio no topo
- TSEC3 → Dano médio no tdp
- TSEC8 → Maior dano no topo
- BTB6 → Maior dano no tdp

## 12.7.2 COMPARAÇÃO DE MOVIMENTOS

De forma semelhante ao descrito na seção 12.6.2, foram tomados os gráficos dos movimentos impostos no topo do *riser*, publicados na análise dinâmica do ANFLEX, para fazer as comparações de movimentos gerados a partir dos RAO's do WAMIT e da Série temporal do PROSIM.

Nas figuras a seguir, comparam-se a variação dos movimentos impostos nas análises com diferentes valores para a semente aleatória (2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9 e 10) em relação aos movimentos obtidos com a semente igual a 1, o qual representa um valor típico utilizado em projeto.

Inicialmente são mostrados os resultados obtidos com as análises do ANFLEX com RAO's do WAMIT. A seguir, são mostrados os resultados obtidos com as análises empregando as séries temporais do PROSIM.

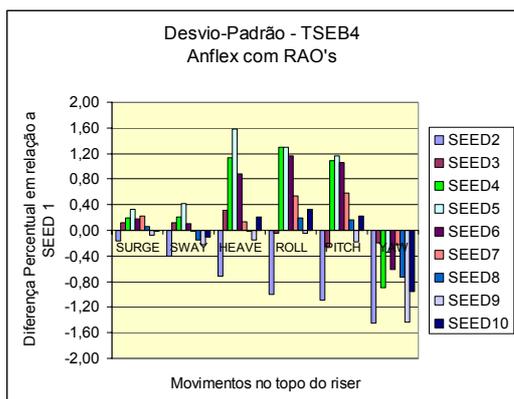


Figura 12-108 Variação da semente aleatória em relação à semente igual a 1 – Caso TSEB4 – Anflex com RAO's

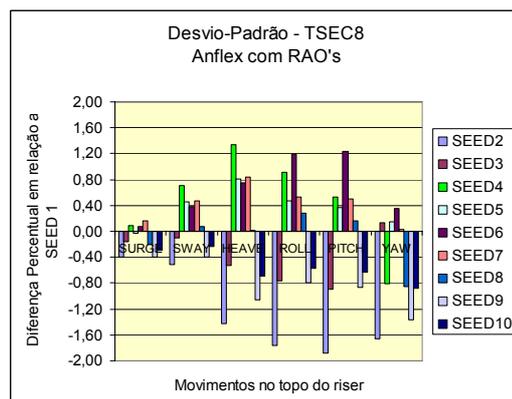


Figura 12-110 Variação da semente aleatória em relação à semente igual a 1 – Caso TSEC8 – Anflex com RAO's

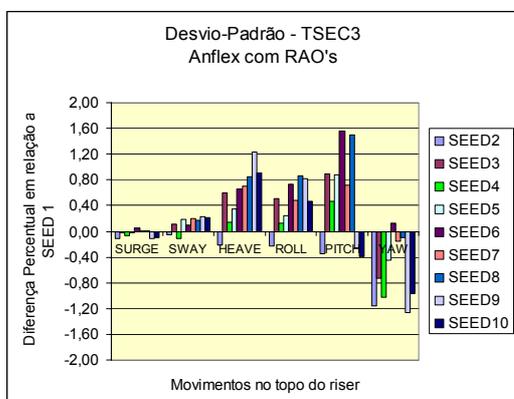


Figura 12-109 Variação da semente aleatória em relação à semente igual a 1 – Caso TSEC3 – Anflex com RAO's

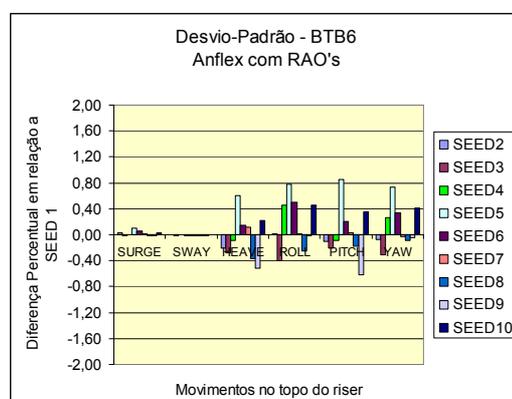


Figura 12-111 Variação da semente aleatória em relação à semente igual a 1 – Caso BTB6 – Anflex com RAO's

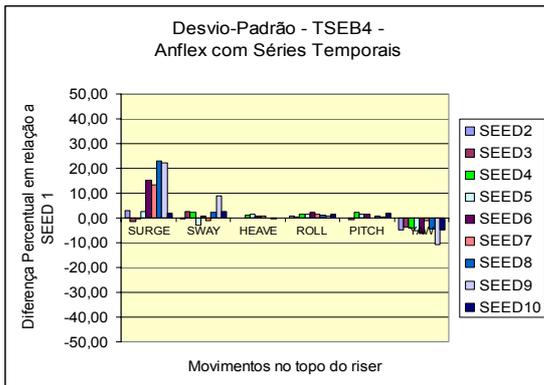


Figura 12-112 Variação da semente aleatória em relação à semente igual a 1 – Caso TSEB4 – Anflex com ST

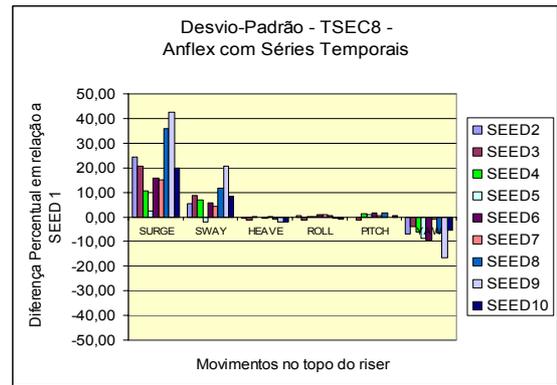


Figura 12-114 Variação da semente aleatória em relação à semente igual a 1 – Caso TSEC8 – Anflex com ST

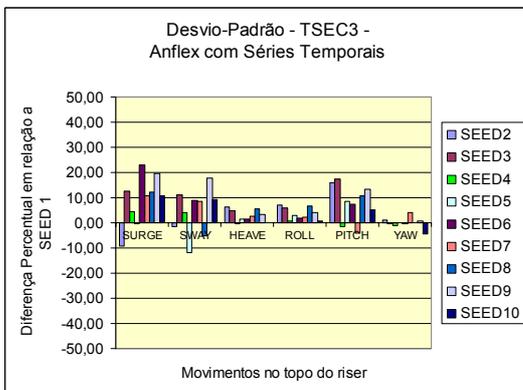


Figura 12-113 Variação da semente aleatória em relação à semente igual a 1 – Caso TSEC3 – Anflex com ST

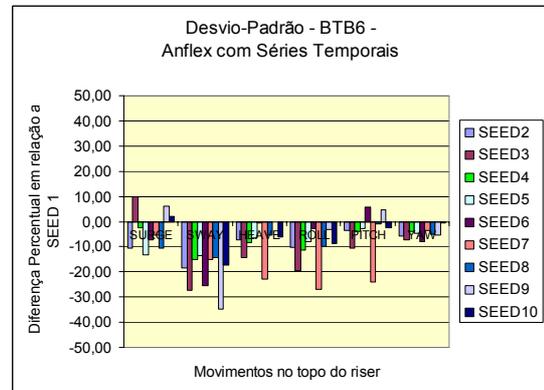


Figura 12-115 Variação da semente aleatória em relação à semente igual a 1 – Caso BTB6 – Anflex com RAO's

As Tabela 12-12 a Tabela 12-17 apresentam os valores de diferença percentual plotados nos gráficos das figuras anteriores. Seguindo o mesmo padrão adotado para a comparação do número de componentes de onda, foram destacadas em **negrito** as diferenças percentuais maiores que 10% e em **vermelho** as diferenças percentuais negativas, significando que as análises com semente aleatória igual a 1 fornecem valores de desvio-padrão do movimento maiores.

Tabela 12-12 Diferença percentual dos valores de Desvio-padrão dos movimentos de SURGE

Caso	Tipo de análise	Diferença (%) em relação a semente igual a 1								
		2	3	4	5	6	7	8	9	10
Semente Aleatória		2	3	4	5	6	7	8	9	10
TSEB4	Anflex (RAO's do Wamit)	-0.16	0.12	0.19	0.32	0.19	0.23	0.06	-0.08	-0.02
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	3.07	-1.31	-0.41	2.41	15.37	13.31	22.94	22.21	1.68
TSEC3	Anflex (RAO's do Wamit)	-0.11	-0.02	-0.07	-0.02	0.06	0.01	0.01	-0.12	-0.10
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-9.27	12.47	4.55	-0.32	22.91	10.76	12.26	19.66	10.59
TSEC8	Anflex (RAO's do Wamit)	-0.39	-0.16	0.09	-0.03	0.08	0.17	-0.20	-0.40	-0.29
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	24.35	20.70	10.68	2.53	15.83	15.15	36.05	42.72	20.03
BTB6	Anflex (RAO's do Wamit)	0.03	-0.01	0.00	0.11	0.05	0.02	-0.01	-0.01	0.02
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-10.42	9.74	-2.46	-13.17	-7.20	-5.46	-10.78	6.10	2.15

Tabela 12-13 Diferença percentual dos valores de Desvio-padrão dos movimentos de SWAY

Caso	Tipo de análise	Diferença (%) em relação a semente igual a 1								
		2	3	4	5	6	7	8	9	10
Semente Aleatória		2	3	4	5	6	7	8	9	10
TSEB4	Anflex (RAO's do Wamit)	-0.41	0.12	0.21	0.42	0.10	-0.02	-0.16	-0.22	-0.11
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-0.34	2.43	2.16	-3.11	0.73	-1.00	2.27	8.90	2.44
TSEC3	Anflex (RAO's do Wamit)	-0.06	0.11	-0.11	0.18	0.09	0.20	0.17	0.23	0.21
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-1.38	11.29	3.90	-11.97	8.82	8.52	-5.18	17.95	9.14
TSEC8	Anflex (RAO's do Wamit)	-0.52	-0.11	0.70	0.46	0.38	0.48	0.07	-0.40	-0.23
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	5.57	8.58	7.03	-1.90	5.61	4.41	11.63	20.71	8.46
BTB6	Anflex (RAO's do Wamit)	-0.01	-0.02	-0.01	-0.02	-0.01	-0.02	-0.02	-0.01	0.00
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-18.29	-27.49	-15.09	-13.39	-25.29	-15.22	-14.20	-34.74	-17.16

Tabela 12-14 Diferença percentual dos valores de Desvio-padrão dos movimentos de HEAVE

Caso	Tipo de análise	Diferença (%) em relação a semente igual a 1								
		2	3	4	5	6	7	8	9	10
Semente Aleatória		2	3	4	5	6	7	8	9	10
TSEB4	Anflex (RAO's do Wamit)	-0.71	0.32	1.13	1.58	0.88	0.14	-0.02	-0.15	0.21
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	0.06	0.15	1.03	1.37	0.67	0.60	-0.04	-0.25	0.05
TSEC3	Anflex (RAO's do Wamit)	-0.22	0.60	0.14	0.35	0.66	0.70	0.85	1.23	0.90
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	6.18	4.94	-0.47	1.52	1.40	2.53	5.52	3.25	-0.09
TSEC8	Anflex (RAO's do Wamit)	-1.43	-0.53	1.34	0.80	0.76	0.83	0.01	-1.06	-0.69
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-0.63	-1.23	0.26	-0.22	-0.39	0.23	-0.98	-2.14	-2.06
BTB6	Anflex (RAO's do Wamit)	-0.21	-0.28	-0.09	0.60	0.15	0.11	-0.37	-0.51	0.22
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-7.38	-14.4	-8.28	-6.51	-0.64	-22.9	-5.31	-0.17	-6.12

Tabela 12-15 Diferença percentual dos valores de Desvio-padrão dos movimentos de ROLL

Caso	Tipo de análise	Diferença (%) em relação a semente igual a 1								
		2	3	4	5	6	7	8	9	10
Semente Aleatória										
TSEB4	Anflex (RAO's do Wamit)	-1.00	-0.04	1.29	1.30	1.16	0.54	0.20	-0.04	0.32
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	0.65	0.43	1.31	1.62	2.14	1.44	1.17	0.86	1.38
TSEC3	Anflex (RAO's do Wamit)	-0.24	0.51	0.12	0.24	0.73	0.48	0.86	0.82	0.46
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	7.06	5.86	0.81	3.02	1.70	2.26	6.80	4.23	0.82
TSEC8	Anflex (RAO's do Wamit)	-1.76	-0.76	0.91	0.47	1.19	0.53	0.28	-0.79	-0.58
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	0.61	-1.20	0.22	0.33	0.95	1.05	0.68	-0.73	-0.98
BTB6	Anflex (RAO's do Wamit)	0.01	-0.40	0.46	0.77	0.50	0.02	-0.26	-0.01	0.46
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-10.35	-19.45	-11.51	-8.09	-2.74	-26.98	-10.02	-3.09	-8.82

Tabela 12-16 Diferença percentual dos valores de Desvio-padrão dos movimentos de PITCH

Caso	Tipo de análise	Diferença (%) em relação a semente igual a 1								
		2	3	4	5	6	7	8	9	10
Semente Aleatória										
TSEB4	Anflex (RAO's do Wamit)	-1.09	-0.25	1.09	1.17	1.06	0.58	0.17	-0.17	0.23
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	0.18	-0.56	2.11	1.54	1.55	-0.18	0.87	0.46	1.90
TSEC3	Anflex (RAO's do Wamit)	-0.35	0.89	0.46	0.88	1.56	0.72	1.49	-0.26	-0.39
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	16.08	17.36	-1.61	8.61	7.29	-4.01	10.85	13.45	5.20
TSEC8	Anflex (RAO's do Wamit)	-1.88	-0.90	0.53	0.37	1.24	0.50	0.16	-0.87	-0.63
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-0.28	-1.20	1.12	0.88	1.71	0.49	1.54	-0.04	0.64
BTB6	Anflex (RAO's do Wamit)	-0.10	-0.21	-0.08	0.85	0.20	0.03	-0.18	-0.62	0.36
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-3.46	-10.64	-3.91	-2.76	5.62	-23.89	-1.01	4.57	-2.59

Tabela 12-17 Diferença percentual dos valores de Desvio-padrão dos movimentos de YAW

Caso	Tipo de análise	Diferença (%) em relação a semente igual a 1								
		2	3	4	5	6	7	8	9	10
Semente Aleatória										
TSEB4	Anflex (RAO's do Wamit)	-1.45	-0.20	-0.89	-0.35	-0.61	-0.22	-0.73	-1.43	-0.96
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-4.95	-3.89	-3.98	-5.19	-6.45	-1.15	-4.56	-10.87	-4.73
TSEC3	Anflex (RAO's do Wamit)	-1.16	-0.73	-1.02	-0.44	0.13	-0.15	-0.10	-1.26	-0.96
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	1.03	-0.38	-1.17	0.02	-0.28	4.19	-0.15	0.84	-4.34
TSEC8	Anflex (RAO's do Wamit)	-1.66	0.13	-0.81	0.15	0.35	0.04	-0.86	-1.36	-0.88
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-7.00	-3.92	-5.98	-8.71	-9.53	-1.07	-6.62	-16.64	-5.29
BTB6	Anflex (RAO's do Wamit)	-0.08	-0.32	0.27	0.73	0.35	-0.03	-0.09	-0.04	0.41
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-5.93	-7.16	-4.09	-4.61	-8.02	-3.38	-4.85	-5.44	-0.56

### Resultados para RAO's do WAMIT

Em todos os casos analisados no ANFLEX com **RAO's do WAMIT**, não foram observadas diferenças na média do sinal de movimentos no topo do *riser* para cada um dos graus de liberdade. As diferenças em relação do desvio-padrão do sinal foram mínimas, isto é, inferiores a 2%, como pode ser observado nos gráficos da Figura 12-108 até a Figura 12-111.

### Resultados para Séries temporais do PROSIM

Na maioria dos casos estudados com **Séries temporais do PROSIM**, são encontradas diferenças mínimas (1%) em relação à média do sinal de movimentos no topo do *riser* para cada um dos graus de liberdade. As diferenças em relação ao desvio-padrão do sinal foram bem maiores, da ordem de 40%, principalmente para o grau de liberdade de Surge.

### Resultados na frequência da onda e de baixa frequência separadamente

Nos gráficos seguintes, as parcelas do movimento na frequência da onda e de baixa frequência são mostradas separadamente, em todos os seis graus de liberdade e em cada caso de carregamento selecionado. São mostrados, lado a lado, os gráficos resultantes das análises com série temporal do PROSIM e com RAO's do WAMIT.

Primeiramente são apresentados os gráficos apenas com as parcelas do movimento na frequência da onda. Em seguida são apresentados os gráficos com as parcelas de baixa frequência, apenas para as análises com Série Temporal do PROSIM.

As ordenadas dos gráficos se referem a valores de desvio-padrão do movimento com unidade em metros para os graus de liberdade de translação e unidade em graus para os de rotação.

