

UNIVERSIDADE FEDERAL DE OURO PRETO - ESCOLA DE MINAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL
PROGRAMA DE PÓS – GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

ESTUDO COMPARATIVO DE ANÁLISES NO DOMÍNIO DO TEMPO E DA FREQUÊNCIA EM RISERS FLEXÍVEIS

ALYSON GOMES VAILLANT

ORIENTADOR: Prof. Dr. Marcílio Sousa da Rocha Freitas
CO-ORIENTADOR: Dr. Ricardo Franciss

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação do Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto, como parte integrante dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil, área de concentração: Construção Metálica.

Ouro Preto, março de 2007.

V131e Vaillant, Alyson Gomes.
Estudo comparativo de análises no domínio do tempo e da frequência em risers flexíveis [manuscrito] / Alyson Gomes Vaillant. - 2007.

xix, 266f.: il. color., graf., tabs., quads.

Orientador: Prof. Dr. Marcílio Sousa da Rocha Freitas.
Co-orientador: Prof. Dr. Ricardo Franciss.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Ouro Preto. Escola de Minas. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil.
Área de concentração: Construção Metálica.

1. Tempo - Teses. 2. Dinâmica - Teses. 3. Ondas (Física) - Teses.
I. Universidade Federal de Ouro Preto. Escola de Minas. II. Título.

CDU: 624.071.2

Catálogo: sisbin@sisbin.ufop.br

ESTUDO COMPARATIVO DE ANÁLISES NO DOMÍNIO DO TEMPO E DA FREQUÊNCIA EM RISERS FLEXÍVEIS

AUTOR: ALYSON GOMES VAILLANT

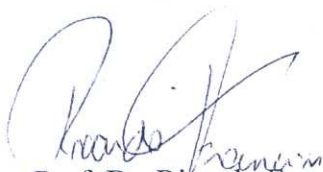
Esta dissertação foi apresentada em sessão pública e aprovada em 09 de março de 2007, pela Banca Examinadora composta pelos seguintes membros:



Prof. Dr. Marcílio Sousa da Rocha Freitas (Orientador / UFOP)



Prof. Dr. Francisco de Assis das Neves (UFOP)



Prof. Dr. Ricardo Franciss (PETROBRAS)



Prof. Dr. Luis Volnei Sudati Sagrilo (UFRJ)

DEDICATÓRIA

A minha Mãe...

AGRADECIMENTOS

Há muitas pessoas às quais devo minha gratidão. Da mesma forma, há várias maneiras de se agradecer, e cada uma dessas pessoas mereceria receber seus méritos de uma forma particular, mas nem sempre é possível que seja feito assim. Felizmente, as pessoas que me conhecem e que tive a oportunidade de estar próximo e de poder contar, durante todas ou em alguma das etapas deste Mestrado, sabem o quanto foram importantes e como são dignas de estar entre estas páginas.

Houve pessoas que contribuíram simplesmente estando próximas e trazendo momentos de alegria que contagiavam e faziam esquecer em certos momentos dos compromissos. Houve pessoas que estavam extremamente empenhadas em me fazer cumprir todos os prazos e que ajudavam sempre a tentar manter os cronogramas. Houve pessoas que auxiliaram com a parte técnica e houve pessoas onde a simples presença era suficiente para dar ânimo e garra pra prosseguir e terminar.

Gostaria de agradecer aos amigos que fiz em Ouro Preto, em especial a República Penitenciária, seus moradores e ex-alunos e a todos os “golos” que tomamos e que ainda iremos tomar. Em especial, ao Tumate, que é para mim praticamente um novo irmão. Ao Alfredo, cujo nome está citado aqui, somente porque ele agradeceu a mim em sua dissertação (risos), e tantos outros amigos, não somente de Ouro Preto, mas de todos os lugares por onde andei.

Agradeço, também, aos professores do curso e aos meus orientadores João e Marcílio e ao meu co-orientador Ricardo Franciss. Ao Elton, que me incentivou e me ajudou muito e ao Beto, por tantas consultorias gratuitas.

Gostaria muito de agradecer a minha família e meus irmãos, em especial a minha Mãe por ter estado sempre ao meu lado dando muita força e, não fosse por ela, nada disso teria sido possível.

Em especial, gostaria de agradecer ao meu Pai, pois sei que em todos os meus momentos de dificuldade, ele esteve tão próximo que podia sentir sua presença me dando força e me guiando sempre para o melhor caminho.

Também gostaria de agradecer em especial a minha eterna Namorada, Ana, que esteve ao meu lado me apoiando nos momentos mais difíceis deste mestrado, me ajudando a superar minhas decepções e tristezas sempre com seu carinho.

Não posso me esquecer de agradecer a Deus, minha Nossa Senhora e meu Anjo da Guarda aos quais sempre recorri nos momentos difíceis e de alegria, sempre agradecendo por tudo que colocaram em minha vida, e por terem me dado a oportunidade de estar, hoje, escrevendo estas linhas cheias de orgulho que vocês lêem.

Obrigado...

RESUMO

O procedimento mais realista para se efetuar análises dinâmicas de *risers* flexíveis é o uso de análises no domínio do tempo. Análises no domínio do tempo conseguem levar em conta todas as não linearidades inerentes ao sistema como: geométrica, interação solo-estrutura etc. Entretanto, análises no domínio do tempo demandam um esforço computacional e um tempo de simulação muito grandes. Outros problemas associados com as análises no domínio do tempo são: o sinal produzido pela simulação não é único e; o comprimento do sinal deve ser grande o suficiente para garantir a estabilidade dos parâmetros estatísticos. Com o intuito de solucionar estes problemas pode se utilizar análises no domínio da frequência ao invés de análises no tempo por serem muito mais rápidas e necessitarem menor esforço computacional. Uma das diferenças entre as duas metodologias é que análises no domínio da frequência não levam em conta as não linearidades inerentes ao sistema e os efeitos destas linearizações ainda não são bem conhecidos. Por esta razão, foi proposto um estudo comparativo entre análises no domínio do tempo e da frequência de estruturas flexíveis, a fim de verificar a influência da não consideração de algumas não linearidades e tentar determinar uma faixa de utilização para análises no domínio da frequência.

Não foi possível determinar nenhuma influência ou tendência de comportamento nos resultados a partir dos parâmetros utilizados. As análises na frequência não exibiram erros consideráveis para as cargas de tração de topo, entretanto, não houve um comportamento uniforme entre as análises, sendo os resultados imprevisíveis, mas sempre se mantendo dentro de um patamar de 10%. O comportamento no TDP, como previsto, não é adequado, devido, principalmente, à não consideração da não linearidade da interação solo-estrutura, apresentando resultados inconsistentes. A utilização da análise no domínio da frequência como ferramenta para prever os casos mais críticos à serem analisados posteriormente no domínio do tempo deve ser feita com cautela, mas demonstrou ser viável quando se avalia a tração no topo, desde que os resultados não se encontrem dentro de uma margem de segurança de $\pm 10\%$ do maior valor de tração.

ABSTRACT

The more accurate procedure to do a dynamic analysis of flexible riser is to use the time domain analysis. Time domain analysis get to take into account all non linearities inherent to the system as geometric, soil-structure interaction etc. However, time domain analyses demand an expensive computational effort and expensive time of analysis. Others problems associate with time domain analysis are: the signal produced by the simulation that is not unique and; the length of the signal should be big as far to guarantee the stability of the statistics parameters. Trying to solve this problem you can use frequency domain analysis instead of time domain analysis, already it is faster and need much lower effort. One of the differences between the different methodologies is that the frequency domain analysis do not take into account the non linearities inherent to the system and the effects of these linearizations are not so known, yet. Therefore, it was purpose to do a comparative study between time and frequency domain analyses of flexible structures, analyzing the influence of do not take into account some non linearities and trying to find a range of applicability in the frequency domain analyses.

It wasn't been possible to determine any influence or tendency in the behaviour of the results with the parameters considered. The frequency domain analyses have not shown considerable errors to the top tension, however there were not a uniform behaviour among the analyses, being the results unexpected, but ever bellow 10%. The behaviour in the TDP is not good how was expected, principally because of that does not consider the soil structure interaction non linearitie, showing inconsistent results. The utilization of frequency domain analyses to predict the most critical cases that will be later analysed in the time domain analyses should be done carefully, but once the results are not in a safety range of $\pm 10\%$ of the higher tension value they have displayed viability for evaluation of the top tension.