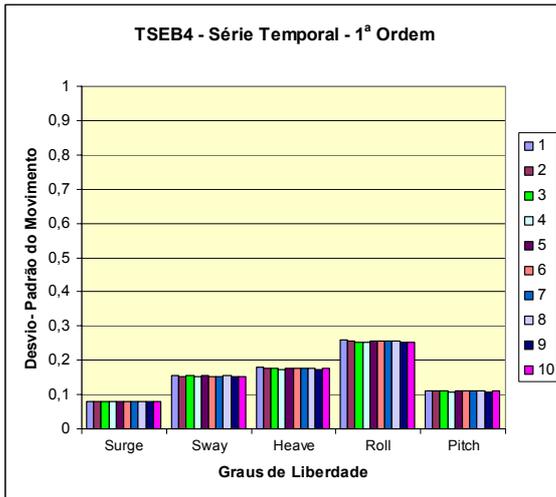


Figura 12-116 Variação da semente de geração de números aleatórios apenas com 1ª ordem  
Caso TSEB4 – ANFLEX com ST

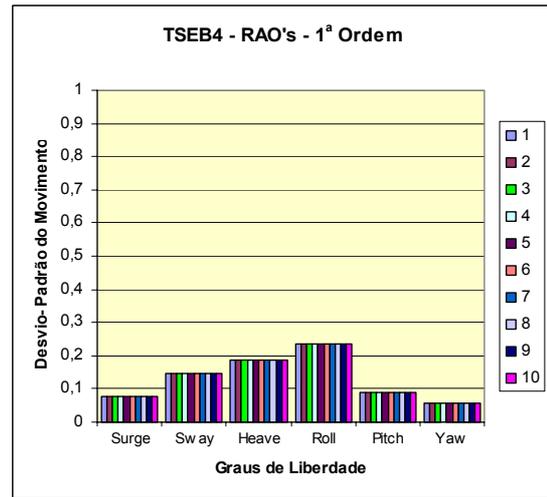


Figura 12-119 Variação da semente de geração de números aleatórios apenas com 1ª ordem  
Caso TSEB4 – ANFLEX com RAO

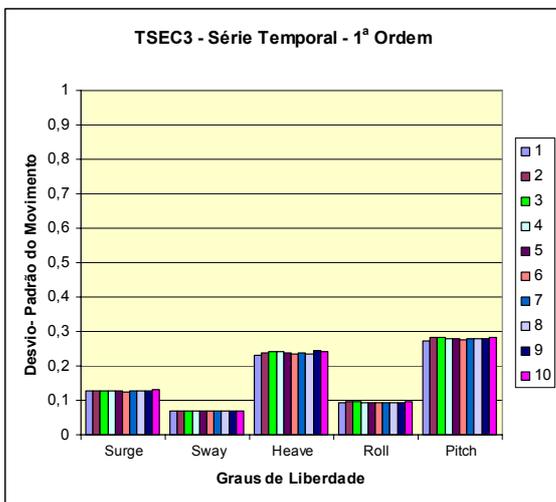


Figura 12-117 Variação da semente de geração de números aleatórios apenas com 1ª ordem  
Caso TSEC3 – ANFLEX com ST

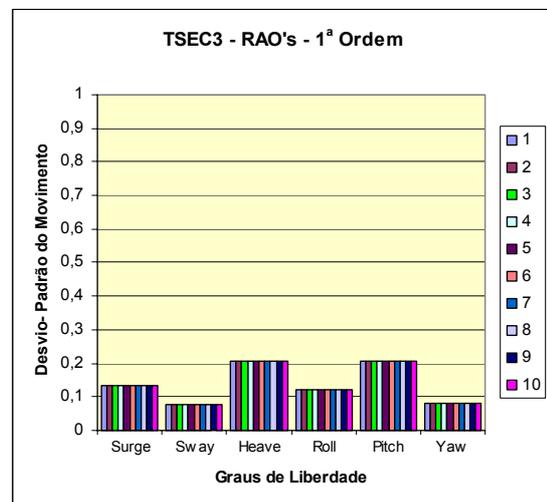


Figura 12-120 Variação da semente de geração de números aleatórios apenas com 1ª ordem  
Caso TSEC3 – ANFLEX com RAO

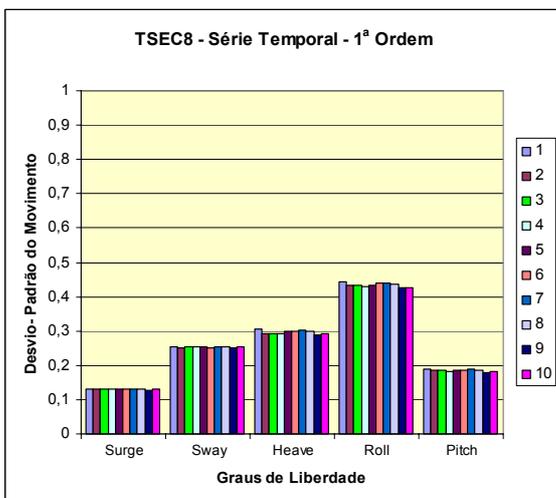


Figura 12-118 Variação da semente de geração de números aleatórios apenas com 1ª ordem  
Caso TSEC8 – ANFLEX com ST

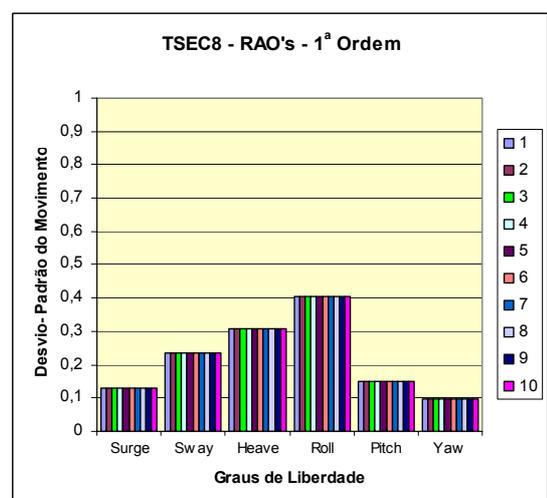


Figura 12-121 Variação da semente de geração de números aleatórios apenas com 1ª ordem  
Caso TSEC8 – ANFLEX com RAO

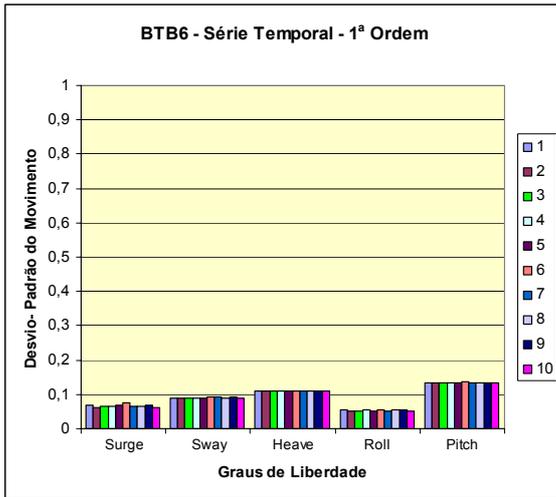


Figura 12-122 Variação da semente de geração de números aleatórios apenas com 1ª ordem  
Caso BTB6 – ANFLEX com ST

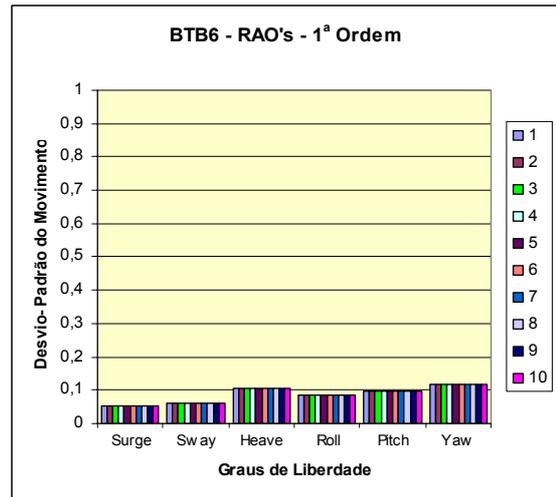


Figura 12-125 Variação da semente de geração de números aleatórios apenas com 1ª ordem  
Caso BTB6 – ANFLEX com RAO

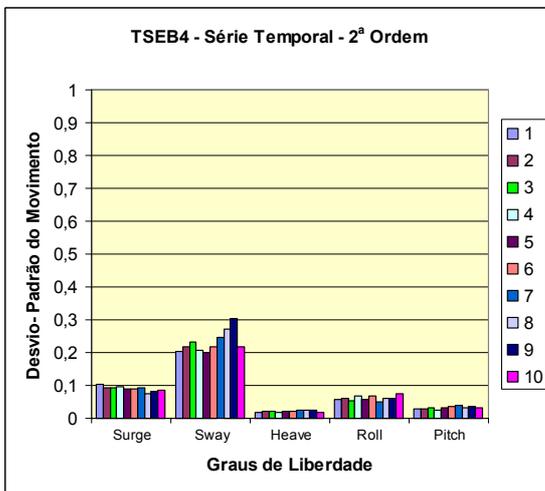


Figura 12-123 Variação da semente de geração de números aleatórios apenas com 2ª ordem  
Caso TSEB4 – ANFLEX com ST

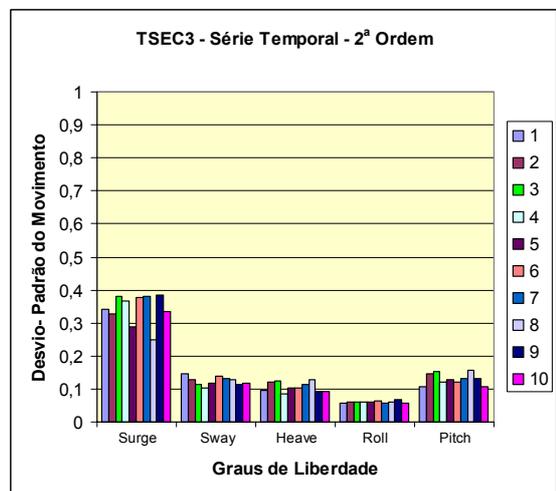


Figura 12-126 Variação da semente de geração de números aleatórios apenas com 2ª ordem  
Caso TSEC3 – ANFLEX com ST

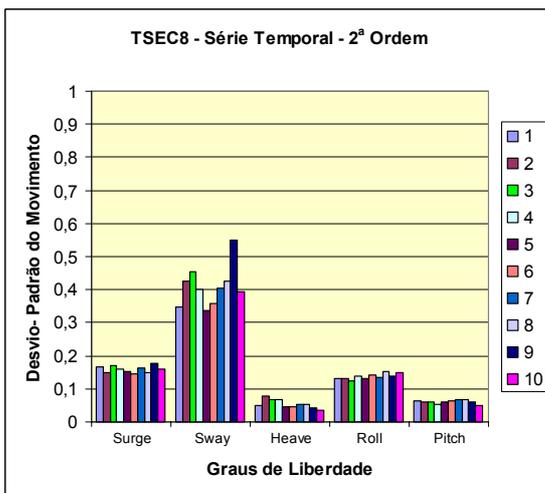


Figura 12-124 Variação da semente de geração de números aleatórios apenas com 2ª ordem  
Caso TSEC8 – ANFLEX com ST

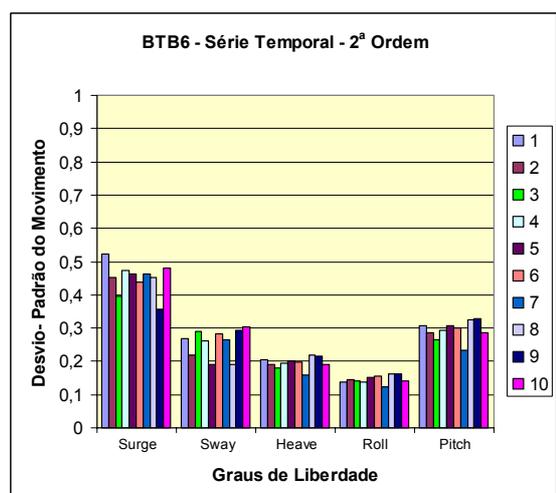


Figura 12-127 Variação da semente de geração de números aleatórios apenas com 2ª ordem  
Caso BTB6 – ANFLEX com ST

Dos gráficos das análises com *série temporal do PROSIM*, é possível observar que a variação da semente de geração de números aleatórios afeta mais a parcela de baixa frequência do movimento, ficando a parcela na frequência da onda praticamente invariável em relação a este parâmetro. Da mesma forma, para as análises com *RAO's do WAMIT*, a parcela do movimento na frequência da onda também fica praticamente invariável a este parâmetro.

### 12.7.3 COMPARAÇÃO DE VIDA À FADIGA

As diferenças na vida à fadiga causadas pela variação da semente de geração de números aleatórios de 1 a 10 foram analisadas também nas regiões do topo e TDP. Dentro desta região foi escolhida a diferença percentual em relação à junta mais crítica para a análise com semente aleatória igual a 1.

Estas análises de fadiga dos casos selecionados, da mesma forma como na seção 12.6.3 de comparação da variação do número de componentes de onda, também foram feitas considerando-se apenas um estado de mar de cada vez, com seu respectivo percentual de ocorrência real.

Para manter o mesmo padrão de comparação da seção 12.6.3 foi escolhida a junta 13001 como mais crítica na região do Topo, no plano do *riser* (Ponto 3), que foi realmente a junta mais crítica em quase todos os casos selecionados, independentemente de se utilizar RAO's do WAMIT ou séries temporais do PROSIM. Na região do TDP, a junta mais crítica varia entre os casos analisados e de acordo com o tipo de análise.

Os gráficos da Figura 12-128 e da Figura 12-129 comparam as diferenças apresentadas para a junta mais crítica da região do topo quando se varia a semente de geração de números aleatórios, tanto para as análises no ANFLEX com RAO's do WAMIT quanto para as análises com Séries Temporais do PROSIM.

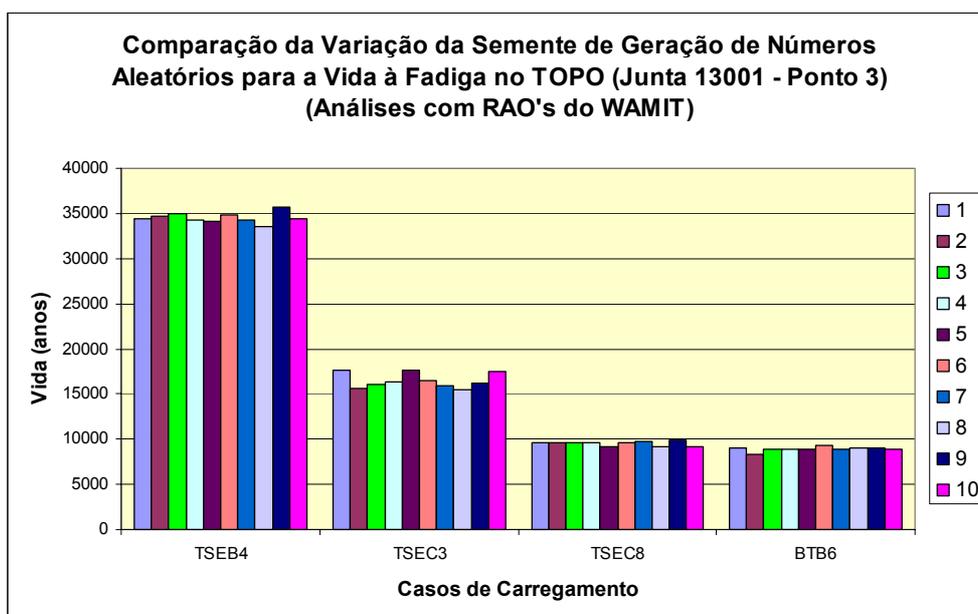


Figura 12-128 Comparação da variação da semente de geração de números aleatórios para a vida à fadiga na junta mais crítica do TOPO, para as análises com RAO's do WAMIT

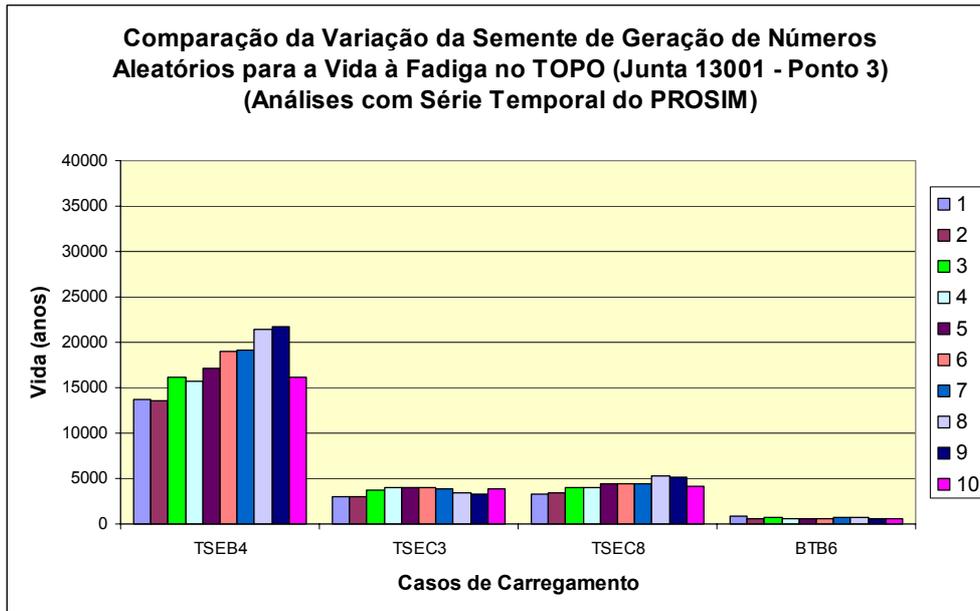


Figura 12-129 Comparação da variação da semente de geração de números aleatórios para a vida à fadiga na junta mais crítica do TOPO, para as análises com Séries Temporais do PROSIM

A seguir, são apresentadas as diferenças causadas pela variação da semente de geração de números aleatórios para a região do TDP, também para as análises no ANFLEX com RAO's do WAMIT e para as análises com Séries Temporais do PROSIM. Neste caso, os piores valores de vida também variam de caso para caso, sendo mostrado separadamente a variação para cada caso selecionado.

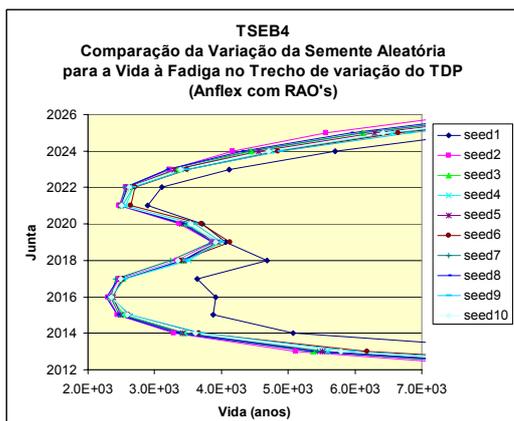


Figura 12-130 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSEB4 – Anflex com RAO's – Juntas mais críticas (2021[seed1]/2016[seed2 a 10])

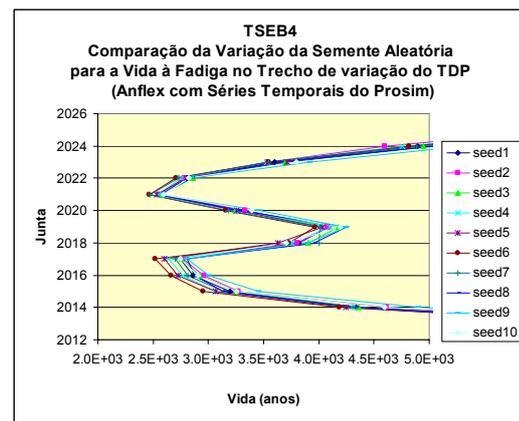


Figura 12-131 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSEB4 – Anflex com ST Junta mais crítica (2021[todos])

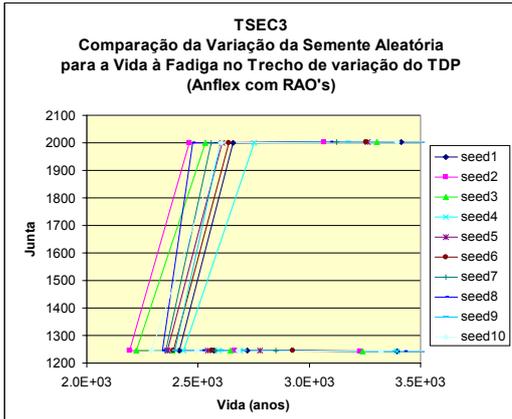


Figura 12-132 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSEC3 – Anflex com RAO's – Junta mais crítica (1246[todos])

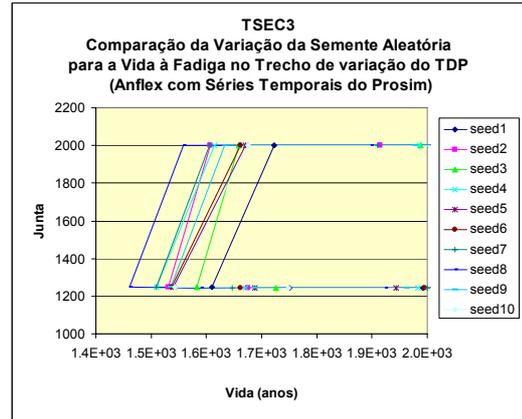


Figura 12-135 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSEC3 – Anflex com ST Junta mais crítica (1246[todos])

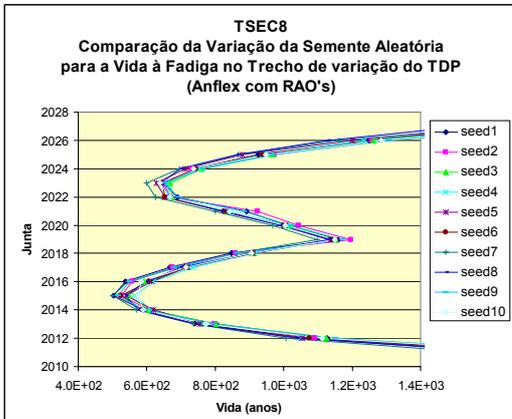


Figura 12-133 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSEC8 – Anflex com RAO's – Junta mais crítica (2015[todos])

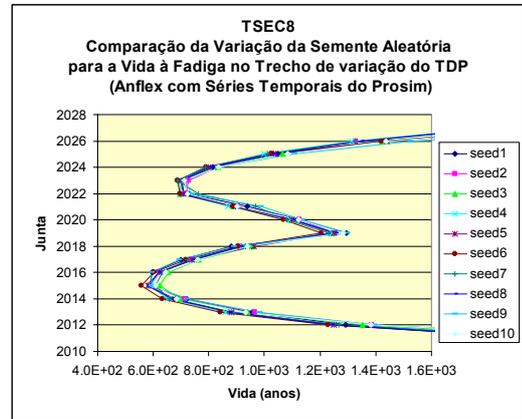


Figura 12-136 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso TSEC8 – Anflex com ST Junta mais crítica (2015[todos])

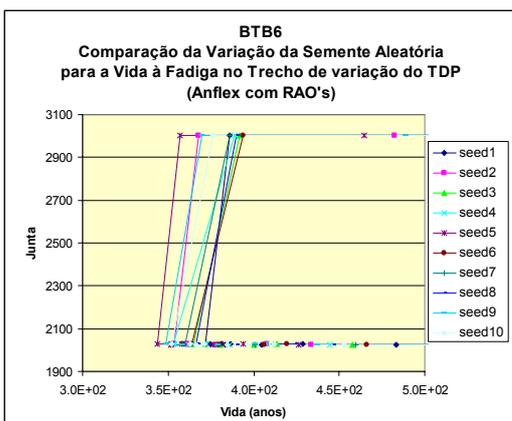


Figura 12-134 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso BTB6 – Anflex com RAO's – Juntas mais críticas (2029[seed 6 e 7]/2030[demais])

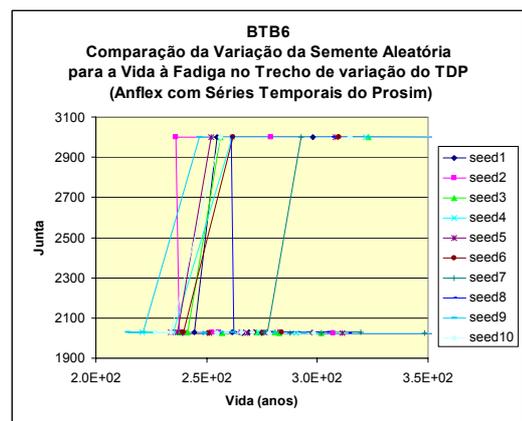


Figura 12-137 Variação da vida à fadiga na região do TDP – Caso BTB6 – Anflex com ST Juntas mais críticas (3001[seed 2]/2025[seed 8]/2029[demais])

As tabelas seguintes apresentam, para cada caso selecionado, os valores das diferenças percentuais de vida à fadiga em relação à semente aleatória igual a 1 nas regiões do topo e TDP.

No caso do Topo, são apresentadas as diferenças percentuais para a junta 13001, no ponto 3 (plano do *riser*) (Tabela 12-18) e nos pontos mais críticos de cada análise (Tabela 12-19).

No caso do TDP, as juntas e os pontos mais críticos variam de acordo com o tipo de análise, com o caso de carregamento e com o valor da semente aleatória. As diferenças percentuais são apresentadas sempre em relação ao respectivo valor de vida com semente aleatória igual a 1 (Tabela 12-20).

Tabela 12-18 Diferença Percentual dos Valores de Vida na junta do TOPO 13001 – Ponto 3

Caso	Tipo de análise	Diferença (%) em relação a semente igual a 1								
		2	3	4	5	6	7	8	9	10
Semente Aleatória										
TSEB4	Anflex (RAO's do Wamit)	0.71	1.62	-0.42	-0.75	1.28	-0.55	-2.46	3.75	-0.02
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-1.34	17.57	14.82	24.66	37.82	39.79	56.18	58.23	17.94
TSEC3	Anflex (RAO's do Wamit)	-10.88	-8.80	-7.15	0.13	-6.70	-9.21	-11.81	-7.79	-0.69
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	1.88	24.91	35.82	32.77	33.60	30.58	12.68	11.76	30.95
TSEC8	Anflex (RAO's do Wamit)	0.13	0.05	-0.61	-4.88	-0.82	0.32	-5.47	2.20	-4.46
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	0.70	18.02	20.06	30.74	32.37	31.29	57.34	54.61	21.68
BTB6	Anflex (RAO's do Wamit)	-8.30	-1.23	-1.14	-1.76	3.48	-1.84	0.64	0.30	-1.64
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-23.72	-11.88	-30.44	-23.95	-27.82	-12.79	-17.87	-19.96	-25.69

Tabela 12-19 Diferença Percentual dos Valores de Vida na junta mais crítica do TOPO  
(13001 – P8 para os casos TSEB4 e TSEC8 em ambos os tipos de análise)  
(13001 – P7 para o caso TSEC3 na análise com RAO's do WAMIT)  
(12006 – P3 para o caso BTB6 na análise com RAO's do WAMIT, exceto SEED9 na junta 12005 – P3)  
(13001 – P3 para os casos TSEC3 e BTB6 nas análises com Séries Temporais do PROSIM)

Caso	Tipo de análise	Diferença (%) em relação à semente igual a 1								
		2	3	4	5	6	7	8	9	10
Semente Aleatória										
TSEB4	Anflex (RAO's do Wamit)	-12.57	-1.13	0.00	-0.39	-0.07	-1.42	-1.31	3.52	-0.63
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-11.62	2.22	1.49	4.48	2.63	12.44	31.56	20.41	9.59
TSEC3	Anflex (RAO's do Wamit)	-1.82	4.76	0.18	4.39	4.02	0.21	1.57	-0.46	21.68
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	1.88	24.91	35.82	32.77	33.60	30.58	12.68	11.76	30.95
TSEC8	Anflex (RAO's do Wamit)	-15.93	-1.37	4.41	1.45	-0.27	6.08	-1.86	6.95	4.08
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-14.81	6.45	8.61	17.99	8.89	23.22	47.39	31.33	13.11
BTB6	Anflex (RAO's do Wamit)	-8.06	-2.64	-0.32	-2.84	7.14	4.81	-5.87	-7.32	-4.48
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-23.72	-11.88	-30.44	-23.95	-27.82	-12.79	-17.87	-19.96	-25.69

Tabela 12-20 Diferença Percentual dos Valores de Vida na junta mais crítica do TDP  
 (2016 – P5 para o caso TSEB4 na análise com RAO's do WAMIT, exceto SEED1 na junta 2021 – P2)  
 (1246 – P2 para o caso TSEC3 em ambos os tipos de análise)  
 (2015 – P5 para o caso TSEC8 em ambos os tipos de análise)  
 (2030 – P2 para o caso BTB6 na análise com RAO's do WAMIT, exceto SEED6 e 7 na junta 2029 – P2)  
 (2021 – P2 para o caso TSEB4 na análise com Séries Temporais do PROSIM)  
 (2029 – P2 para o caso BTB6 na análise com Séries Temporais do PROSIM, exceto  
 SEED2 na junta 3001 – P2 e SEED8 na junta P4)

Caso	Tipo de análise	Diferença (%) em relação à semente igual a 1								
		2	3	4	5	6	7	8	9	10
Semente Aleatória										
TSEB4	Anflex (RAO's do Wamit)	<b>-41.12</b>	<b>-40.20</b>	<b>-40.11</b>	<b>-39.28</b>	<b>-40.06</b>	<b>-40.21</b>	<b>-41.86</b>	<b>-40.18</b>	<b>-40.12</b>
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-0.93	-0.06	-1.20	-1.53	-4.27	-3.85	-0.24	<b>0.14</b>	<b>0.90</b>
TSEC3	Anflex (RAO's do Wamit)	-9,24	-8.00	<b>0.81</b>	-2.25	-1.10	-2.47	-3.12	-0.79	-5.25
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-4.94	-1.76	-6.26	-4.35	-4.53	-6.22	-9.29	-4.64	-4.19
TSEC8	Anflex (RAO's do Wamit)	<b>4.43</b>	<b>8.72</b>	<b>12.08</b>	<b>7.28</b>	<b>4.44</b>	-0.82	<b>6.88</b>	<b>2.29</b>	<b>14.02</b>
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	<b>0.06</b>	<b>6.04</b>	<b>0.58</b>	-1.29	-5.18	<b>3.44</b>	-1.90	<b>0.83</b>	<b>3.28</b>
BTB6	Anflex (RAO's do Wamit)	-4.84	-1.78	-5.00	-7.53	-4.43	-4.32	-1.38	-6.19	-5.31
	Anflex (Série Temporal do Prosim)	-7.34	-0.06	-7.20	-1.69	<b>0.45</b>	<b>15.92</b>	<b>3.81</b>	-9.85	-4.52

As diferenças que foram observadas nos movimentos de baixa frequência com a variação da semente de geração de números aleatórios levaram a discrepâncias nos resultados de vida à fadiga nas juntas mais críticas do topo, principalmente nas análises com séries temporais do PROSIM.

Para os resultados de vida à fadiga nas juntas mais críticas do TDP, uma variação significativa foi encontrada para o caso TSEB4 para análises com RAO's do WAMIT. Tanto no topo quanto no TDP, estas variações podem estar associadas aos movimentos de baixa frequência.

Diferenças percentuais positivas na Tabela 12-18, na Tabela 12-19 e na Tabela 12-20 indicam que os valores de vida para semente aleatória igual a 1 são menores que aqueles para semente de 2 a 10, e portanto, correspondem a resultados mais conservativos. Assim, é possível concluir, principalmente no topo, que a forma padrão de análise com semente aleatória igual a 1 fornece resultados mais conservativos.

## 12.8 VARIAÇÃO DO TEMPO TOTAL DE SIMULAÇÃO

Em todas as análises estruturais no ANFLEX efetuadas anteriormente, o cálculo dos esforços para posterior verificação da fadiga considerou análises aleatórias no domínio do tempo com um tempo total de simulação igual a 2400s. Para investigar a influência do tempo total de simulação, foram efetuadas análises adicionais com tempo total de duração de 10800s para comparação dos valores de vida útil e posterior análise de estabilidade do sinal nos dois casos.

### 12.8.1 CASOS DE CARREGAMENTO SELECIONADOS

Os casos selecionados para estudo da variação do tempo total de simulação foram os mesmos selecionados para o estudo da seção 12.7.1, isto é, da variação da semente de geração de números aleatórios.

- TSEB4 → Dano médio no topo
- TSEC3 → Dano médio no tdp
- TSEC8 → Maior dano no topo
- BTB6 → Maior dano no tdp

As tabelas seguintes apresentam as diferenças na vida à fadiga quando são feitas as análises com 10800s e 2400s. Os resultados são apresentados separadamente de acordo com o tipo de análise, ou seja, quando são usados no programa ANFLEX RAO's do WAMIT ou séries temporais do PROSIM.

Tabela 12-21 Comparação dos valores de vida à fadiga para análise com tempo total de 2400s e 10800s e RAO's do WAMIT – Caso TSEB4

TSEB4 - RAO's							
Tempo (s)	Local	Junta	Brace	Chord	Vida (anos)	Ponto	Dif (%)
10800	Topo	13001	12030	12030	19420	8	-
	TDP	2016	2015	2015	2327.3	4	-
2400	Topo	13001	12030	12030	18237	8	6.49
	TDP	2016	2015	2015	2439.8	5	-4.61

Tabela 12-22 Comparação dos valores de vida à fadiga para análise com tempo total de 2400s e 10800s e Série Temporal do PROSIM – Caso TSEB4

TSEB4 - Série Temporal do Prosim							
Tempo (s)	Local	Junta	Brace	Chord	Vida (anos)	Ponto	Dif (%)
10800	Topo	13001	12030	12030	5343,2	8	-
	TDP	2022	2021	2021	891,14	6	-
2400	Topo	13001	12030	12030	5469,6	4	-2,31
	TDP	2022	2021	2021	829,21	6	7,47

Tabela 12-23 Comparação dos valores de vida à fadiga para análise com tempo total de 2400s e 10800s e RAO's do WAMIT – Caso TSEC3

TSEC3 - RAO's							
Tempo (s)	Local	Junta	Brace	Chord	Vida (anos)	Ponto	Dif (%)
10800	Topo	13001	12030	12030	10252	7	-
	TDP	1246	1245	1245	2275	2	-
2400	Topo	13001	12030	12030	14139	7	-27.49
	TDP	1246	1245	1245	2416.5	2	-5.86

Tabela 12-24 Comparação dos valores de vida à fadiga para análise com tempo total de 2400s e 10800s e Série Temporal do PROSIM – Caso TSEC3

TSEC3 - Série Temporal do Prosim							
Tempo (s)	Local	Junta	Brace	Chord	Vida (anos)	Ponto	Dif (%)
10800	Topo	13001	12030	12030	1677.8	7	-
	TDP	2001	1246	1246	361.03	6	-
2400	Topo	13001	12030	12030	1745.9	7	-3.90
	TDP	2001	1246	1246	413.41	6	-12.67

Tabela 12-25 Comparação dos valores de vida à fadiga para análise com tempo total de 2400s e 10800s e RAO's do WAMIT – Caso TSEC8

TSEC8 - RAO's							
Tempo (s)	Local	Junta	Brace	Chord	Vida (anos)	Ponto	Dif (%)
10800	Topo	13001	12030	12030	2821.9	8	-
	TDP	2015	2014	2014	514.18	5	-
2400	Topo	13001	12030	12030	3119.6	8	-9.54
	TDP	2015	2014	2014	503.78	5	2.06

Tabela 12-26 Comparação dos valores de vida à fadiga para análise com tempo total de 2400s e 10800s e Série Temporal do PROSIM – Caso TSEC8

TSEC8 - Série Temporal do Prosim							
Tempo (s)	Local	Junta	Brace	Chord	Vida (anos)	Ponto	Dif (%)
10800	Topo	13001	12030	12030	1047	8	-
	TDP	2023	2022	2022	176.57	6	-
2400	Topo	13001	12030	12030	1063.7	8	-1.57
	TDP	2023	2022	2022	174.28	6	1.31

Tabela 12-27 Comparação dos valores de vida à fadiga para análise com tempo total de 2400s e 10800s e RAO's do WAMIT – Caso BTB6

BTB6 - RAO's							
Tempo (s)	Local	Junta	Brace	Chord	Vida (anos)	Ponto	Dif (%)
10800	Topo	12006	12005	12005	2858,8	3	-
	TDP	2029	2028	2028	335,69	2	-
2400	Topo	12006	12005	12005	2820,5	3	1,36
	TDP	2029	2028	2028	374,91	2	-10,46

Tabela 12-28 Comparação dos valores de vida à fadiga para análise com tempo total de 2400s e 10800s e Série Temporal do PROSIM – Caso BTB6

BTB6 - Série Temporal do Prosim							
Tempo (s)	Local	Junta	Brace	Chord	Vida (anos)	Ponto	Dif (%)
10800	Topo	12006	12005	12005	110,58	7	-
	TDP	3001	2030	2030	32,34	5	-
2400	Topo	12006	12005	12005	112,84	7	-2,00
	TDP	3001	2030	2030	29,04	6	11,36

A Figura 12-138 apresenta em forma de gráfico as diferenças percentuais de vida à fadiga para as análises de 10800s em relação às análises com 2400s na região do TOPO. Neste gráfico, as diferenças percentuais são as mesmas que aparecem na Tabela 12-21 até a Tabela 12-28. Da mesma forma, a Figura 12-139 apresenta as comparações para a região do TDP.