ÍNDICE

RESUMO	vii
--------	-----

ÍNDICE	ix
--------	----

ÍNDICE DE FIGURAS	xvi
-------------------	-----

ÍNDICE DE GRÁFICOS	xix
--------------------	-----

CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO

1.1 – INTRODUÇÃO	1
1.2 – JUSTIFICATIVA E OBJETIVOS	4

CAPÍTULO II – ESTRUTURAS *OFFSHORE*

2.1 – HISTÓRICO DE ESTRUTURAS <i>OFFSHORE</i>	8
2.2 – TIPOS DE ESTRUTURAS <i>OFFSHORE</i>	12
2.2.1 – ESTRUTURAS RÍGIDAS E COMPLACENTES	12
2.2.2 – TIPOS DE PLATAFORMAS	13
2.2.2.1 – JAQUETAS	15
2.2.2.2 – TORRES COMPLACENTES	16
2.2.2.3 – AUTO-ELEVATÓRIAS	16
2.2.2.4 – SEMI-SUBMERSÍVEIS	17
2.2.2.4.1 – SISTEMA DE AMARRAÇÃO DO TIPO TAUT LEG	18
2.2.2.5 – SPAR BUOYS	18
2.2.2.6 – TLPs	19
2.2.2.7 – MINI-TLPs	19
2.2.2.8 – FPSO – FLOATING PRODUCTION, STORAGE AND OFFLOADING (UNIDADE DE PRODUÇÃO, ARMAZENAMENTO E DESCARGA)	20
2.2.2.9 – FSO – FLOATING, STORAGE AND OFFLOADING	22
2.2.3 – CLASSIFICAÇÃO DAS ESTRUTURAS (UNIDADES FLUTUANTES)	23
2.3 – RISERS	24
2.3.1 – TIPOS DE RISERS	26
2.3.1.1 – RISERS DE PERFURAÇÃO	26
2.3.1.2 – RISERS DE COMPLETAÇÃO	27
2.3.1.3 – OUTROS TIPOS DE RISERS	28
2.3.2 – CONSTITUIÇÃO DOS RISERS	28

2.3.3 – <i>RISERS</i> FLEXÍVEIS	29
2.3.4 – <i>RISERS</i> RÍGIDOS	32

CAPÍTULO III – CARGAS

3.1 – TIPOS DE SOLICITAÇÕES	34
3.1.1 – ONDAS	35
3.1.1.1 – <i>ESPECTRO DE ONDA</i>	36
3.1.1.2 – <i>SIMULAÇÃO DO PERFIL DO ESPECTRO DE ONDA</i>	41
3.1.2 – CORRENTES MARINHAS	44
3.1.3 – VENTOS	46
3.2 – CARGAS HIDRODINÂMICAS	47
3.2.1 – FORMULAÇÃO DE MORISON	49

CAPÍTULO IV – ANÁLISE GLOBAL DE *RISERS*

4.1 – INTRODUÇÃO	53
4.2 – ANÁLISES NOS DOMÍNIOS DO TEMPO E FREQUÊNCIA	56
4.2.1 – ANÁLISE DINÂMICA NO DOMÍNIO DO TEMPO – ANFLEX	59
4.2.2 – ANÁLISE DINÂMICA NO DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA – ALFREQ	60

CAPÍTULO V – ANÁLISES

5.1 – INTRODUÇÃO	67
5.2 – PREMISSAS ASSUMIDAS	69
5.2.1 – DADOS UTILIZADOS NAS ANÁLISES E HIPÓTESES ASSUMIDAS	70
5.2.1.1 – <i>DADOS DAS UNIDADES</i>	70
5.2.1.2 – <i>DADOS DE SOLO</i>	71
5.2.1.3 – <i>DADOS DO DUTO FLEXÍVEL</i>	72
5.2.1.4 – <i>MALHA UTILIZADA NAS ANÁLISES</i>	72
5.3 – CASOS DE CARREGAMENTO	73
5.3.1 – TESTES DE ESTABILIDADE	73
5.3.2 – CASOS DE ANÁLISE	74
5.4 – TRATAMENTO DOS RESULTADOS	78

CAPÍTULO VI – RESULTADOS DAS ANÁLISES

6.1 – TESTES DE ESTABILIDADE	79
6.1.1 – ANÁLISE DO TRECHO DE TOPO E DO TDP DO <i>RISER</i>	80
6.1.1.1 – <i>COMPARAÇÃO ENTRE OS TEMPOS DE SIMULAÇÃO</i>	80

6.1.1.2 – COMPARAÇÃO ENTRE ANÁLISES NO TEMPO UTILIZANDO ESTATÍSTICA DE EXTREMOS	83
6.1.1.3 – COMPARAÇÃO ENTRE AS ANÁLISES NO TEMPO E NA FREQUÊNCIA	86
6.2 – CASOS DE ANÁLISE	97
6.2.1 – CASOS FAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO CD	99
6.2.2 – CASOS FAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA ALTURA SIGNIFICATIVA H_s	102
6.2.3 – CASOS FAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO PERÍODO DE ONDA T	104
6.2.4 – CASOS NEAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO CD	106
6.2.5 – CASOS NEAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA ALTURA SIGNIFICATIVA H_s	108
6.2.6 – CASOS NEAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO PERÍODO DE ONDA T	110
6.3 – DETERMINAÇÕES DOS CASOS CRÍTICOS	114
6.4 – TEMPOS DE ANÁLISE	117

CAPÍTULO VII – CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

7.1 – CONCLUSÕES	118
7.1.1 – TESTES DE ESTABILIDADE – AVALIAÇÃO DOS TEMPOS DE SIMULAÇÃO	118
7.1.2 – TESTES DE ESTABILIDADE – AVALIAÇÃO ESTATÍSTICA DOS RESULTADOS NO TOPO	119
7.1.3 – TESTES DE ESTABILIDADE – COMPARAÇÃO ENTRE ANÁLISES NO TEMPO (10800s) E NA FREQUÊNCIA	120
7.1.4 – CASOS DE ANÁLISE – INFLUÊNCIA DE H_s PARA AS ANÁLISES NA FREQUÊNCIA	121
7.1.5 – CASOS DE ANÁLISE – INFLUÊNCIA DO PERÍODO T ASSOCIADO PARA AS ANÁLISES NA FREQUÊNCIA	121
7.1.6 – CASOS DE ANÁLISE – INFLUÊNCIA DO CD PARA AS ANÁLISES NA FREQUÊNCIA	121
7.1.7 – CASOS DE ANÁLISE – IDENTIFICAÇÃO DE CASOS CRÍTICOS	122
7.2 – RECOMENDAÇÕES	123

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

	124
--	-----

ANEXO I – RESULTADOS DAS ANÁLISES

I.1 – CASOS DE ANÁLISE	130
I.1.1 – CASOS FAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA ALTURA SIGNIFICATIVA H_s	133
I.1.1.1 – FPSO COM CONEXÃO NO CM E $CD = 0,9$	133
I.1.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s	133

I.1.1.2 – FPSO COM CONEXÃO NO CM E $CD = 1,2$	136
I.1.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s	136
I.1.1.3 – SS COM CONEXÃO NO CM E $CD = 0,9$	139
I.1.1.3.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s	139
I.1.1.4 – SS COM CONEXÃO NO CM E $CD = 1,2$	142
I.1.1.4.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s	142
I.1.1.5 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 0,9$	145
I.1.1.5.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s	145
I.1.1.6 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 1,2$	148
I.1.1.6.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s	148
I.2.1 – CASOS FAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO PERÍODO DE ONDA T	151
I.2.1.1 – FPSO COM CONEXÃO NO CM E $CD = 0,9$	151
I.2.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T	151
I.2.1.2 – FPSO COM CONEXÃO NO CM E $CD = 1,2$	152
I.2.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T	152
I.2.1.3 – SS COM CONEXÃO NO CM E $CD = 0,9$	153
I.2.1.3.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T	153
I.2.1.4 – SS COM CONEXÃO NO CM E $CD = 1,2$	154
I.2.1.4.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T	155
I.2.1.5 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 0,9$	156
I.2.1.5.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T	156
I.2.1.6 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 1,2$	157
I.2.1.6.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T	157
I.3.1 – CASOS FAR CROSS – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA ALTUTRA SIGNIFICATIVA H_s	158
I.3.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 0,9$	158
I.3.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s	159
I.3.1.2 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 1,2$	161

I.3.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s	161
I.4.1 – CASOS FAR CROSS – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO PERÍODO DE ONDA T	164
I.4.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 0,9$	164
I.4.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T	164
I.4.1.2 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 1,2$	165
I.4.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T	165
I.5.1 – CASOS CROSSED FAR CROSS – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA ALTUTRA SIGNIFICATIVA H_s	167
I.5.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 0,9$	167
I.5.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s	167
I.5.1.2 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 1,2$	170
I.5.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s	170
I.6.1 – CASOS CROSSED FAR CROSS – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO PERÍODO DE ONDA T	176
I.6.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 0,9$	173
I.6.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T	173
I.6.1.2 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 1,2$	174
I.6.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T	174
I.7.1 – CASOS NEAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA ALTUTRA SIGNIFICATIVA H_s	176
I.7.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 0,9$	176
I.7.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s	176
I.7.1.2 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 1,2$	179
I.7.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s	179
I.8.1 – CASOS NEAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO PERÍODO DE ONDA T	182
I.8.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 0,9$	182
I.8.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T	182
I.8.1.2 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 1,2$	183
I.8.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T	183
I.9.1 – CASOS NEAR CROSS – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA ALTUTRA SIGNIFICATIVA H_s	185
I.9.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 0,9$	185