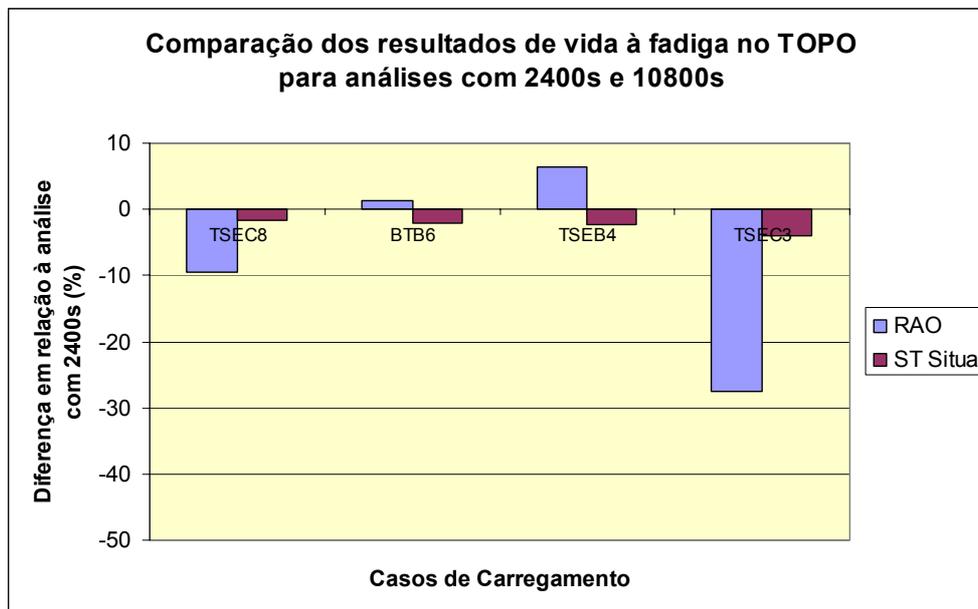


Figura 12-138 Comparação das diferenças percentuais de vida à fadiga na região do TOPO para as análises com 10800s em relação às análises com 2400s

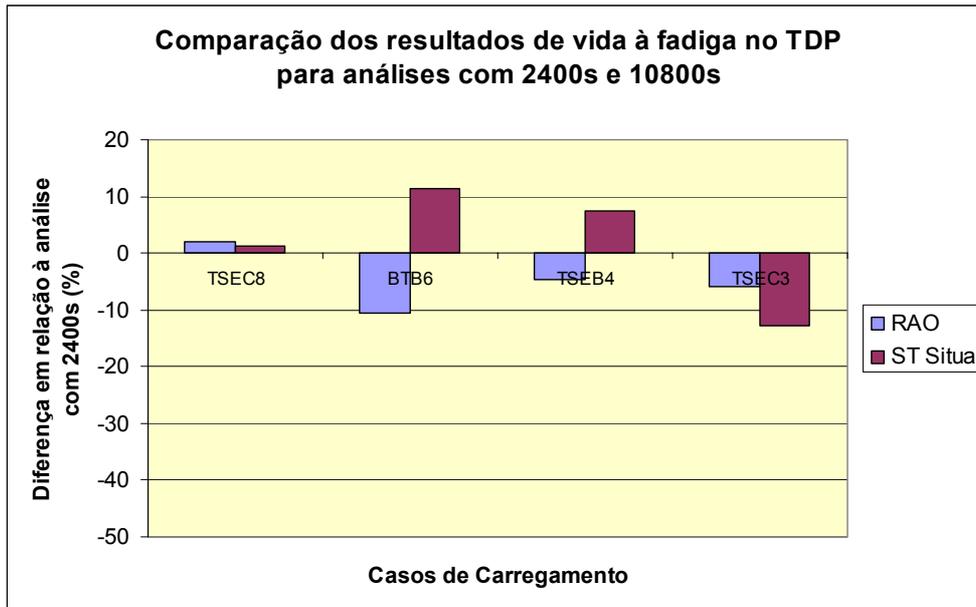


Figura 12-139 Comparação das diferenças percentuais de vida à fadiga na região do TDP para as análises com 10800s em relação às análises com 2400s

São observadas variações pequenas de vida à fadiga no topo e no TDP para as análises com 10800s em relação às análises com 2400s, exceto para os casos TSEC3 e BTB6 com RAO's do WAMIT. Nestas duas figuras, as diferenças negativas significam que os valores de vida com 10800s ficaram menores que os valores de vida com 2400s. Assim, uma investigação em relação ao tempo total de simulação se torna recomendável.

Da Tabela 12-29 até a Tabela 12-36 são apresentados os resultados dos estudos de estabilidade estatística no POSSINAL para as séries de tensões das juntas mais críticas, geradas pelo programa POSFAL.

Tabela 12-29 Estabilidade Estatística das Séries de Tensões das juntas mais críticas para o caso TSEB4 – Análise com RAO's do WAMIT

TSEB4 - RAO's								
Tempo (s)	Local	Junta	Ponto	No Picos Esp	Estab da Média	Estab do Desvio	Média da Série	Desvio da Série
10800	Topo	13001	8	1	Sim	Sim	126.14	3.99
	TDP	2016	4	1	Não	Sim	62.25	8.61
2400	Topo	13001	8	1	Sim	Sim	125.76	4.01
	TDP	2016	5	1	Sim	Sim	66.45	8.19

Tabela 12-30 Estabilidade Estatística das Séries de Tensões das juntas mais críticas para o caso TSEB4 – Análise com Séries Temporais do PROSIM

TSEB4 - Série Temporal do Prosim								
Tempo (s)	Local	Junta	Ponto	No Picos Esp	Estab da Média	Estab do Desvio	Média da Série	Desvio da Série
10800	Topo	13001	8	2	Sim	Sim	125.63	5.14
	TDP	2022	6	0	Não	Não	28.23	11.40
2400	Topo	13001	4	2	Sim	Sim	121.87	4.95
	TDP	2022	6	3	Sim	Sim	39.76	8.83

Tabela 12-31 Estabilidade Estatística das Séries de Tensões das juntas mais críticas para o caso TSEC3 – Análise com RAO's do WAMIT

TSEC3 - RAO's								
Tempo (s)	Local	Junta	Ponto	No Picos Esp	Estab da Média	Estab do Desvio	Média da Série	Desvio da Série
10800	Topo	13001	7	1	Não	Não	128.67	5.81
	TDP	1246	2	2	Sim	Sim	58.63	9.24
2400	Topo	13001	7	1	Sim	Sim	124.12	4.64
	TDP	1246	2	3	Não	Sim	52.10	9.81

Tabela 12-32 Estabilidade Estatística das Séries de Tensões das juntas mais críticas para o caso TSEC3 – Análise com Séries Temporais do PROSIM

TSEC3 - Série Temporal do Prosim								
Tempo (s)	Local	Junta	Ponto	No Picos Esp	Estab da Média	Estab do Desvio	Média da Série	Desvio da Série
10800	Topo	13001	7	2	Não	Sim	124.46	7.74
	TDP	2001	6	3	Sim	Sim	18.70	12.81
2400	Topo	13001	7	2	Sim	Sim	123.52	7.08
	TDP	2001	6	5	Não	Sim	30.10	12.99

Tabela 12-33 Estabilidade Estatística das Séries de Tensões das juntas mais críticas para o caso TSEC8 – Análise com RAO's do WAMIT

TSEC8 - RAO's								
Tempo (s)	Local	Junta	Ponto	No Picos Esp	Estab da Média	Estab do Desvio	Média da Série	Desvio da Série
10800	Topo	13001	8	1	Sim	Não	127.42	7.31
	TDP	2015	5	1	Sim	Sim	64.90	14.17
2400	Topo	13001	8	1	Sim	Sim	126.95	6.91
	TDP	2015	5	1	Sim	Sim	65.05	14.21

Tabela 12-34 Estabilidade Estatística das Séries de Tensões das juntas mais críticas para o caso TSEC8 – Análise com Séries Temporais do PROSIM

TSEC8 - Série Temporal do Prosim								
Tempo (s)	Local	Junta	Ponto	No Picos Esp	Estab da Média	Estab do Desvio	Média da Série	Desvio da Série
10800	Topo	13001	8	2	Não	Sim	128.36	8.71
	TDP	2023	6	3	Não	Sim	36.73	14.84
2400	Topo	13001	8	2	Sim	Sim	126.91	8.62
	TDP	2023	6	3	Sim	Sim	39.06	14.67

Tabela 12-35 Estabilidade Estatística das Séries de Tensões das juntas mais críticas para o caso BTB6 – Análise com RAO's do WAMIT

BTB6 - RAO's								
Tempo (s)	Local	Junta	Ponto	No Picos Esp	Estab da Média	Estab do Desvio	Média da Série	Desvio da Série
10800	Topo	13001	2	2	Não	Não	114.16	4.39
	TDP	2029	2	2	Não	Não	45.92	10.62
2400	Topo	13001	3	2	Sim	Sim	119.48	2.44
	TDP	2030	2	2	Sim	Sim	40.65	8.84

Tabela 12-36 Estabilidade Estatística das Séries de Tensões das juntas mais críticas para o caso BTB6 – Análise com Séries Temporais do PROSIM

BTB6 - Série Temporal do Prosim								
Tempo (s)	Local	Junta	Ponto	No Picos Esp	Estab da Média	Estab do Desvio	Média da Série	Desvio da Série
10800	Topo	13001	2	2	Não	Sim	117.22	9.22
	TDP	3001	5	1	Não	Sim	35.44	16.35
2400	Topo	13001	3	2	Sim	Sim	118.87	8.78
	TDP	3001	6	2	Sim	Sim	30.20	13.88

Em vários casos analisados foi possível observar uma suposta estabilidade estatística da média e do desvio-padrão das séries temporais de tensões das juntas mais críticas do topo e do TDP para as análises com 2400s de tempo de simulação. Quando o tempo de simulação passou a ser de 10800s, esta estabilidade deixou de existir, ressaltando a importância da investigação do tempo total de simulação de uma análise.

A Figura 12-140 apresenta em forma de gráfico as diferenças percentuais da média das séries de tensões para as análises de 10800s em relação às análises com 2400s na região do TOPO. Da mesma forma, a Figura 12-141 mostra as comparações para a região do TDP.

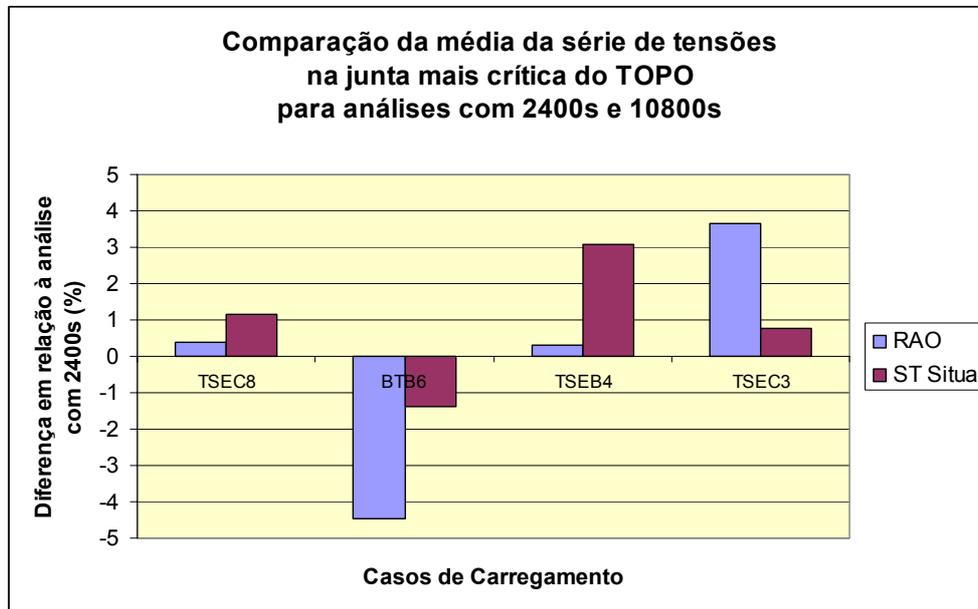


Figura 12-140 Comparação das diferenças percentuais dos valores médios de tensão na junta mais crítica do TOPO para as análises com 10800s em relação às análise com 2400s

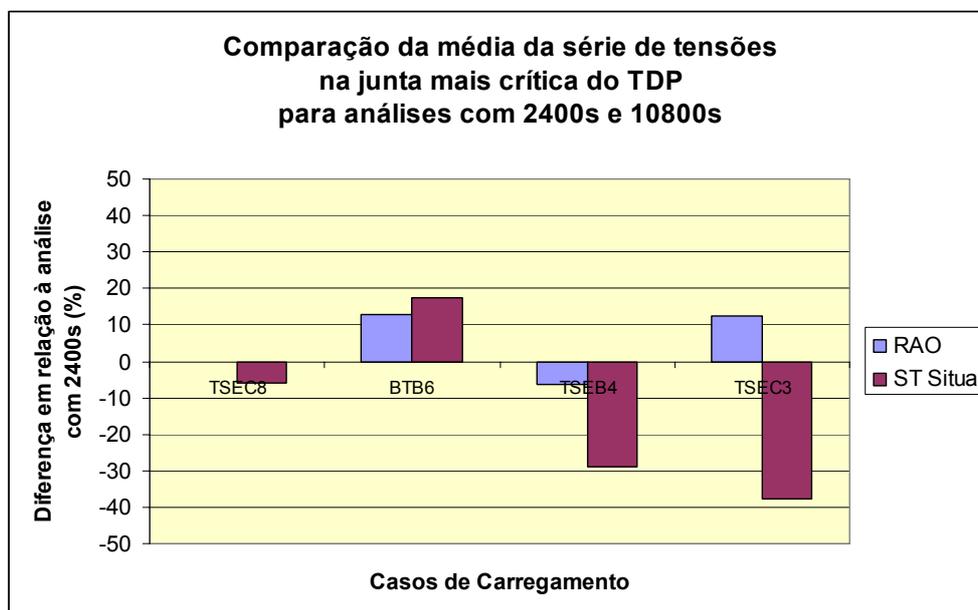


Figura 12-141 Comparação das diferenças percentuais dos valores médios de tensão na junta mais crítica do TDP para as análises com 10800s em relação às análise com 2400s

A Figura 12-142 apresenta em forma de gráfico as diferenças percentuais do desvio-padrão das séries de tensões para as análises de 10800s em relação às análises com 2400s na região do TOPO. Da mesma forma, a Figura 12-143 mostra as comparações para a região do TDP.

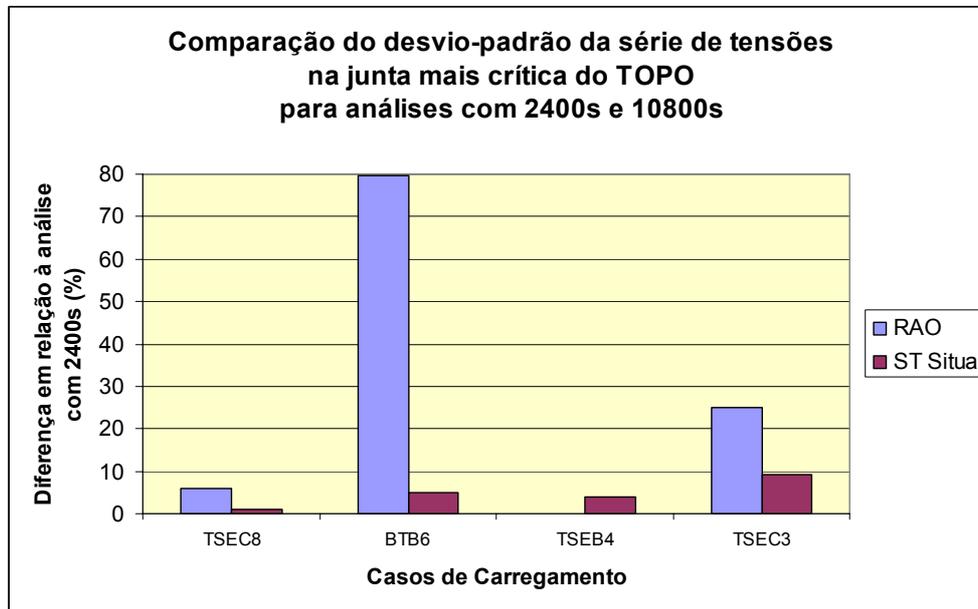


Figura 12-142 Comparação das diferenças percentuais dos valores de desvio-padrão das séries de tensão na junta mais crítica do TOPO para as análises com 10800s em relação às análise com 2400s

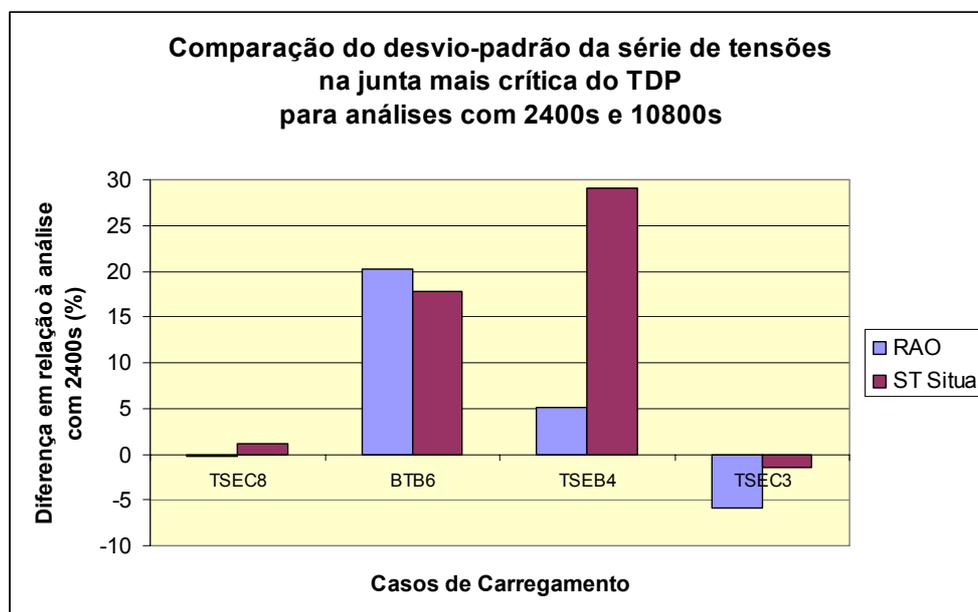


Figura 12-143 Comparação das diferenças percentuais dos valores de desvio-padrão das séries de tensão na junta mais crítica do TDP para as análises com 10800s em relação às análise com 2400s

# Capítulo 13

## CONCLUSÕES

### 13.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

Os projetos que vêm sendo efetuados recentemente para sistemas flutuantes de produção de petróleo *offshore* consideram cenários em águas profundas ou ultra-profundas, com um elevado número de *risers* conectados à plataforma. Com isso, torna-se cada vez mais importante o uso de ferramentas acopladas para a análise e projeto das linhas de ancoragem e *risers*. Atualmente as empresas de petróleo, inclusive a Petrobras, não têm tipicamente considerado a integração no projeto de sistemas de ancoragem e *risers*. Assim, neste trabalho foram apresentadas e estudadas propostas de metodologias que procuram considerar a contribuição dos *risers* como parte do sistema ancorado, em termos de cargas hidrodinâmicas, rigidez, amortecimento e massa adicionada, e avançar gradualmente na direção da integração do projeto de sistemas flutuantes.

Para isto, foram estudadas desde metodologias simplificadas que introduzem algum grau de integração no projeto, até metodologias híbridas com o uso de programas baseados em formulações que acoplam o comportamento hidrodinâmico do casco com o comportamento estrutural e hidrodinâmico das linhas de ancoragem e *risers*, situando seu uso de acordo com a precisão e/ou custo/benefício requerido em etapas distintas do projeto.

A verificação das metodologias propostas está baseada na análise da plataforma semisubmersível P18, com ancoragem convencional a uma lâmina d'água de 910 m, localizada no Campo de Marlim.

No Capítulo 8 foram apresentados os procedimentos de geração dos modelos do casco, das linhas de ancoragem e dos *risers*. No Capítulo 9 foram descritos os critérios de classificação dos dados ambientais utilizados neste estudo, baseando-se na campanha de monitoração do SCR de importação de gás da plataforma P18. Com isso, se tornou possível a seleção de dados ambientais medidos na locação da P18 por um período de um ano.

### Comentários sobre as Metodologias Simplificadas

No caso das metodologias simplificadas propostas para as fases preliminares de projeto, que empregam programas baseados em formulações desacopladas, tomou-se como ponto de partida as apresentadas pela JIP IM&RD [10], [11], [12]. A partir daí foram efetuados estudos críticos e sugeridas diversas modificações, considerando as ferramentas disponíveis para a prática de projeto da Petrobras.

Na seção 10.1.4 do Capítulo 10 foram apresentadas comparações entre as metodologias simplificadas. Em termos do cálculo das cargas de correnteza, a Tabela 10-4 mostra que a proposta apresentada pela JIP IM&RD [10], [11], [12] de interpolação da carga por direções colineares e transversais fornece resultados piores do que os obtidos pelo modelo de um cilindro vertical equivalente. Isto se deve ao fato de que, quando são utilizadas interpolações nas duas direções de referência (no plano do *riser* e transversal ao plano do *riser*), o perfil de correnteza real é todo colocado na mesma direção, aumentando bastante os valores da força. No caso do cilindro vertical equivalente, apesar do modelo ser mais simplificado, é possível empregar o perfil real de correnteza, variando a velocidade e a direção ao longo do *riser*. Mesmo quando se usa um perfil real unidirecional (colocado todo na mesma direção) no modelo com cilindro vertical equivalente, o resultado fica melhor que aqueles encontrados para as duas formas propostas para interpolação da força. Assim, o procedimento descrito na seção 10.1.2 não se torna recomendável.

Desta forma, a metodologia atualmente mais recomendável para estimar a parcela de carga de correnteza sobre os *risers* é a que emprega um modelo completo do conjunto de todas as linhas, geradas através de uma interface gráfica com recursos de geração de modelos multi-linha. Por exemplo, atualmente a interface do sistema SITUA/PROSIM está sendo distribuída pela Petrobras para os braços das sociedades classificadoras ABS, DNV e BV que compõem o GIEN (Gerenciamento Integrado de Engenharia Naval) para gerar “mapas de rigidez” no procedimento descrito no item 10.2, que fornece simultaneamente a rigidez global do conjunto de linhas para as várias direções, e permite também calcular a resultante de cargas de correnteza para perfis reais correspondentes a diferentes direções de atuação.

Dentre as metodologias que procuram introduzir a integração entre o projeto dos *risers* e o projeto do sistema de ancoragem, merece destaque a baseada no conceito da *Zona de Segurança Operacional* (SAFOP). Nesta metodologia, são geradas envoltórias

dos passeios máximos da plataforma em várias direções, para os quais o *riser* (ou o sistema de *risers*) permanece abaixo dos limites dos seus critérios de utilização; estas envoltórias podem então ser empregadas como critério adicional para o projeto do sistema de ancoragem.

No Capítulo 10, na seção 10.3 foram apresentados os diagramas do SAFOP obtidos a partir de análises estáticas e dinâmicas do conjunto de *risers* submetidos a mar regular. Novamente, recursos de geração de modelos multi-linhas como os incorporados no sistema SITUA/PROSIM podem facilitar a tarefa de geração destes diagramas, associados um módulo de verificação automática dos critérios de projeto a cada passo de carga, para análises estáticas e dinâmicas com mar regular ou irregular. Desta forma, podem ser verificados os reais limites de passeio para dimensionamento da ancoragem, gerando-se assim um critério de projeto mais preciso que substitui a utilização de percentuais fixos da lâmina d'água de acordo com o tipo de ancoragem (convencional, *taut-leg*, etc.).

#### Comentários sobre as Metodologias Híbridas

Dentre as metodologias híbridas consideradas, merecem destaque as baseadas no ensaio de decaimento numérico, e na análise de movimentos acoplada.

O ensaio de decaimento numérico é um procedimento capaz de fornecer boas estimativas para os coeficientes escalares de massa, rigidez, amortecimento e carga nas linhas, constituindo um passo preliminar à seqüência tradicional de análises desacopladas. Além disso, este ensaio de decaimento numérico poderia ser usado para uma melhor estimativa dos coeficientes escalares que são fornecidos ao programa WAMIT, calibrando-os sob a influência das linhas e *risers* para incluir, por exemplo, efeitos de amortecimento viscoso e, com isso, determinar RAO's mais representativos para uso em modelos desacoplados.

Procedimentos baseados na análise de movimentos acoplada foram exaustivamente estudados no Capítulo 11 e no Capítulo 12. Na seção 11.2.4 do Capítulo 11 são apresentadas algumas investigações em relação aos movimentos na frequência da onda, fornecidos pelos RAO's do WAMIT (portanto em um procedimento desacoplado) e por séries temporais fornecidas pelas análises de movimentos acoplada do PROSIM. Para os movimentos de *surge* e *sway* foi possível observar uma boa concordância nos valores de desvio-padrão de movimento entre os dois modos de cálculo. Para o

movimento de *heave*, a maioria dos valores de desvio-padrão no topo do SCR ficaram maiores para a análise com série temporal do PROSIM. Isto pode ser devido ao fato do movimento de *heave* ter sido induzido pelos movimentos de *roll* e *pitch* no ponto de conexão do *riser*. Os valores de desvio-padrão dos movimentos de *roll* e *pitch* medidos no CG são maiores para as análises com séries temporais do PROSIM. Apesar da variação do movimento de *yaw* ser pequena, ainda assim, as análises com séries temporais do PROSIM fornecem valores de desvio-padrão maiores.

Na seção 11.2.5 do Capítulo 11 são apresentadas algumas investigações em relação aos movimentos de baixa frequência. A proposta que se apresenta, quando a análise for feita através do procedimento padrão da prática atual de projeto, ou seja, utilizando RAO's do WAMIT para a consideração da parcela na frequência da onda, é utilizar uma série temporal de baixa frequência derivada de uma série temporal completa do PROSIM no lugar de harmônicos equivalentes.

Ainda no Capítulo 11, na seção 11.2.6 são apresentadas as diferenças observadas entre as duas metodologias de cálculo para a consideração dos movimentos na frequência da onda. Ressalva-se que o objetivo desta investigação não foi propor o uso destas funções de transferências geradas a partir das séries temporais do PROSIM no projeto, em substituição aos RAO's do WAMIT, mas apenas fazer um estudo comparativo entre os movimentos na frequência da onda calculados pelos dois programas.

Na maioria dos casos, as funções de transferência na frequência da onda geradas pelo PROSIM apresentam maior energia que aquelas geradas pelo WAMIT. Isto contribui para que a resposta de vida à fadiga seja mais crítica para as análises do ANFLEX com séries temporais do PROSIM. Observando-se os resultados das comparações entre as duas formas de se considerar os movimentos na frequência da onda, verifica-se que as curvas seguem a mesma tendência, principalmente para as direções dos graus de liberdade de *heave*, *roll* e *pitch*, que, em geral, são os movimentos mais importantes para a linha. Os resultados fornecidos pelo WAMIT (que envolve uma análise linearizada no domínio da frequência, empregando o modelo de Difração, baseado na teoria potencial) e os fornecidos pela formulação híbrida no domínio do tempo pelo PROSIM (descrita nos capítulos 2 a 6) de fato apresentam diferenças, embora não cheguem a ser de ordem de grandeza distintas.

O último capítulo com resultados de análises apresenta um estudo estatístico de movimentos e vida à fadiga, quando se variam parâmetros como número de componentes de onda, semente de geração de números aleatórios, tempo total de simulação.

Como resultado de vida útil para os três tipos de análises, ou seja, com séries temporais do PROSIM, com RAO's do WAMIT e baixa frequência de *surge* e *sway*, e ainda, com RAO's do WAMIT e baixa frequência de *surge*, *sway*, *roll* e *pitch*, verifica-se que a região que apresenta o maior dano é o TDP e que a inclusão dos movimentos de baixa frequência de *roll* e *pitch* não causou diferença sensível na vida à fadiga.

Observa-se que, em geral, os danos encontrados pela metodologia baseada na análise acoplada de movimentos com o uso de séries temporais do PROSIM apresentaram diferenças significativas em relação aos obtidos pela metodologia desacoplada tradicional. Este fato ressalta a importância da consideração de análises acopladas, utilizando por exemplo o programa PROSIM na determinação dos movimentos a serem empregados nas análises estruturais de *risers* isolados através do ANFLEX. Nesta aplicação particular com a plataforma P18, os danos obtidos através da análise acoplada foram em geral maiores do que os obtidos através da metodologia desacoplada. Vale ressaltar, no entanto, que sem fazer estudos adicionais com outros tipos de plataforma e/ou outros arranjos de *risers*, não é possível generalizar essa conclusão.

A seção 12.5 do Capítulo 12 apresentou gráficos que procuraram verificar se existia uma tendência de algum componente do movimento provocar maior dano no *riser*. Nos gráficos referentes à junta mais crítica do **Topo** (13001 para o ponto 3 – plano do *riser*), observou-se uma correlação nos movimentos na frequência da onda de *surge* e *pitch*, que são os que provocam esforços no plano do *riser*.

A seção 12.6 do Capítulo 12 apresentou resultados de estudos paramétricos da variação do número de componentes de onda. Foram comparados os movimentos no topo do *riser* e a vida à fadiga do SCR da P18 nas regiões do TOPO e do TDP, em relação a 100 componentes de onda.

Na maioria dos casos estudados com *séries temporais do PROSIM*, os resultados são mais sensíveis à variação do número de componentes de onda. As diferenças percentuais foram relativamente maiores, chegando a cerca de 75% para o

grau de liberdade de *surge* e 40% para o grau de liberdade de *sway*, o que indica a importância de se utilizar mais de 100 componentes de onda para os movimentos de *surge* e *sway*. Para os movimentos de *roll* e *pitch*, observou-se um comportamento inverso, ou seja, os valores de desvio-padrão dos movimentos se reduzem com o aumento no número de componentes de onda.

Quando é feita a separação da série temporal do PROSIM em parcelas na frequência da onda e de baixa frequência, é possível observar que a variação do número de componentes de onda afeta mais a parcela de baixa frequência do movimento, ficando a parcela na frequência da onda praticamente invariável em relação a este parâmetro. Da mesma forma, para as análises com *RAO's do WAMIT*, a parcela na frequência da onda também fica praticamente invariável a este parâmetro.

As diferenças observadas nos movimentos de baixa frequência com a variação do número de componentes de onda não levaram a discrepâncias nos resultados de vida à fadiga na junta mais crítica do topo, o que indica que o movimento de baixa frequência não comanda a vida na região do topo. Para os resultados de vida à fadiga na junta mais crítica do TDP, uma variação um pouco maior foi encontrada, principalmente para o caso TSEB4 para análises com *RAO's do WAMIT*, podendo estar associados aos movimentos de baixa frequência.

Observa-se também que em muitos casos os valores de vida para 100 componentes de onda são menores que aqueles para 300 ou 1000 componentes, e portanto, fornecem resultados mais conservativos. Assim, é possível concluir que nem sempre utilizar uma maior discretização no espectro de onda leva a resultados mais conservativos.

A seção 12.7 do Capítulo 12 apresentou resultados de estudos paramétricos da variação da semente de geração de números aleatórios de 1 a 10, tanto nas análises acopladas de movimentos da plataforma no PROSIM quanto nas análises estruturais do SCR no ANFLEX.

Foram encontradas diferenças significativas em relação ao desvio-padrão do sinal de movimentos no topo do *riser* para análises empregando séries temporais do PROSIM, da ordem de 40%, principalmente para o grau de liberdade de *Surge*.

Quando é feita a separação da série temporal do PROSIM em parcelas na frequência da onda e de baixa frequência, é possível observar que a variação da semente

de geração de números aleatórios afeta mais a parcela de baixa frequência do movimento, ficando a parcela na frequência da onda praticamente invariável em relação a este parâmetro.

As diferenças que foram observadas nos movimentos de baixa frequência com a variação da semente de geração de números aleatórios levaram a discrepâncias nos resultados de vida à fadiga nas juntas mais críticas do topo, principalmente nas análises com séries temporais do PROSIM. Para os resultados de vida à fadiga nas juntas mais críticas do TDP, uma variação significativa foi encontrada para o caso TSEB4 para análises com RAO's do WAMIT. Tanto no topo quanto no TDP, estas variações podem estar associadas aos movimentos de baixa frequência. Os valores de vida para semente aleatória igual a 1 ficaram menores que aqueles para semente de 2 a 10, e portanto, corresponderam a resultados mais conservativos.

Como conclusão geral dos resultados obtidos, pode-se afirmar que as análises estruturais do SCR efetuadas empregando-se séries temporais que resultam de uma análise acoplada de movimentos apresentam resultados que são mais sensíveis à variação dos parâmetros estudados. Isto pode ser atribuído ao fato de que o procedimento usual de empregar, por exemplo, um “harmônico equivalente” para representar a parcela de movimento de baixa frequência, tratando-a separadamente da parcela na frequência da onda, introduz simplificações que mascaram a influência dos parâmetros estudados.

Conclui-se também que deve ser recomendado adotar a metodologia híbrida baseada no uso de séries temporais geradas por análises acopladas de movimento, em substituição ao procedimento usual de empregar apenas resultados de análises de movimento desacopladas; por exemplo, as diferenças encontradas no uso do “harmônico equivalente” para representar a parcela de movimento de baixa frequência, ressaltados no item 11.2.5, ilustram bem esta questão.

## 13.2 PROPOSTA PARA DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

Seguindo nessa linha de propostas e verificações de novas metodologias de análise e projeto de sistemas flutuantes, poderia-se sugerir efetuar estudos semelhantes para novos dados ambientais medidos na locação da P18, mas considerando outros períodos de tempo. Desta vez, prioridade deveria ser dada ao uso de mares bimodais, os quais não estavam processados e disponíveis na ocasião do início deste estudo.