I.9.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s	185
I.9.1.2 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 1,2$	188
I.9.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s	188
I.10.1 – CASOS NEAR CROSS – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO PERÍODO DE ONDA T	191
I.10.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 0,9$	191
I.10.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T	191
I.10.1.2 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 1,2$	192
I.10.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T	192
I.11.1 – CASOS CROSSED NEAR CROSS – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA ALTUTRA SIGNIFICATIVA H_s	194
I.11.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 0,9$	194
I.11.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s	194
I.11.1.2 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 1,2$	197
I.11.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s	197
I.12.1 – CASOS CROSSED NEAR CROSS – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO PERÍODO DE ONDA T	200
I.12.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 0,9$	200
I.12.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T	200
I.12.1.2 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 1,2$	201
I.12.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T	201

ANEXO II – TEORIA DE ONDAS

II.1 – TEORIA LINEAR DE AIRY	203
II.1.1 – TEORIA DE ONDAS	203
II.1.1.1 – TEORIA LINEAR DE ONDA DE AIRY	207
II.1.1.2 – VELOCIDADE DE PROPAGAÇÃO DAS ONDAS	213

ANEXO III – LINEARIZAÇÃO DO TERMO DE ARRASTO, SEGUNDO LEIRA

III.1 – INTRODUÇÃO (DANTAS, 2000)	215
III.1.1 – FORMULAÇÃO MATEMÁTICA	216

ANEXO IV – ANÁLISE NÃO LINEAR

IV.1 – INTRODUÇÃO	227
IV.1.1 – FUNDAMENTOS DA MECÂNICA DO CONTÍNUO	230
IV.1.1.1 – DINÂMICA NÃO LINEAR	234
IV.1.1.1.1 – EQUAÇÃO DE EQUILÍBRIO DINÂMICO	235
IV.1.1.1.2 – CONSIDERAÇÕES SOBRE AMORTECIMENTO	240
IV.2 – CONDIÇÕES DE CONTORNO	244
IV.2.1 – CONDIÇÕES DE CONTORNO NO TOPO	244
IV.2.2 – CONDIÇÕES DE CONTORNO NO FUNDO	246

ANEXO V – VARIÁVEIS E PROCESSOS ALEATÓRIOS

V.1 – ANÁLISE ESTATÍSTICA DOS PROCESSOS	250
V.1.1 – ANÁLISE DETERMINÍSTICA E ANÁLISE ALEATÓRIA	250
V.1.1.1 – ESTACIONARIDADE E ERGODICIDADE	252
V.1.2 – PARÂMETROS ESTATÍSTICOS E DISTRIBUIÇÕES DE PROBABILIDADES	255
V.1.2.1 – FUNÇÃO DENSIDADE DE PROBABILIDADE	255
V.1.2.2 – FUNÇÃO CUMULATIVA DE PROBABILIDADE	256
V.1.2.3 – VALORES CARACTERÍSTICOS DE UMA VARIÁVEL ALEATÓRIA	256
V.1.2.4 – DISTRIBUIÇÕES DE PROBABILIDADES	257
V.1.2.5 – PARÂMETROS ESTATÍSTICOS DA AMOSTRA	261
V.1.2.6 – PARÂMETROS ESTATÍSTICOS DAS DISTRIBUIÇÕES TEÓRICAS	261
V.1.2.6.1 – MÉTODO DOS MOMENTOS	262
V.1.2.7 – DISTRIBUIÇÕES DE PROBABILIDADES DE VALORES EXTREMOS	262
V.1.2.7.1 – DISTRIBUIÇÕES ASSINTÓTICAS DE VALORES EXTREMOS	263

ÍNDICE DE FIGURAS

FIGURA 2.1 – Vista geral de plataformas rígidas e complacentes	12
FIGURA 2.2 – Vista dos tipos de plataformas e seus sistemas de ancoragem	13
FIGURA 2.3 – Vista geral de algumas plataformas na Baía de Guanabara	13
FIGURA 2.4 – Tipos de unidades sub. utilizadas para expl., compl. e prod.	14
2.4a – Auto-Elevatória	14
2.4b – Jaqueta Cherne 2 (Cherne)	14
2.4c – Jaqueta da Plataforma Cherne 2	14
2.4d – Navio Sonda NS18	14
2.4e – Sonda SS57	14
2.4f – P19 – SS (Marlim)	14
2.4g – FPSO Espadarte (Espadarte)	14
2.4h – FPSO Fluminense (Espadarte)	14
2.4i – FPSO P48 (Caratinga)	14
FIGURA 2.5 – Vista de uma jaqueta	15
FIGURA 2.6 – Comparação entre estruturas fixas	16
FIGURA 2.7 – Vista de uma plataforma auto-elevatória	16
FIGURA 2.8 – Vista de uma SS	17
FIGURA 2.9 – Sistema de amarração tipo <i>Taut Leg</i> x convencional	18
FIGURA 2.10 – Vista de uma SPAR	18
FIGURA 2.11 – Vista de uma TLP	19
FIGURA 2.12 – Vista Submarina de tipos de sistemas FPSOs	22
2.12a – Sistema turret e um shuttle tanker	22
2.12b – Sistema DICAS e <i>Spread Mooring</i>	22
2.12b1 – DICAS	22
2.12b2 – <i>Spread Mooring</i>	22
FIGURA 2.13 – Vista de um <i>Riser Tower</i> e um RHAS	26
2.13a – Vista do RHAS	26
2.13b – Vista do <i>riser tower</i>	26
FIGURA 2.14 – Detalhe do conector e junta do <i>riser</i> de perfuração	27
FIGURA 2.15 – Vista geral de um <i>riser unbonded</i> flex. e suas camadas const.	30
FIGURA 2.16 – Tipos de configurações para <i>risers</i>	30
FIGURA 2.17 – Duto flexível <i>unbonded – smoth bore</i>	31
FIGURA 2.18 – Duto flexível <i>bonded</i>	31
FIGURA 2.19 – Duto flexível <i>unbonded</i>	32
FIGURA 2.20 – Vista do <i>pull in</i> do SCR da P-18 (<i>flexjoint</i> e receptáculo)	32
FIGURA 3.1 – Representação Espectral do Estado de Mar	36

FIGURA 3.2 – Comparação entre os espectros de mar	41
FIGURA 3.3 – Contribuição da energia em uma dada frequência	41
FIGURA 3.4 – Padrão de circulação da corrente superficial na Costa Brasileira	45
FIGURA 3.5 – Coeficiente de arrasto em função do número de Reynolds	50
FIGURA 4.1 – Ilustração esq. das metod. de análise do ANFLEX e do ALFREQ	57
FIGURA 5.1 – Malha utilizada nas análises	72
FIGURA 5.2 – Esq. utilizado para execução dos testes de estab. (Semente 1 de 10)	73
FIGURA 5.3 – Sistema de eixos locais da UN, segundo convenção do ANFLEX	75
FIGURA 5.4 – Casos de análises considerados, offsets NEAR e FAR	76
5.3a – Caso NEAR colinear	76
5.3b – Caso FAR colinear	76
5.3c – Caso NEAR CROSS	76
5.3d – Caso FAR CROSS	76
FIGURA 5.4 – Casos de análises considerados offsets cross, NEAR e FAR	77
5.4a – Caso NEAR CROSS “offset cross”	77
5.4b – Caso FAR CROSS “offset cross”	77
FIGURA 6.1 – Análise estatística para um tempo de simulação de 10800s	85
FIGURA 6.2 – Análise estatística para um tempo de simulação de 360s	86
FIGURA 6.3 – Espectros de ondas utilizados nas análises	97
FIGURA 6.4 – RAOs de 150°, SS e FPSO (ampliada a faixa de período utilizada)	98
FIGURA 6.5 – RAOs de 180°, SS e FPSO (ampliada a faixa de período utilizada)	99
FIGURA 6.6 – Casos utilizados para determinação do caso crítico	114
FIGURA II.1 – Trem de onda progressivo	205
FIGURA II.2 – Órbita das partículas fluidas e perfis de velocidade	212
II.2a – Águas profundas	212
II.2b – Águas intermediárias	212
II.2c – Águas rasas	212
FIGURA II.3 – Declividade limite da onda	212
FIGURA IV.1 – Linha de amarração discret. como uma malha de EF	229
FIGURA IV.2 – Procedimento numérico iterativo de análise não linear	230
FIGURA IV.3 – Formulação Lagrangeana com elemento de referência	232
FIGURA IV.4 – Decremento logarítmico	242
FIGURA IV.5 – Representação dos termos constituintes do amortecimento	243
FIGURA IV.6 – Componentes de forças de onda	244
FIGURA IV.7 – Representação dos graus de liberdade de um sistema flutuante	245
FIGURA IV.8 – Curva força deslocamento bilinear usada	248
FIGURA IV.9 – Curva força deslocamento para representar o efeito de fricção	248

FIGURA V.1 – Realização de um processo estocástico estacionário_____	253
FIGURA V.2 – Múltiplas realizações de um processo estocástico estacionário_____	254
FIGURA V.3 – Avaliação da função densidade de probabilidade de um processo_____	255
FIGURA V.4 – Funções densidade e cumulativa de probabilidades_____	256
FIGURA V.5 – Identificação dos picos ou máximos de um processo aleatório_____	264