Nesta campanha de monitoração do SCR da P18, foi também gerado um banco de dados de esforços medidos ao longo do SCR, posicionamento da plataforma e tração nas amarras do sistema de ancoragem. Os estudos comparativos entre metodologias acopladas e desacopladas mostrados neste trabalho poderiam ser reconfirmados com base nos dados monitorados. No entanto, por questão de sigilo empresarial, estas comparações só poderiam ser feitas em um ambiente interno da Petrobrás, não podendo ser apresentados no âmbito de uma tese.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] SENRA, S.F., *Simulação numérica da colisão de colunas de riser com linhas de ancoragem na exploração de petróleo offshore*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 1998.
- [2] ROCHA, S.D., *Estudo do comportamento de monobóias na exploração de petróleo offshore*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2000.
- [3] SILVA, E.M.C., *Modelos Numéricos para Sistemas Mistos de Risers em Águas Profundas*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2000.
- [4] WAMIT – *A Radiation-Diffraction Panel Program for Wave-Body Interactions*. Version 5.3, User Manual, Department of Ocean Engineering Massachusetts Institute of Technology, 1995.
- [5] ANFLEX – *Análise Não Linear de Riser e Linha de Ancoragem*. Versão 5.1.8, Manual de Entrada de Dados, Petrobras/Cenpes, 2002.
- [6] MOURELLE, M.M., GONZALEZ, E.C., SIQUEIRA, M.Q.- *Manual Teórico do Programa Anflex*, Relatório RL064-2001, CENPES/PDP/MC, 2001.
- [7] MOURELLE, M.M., GONZALEZ, E.C., JACOB, B.P., *ANFLEX: Computational System for Flexible and Rigid Risers Analysis*. Proceedings of the 9<sup>th</sup> International Symposium on Offshore Engineering, Brazil Offshore 95, Rio de Janeiro, September/1995.
- [8] JACOB, B.P., MASETTI, I.Q., PROSIM, *Simulação Numérica do Comportamento de Unidades Flutuantes Ancoradas*. Relatório COPPE/Petrobras, Rio de Janeiro, 1998.
- [9] MASETTI, I.Q., BARROS, C.R.M., JACOB, B.P. et al, *Numerical Simulation of the Mooring Procedures of the BGL-1 Pipeline Launching Barge* – Anais do 23<sup>rd</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering - OMAE/04, Canadá, 2004.
- [10] Joint Industry Project – *Integrated Mooring and Riser Design* – Phase I Interim Report, MCS International e Noble Denton Europe, 1996.

- [11] Joint Industry Project – *Integrated Mooring and Riser Design* – Phase II Report, MCS International e Noble Denton Europe, 1998.
- [12] Joint Industry Project – *Integrated Mooring and Riser Design* – Phase II Interim Report, MCS International e Noble Denton Europe, 1998.
- [13] LEVY, L.A.P., *Análise de Movimentos de Corpos Flutuantes no Domínio do Tempo*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Oceânica, Rio de Janeiro, 1989.
- [14] MORISON, J.R., O'BRIEN, M.P., JOHNSON, J.W., et al, *The Force Exerted by Surface Waves on Piles*, Petrol. Trans., AIME, no 189, 1950.
- [15] HOOFT, J.P., *A Mathematical Method of Determining Hydrodynamically Induced Forces on a Semisubmersible*, Trans. Soc. Naval Arch. And Mar. Eng., Vol. 79, 1971.
- [16] PAULING, J.R., *Wave-Induced Forces and Motions of Tubular Structures*. Proceedings 8<sup>th</sup> Symposium of Naval Hydrodynamic, ONR, Arc 179, Pasadena, 1970.
- [17] PAULING, J.R., *Elastic Response of Stable Platform Structures to Wave Loading*. Proceedings of International Symposium on Dyn. Mar. Vehicles and Struc. In Waves, University College, London, pp. 85-98, 1974.
- [18] CARLSEN, C.A., MATHINSEN, J., *Hydrodynamic loading for Structural Analysis of Thin Hull Semisubmersibles*. ASME Winter Meeting, Chicago, 1980.
- [19] JOHN, F., *On the Motion of Floating Bodies II*. Comm. Pure and Applied Mathematics, 1950.
- [20] HESS, J.L., SMITH, A.M.O., *Calculation of Non-Lifting Potential Flow About Arbitrary Three-Dimensional Bodies*. Douglas Aircraft Company, Report n° ES 40622, 1962.
- [21] KIM, W.D., *On the Harmonic Oscillations of a Rigid Body on a Free Surface*. Jour. Of Fluid Mechanics, vol. 21, pp. 427-451, 1965.
- [22] GARRISON, C.J., RAO, S., *Interaction of Waves with Submerged Objects*. Jour. of Water, Harb. Coastal Eng. Div. Proc. ASCE, vol. 37, pp. 259-277, 1971.

- [23] HEARN, G.E., *Alternative Methods of Evaluating Green's Function in Three-Dimensional Ship Waves Problems*. Journal of Ship Research, vol. 21, pp. 89-93, 1977.
- [24] NEWMAN, J.N., Algorithms for the Free-Surface Green Function. Journal of Eng. Math., vol.19, pp. 57-67, 1984.
- [25] CUMMINS, W.E., *The Impulse Response Function and Ship Motions*. Schiffstechnik, vol. 9, pp. 101-109, 1962.
- [26] OGILVIE, T.F., *Recent Progress Toward the Understanding and Prediction of Ship Motions*. Fifth Symp. Naval Hydrodynamic, Bergen, 1964.
- [27] BECK, R.F., LIAPIS, S., *Transient Motions of Floating Bodies at Zero Forward Speed*. Jour. Ship Research, vol.31, n° 3, pp. 164-176, 1987.
- [28] KORSMEYER, F.T., LEE, C.H., NEWMAN, J.N., et al, *The Analysis of Waves Effects on Tension Leg Platforms*, OMAE/88.
- [29] TDSIM6 – *Time Domain Platform Motion Simulation with Six Degrees of Freedom*. Third Edition, Theory and User Guide, 1992.
- [30] ARIANE-3Dynamic – *General & Time domain Simulation (Part 1) and Analytical Solution of a Mooring Line (Part 2)*. Version 5.0, Theory Manual, Bureau Veritas Software & System – MCS International, 1999.
- [31] DYNASIM – *Análise Dinâmica de Sistemas Ancorados*. Manual do Sistema Dynasim, Versão 1.4, Petrobras/Cenpes, 2001.
- [32] DMOOR – *Deep Water Catenary Mooring System for Floating Production Platforms*. Final Summary Report, Noble Denton & Associates Inc., Houston, 1987.
- [33] ORCAFLEX – <http://www.orcina.com/>
- [34] FLEXCOM – <http://www.mcs.com/>
- [35] RIFLEX – <http://marintek.sintef.no/>
- [36] FUCATU, C., NISHIMOTO, K, *Implementação de Modelos Hidrodinâmicos de Navios no sistema Prosim*. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica, Universidade de São Paulo, 2003.

- [37] NISHIMOTO, K., FERREIRA, M.D., MARTINS, M.R., et al, *Numerical Offshore Tank: Development of Numerical Offshore Tank for Ultra Deep Water Oil Production Systems*. OMAE/2003 – 37381, 2003.
- [38] JACOB, B.P., SILVEIRA, E.S.S., CORREA, F.N., *Coupled Methodologies for Analysis of Mooring Systems and Risers*, Sobena.
- [39] DEEPER, *Evaluation of Coupled Analysis of Catenary Moored Vessels*. Technical Report no 97-3779, DNV and Marintek, 1997.
- [40] RAMS – <http://stress.com/rams.htm>
- [41] SIMO – *User's Manual*. Report n° 519614.00.04, DNV/MARINTEK, 1998.
- [42] MEIROVICH, L., *Methods of Analytical Dynamics*, McGraw-Hill, New York, 1970.
- [43] CHAKRABARTI, S.K., *Hydrodynamics of Offshore Structures*. Computational Mechanics Publications / Springer-Verlag, 1987.
- [44] NEWMAN, J.N., *Marine Hydrodynamics*, MIT Press, Cambridge, 1977.
- [45] WHEELER, J.D., *Method for Calculating Forces Procedure by Irregular Waves*, OTC 1006, Offshore Technology Conference, Houston, 1969.
- [46] PIERSON, W.J., MOSKOWITZ, L., *A proposed spectral form for fully developed wind seas based on the similarity theory of S.A. Kitaigorodskii*. Journal of Geophysical Research, 1964, 69 (24), 5181-5203.
- [47] BRETSCHNEIDER, C.L., Wave forecasting, *Handbook of Ocean and Underwater Engineering*, Myers, J.J., et al. (Editors), McGraw-Hill Book Co., New York, 1969, Chapter 11.
- [48] SCOTT, J.R., *A sea spectrum for model tests and long-term ship prediction*. Journal of Ship Research, December 1965, 9, 145-152.
- [49] ISSC, Proceedings of the Second International Ship Structures Congress, Delf, Netherlands, 1964.
- [50] ITTC, Recommendations of the 11<sup>th</sup> International Towing Tank Conference, Proceedings 11<sup>th</sup> ITTC, Tokyo, 1966.

- [51] HASSELMAN, K., *Measurement of wind-wave growth and swell decay during the Joint North Sea Wave Project (JONSWAP)*, Deutschen Hydrographischen Zeitschrift, Ergänzungsheft 1973,13, No. A.
- [52] HASSELMAN, K., et al., *A parametric wave prediction model*, Journal of Physical Oceanography 1976, 6, 200-228.
- [53] Especificação Técnica, *Metoccean Data*. I-ET-3000.00-1000-941-PPC-001, Petrobras/Cenpes/PDP, 1999.
- [54] HOOFT, J.P., *Advanced Dynamics of Marine Structures*, John Wiley & Sons, USA, 1982.
- [55] FALTINSEN, O.M., *Sea Loads on Ships and Offshore Structures*, Cambridge University Press, Cambridge, UK, 1990.
- [56] MOLIN, B., *Second-Order Hydrodynamics applied to Moored Structures*. 19<sup>th</sup> WEGEMT School, Nantes, 1993.
- [57] PINKSTER, J.A., OORTMERSSEN (VAN) G., *Computation of the First and Second Order Wave Forces on Oscillating Bodies in Regular Waves*. Proc. Second Int. Conf. on Numerical Ship Hydrodynamics, Berkeley, 1977.
- [58] MARUO, H., *The Drift of a Body Floating on Waves*. J. Ship Research, vol.4, n<sup>o</sup> 3, 1960.
- [59] NEWMAN, J.N., *The Drift Force and Moment on Ships in Waves*. J. Ship Research, vol.11, n<sup>o</sup> 1, 1967.
- [60] ZHAO, R., FALTINSEN, O.M., *Interaction Between Current, Waves and Marine Structures*. Proc.5<sup>th</sup> Intern. Conf. on Numerical Ship Hydrodynamics, Hiroshima, 1989.
- [61] NOSSEN, J., GRUE, J., PALM, E., *Wave Forces on Three-Dimensional Floating Bodies with Small Forward Speed*. J. Fluid Mech., vol. 227, pp. 135-160, 1991.
- [62] EMMERHOFF, O.J., SCLAVOUNOS, P.D., *The Slow-Drift Motion of Arrays of Vertical Cylinders*. J. Fluid Mech., vol.242, pp. 31-50, 1992.
- [63] PAULING, J.R., TDSIM6 – *Time Domain Platform Motion Simulation with Six Degrees of Freedom: Theory and User Guide*, 1992.

- [64] ABKOWITZ, M.A., *Stability and Motion Control of Ocean Vehicles*. Cambridge, Mass., M.I.T. Press, 1969.
- [65] NORBINN, N.A., *Theory and Observations on the Use of a Mathematical Model for Ship Maneuvering in Deep and Confined Waters*. Göteborg, Stantena Skeppsprovninganstalt, 1971.
- [66] WICHERS, J.E.W., *A Simulation Model for a Single Point Moored Tankers*. Maritime Research Institute Netherlands, Publication n<sup>o</sup>. 797, 1988.
- [67] OBOKATA, J., *On the Basic Design of Single Point Mooring Systems*. 1st report, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, vol.161, 1987.
- [68] OBOKATA, J., NAKASHIMA, T., *On the Basic Design of Single Point Mooring Systems*. 2<sup>nd</sup> report, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, vol.163, 1988.
- [69] LEITE, A.J.P., ARANHA, J.A.P., UMEDA, C. et al., *Current Forces in Tankers and Bifurcation of Equilibrium of Turret Systems: Hydrodynamic model and Experiments*, Applied Ocean Research, 1997.
- [70] TAKASHINA, J., *Ship Maneuvering Motion Due to Tug boats and Its Mathematical Model*. Journal of the Society of Naval Architects of Japan, vol. 160, 1986.
- [71] TAKASHINA, J., HIRANO, M., *Ship Maneuvering Motion by Tugs in Deep and Shallow Water*. MARISIM&ICSM'90, 1990.
- [72] CLARK, P.J., MALENICA, S., MOLIN, B., *An Heuristic Approach to Wave Drift Damping*. J. Applied Ocean Research, vol.15, n<sup>o</sup> 1, 1993.
- [73] API RP 2SK, *Recommended Practice for Design and Analysis of Stationkeeping Systems for Floating Structures*. American Petroleum Institute, 2<sup>a</sup> edição, 1997.
- [74] DNV/POSMOOR, *Rules for Classification of Mobile Offshore Units*, Part 6 chapter 2: Position Mooring (POSMOOR). Det Norske Veritas, 1989.
- [75] ALVES, L.H.M., *Análise Dinâmica dos Tendões de uma Plataforma de Pernas Atirantadas*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 1996.

- [76] API RP 2A, *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms*. Working Stress Design, RP 2A, Twentieth Edition, American Petroleum Institute, July 1, 1993.
- [77] ZIENKIEWICZ, O.C., TAYLOR, R.L., *The Finite Element Method*, 5 ed. Oxford, Butterworth-Heinemann, 2000.
- [78] BATHE, K-J., *Finite Element Procedures*, New Jersey, Prentice-Hall, 1996.
- [79] HUGHES, T.J.R., *The Finite Element Method*, New Jersey, Prentice-Hall, 1987.
- [80] KAYSER JUNIOR, D.L., *Análise Dinâmica de Linhas Flexíveis com Elemento de Pórtico Não Linear Geométrico Híbrido*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2003.
- [81] PARIS – *Pré e Pós Processador do programa ANFLEX para Análise de Ancoragem e Riser*. PETROBRAS/CENPES/DIPREX/SEPRON, 1998.
- [82] API RP 2RD, *Design of Risers for Floating Production Systems (FPSs) and Tension-Leg Platforms (TLPs)*. Recommended Practice 2RD, First Edition, American Petroleum Institute, June, 1998.
- [83] FRANCO, D.L., *Implementação Computacional em Ambiente Paralelo de Memória Distribuída para Análise Acoplada de Sistemas Offshore*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 2004.
- [84] ORMBERG, H., FYLLING, I.J., LARSEN, K. t al, *Coupled Analysis of Vessel Motions and Mooring and Riser System Dynamics*. OMAE/1997 - Volume I-A, Offshore Technology, 1997.
- [85] CLOUGH, R.W. and Penzien, J., *Dynamics of Structures*, International Student Edition, Tokyo, McGraw-Hill Kogakusha, 1975.
- [86] ELLWANGER,G.B., *ANLIDE, PRESIMUL, POSSINAL* – Manual Teórico. Doc. 1.0, CENPES/DIPREX/SEDEM e COPPE/UFRJ, Maio/1995.
- [87] POSSINAL – *Pós-Processador para Tratamento de Sinais* – Manual de Entrada de Dados. Doc. 2.0, CENPES/DIPREX/SEDEM, Abril/1996.
- [88] BACANA, *Pós-Processador de Interface para o TDSIM*. CENPES/PDP/MC, Versão 3.0, 2003.

- [89] POSFAL – *Pós-Processador de Fadiga Aleatória* – Manual de entrada de dados. Doc. 2.0, CENPES/DIPREX/SEDEM, Dezembro/1996.
- [90] TORRES, A.L.F.L., SAGRILO, L.V.S., SIQUEIRA, M.Q. et al., *A Procedure for Random Fatigue Analysis of Offshore Structures*. Proceedings of the 9<sup>th</sup> International Symposium on Offshore Engineering, Brazil Offshore 95, Rio de Janeiro, 1995.
- [91] MOURELLE, M.M., ROSSI, R.R., SENRA, S.F., *Definição do Modelo de Ancoragem para a Plataforma P-XVIII*. Relatório Técnico RT4356, Petrobras/Cenpes/PDP/MC, 1999 (Documento Interno Petrobras).
- [92] Relatório Mensal de Processamento – Dados do Mês de Agosto de 1999, Monitoração da Plataforma P18, COPPE/UFRJ (Documento Interno Petrobras).
- [93] MOURELLE, M.M., SENRA, S.F., TORRES, A.L.F.L., *Estabelecimento de Condições Ambientais e Operacionais da Plataforma P18 correspondentes ao período de Agosto/99 a Julho/00*. Relatório Técnico RT4979, Petrobras/Cenpes/PDP/MC, 2001 (Documento Interno Petrobras).
- [94] MathCAD 2000 Professional, MathSoft Inc., 1986-1999.
- [95] WILMA, *Wave Induced Loads and Motion Analysis*. User Manual, Petrobras/Cenpes, 1988.
- [96] SOUZA, L.F.A. – *Análise de Riser Rígido em Catenária com Ênfase na Verificação à Fadiga*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ – Programa de Engenharia Naval e Oceânica, Rio de Janeiro, 1998.
- [97] BUITRAGO, J., ZETTLEMOYER, N., *Fatigue Design of Critical Girth Welds for Deepwater Applications*. 17<sup>th</sup> International Conference OMAE 98/2204, 1998.
- [98] GARRET, D.L., GU, G.Z., WATTERS, A.J., *Frequency Content Selection for Dynamic Analysis of Marine Systems*. 14<sup>th</sup> International Conference OMAE/95, 1995.