ÍNDICE DE GRÁFICOS

GRÁFICO 5.1 – Movimentos de <i>heave</i> no centro de movimento e no ponto de conexão da SS e do FPSO para $H_s = 2\text{m}$ e RAOs de 90° , 150° e 180°	75
GRÁFICO 6.1 – Envoltória de força máxima média no topo para o teste de estabil. 1	88
GRÁFICO 6.2 – Envoltória de força mínima média no topo para o teste de estabil. 1	88
GRÁFICO 6.3 – Envoltória de desvio padrão médio no topo para o teste de estabil. 1	90
GRÁFICO 6.4 – Envoltória de mínimo raio de curvatura médio no topo para o teste de estabil. 1	91
GRÁFICO 6.5 – Envoltória de desvio padrão do momento transversal médio ao plano da catenária no topo para o teste de estabil. 1	91
GRÁFICO 6.6 – Envoltória de forças de tração médias no TDP para o teste de estabil. 1	94
GRÁFICO 6.7 – Envoltória de desvio padrão médio da série de esforços no TDP para o teste de estabil. 1	95
GRÁFICO 6.8 – Env. de momentos máx /min médios na região do TDP para os testes de estabil. 1	95
GRÁFICO 6.9 – Env. de desvio padrão médio do momento na região do TDP para os testes de estabil. 1	96
GRÁFICO 6.10 – Influência do CD no tempo e frequência para o FPSO (con. no CM)	100
GRÁFICO 6.11 – Diferença percentual de resultados com a variação do CD (tempo e frequência), para o FPSO (conexão no CM)	101
GRÁFICO 6.12 – Influência do H_s para o FPSO (conexão no CM) e $CD = 0,9$	103
GRÁFICO 6.13 – Influência do H_s para o FPSO (conexão no CM) e $CD = 1,2$	103
GRÁFICO 6.14 – Influência do T para o FPSO (conexão no CM) e $CD = 0,9$	104
GRÁFICO 6.15 – Influência do H_s para o FPSO (conexão no CM) e $CD = 1,2$	105
GRÁFICO 6.16 – Influência do CD no tempo e frequência, condição NEAR CROSS	106
GRÁFICO 6.17 – Diferença percentual de resultados com a variação do CD (tempo e frequência), para o FPSO, condição NEAR CROSS	107
GRÁFICO 6.18 – Influência do H_s para o FPSO e $CD = 0,9$, condição NEAR	109
GRÁFICO 6.19 – Influência do H_s para o FPSO e $CD = 1,2$, condição NEAR	109
GRÁFICO 6.20 – Influência do T para o FPSO e $CD = 0,9$, condição NEAR	111
GRÁFICO 6.21 – Influência do H_s para o FPSO e $CD = 1,2$, condição NEAR	111

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

1.1 – INTRODUÇÃO

Com o avanço da tecnologia de exploração dos recursos do mar e com o significativo incremento das lâminas d'água de prospecção, ocorre um aumento da complexidade das estruturas, exigindo do projetista conhecimentos mais aprofundados em diversas áreas do processo exploratório.

Plataformas do tipo jaqueta normalmente estão limitadas a lâminas d'água até aproximadamente 150m a 180m, mas existem plataformas operando em águas mais profundas até aproximadamente 490m (CHAKRABARTI, 1987). Plataformas fixas são economicamente viáveis para profundidades de até 500m e as plataformas do tipo auto-elevatórias estão limitadas a profundidades de até aproximadamente 90m (CHAKRABARTI, 1987). Tornou-se necessário, então, buscar novas alternativas para sistemas estruturais de suporte para as plataformas.

Nessa nova concepção, torna-se muito relevante o conhecimento das características e particularidades de cada um dos elementos inerentes a um determinado projeto para que os mesmos possam se adequar perfeitamente às particularidades que envolvem um projeto dessa natureza.

Dessa forma, surge o conceito e a utilização de estruturas complacentes, que permitem grandes deslocamentos de seus elementos quando sujeitas as ações de ondas, ventos e correntes. Um exemplo de sistemas complacentes são os associados à plataformas semi-submersíveis.

Com a crescente demanda por óleo combustível e gás natural, a exploração de petróleo tem se desenvolvido bastante no sentido de suprir essa demanda. Atualmente, uma boa parte das jazidas petrolíferas em atividade e a maioria das jazidas recentemente descobertas se encontram em águas profundas e ultra profundas (*Scientific American* Brasil, 2003 *apud* SANTOS, 2004).

Com as recentes descobertas de bacias petrolíferas nos estados do Espírito Santo, Rio de Janeiro e São Paulo, o Brasil passou a almejar a auto-suficiência na produção de petróleo e gás natural, que aconteceu em 2006 com a entrada em produção das plataformas P-50 e P-34.

A exploração de petróleo nesse novo contexto é o desafio atual de engenheiros e projetistas (LIMA *et al.*, 2002 *apud* SANTOS, 2004). Novas ferramentas de análises, novas tecnologias e pesquisas de novos materiais têm sido elaboradas para capacitação de trabalho sob as severas condições impostas pela exploração em águas profundas e ultra profundas.

Assim, à medida que a prospecção do petróleo ocorre em águas cada vez mais profundas, alguns componentes estruturais das plataformas passam a merecer atenção especial (LIMA *et al.*, 2002 *apud* SANTOS, 2004). Entre eles destacam-se os *risers* (estruturas que conectam a unidade flutuante, ou fixa, ao equipamento submarino) de perfuração, completação e produção e as linhas de ancoragem de plataformas semi-submersíveis e FPSOs.

Com o aumento da lâmina d'água, os *risers*, que são elementos críticos para a produção em águas profundas, passaram a apresentar um comportamento dinâmico mais acentuado, comportamento este extremamente influenciado pelos movimentos do corpo ao qual ele está conectado, que impõe em sua extremidade superior movimentos de translação e de rotação. Além destes movimentos, atuam nos *risers* cargas que incidem diretamente em sua própria estrutura, como: o peso próprio, pressão externa, pressão interna devida ao fluido interno, ação das variações de temperatura, os efeitos hidrodinâmicos das ondas e correntes e cargas que agem concentradas, como as cargas de tração aplicadas no topo, como em sistemas de perfuração.

Todos estes fatores tornam o número de análises necessárias para um projeto numa determinada locação extremamente elevado e essas análises, custosas, relativas ao tempo de análise, visto que alguns parâmetros do modelo numérico (como condições de campo, carregamentos devidos às ondas e correntes e deslocamentos impostos no topo), devem ser combinados de forma a se obter os casos de carregamento mais críticos ao *riser*.

Assim, em uma análise de um único *riser*, pode-se chegar a um número extremamente elevado de casos de análises, isto, sem considerar as análises de sensibilidade de onda envolvidas, pois, atualmente, na PETROBRAS, ao invés de se considerar um único espectro de onda por direção, se considera uma curva de distribuição de espectros de ondas por períodos associados, por direção.

1.2 – JUSTIFICATIVA E OBJETIVOS

Quando surge a necessidade de colocar novos campos petrolíferos ou novos poços em produção, deve-se fazer uma análise das características ambientais e do campo para decidir qual o tipo de plataforma mais apropriada, SS, FPSO, TLP etc e, qual o tipo de *riser* será utilizado, rígido ou flexível, para fazer o transporte dos hidrocarbonetos da cabeça do poço até a plataforma.

Depois de decidido o tipo de *riser*, deverá ser feito um estudo de viabilidade técnica. Este processo consiste em, para *risers* flexíveis, se fazer análises globais de tensões extremas e de fadiga em condições de operação e de instalação para verificar se o *riser* está apto a atuar nas condições do campo.

Há duas técnicas para se proceder a análise de *risers*, são elas: simulações no domínio do tempo, onde as solicitações são dadas como funções do tempo e simulações no domínio da frequência, onde as solicitações são dadas como espectros de frequência. As análises no domínio do tempo consideram de forma adequada as não-linearidades existentes devido aos efeitos dos carregamentos hidrodinâmicos, contato solo-estrutura, grandes deslocamentos etc. Já nas análises no domínio da frequência, deve ser efetuada a linearização da equação que fornece os esforços gerados pelos carregamentos hidrodinâmicos, assim como, da estrutura em uma dada posição.

Análises estáticas e dinâmicas são, pois, efetuadas por meio do método dos elementos finitos (MEF) a partir da utilização de alguns programas, tais como ANFLEX (ANFLEX, 2006), FLEXCOM etc. As análises dinâmicas são normalmente realizadas no domínio do tempo com custo de processamento elevado, visto serem muitos casos de carregamento a analisar, o que pode conduzir a um cronograma de projeto inviável ou em atrasos para a entrega dos resultados, considerando a utilização de uma estação de trabalho, ou mesmo *clusters* para as análises.

Surgiu, então, a idéia de se utilizar, ao invés de análises dinâmicas no domínio do tempo, análises no domínio da frequência, pois o tempo de processamento é muito menor chegando, em alguns casos, a uma redução de 15 vezes este tempo.

Segundo estudos realizados por DANTAS (2004), análises no domínio da frequência têm se mostrado muito eficientes para análises de fadiga de *risers* rígidos, sendo que os resultados obtidos têm mostrado muito boa correspondência com os resultados das análises no domínio do tempo.

Também foi realizado um Projeto Multicliente (JIP - *Joint Industry Project*) (MCS, 2006), que desenvolveu uma metodologia consistente para análises de fadiga de *risers* flexíveis. Este levou em conta a possível utilização de análises no domínio da frequência visando encontrar o caso mais crítico que deverá, então, ser reavaliado no domínio do tempo.

Sendo a velocidade do fluido uma variável aleatória, devem ser utilizadas técnicas de linearização estatística para que possa ser utilizado o procedimento de cálculo da resposta estrutural no domínio da frequência. Um dos grandes problemas para análises no domínio da frequência é a linearização da equação de Morison (Equação 3.29, Capítulo III), que acaba gerando resultados aproximados. Para estruturas com grandes não-linearidades geométricas, como é o caso de análises de cargas extremas para um *riser* em catenária livre, os resultados das análises no domínio da frequência podem apresentar diferenças significativas quando comparados aos resultados obtidos pelas análises no domínio do tempo.

Os efeitos gerados pelas linearizações que acontecem durante o processo de análise no domínio da frequência, tal como a linearização do termo de arrasto na equação de Morison, ainda não são bem conhecidos para análises de *risers* flexíveis, necessitando, por isso, uma análise mais detalhada deste tipo de simulação.

As cargas hidrodinâmicas podem ser representadas basicamente de duas formas: métodos determinísticos, que aplicam ondas regulares para representar as cargas ambientais de onda, que também são chamados de estado da prática, e os chamados estados da arte, onde os carregamentos ambientais das ondas são representados como

um mar irregular (análise estocástica), estes dados como espectros de onda (MCS, 2006).

A representação das cargas hidrodinâmicas através de mar irregular é uma representação que se mostra muito mais realista quando comparada com uma representação de mar regular.

Como uma representação estocástica de onda é expressa através de densidades espectrais de potência, a resposta aleatória no domínio da frequência aparece como uma opção natural. Assim, a partir da densidade espectral da solicitação, $S_p(\omega)$, combinada com a resposta no domínio da frequência da estrutura, $H(\omega)$ e supondo-se um comportamento dinâmico estrutural linear, obtêm-se a densidade espectral da resposta, $S_u(\omega)$ (DANTAS, 2004).

$$S_u(\omega) = H(\omega)S_p(\omega)\overline{H}(\omega) \quad (1.1)$$

onde:

$H(\omega)$: é a resposta em frequência da estrutura

$\overline{H}(\omega)$: é a matriz complexa conjugada da transposta de $H(\omega)$

Avaliar as forças originárias dos carregamentos hidrodinâmicos de estruturas *offshore* é uma das tarefas mais difíceis no projeto destas estruturas, uma vez que envolve a complexidade de interação das ondas com as estruturas. Há uma grande variedade de estruturas *offshore* que devem ser avaliadas segundo métodos adequados para cada tipo de estrutura. No caso de *risers*, as forças geradas pelas cargas hidrodinâmicas são avaliadas por meio da equação de Morison que em sua forma original, guarda uma relação não linear quadrática com a velocidade relativa fluido-estrutura.

O objetivo deste trabalho é determinar uma região (faixa) de aplicabilidade de simulações no domínio da frequência para análises de *risers* flexíveis, as diferenças que surgem entre os dois métodos, domínio do tempo x domínio da frequência, e se há alguma forma de relacionar as respostas obtidas através das análises. Para tanto, será

realizado um estudo comparativo entre análises efetuadas no domínio do tempo e da frequência de estruturas flexíveis submetidas às mais diversas condições de carregamento, verificando qual a influência das linearizações inerentes às análises no domínio da frequência.

A presente dissertação se desenvolve na seguinte ordem cronológica:

No Capítulo II, é apresentado um resumo histórico do desenvolvimento das atividades petrolíferas *offshore*. Neste capítulo, são também apresentados os tipos de estruturas *offshore* e as estruturas responsáveis pelo transporte dos hidrocarbonetos do fundo do mar à superfície, estas estruturas são chamadas *risers*.

No Capítulo III, é dado enfoque especial aos tipos de carregamentos que atuam direta e indiretamente nos *risers*.

No Capítulo IV, é apresentado de maneira teórica como se procede à análise global de *risers* e as principais diferenças entre as implementações nos programas existentes na PETROBRAS, ANFLEX (ANFLEX, 2006) e ALFREQ (ALFREQ, 2006).

No Capítulo V, são apresentados os casos a serem analisados e suas diversas peculiaridades. Alguns dos parâmetros que foram utilizados nas comparações são: coeficiente de arrasto, altura de onda; período associado etc.

O Capítulo VI corresponde à apresentação, análise e discussão dos resultados obtidos.

O Capítulo VII corresponde às conclusões e às recomendações para trabalhos futuros.

CAPÍTULO II

ESTRUTURAS *OFFSHORE*

2.1 – HISTÓRICO DE ESTRUTURAS *OFFSHORE*

A exploração de petróleo data de épocas bem remotas. O petróleo era retirado de exsudações naturais encontradas em todos os continentes. O início e a sustentação do processo de busca com crescente afirmação do produto na sociedade moderna datam de 1859, quando foi iniciada a exploração comercial nos Estados Unidos (THOMAS *et al.*, 2001).

A indústria *offshore* de extração de petróleo teve início no final do século XIX na costa da Califórnia através de píeres que se estendiam para dentro d'água. Contudo, com a abundância de grandes reservas petrolíferas em terra, especialmente em países do Oriente Médio, Estados Unidos, México etc, que garantia o preço baixo do barril, a exploração de petróleo *offshore* evoluiu timidamente na 1ª metade do século XX (RIBEIRO, 1999).

Dessa forma, a primeira plataforma *offshore* foi construída em 1947, na Louisiana (USA), para atuar no Golfo do México a uma profundidade de, aproximadamente, 6m (CHAKRABARTI, 1987) e, também em 1947, foram construídas as duas primeiras plataformas metálicas, já com o conceito de Jaqueta, pela empresa Superior Oil Company (LIMA *et al.*, 2002).

Em meados da década de 50, começam a se intensificar as incursões no mar com o surgimento de novas técnicas exploratórias. A partir deste momento, diversas estruturas *offshore* foram construídas e colocadas para atuar sob condições mais severas. Nos anos 50 e 60, os tipos de estruturas mais usados eram as plataformas fixas, chamadas de jaquetas, e as auto-elevatórias (*jack-up*) – a Figura 2.4 exhibe estes tipos de estruturas. (RIBEIRO, 1999). Porém, no início dos anos 70, a guerra no Oriente Médio fez com que o custo do barril de petróleo subisse assustadoramente. Como as maiores reservas mundiais estavam nos países envolvidos no conflito (Arábia Saudita, Kuwait, Líbia etc), houve um aumento considerável da prospecção, exploração e exploração no mar. Inicialmente, foram descobertos campos em lâminas d'água rasas, o que tornava possível o uso das já tradicionais plataformas fixas (RIBEIRO, 1999).

Entretanto, com a demanda crescente, a exploração *offshore* avançou em direção a lâminas d'água cada vez mais profundas, o que inviabilizou o uso de plataformas fixas devido aos custos elevados. Surgiram, então, diversas propostas quanto à concepção de estruturas flutuantes, sendo largamente empregada pelas Companhias de Petróleo, em nível mundial, a plataforma do tipo semi-submersível (RIBEIRO, 1999).

Vários recordes foram batidos atingindo águas cada vez mais profundas. Em 1978, foi batido um recorde de exploração em águas profundas. A jaqueta *Cognac* atingiu uma lâmina d'água de 312 m. Em 1979, foi construída uma plataforma fixa que atingiu os 367m (CHAKRABARTI, 1987).

Ocorreram muitos acidentes neste período inicial de descobertas e de quebra de recordes acarretando na perda de muitas vidas. Em 1980, a plataforma *Alexander Kielland* teve uma falha em um dos seus elementos horizontais e afundou matando 123 tripulantes que se encontravam a bordo. A falha de um elemento de contraventamento horizontal da plataforma, iniciada em um defeito de solda, aparentemente insignificante,

de alguns hidrofones no contraventamento ocasionou uma progressiva falha de outros elementos levando a estrutura ao colapso (CHAKRABARTI, 1987).

No Brasil, os trabalhos preliminares de levantamento geofísico surgiram em 1959. Segundo publicações oficiais, programava-se para o início de 1968 a operação da primeira plataforma de perfuração auto-elevatória. Esta, a Petrobras I, seria construída pelas empresas Mecânica Pesada e Estaleiros Mauá, porém, o programa exploratório foi antecipado com a contratação da plataforma *Vinegaroom* junto à empresa *Zapata Overseas*. Em 1962, a costa do Sergipe até o Rio de Janeiro serviu de base para as primeiras perfurações (Alagoas, Sergipe e Espírito Santo). O primeiro poço brasileiro, o 1-ESS-1, foi realizado no litoral do Espírito Santo, o qual não teve sucesso. O segundo poço, este em Sergipe, o 1-SES-1, foi desativado por dificuldades mecânicas. Em 1968, iniciou-se a perfuração do 1-SES-1A, que ao atingir 1320 metros de profundidade, apresentou petróleo jorrando um volume estimado de 100 barris por hora. Esse foi o poço pioneiro, dando início à produção no mar e que veio a constituir o complexo de Guaricema instalado em Sergipe e que, até hoje, continua funcionando como estação de extração de petróleo. Em 1996, no Brasil, existiam setenta e oito plataformas fixas metálicas atingindo até 170 metros de profundidade na Bacia de Campos (LIMA *et al.*, 2002).