# APÊNDICE A

## Formulação do Modelo Espectral

Generalizando a expressão das elevações de onda por uma Série de Fourier contendo  $N$  componentes múltiplos da frequência fundamental  $w$ , temos:

$$\eta(t) = \sum_{n=1}^N (a_n \cos nwt + b_n \text{sen } nwt) \quad (\text{A.1})$$

onde os coeficientes da série são dados por:

$$a_n = \frac{2}{T_s} \int_0^{T_s} \eta(t) \cos nwt \, dt \quad (\text{A.2})$$

$$b_n = \frac{2}{T_s} \int_0^{T_s} \eta(t) \text{sen } nwt \, dt \quad (\text{A.3})$$

Esta forma de representar um estado de mar por  $a_n$  e  $b_n$  com  $N$  finito pode ser usado para representar uma onda harmônica particular, mas não um estado de mar aleatório. Um estado de mar aleatório de curta duração deve ser caracterizado por propriedades estatísticas definidas; a melhor representação consiste em um espectro de densidade de energia. Assim, a energia total  $E$  do estado de mar (por unidade de área) é dada pela integral:

$$E = \frac{1}{2} \rho g \int_{-\infty}^{\infty} [\eta(t)]^2 \, dt \quad (\text{A.4})$$

Procede-se agora à generalizando a expressão de  $\eta(t)$  em (3.12), agora com frequências não mais representadas por componentes da Série de Fourier, mas sim variando continuamente; desta forma os coeficientes  $a_n$  e  $b_n$  são substituídos por funções  $a(w)$  e  $b(w)$ , resultando na seguinte expressão:

$$\eta(t) = \frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{\infty} [a(w) \cos wt + b(w) \text{sen } wt] \, dw \quad (\text{A.5})$$

onde:

$$a(w) = \int_{-\infty}^{\infty} \eta(t) \cos wt \, dt \quad (\text{A.6})$$

$$b(w) = \int_{-\infty}^{\infty} \eta(t) \text{sen } wt \, dt \quad (\text{A.7})$$

Das equações (A.4) e (A.5), a energia pode ser escrita como:

$$E = \frac{1}{2\pi} \rho g \int_{-\infty}^{\infty} \eta(t) \left[ \int_{-\infty}^{\infty} [a(w) \cos wt + b(w) \text{sen } wt] dw \right] dt \quad (\text{A.8})$$

Trocando as integrais e desenvolvendo, pode-se chegar às seguintes expressões:

$$E = \frac{1}{2\pi} \rho g \int_{-\infty}^{\infty} \left[ a(w) \int_{-\infty}^{\infty} \eta(t) \cos wt \, dt + b(w) \int_{-\infty}^{\infty} \eta(t) \text{sen } wt \, dt \right] dw \quad (\text{A.9})$$

$$E = \frac{1}{2\pi} \rho g \int_{-\infty}^{\infty} [a^2(w) + b^2(w)] dw \quad (\text{A.10})$$

$$E = \frac{1}{2\pi} \rho g \int_{-\infty}^{\infty} A^2(w) dw \quad (\text{A.11})$$

Assim, das equações (A.4) e (A.11) é possível obter a igualdade do Teorema de Parseval, o qual dá origem ao conceito de espectro de energia de onda.

$$\int_{-\infty}^{\infty} [\eta(t)]^2 dt = \frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{\infty} [A(w)]^2 dw \quad (\text{A.12})$$

Se  $[\overline{\eta(t)}]^2$  é o valor médio quadrático (variância) de  $\eta(t)$  durante um comprimento específico  $T_s$ , então:

$$[\overline{\eta(t)}]^2 = \frac{1}{T_s} \int_0^{T_s} [\eta(t)]^2 dt \quad (\text{A.13})$$

que pode ser escrito como a energia média por unidade de área:

$$\overline{E} = \frac{1}{2\pi} \rho g \int_{-\infty}^{\infty} \frac{[A(w)]^2}{T_s} dw \quad (\text{A.14})$$

Definindo a densidade de energia espectral como:

$$S(\omega) = \frac{[A(\omega)]^2}{\pi T_s} \quad (\text{A.15})$$

A energia total é obtida da área coberta pela curva de densidade de energia como função da frequência.

$$\bar{E} = \frac{1}{2\pi} \rho g \int_{-\infty}^{\infty} S(\omega) d\omega \quad (\text{A.16})$$

# APÊNDICE B

## Método de Runge-Kutta de Quarta Ordem

A seguir apresenta-se uma breve descrição do algoritmo de Runge-Kutta de quarta ordem [41].

Considera-se  $N$  equações diferenciais de primeira ordem da forma:

$$\frac{dx_i}{dt} = f_i(x_1, x_2, \dots, x_n, t) \quad \text{para } i = 1, 2, \dots, N \quad (\text{B.1})$$

A solução destas equações pode ser extrapolada entre o intervalo de tempo  $t$  e  $t+h$  por uma aproximação polinomial de quarta ordem:

$$x(t) \approx a_0 + a_1 t + a_2 t^2 + a_3 t^3 + a_4 t^4 \quad (\text{B.2})$$

As derivadas deste polinômio em  $t = 0$ ,  $t = h$ , e no ponto médio,  $t = h/2$ , do intervalo de integração são dadas por:

$$\begin{aligned} \dot{x}(0) &= a_1 \\ \dot{x}\left(\frac{h}{2}\right) &= a_1 + a_2 h + \frac{3}{4} a_3 h^2 + \frac{1}{2} a_4 h^3 \\ \dot{x}(h) &= a_1 + 2a_2 h + 3a_3 h^2 + 4a_4 h^3 \end{aligned} \quad (\text{B.3})$$

O incremento em  $x$  dentro do intervalo  $h$  é dado por substituição em (B.2) como:

$$x(h) - x(0) = h(a_1 + a_2 h + a_3 h^2 + a_4 h^3) \quad (\text{B.4})$$

Pode-se demonstrar por simples substituição que:

$$\frac{1}{6} \left[ \dot{x}(0) + 4\dot{x}\left(\frac{h}{2}\right) + \dot{x}(h) \right] = a_1 + a_2 h + a_3 h^2 + a_4 h^3 \quad (\text{B.5})$$

Substituindo (B.5) em (B.4), a extrapolação transforma-se em:

$$x(h) = x(0) + \frac{h}{6} \left[ \dot{x}(0) + 4\dot{x}\left(\frac{h}{2}\right) + \dot{x}(h) \right] \quad (\text{B.6})$$

ou, em termos mais gerais:

$$x(t+h) = x(t) + \frac{h}{6} \left[ \dot{x}(t) + 4\dot{x}\left(t + \frac{h}{2}\right) + \dot{x}(t+h) \right] \quad (\text{B.7})$$

Os termos dentro dos colchetes na equação (B.7), são derivadas de  $x(t)$  avaliadas em três pontos dentro do intervalo de extrapolação. Como a função não é conhecida dentro deste intervalo, estas derivadas são estimativas e a quantidade total dentro dos colchetes é uma média ponderada da estimativa da derivada no intervalo seguinte.

Comparando-se a equação (B.2) com as equações de estado (2.15), verifica-se que a avaliação das derivadas pode ser feita calculando-se o lado direito destas equações de estado no intervalo  $h$ . Como algumas das forças que aparecem no lado direito das equações (2.15) dependem das próprias variáveis de movimentos, é necessário que se estimem estes valores. Uma estimativa aprimorada pode ser feita modificando-se a equação (B.7).

$$x(t+h) = x(t) + \frac{h}{6} (\dot{x}_1 + 2\dot{x}_2 + 2\dot{x}_3 + \dot{x}_4) \quad (\text{B.8})$$

Nesta expressão, a derivada no início do presente intervalo de integração é avaliada utilizando valores das variáveis obtidos do intervalo anterior. Em seguida, são efetuadas duas estimativas sucessivas da derivada no ponto médio do intervalo de integração, e finalmente, é feita uma estimativa da derivada no fim do intervalo de integração. As expressões para estes termos são:

$$\begin{aligned} x_1 &= x(t) \\ \dot{x}_1 &= f(x_1, t) \\ x_2 &= x_1 + \frac{h}{2} f(x_1, t) = x_1 + \frac{h}{2} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 &= f\left(x_2, t + \frac{h}{2}\right) \\ x_3 &= x_1 + \frac{h}{2} \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 &= f\left(x_3, t + \frac{h}{2}\right) \\ x_4 &= x_1 + h\dot{x}_3 \\ \dot{x}_4 &= f(x_4, t+h) \end{aligned} \quad (\text{B.9})$$

A inicialização do procedimento de integração requer a especificação de valores para as variáveis de estado em  $t = 0$ .

Algumas vezes ocorrem efeitos transientes severos associados ao conjunto de condições iniciais fornecidas. Estes efeitos podem persistir por um prolongado período durante a integração, dependendo do grau de amortecimento e outras características do sistema. O transiente pode ser reduzido através da introdução de uma função rampa para os carregamentos, de modo que estes sejam aplicados de forma integral apenas após um certo período de tempo  $t_0$ . A função rampa empregada é da forma:

$$c(t) = \frac{1}{2} \left( 1 - \cos \frac{\pi t}{t_0} \right) \quad \text{para } t < t_0$$
$$c(t) = 1.0 \quad \text{para } t > t_0.$$
(B.10)

# APÊNDICE C

## Formulação de Morison

A equação de Morison foi originalmente desenvolvida por Morison, O'Brien, Johnson e Shaaf (1950) para representar forças de onda horizontais agindo em um cilindro vertical fixo, que se estende desde o fundo do mar até a superfície livre. Mais tarde, foi estendida para tratar membros inclinados (Borgman, 1958) e para a consideração de cilindros com movimento oscilatório sob a ação de ondas e correnteza. Diversas outras variantes têm sido propostas, como descrito em [43]. Sarpkaya e Isaacson (1981) descreveram métodos para aperfeiçoar a equação de Morison, procurando ajustar seus resultados com dados medidos, pela adição de termos harmônicos de ordem superior.

Na proposta original de Morison et al., a força aplicada por ondas sobre um tubo cilíndrico vertical é composta por duas parcelas: *inércia* e *arrasto*, como descrito a seguir.

### Força de Inércia

O conceito de *força de inércia* baseia-se no princípio de que partículas de fluido movendo-se em um fluxo induzido por ondas incorporam uma determinada quantidade de movimento. Considerando que, ao passar em torno de um membro cilíndrico, uma partícula de fluido inicialmente acelera e em seguida desacelera, a variação da quantidade de movimento deve ser compensada por um trabalho exercido através da aplicação de uma força sobre o cilindro. A força de inércia incremental em um segmento  $ds$  do cilindro é proporcional à aceleração da partícula no centro do cilindro:

$$df_i = \rho \frac{\pi D^2}{4} CM \ddot{u} ds \quad (C.1)$$

onde:

D – diâmetro do cilindro;

$\ddot{u}$  – aceleração da partícula do fluido;

CM – coeficiente de inércia.

### Força de Arraste

O conceito de *força de arrasto* baseia-se na diferença de pressão entre a região na esteira do fluxo, à jusante do cilindro, e a região à montante do cilindro. Em um determinado instante de tempo, a região à jusante apresenta uma pressão menor do que a observada na região à montante. Este diferencial de pressão gera uma força sobre o cilindro, que atua na direção da velocidade instantânea da partícula de fluido.

Caso o fluxo fosse permanente (por exemplo, na presença de correnteza e na ausência de ondas), as regiões à montante e à jusante permanecem fixas e a força de arrasto é então definida como sendo proporcional ao quadrado da velocidade da partícula de fluido. Na presença de ondas, o movimento das partículas gerado pelas ondas é oscilatório e, portanto, a cada metade do ciclo de oscilação a posição das regiões à montante e à jusante se inverte. Neste caso, a expressão da força de arrasto da fórmula de Morison substitui o quadrado da velocidade do fluido pelo produto do valor da velocidade por seu valor absoluto, de modo a garantir que a força de arrasto estará sempre na mesma direção da velocidade instantânea. Assim, a força de arrasto em um segmento  $ds$  do cilindro é dada por:

$$df_a = \frac{1}{2} \rho CD D |u|u ds \quad (C.2)$$

onde:

$u$  – velocidade da partícula do fluido;

CD – coeficiente de arrasto.

### Fórmula para Cilindros Verticais Fixos

Combinando os componentes de força de inércia e arrasto, a equação de Morison é escrita como:

$$f = \rho \frac{\pi D^2}{4} CM \dot{u} + \frac{1}{2} \rho CD D |u| u \quad (C.3)$$

### Fórmula para Cilindros Inclinados

Para cilindros inclinados, a expressão (C.3) é generalizada tomando, no lugar dos valores escalares de velocidade e aceleração horizontal, vetores com as componentes de aceleração e velocidade normais ao cilindro, respectivamente  $\dot{u}$  e  $u$ . Como resultado, obtém-se também um vetor de forças  $F$ , com componentes em três direções ortogonais:

$$F = \rho \frac{\pi D^2}{4} CM \dot{u} + \frac{1}{2} \rho D CD |u|u \quad (C.4)$$

### Fórmula para cilindros em movimento

A fórmula de Morison original pode ser reescrita para determinar a força do fluido que atua em um cilindro oscilando em águas tranquilas. Basta substituir as velocidades e acelerações do fluido pelas velocidades e acelerações da estrutura, respectivamente  $\dot{x}$  e  $\ddot{x}$ ; neste caso a força de reação do cilindro é dada por:

$$F = -\rho \frac{\pi D^2}{4} CA \ddot{x} - \frac{1}{2} \rho D CD' |\dot{x}|\dot{x} \quad (C.5)$$

onde  $CA$  é o coeficiente de massa adicionada, geralmente tomado como  $CM - 1$ ; e  $CD'$  é um coeficiente de arrasto determinado para o cilindro oscilando em águas tranquilas.

Finalmente, a expressão geral para a fórmula de Morison para cilindros em movimento combina as expressões (C.3) e (C.5):

$$F = \rho \frac{\pi D^2}{4} CM \dot{u} - \rho \frac{\pi D^2}{4} CA \ddot{x} + \frac{1}{2} \rho D CD |u|u - \frac{1}{2} \rho D CD' |\dot{x}|\dot{x} \quad (C.6)$$

Esta expressão pode ser escrita em termos de velocidades relativas fluido-estrutura, assumindo que  $CD = CD'$ :

$$F = \rho \frac{\pi D^2}{4} CM \dot{u} - \rho \frac{\pi D^2}{4} CA \ddot{x} + \frac{1}{2} \rho D CD |u - \dot{x}||u - \dot{x}| \quad (C.7)$$

Seguindo o mesmo raciocínio, poderia ser escrita outra expressão também em função de acelerações relativas fluido-estrutura, com dois termos – um termo de inércia, proporcional à aceleração relativa entre o corpo e o fluido, e um termo de arraste proporcional à velocidade relativa. No entanto, é mais usual manter a forma da expressão (C.7) e passar o termo de massa adicionada (que é afetado por  $CA$ ) para o

lado esquerdo da equação de equilíbrio dinâmico, somando-o à massa estrutural. Em programas de análise de linhas e *risers* como o ANFLEX, esse termo costuma ser denominado como “massa adicionada externa”, uma vez que se pode ter outra parcela de massa adicionada que correspondente ao fluido interno de um *riser*.

Considerando as componentes de velocidade do corpo e do fluido, as parcelas destes termos podem ser compreendidas da seguinte forma:

- Às velocidades e acelerações do corpo correspondem efeitos de amortecimento viscoso quadrático e massa adicionada;
- Às velocidades e acelerações da partícula fluida correspondem forças resultantes das perturbações, introduzidas pela presença do corpo esbelto, no fluxo induzido pela onda.

É importante observar-se que o termo quadrático de arrasto representa uma interação não-linear entre a velocidade do fluido e a velocidade do corpo.

#### Consideração da Componente Axial do Fluxo Incidente

A equação (C.7) considera apenas a componente normal ao eixo do corpo das velocidades e acelerações. Extensões da Fórmula de Morison consideram também o efeito da componente axial do fluxo incidente, calculando a força de arrasto tangencial em função da velocidade tangencial ao quadrado.

#### Determinação dos Coeficientes $C_M$ e $C_D$

Os coeficientes  $C_M$  e  $C_D$  são determinados de forma empírica a partir de resultados de experimentos, e são estabelecidos em função de diversos parâmetros incluindo o número de Reynolds, o número de Keulegan-Carpenter e parâmetros de rugosidade do cilindro (que, em geral, aumenta o valor do coeficiente de arrasto e reduz o valor do coeficiente de inércia). Valores dos coeficientes também podem ser ajustados empiricamente para levar em conta efeitos de interação entre corpos. Mais detalhes podem ser encontrados em [43].