O avanço tecnológico das plataformas está intimamente relacionado com o avanço da engenharia *offshore*. No início da exploração de petróleo *offshore* no Brasil eram aplicadas, com pequenas variações, as técnicas convencionais de campos de médio porte e águas rasas: plataformas fixas de aço com quatro pernas cravadas através de estacas, projetadas somente para produção e teste de poços, interligadas por uma rede de dutos multifásicos (LIMA *et al.*, 2002). A perfuração e a completação dos poços eram executadas por plataformas auto-elevatórias, posicionadas junto à plataforma fixa (SANTOS, 2004).

Nos anos seguintes, com o aumento das atividades, foram desenvolvidos projetos próprios de plataformas que atendessem às características de desenvolvimento dos campos. Essas plataformas permitiam a perfuração e completação de até 15 poços e as facilidades de produção podiam conter uma planta de processo completo

(teste, separação, tratamento e transferência de fluidos), sistema de compressão de gás, sistema de segurança e de utilidades e de acomodação de pessoal (SANTOS, 2004).

Com a descoberta dos campos em águas mais profundas na Bacia de Campos e a utilização do Sistema de Produção Antecipada (*Early Production System* – EPS), capaz de antecipar a produção e, ao mesmo tempo, fornecer dados detalhados sobre o reservatório, surgiu o projeto do sistema flutuante permanente de exploração que, uma vez no local, permitia o emprego do EPS em outra área. A partir de então e visando principalmente uma antecipação de produção, os sistemas flutuantes foram largamente empregados na Bacia de Campos. Uma evolução natural desse sistema foi a completa conversão das plataformas semi-submersíveis de perfuração em unidades flutuantes de produção (*Scientific American* Brasil, 2003 e OLIVEIRA, 2001 *apud* SANTOS, 2004).

Essa evolução é contínua e novas descobertas, como os campos gigantes de Marlim, Albacora e Roncador, todos situados em águas profundas e ultra profundas, fazem parte do estágio atual em que se encontra a engenharia *offshore*, sendo utilizadas plataformas semi-submersíveis e FPSOs (*Floating Production, Storage and Offloading*) como unidades flutuantes de produção (SANTOS, 2004).

As plataformas semi-submersíveis para produção possuíam uma desvantagem quando comparadas com plataformas como as jaquetas, que consistia no uso da completação molhada, o que aumentava os custos do desenvolvimento do campo. Dessa forma, no início dos anos 80, começaram a ganhar força as propostas de unidades flutuantes com completação seca (RIBEIRO, 1999).

Surge, então, o conceito das plataformas com pernas atirantadas, conhecidas como TLPs (*Tension Leg Platform*). No início dos anos 90, surgiu a idéia de se usar bóias, que vinham sendo usadas desde meados dos anos 60 para coleta de dados oceanográficos pela Marinha americana, só que com maiores dimensões, para a produção de petróleo *offshore*, dando início ao conceito de *Spar Buoy*. Na década de 70, a *Shell* instalou em “*Brent*” uma *Spar Buoy* com a finalidade de armazenar o óleo produzido. Ainda na década de 70, foi construída a *Spar Buoy* conhecida como ELSBM, que funciona como terminal *offshore* para carregamento de navios petroleiros (RIBEIRO, 1999).

2.2 – TIPOS DE ESTRUTURAS *OFFSHORE*

2.2.1 – ESTRUTURAS RÍGIDAS E COMPLACENTES

Estruturas *offshore* são tipicamente construídas de aço, concreto ou uma combinação de aço e concreto, comumente chamada de construção híbrida.

Há duas classes de estruturas *offshore*: as rígidas e as não rígidas: fixas e complacentes. Dificilmente, as estruturas *offshore* podem ser consideradas perfeitamente rígidas.

Se as deformações provenientes das ações das ondas forem muito pequenas, as estruturas podem ser consideradas rígidas. Já se os deslocamentos forem muito pequenos, de forma que possam ser ignorados então a estrutura é chamada de fixa. As estruturas complacentes podem ser rígidas ou não. As estruturas fixas experimentam forças maiores que as estruturas complacentes e são mais economicamente viáveis para profundidades de até a faixa dos 300 aos 490m. As estruturas complacentes experimentam menores forças de onda e podem ser utilizadas em águas mais profundas, geralmente elas são fixas por um sistema de ancoragem, normalmente este se estende radialmente da estrutura flutuante ao fundo do mar (CHAKRABARTI, 1987). A Figura 2.1 mostra uma vista geral de alguns tipos de estruturas rígidas, fixas e complacentes. As plataformas mostradas na Figura 2.1 estão descritas no item 2.2.2.

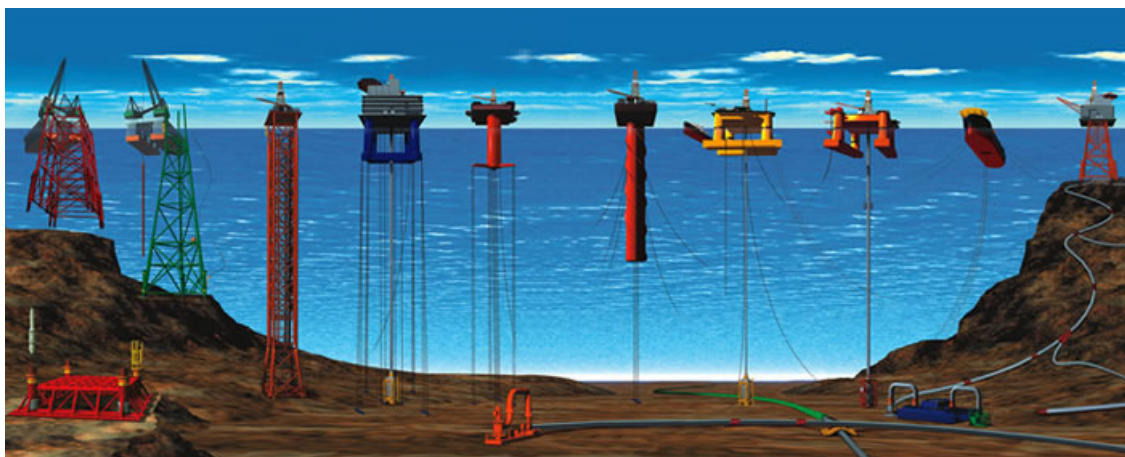


FIGURA 2.1 – Vista geral de plataformas rígidas e complacentes.

Os tipos mais comuns de estruturas *offshore* rígidas são as plataformas do tipo jaqueta, as auto-elevatórias e as plataformas de gravidade. Dentre as complacentes, estão as plataformas Semi-submersíveis, *SPAR Buoys*, TLPs – *Tension Leg Platform*, *Taut Leg Platform* e os FPSOs – *Floating Production, Storage and Offloading*.

2.2.2 – TIPOS DE PLATAFORMAS

A Figura 2.2, mostra os principais tipos de plataformas e seus respectivos sistemas de ancoragem. São mostradas plataformas fixas, como as jaquetas e as torres fixas complacentes, assim como as plataformas complacentes como a TLP, SPAR, SS e FPSO.

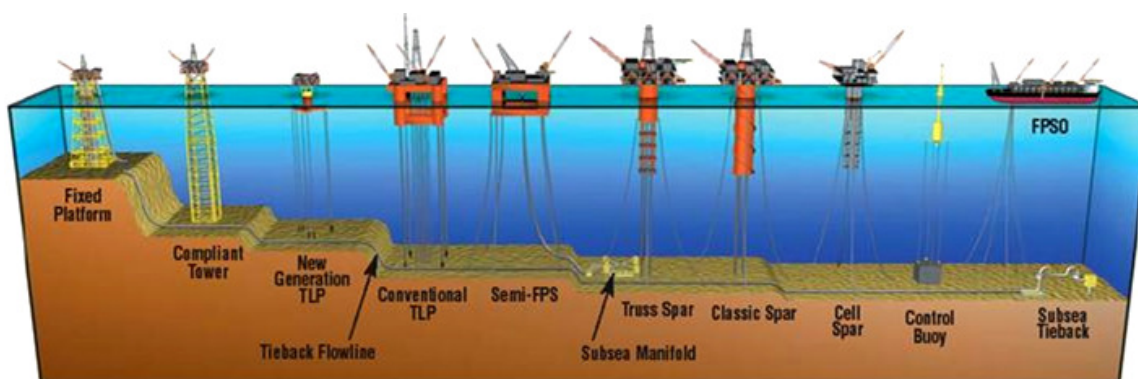


FIGURA 2.2 – Vista dos tipos de plataformas e seus sistemas de ancoragem.

A Figura 2.3 exibe algumas plataformas que permaneceram na Baía de Guanabara por um determinado período de sua vida, para reparos no estaleiro. São mostradas na Figura 2.3, uma sonda de perfuração, uma plataforma auto-elevatória e a conversão de um VLCC – *Very Large Crude Capacity* em um FPSO.



FIGURA 2.3 – Vista geral de algumas plataformas na Baía de Guanabara.

Na Figura 2.4, abaixo, são mostrados todos os tipos de unidades submarinas encontradas na Bacia de Campos, são elas: sondas, plataformas fixas, auto-elevatórias, semi-submersíveis de produção e FPSOs.



FIGURA 2.4a – Auto-Elevatória.



FIGURA 2.4b – Jaqueta Cherne 2 (Cherne).



FIGURA 2.4c – Jaqueta da Plataforma Cherne 2.



FIGURA 2.4d – Navio Sonda NS18.



FIGURA 2.4e – Sonda SS57.



FIGURA 2.4f – P19 SS (Marlim).



FIGURA 2.4g – FPSO Espadarte (Espadarte).



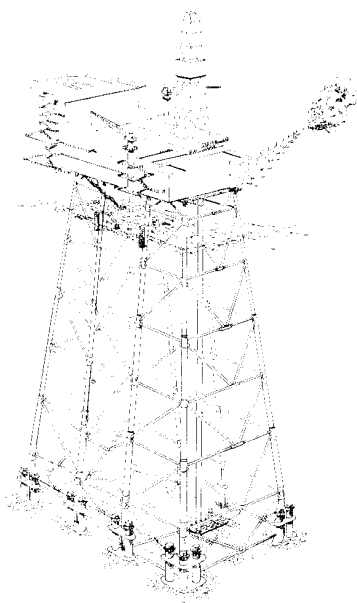
FIGURA 2.4h – FPSO Fluminense (Espadarte).



FIGURA 2.4i – FPSO P48 (Caratinga).

FIGURA 2.4 – Tipos de unidades submarinas utilizadas para exploração, completação e produção na Bacia de Campos.

2.2.2.1 – JAQUETAS



Jaquetas são estruturas reticuladas relativamente rígidas que consistem de elementos tubulares interconectados formando um pórtico espacial com um alto grau de hiperestaticidade. Essas estruturas possuem normalmente de quatro a oito pernas fixadas ao fundo do mar por um sistema de estacas cravadas através de guias. A Figura 2.5 exhibe uma jaqueta. Esse conceito consiste em fabricar em canteiro uma estrutura de aço que é colocada no local de instalação por guindaste e que serve inicialmente de guia para a cravação

das estacas e posteriormente como trava lateral para estas abaixo da linha d'água, provendo dessa maneira considerável resistência às ações ambientais.

O estaqueamento se faz por dentro da estrutura tubular de aço que reveste e prende as estacas, daí o nome jaqueta. Essas estruturas metálicas mudaram o rumo da construção *offshore*, pois possibilitaram a instalação muito mais rápida do estaqueamento ao mesmo tempo em que abriram o caminho para lâminas d'água mais profundas. O uso dessas estruturas tem-se limitado a profundidades de 152 a 183 m (CHAKRABARTI, 1987). Com o avanço tecnológico, o número de estacas por pernada da jaqueta evoluiu de uma cravada pelo seu interior para um grupo ligado diretamente à perna, ou à jaqueta através de estruturas aporticadas na parte inferior da mesma. Verificou-se que o limite técnico/econômico para este tipo de plataforma foi de 500 metros. No Brasil, esta concepção atingiu a profundidade de 170 metros (LIMA *et al.*, 2002).

A Figura 2.6, abaixo, mostra um comparativo interessante entre o desenvolvimento das plataformas do tipo jaqueta e suas dimensões quando comparadas a algumas das torres mais altas do mundo.

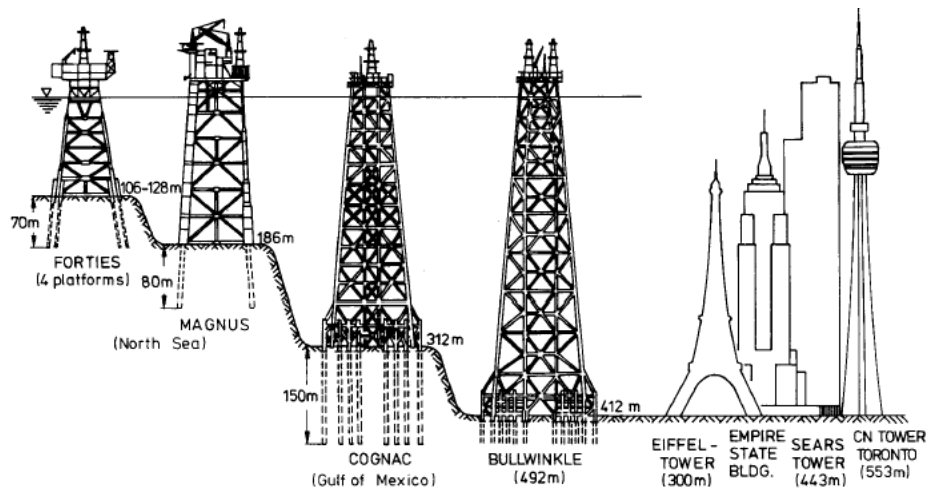


FIGURA 2.6 – Comparação entre estruturas fixas.

2.2.2.2 – TORRES COMPLACENTES

Semelhantes às plataformas do tipo jaqueta, mas permitem uma maior deslocabilidade do convés (*deck*), pois possuem uma menor rigidez em sua estrutura de apoio. Funciona como se houvesse uma rótula semi-rígida no fundo do mar, permitindo maiores deslocamentos. Uma torre complacente é apresentada na Figura 2.2.

2.2.2.3 – AUTO-ELEVATÓRIAS

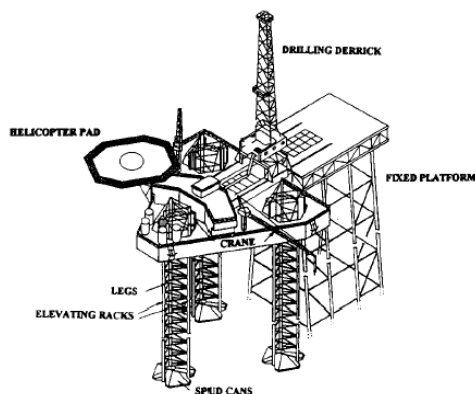


FIGURA 2.7 – Vista de uma plataforma auto-elevatória.

Estas plataformas são constituídas por um convés e por pernas treliçadas espacialmente. No convés existe um sistema capaz de elevar e descer as pernas até que toquem no fundo do mar, mantendo a estrutura estável. Estas pernas têm a capacidade de elevar-se sobre o casco de modo que a plataforma possa ser transportada de uma localidade para outra com o casco flutuando. Dessa forma, esse tipo de estrutura pode se deslocar de um poço para outro quando houver necessidade. Tais plataformas são estruturas marítimas móveis empregadas para a exploração de reservas de petróleo e produção antecipada. A Figura 2.7 mostra uma plataforma auto-elevatória ao lado de uma plataforma fixa.

2.2.2.4 – SEMI-SUBMERSÍVEIS

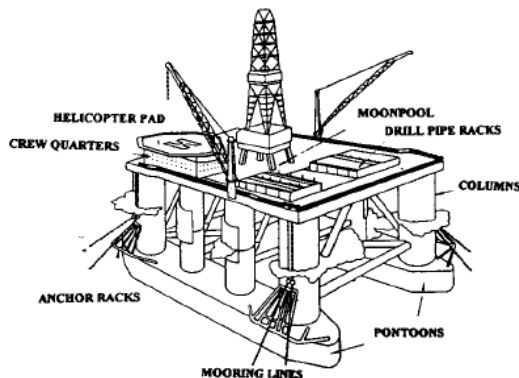


FIGURA 2.8 – Vista de uma SS.

São as mais comumente encontradas e são constituídas de um convés superior conectado a várias colunas contraventadas ligadas a *pontoons*, que são flutuadores compartimentados em tanques com finalidades de oferecer lastro e flutuação à plataforma. Elas se caracterizam por serem estruturas flutuantes que são mantidas fixas no local

por meio de linhas de ancoragem que as mantêm conectadas ao fundo do mar, ou por meio de sistemas de posicionamento dinâmico (DP – *Dynamic Positioning*). A configuração da ancoragem para estes tipos de estruturas é em geral em catenária livre. Estes tipos de plataformas são classificados dentro do conceito geral de estrutura rígida e complacente, já que apresentam as seguintes características em comum: são estruturas rígidas que podem suportar grandes deslocamentos em resposta à ação das cargas ambientais sem chegar ao colapso ou à estados limite de utilização. Com isso, o comportamento da estrutura é significativamente não-linear.