# APÊNDICE D

## Modelo de Difração / Radiação, Teoria Potencial

### Formulação do PVC da Teoria Potencial Considerando a Presença do Corpo

Para a formulação do modelo matemático, considera-se o sistema de coordenadas global xyz descrito na seção 2.2.

$$\frac{\partial \Phi}{\partial y} = \frac{\partial \eta_s}{\partial t} + \frac{\partial \Phi}{\partial x} \frac{\partial \eta_s}{\partial x} + \frac{\partial \Phi}{\partial z} \frac{\partial \eta_s}{\partial z}$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} = -\frac{1}{2} \left[ \left( \frac{\partial \Phi}{\partial x} \right)^2 + \left( \frac{\partial \Phi}{\partial y} \right)^2 + \left( \frac{\partial \Phi}{\partial z} \right)^2 \right] - g\eta$$

Figura D.1 - Condições de Contorno do Modelo Matemático

A equação diferencial que compõe o PVC é a seguinte extensão 3D da equação de Laplace (3.4):

$$\nabla^2 \Phi = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial z^2} \quad (D.1)$$

As três componentes de velocidade são definidas como:

$$u = \frac{\partial \Phi}{\partial x}; \quad v = \frac{\partial \Phi}{\partial y}; \quad w = \frac{\partial \Phi}{\partial z} \quad (D.2)$$

A condição de contorno dinâmica na superfície livre é dada por:

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} = g\eta + \frac{1}{2} \left[ \left( \frac{\partial \Phi}{\partial x} \right)^2 + \left( \frac{\partial \Phi}{\partial y} \right)^2 + \left( \frac{\partial \Phi}{\partial z} \right)^2 \right] = 0 \quad em \quad y = \eta \quad (D.3)$$

A condição de contorno cinemática na superfície livre é dada por:

$$\frac{\partial \eta}{\partial t} + \frac{\partial \Phi}{\partial x} \frac{\partial \eta}{\partial x} + \frac{\partial \Phi}{\partial z} \frac{\partial \eta}{\partial z} - \frac{\partial \Phi}{\partial y} = 0 \quad em \quad y = \eta \quad (D.4)$$

A condição de contorno no fundo é dada por:

$$\frac{\partial \Phi}{\partial y} = 0 \quad em \quad y = -d \quad (D.5)$$

Já que agora se considera a presença do corpo, deve-se estabelecer uma condição de contorno na superfície do corpo que pode ser definida de forma semelhante à condição no fundo. Admite-se que a componente da velocidade da partícula de fluido normal à superfície do corpo é igual à velocidade da superfície do corpo naquele ponto. Assim, se o corpo está fixo, a condição de contorno na superfície do corpo é dada por:

$$\frac{\partial \Phi}{\partial \eta} = 0 \quad -d \leq y \leq \eta \quad (D.6)$$

### Difração de Ondas em torno do Corpo

Recorda-se agora que a incógnita básica deste problema é o potencial de velocidade  $\Phi(x,y,z,t)$ . Considerando que agora a presença do corpo gera ondas refletidas ou difratadas pela superfície do corpo, pode-se estabelecer então que, em um dado ponto na região do fluido e em um dado tempo  $t$ , o potencial total de velocidade  $\Phi$  consiste na soma do potencial de velocidade devido às ondas *incidentes*  $\Phi_o$  e do potencial de velocidade devido às ondas *difratadas* pela superfície da estrutura  $\Phi_s$ . Portanto

$$\Phi = \Phi_o + \Phi_s \quad (D.7)$$

O potencial de velocidade incidente  $\Phi_o$  satisfaz o PVC na ausência do corpo e, portanto, corresponde à incógnita básica do PVC da “teoria de onda”.

A condição de contorno na superfície do corpo pode ser reescrita como:

$$\frac{\partial \Phi_0}{\partial n} = - \frac{\partial \Phi_s}{\partial n} \quad em \quad -d \leq y \leq \eta \quad (D.8)$$

o que quer dizer que a velocidade normal à superfície do corpo devido à onda incidente é igual e oposta à velocidade normal devido à onda difratada.

Finalmente, necessita-se de mais uma condição de contorno no infinito, aplicada ao potencial difratado  $\Phi_s$ . Esta condição afirma que o potencial difratado deve desaparecer a uma distância muito grande do corpo. Definindo R como a distância radial a partir do centro do corpo, a condição de radiação de Sommerfeld determina que:

$$\lim_{R \rightarrow \infty} R^{1/2} \left( \frac{\partial}{\partial R} \pm i\lambda \right) \Phi_s \quad (D.9)$$

onde  $\lambda$  são os autovalores e  $i = \sqrt{-1}$ .

### Radiação devido ao Movimento do Corpo; Efeitos de Massa Adicionada e Amortecimento

A formulação apresentada até aqui considera a presença de um corpo fixo imerso no fluido. Resta considerar o fato de que o corpo está em movimento, o que gera ondas irradiadas a partir do corpo. Nesse caso, o potencial total de velocidade  $\Phi$  deve incorporar mais uma parcela:

$$\Phi = \Phi_0 + \Phi_s + \sum_{j=1}^6 \Phi_j \quad (D.10)$$

Nesta expressão,  $\Phi_j$  é o potencial irradiado devido ao movimento do corpo, em cada uma das seis direções de movimento de corpo rígido (*surge, sway, heave, roll, pitch, yaw*), calculados de forma independente e assumido que o fluido está originalmente em repouso. O PVC é o mesmo descrito anteriormente, necessitando-se apenas alterar a condição de contorno na superfície do corpo, para considerar o fato de que a partícula de fluido em um ponto em contato com o corpo deve se mover com uma velocidade igual à componente normal da velocidade do corpo:

$$\frac{\partial \Phi_j}{\partial n} = iwX_j n_j \quad j = 1, 2, \dots, 6 \quad (D.11)$$

onde os  $n_j$  expressam as direções correspondentes a cada componente de movimento, e  $X_j$  são as amplitudes dos movimentos do corpo em cada direção.

Observa-se que, como conseqüência dos movimentos do corpo, ocorrerão efeitos de amortecimento (proporcionais à velocidade) e de inércia ou “massa adicionada” (proporcionais às acelerações).

*Solução do PVC do Modelo de Difração – Parcela Dinâmica das Pressões*

Como mencionado na seção 4.4, a solução do PVC do modelo de Difração/Radiação baseado na Teoria Potencial pode empregar um procedimento semelhante ao descrito na seção 4.4.2, a partir da expansão em uma série de potências em termos de um parâmetro de perturbação adimensional, a declividade da onda  $\varepsilon$ . Podem ser obtidas expressões para o PVC de primeira ordem, de segunda ordem e assim por diante. Com isso, podem ser obtidas separadamente soluções para o PVC (em termos do potencial  $\Phi_i$  e velocidades, acelerações e pressões sobre a superfície do corpo) para cada uma das ordens de aproximação que se considerar [43].

Para ilustrar, apresenta-se a seguir as expressões de primeira e segunda ordem para a parcela dinâmica do campo de pressões no fluido. Recorda-se que a expressão para a pressão dinâmica em termos do potencial de velocidades é dada pela equação de Bernoulli:

$$p_d = \rho \frac{\partial \Phi}{\partial t} + \frac{1}{2} \rho (\nabla \Phi)^2 \quad (D.12)$$

Considera-se que a pressão  $p$  também pode ser expressa na forma de uma expansão em série de potência, com respeito ao parâmetro de perturbação  $\varepsilon$ :

$$p = \sum_{n=1}^{\infty} \varepsilon^n p_n \quad (D.13)$$

Desta forma, as parcelas de primeira e segunda ordem da pressão dinâmica podem ser obtidas a partir dos termos da expansão do potencial (4.5):

$$p_1 = \rho \frac{\partial \Phi_1}{\partial t} \quad (D.14)$$

$$p_2 = \rho \frac{\partial \Phi_2}{\partial t} + \frac{1}{2} \rho (\nabla \Phi_1)^2 \quad (D.15)$$

A partir destas expressões para as pressões na superfície do corpo, as componentes de força em cada direção ortogonal podem ser obtidas efetuando-se a integração da respectiva componente de pressão sobre a superfície submersa  $S$ :

$$F_{nj} = \varepsilon^n \iint_S p_n n_j dS \quad (\text{D.16})$$

onde  $n_j$  é a direção normal à direção  $j$ . O resultado  $F_{nj}$  é a força de ordem  $i$  na direção  $j$ .

Observa-se que a integração da força de primeira ordem é calculada até a superfície livre de ordem zero (isto é, o nível de águas tranquilas), enquanto a força de segunda ordem é calculada para a parte submersa da estrutura até a superfície livre de primeira ordem.

Observa-se também que essa expressão é semelhante às expressões apresentadas na Seção 4.3 que descreve a formulação de Froude-Krylov. A diferença é que naquele caso tomava-se uma expressão de  $p$  derivada da teoria linear de Airy, que considera apenas o potencial incidente, portanto sem levar em conta a presença do corpo. No modelo de difração/radiação considerado agora, as pressões são obtidas considerando o potencial incidente e o potencial difratado.

# APÊNDICE E

## Aspectos da Implementação

### Transformação de Coordenadas do Sistema de Referência da Onda para o Sistema Global

Na implementação computacional do programa PROSIM, as propriedades do fluxo induzido pelas ondas são calculadas pela teoria de Airy no sistema de coordenadas bidimensionais da onda ( $\xi\eta$ ) e, em seguida, convertidas para o sistema tridimensional global ( $xyz$ ).

Por exemplo, as expressões para a transformação de coordenadas para as velocidades em  $xyz$  são as seguintes:

$$u_i = \frac{\partial \phi_i}{\partial \xi} \cos \beta \quad (\text{E.1})$$

$$v_i = \frac{\partial \phi_i}{\partial \eta} \quad (\text{E.2})$$

$$w_i = \frac{\partial \phi_i}{\partial \xi} \sin \beta \quad (\text{E.3})$$

### Cálculo da Força de Froude-Krylov

A força de Froude-Krylov pode ser aproximada pela seguinte integral:

$$f_1 = \int_0^L A \left( \frac{\partial p}{\partial x} \Big|_0, \frac{\partial p}{\partial y} \Big|_0, \frac{\partial p}{\partial z} \Big|_0 \right) d\bar{x} \quad (\text{E.4})$$

A pressão dinâmica  $p$  é calculada pela expressão (3.34) a partir da diferenciação do potencial de velocidades avaliado no sistema global.

Em princípio, qualquer um dos sistemas de coordenadas definidos no Capítulo 2 poderia ser considerado para exprimir o gradiente de pressões. Por exemplo, o gradiente de pressões poderia estar expresso no sistema estrutural (móvel) da plataforma e, neste caso, as forças obtidas estariam expressas neste sistema.

No entanto, já que as equações de translação (o primeiro conjunto de equações 2.15) são escritas no sistema global, é mais conveniente calcular as forças no sistema global. As equações de movimento angular (o segundo conjunto de equações 2.15), entretanto, requerem que os momentos sejam expressos no sistema estrutural (móvel) da plataforma. Para isto, primeiro calculam-se os momentos das forças sobre o CG da plataforma expressos no sistema global, transformando-os em seguida para o sistema estrutural da plataforma.

### Cálculo das Parcelas de Inércia e Arraste da Fórmula de Morison

#### Transferência de Acelerações e Velocidades do CG para um Ponto da Plataforma

Para o cálculo das parcelas de inércia e arraste da fórmula de Morison (4.2), deve-se determinar a componente normal das acelerações e velocidades relativas fluido-estrutura em cada ponto de integração considerado para os membros reticulados da plataforma.

- Inicialmente, deve ser efetuada a transferência dos vetores de acelerações e velocidades do CG da plataforma para cada ponto considerado;
- Em seguida, dos resultados obtidos subtraem-se as acelerações e as velocidades do fluido no mesmo ponto, para determinar as acelerações e velocidades relativas fluido-estrutura;
- Finalmente, devem ser determinadas as componentes normais e axiais das acelerações e velocidades relativas nestes pontos;
- Estes procedimentos são descritos a seguir.

#### Transferência das Acelerações

Para o cálculo do termo de inércia da fórmula de Morison nos pontos de integração ao longo do eixo de um dado membro da plataforma, é necessário inicialmente transferir as acelerações do CG da plataforma para estes pontos. Esta transferência é efetuada através da seguinte expressão:

$$a_b = \frac{dv}{dt} + a_0 \quad (\text{E.5})$$

Nesta expressão a primeira parcela do lado direito  $\left(\frac{dv}{dt}\right)$  é o vetor com componentes translacionais da aceleração do CG da plataforma.

A segunda parcela, correspondente à transferência das componentes angulares da aceleração do CG em acelerações translacionais no ponto desejado, é dada por:

$$a_0 = \frac{d}{dt}(w \times r_0) \quad (E.6)$$

onde  $w$  é um vetor com componentes angulares da velocidade do CG da plataforma e  $r_0$  é o vetor com as coordenadas do ponto  $P$ , medidas a partir da origem do sistema de coordenadas móveis que acompanha a plataforma. Lembrando que os componentes de  $r_0$  são constantes, já que são expressos no sistema de coordenadas móvel, essa segunda parcela fica da seguinte forma:

$$a_0 = \frac{dw}{dt} \times r_0 - w \times (r_0 \times w) \quad (E.7)$$

Observa-se que a primeira parcela do lado direito de (E.7) representa a aceleração tangencial e a segunda parcela representa a aceleração radial. O produto vetorial duplo que aparece nesta segunda parcela pode ser calculado como um produto matricial, fazendo-se:

$$w \times (r_0 \times w) = T r_0 \quad (E.8)$$

onde  $T$  é uma matriz 3x3 cujos termos são dados por

$$T_{ii} = w_j^2 + w_k^2 \dots j, k \neq i \quad (E.9)$$

$$T_{ij} = -w_i w_j + w_k^2 \dots i \neq j$$

Aqui observa-se que  $\left(\frac{dv}{dt}\right)$  (a parcela de aceleração translacional do CG da plataforma) é expressa no sistema fixo de coordenadas globais, mas a velocidade angular  $\omega$ , e portanto  $a_0$  (a parcela de acelerações translacionais no ponto desejado que resultou da transferência das acelerações angulares no CG) são expressas no sistema móvel. Neste caso, deve-se transformar  $a_0$  para as coordenadas globais antes de efetuar a soma e a expressão (E.7) deve ser substituída pela seguinte (análoga à dada em (E.5)):

$$a_b = \frac{dv}{dt} + A^T a_0 \quad (\text{E.10})$$

Resta expressar o vetor  $\mathbf{r}_0$  em termos da posição ao longo do comprimento do membro cilíndrico. As coordenadas do ponto P são  $(\bar{x}, 0, 0)$  no sistema local do membro e  $\mathbf{r}_0 = (X_p, Y_p, Z_p)$  no sistema de coordenadas da plataforma. Definindo um vetor unitário tangente  $\boldsymbol{\tau}_0$ , orientado da extremidade 1 para a 2 do membro, expresso no sistema de coordenadas da plataforma, a expressão de  $\mathbf{r}_0$  para um ponto em  $\bar{x}$  no eixo do membro é:

$$r_0 = \bar{x} \boldsymbol{\tau}_0 + \mathbf{X}_1 \quad (\text{E.11})$$

onde  $\mathbf{X}_1 = (X_1, Y_1, Z_1)$  são as coordenadas da extremidade 1 do membro, expresso no sistema de coordenadas da plataforma.

#### Transferência das Velocidades

De forma semelhante, para o cálculo do termo de arraste da fórmula de Morison nos pontos de integração ao longo do eixo de um dado membro da plataforma, é necessário inicialmente transferir as velocidades do CG da plataforma para estes pontos.

Para isso emprega-se a seguinte expressão, similar a (E.10) mas sem o termo radial:

$$v_b = v + A^T (w \times r_0) \quad (\text{E.12})$$

#### Acelerações e Velocidades Relativas

Após efetuar a transferência das acelerações e velocidades do CG da plataforma para os pontos de integração ao longo do eixo de um dado membro, deve-se então determinar as acelerações e velocidades relativas fluido-estrutura, e considerar também a velocidade da correnteza  $v_c$ :

$$a_r = a_w - a_b \quad (\text{E.13})$$

$$v_r = v_c + v_w - v_b \quad (\text{E.14})$$

### Componentes Normais da Aceleração e Velocidade Relativa

Finalmente, para prosseguir no cálculo das parcelas de inércia e arraste da fórmula de Morison, é necessário determinar a componente normal das acelerações e velocidades relativas fluido estrutura  $\mathbf{a}_{rn}$  e  $\mathbf{v}_{rn}$  como apresentado a seguir.

#### Componente Normal da Aceleração Relativa

Para o cálculo da parcela de inércia da fórmula de Morison, deve-se determinar a componente normal da aceleração relativa fluido estrutura  $\mathbf{a}_{rn}$ . Para isso, define-se um vetor tangente unitário, mas agora expresso no sistema de coordenadas global, através da seguinte transformação:

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{A}^T \boldsymbol{\tau}_0 \quad (\text{E.15})$$

A componente normal da aceleração relativa fluido estrutura em coordenadas globais  $\mathbf{a}_{rn}$  é então obtida fazendo-se

$$\mathbf{a}_m = \boldsymbol{\tau} \times (\mathbf{a}_r \times \boldsymbol{\tau}) \quad (\text{E.16})$$

O produto vetorial duplo que aparece nesta expressão pode ser calculado como um produto matricial.

#### Componente Normal da Velocidade Relativa

Para o cálculo da parcela de arraste da fórmula de Morison, deve-se determinar a componente normal da velocidade relativa fluido estrutura  $\mathbf{v}_{rn}$ . O procedimento é semelhante ao apresentado acima para as acelerações:

$$\mathbf{v}_m = \boldsymbol{\tau} \times (\mathbf{v}_r \times \boldsymbol{\tau}) \quad (\text{E.17})$$

### Componentes Axiais da Aceleração e Velocidade Relativa

Para o cálculo das componentes axiais da força de inércia e arraste, deve-se determinar as componentes axiais da aceleração e velocidade relativas fluido estrutura  $\mathbf{a}_a$  pelas seguintes expressões:

#### Componente Axial da Aceleração Relativa

$$\mathbf{a}_a = \boldsymbol{\tau} (\boldsymbol{\tau} \cdot \mathbf{a}_r) \quad (\text{E.18})$$

onde  $\boldsymbol{\tau}$  é um vetor unitário tangente à seção transversal e  $\mathbf{a}_r$  é a aceleração relativa, ambos expressos no sistema de coordenadas globais.

Componente Axial da Velocidade Relativa

$$v_a = \boldsymbol{\tau} \cdot \mathbf{v}_r \quad (\text{E.19})$$

onde  $\mathbf{v}_r$  é a velocidade relativa, expressa no sistema de coordenadas globais.

# 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](#)