As plataformas semi-submersíveis podem ser de produção, completação ou perfuração. As plataformas de produção ficam fixas numa locação em torno de vinte anos e não armazenam óleo, sendo denominadas semi-submersíveis de produção. Já as plataformas de perfuração permanecem numa locação por um curto período de tempo, sendo geralmente denominadas semi-submersíveis de perfuração, ou MODU – *Mobile Offshore Drilling Unit*. A conversão de um tipo para o outro implica no reforço estrutural e no acréscimo de flutuabilidade das colunas de tal forma a suportar todos os equipamentos e facilidades de produção instaladas nos convéses (LIMA *et al.*, 2002). Este tipo de estrutura é exibido na Figura 2.8.

2.2.2.4.1 – SISTEMA DE AMARRAÇÃO DO TIPO TAUT LEG

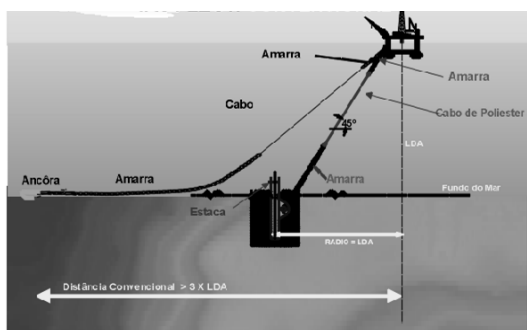


FIGURA 2.9 – Sistema de amarração tipo *Taut Leg* x convencional.

Este sistema de amarração se estende da superfície até o fundo do mar e não se encontra na vertical ou em catenária, mas, sim, inclinado sob um determinado ângulo. Dessa forma, temos um menor raio de atuação do sistema de ancoragem, melhorando o arranjo submarino e reduzindo a área de interferência deste. Este tipo de plataforma possui completação molhada.

2.2.2.5 – SPAR BUOYS

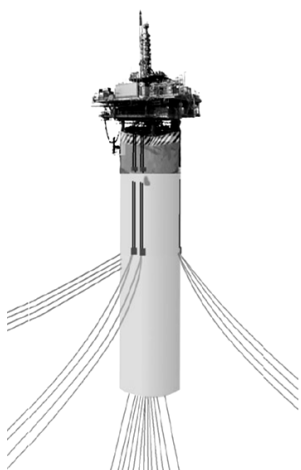


FIGURA 2.10 – Vista de uma SPAR.

Consiste de um grande cilindro vertical suportando um convés. O princípio de funcionamento deste tipo de plataforma é tal que a forma de seu casco possa proporcionar certa estabilidade horizontal. O casco é um grande cilindro que possui um grande peso em sua parte inferior, por isso, há uma tendência de retornar para posição inicial quando este tipo de estrutura sofre qualquer tipo de deslocamento devido às ações das forças de ondas, correntes e vento. Além disso, este tipo de plataforma possui um sistema de ancoragem

tração, implicando também em uma pequena deslocabilidade vertical, tornando possível a completação seca. São encontradas mais comumente em profundidades de até 915 m, embora a tecnologia permita a sua utilização em profundidades maiores que 2300 m. Este tipo de estrutura encontra-se exibido na Figura 2.10 acima.

2.2.2.6 – TLPs

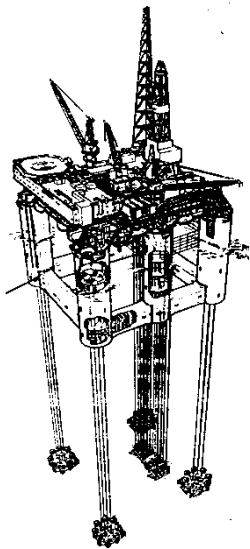


FIGURA 2.11 – Vista de uma TLP.

São plataformas como as semi-submersíveis, sendo que a diferença está no sistema de ancoragem. Ao invés de utilizar a configuração da ancoragem em catenária livre ou do tipo *taut leg*, ela possui um sistema de ancoragem vertical, que é tracionado pela força de restauração hidrostática da plataforma (diferença entre peso e empuxo). O sistema de ancoragem se dá por meio de tubos de aço (RIBEIRO, 1999). Este tipo de ancoragem não permite grandes passeios da unidade, tornando possível o sistema de completação seca. Se for

instalada em lâminas d'água ultra profunda (>1200 m) para manter o período natural baixo devemos usar tendões com maiores seções transversais. Isto irá aumentar o peso do sistema, tornando a plataforma antieconômica com redução da capacidade de carga do convés (CHIANIS, J. W. et al., 1999 apud RIBEIRO, 1999), ver Figura 2.11. Este sistema oferece alta rigidez no plano vertical, limitando os períodos naturais de *heave*, *roll* e *pitch* à faixa de 2 a 4 segundos (CHOU et al., 1983 apud RIBEIRO, 1999). As forças de restauração no plano horizontal são fornecidas pela componente horizontal da tração dos tendões, que surge quando a plataforma é deslocada da sua posição de equilíbrio. Os períodos naturais de *surge*, *sway* e *yaw* são da ordem de 100 s (CHOU et al., 1983, apud RIBEIRO, 1999).

2.2.2.7 – MINI-TLPs

É uma plataforma TLP de relativamente baixo custo, desenvolvida para a produção de pequenos reservatórios de petróleo não sendo econômico a utilização de sistemas convencionais de produção. Ela pode ser utilizada nos primeiros estágios de produção para descobertas em águas profundas. Este tipo de sistema foi instalado no Golfo do México em 1998 e pode ser visto nas Figura 2.1 e 2.2.

2.2.2.8 – FPSO – *FLOATING PRODUCTION, STORAGE AND OFFLOADING* (UNIDADE DE PRODUÇÃO, ARMAZENAMENTO E DESCARGA)

Este é um dos sistemas que têm sido muito empregados na atualidade, ao invés de se utilizarem plataformas semi-submersíveis são utilizados navios petroleiros envelhecidos adaptados para a produção e armazenamento dos hidrocarbonetos, ou são navios construídos especificamente para a função. Possui um cronograma reduzido para conversão, um custo pouco sensível ao aumento da profundidade e flexibilidade para o desenvolvimento do campo (MATTOS, 2003). De tempos em tempos, é necessário o seu descarregamento. Este se dá por meio de descarga (*offloading*) para navios aliviadores (*shuttle tankers*). Eles possuem um passeio horizontal muito maior que as plataformas do tipo semi-submersíveis, em compensação possuem um custo de construção muito reduzido, daí sua grande vantagem. Há três tipos de plataformas FPSO que se distinguem umas das outras devidas, principalmente, ao seu sistema de ancoragem. Uma dessas alternativas é o FPSO do tipo *turret* onde a unidade flutuante, normalmente um VLCC - *Very Large Crude Capacity*, é capaz de girar livremente em torno de um eixo fixo ao solo no qual se encontra o seu sistema de ancoragem (SPM – *Single Point Mooring*) do tipo *Turret* interno com ancoragem convencional.

Este sistema caracteriza-se por permitir que o navio gire livremente ao redor das linhas de ancoragem e *risers* e fique orientado na direção resultante das cargas ambientais, reduzindo, por conseguinte a atuação destas na estrutura. Existem na Bacia de Campos atualmente nove destes sistemas em operação: P-31, P-33, P-34, P-35, P-37, FPSO Espadarte, FPSO MLS, FPSO Brasil e FPSO Capixaba. Há, também, a P-47 que, por enquanto, opera como FSO. Também opera na Bacia de Campos o FPSO Fluminense, operado pela Shell.

Outra alternativa é o uso do sistema de ancoragem com complacência diferenciada, denominado de DICAS – *Differentiated Compliant Anchorage System*, em fase de desenvolvimento e implantação. Já estão implantadas na Bacia de Campos as plataformas P-43, P-48 e a P-50. Encontram-se em fase de projeto, construção e montagem para entrar em operação as plataformas, P-54, P-57 e FPSO Cidade de Vitória. Podem ser vistos os sistemas citados anteriormente na Figura 2.12. No caso da

Bacia de Campos, o navio é aproado para sudoeste e pode girar de forma limitada, (aproximadamente 45 graus para o arranjo das linhas de ancoragem denominadas de *small yaw* e 90 graus para *large yaw*) em torno de um eixo de pivotamento próximo da proa, fazendo com que o navio receba condições ambientais de través mais amenas, noroeste ou sudeste (LIMA *et al.*, 2002).

O DICAS é um sistema de ancoragem desenvolvido pela PETROBRAS constituído basicamente por um sistema de amarração disperso com diferentes resistências na proa e na popa do navio. Ou seja, é um sistema de ancoragem com complacência diferenciada. Neste tipo de unidade, os *risers* encontram-se conectados no costado do FPSO.

Também existe um tipo de FPSO com sistema de amarração distribuído, denominado de *Spread Mooring*, no qual o sistema de ancoragem também se encontra disperso, mas não é permitido qualquer movimento de rotação da plataforma, mantendo-a, desse modo, com um azimuth teoricamente constante durante todo seu período de operação, sendo, portanto, o sistema DICAS uma particularidade deste sistema de ancoragem. Este tipo de unidade é mais recomendado onde as condições ambientais mantêm uma determinada direcionalidade durante quase todo tempo. Neste tipo de unidade, os *risers* encontram-se conectados no costado do FPSO.

A diferença básica entre o sistema DICAS, *Spread Mooring* e um SPM – *Single Point Mooring* é que este último se alinha com a direção da resultante das ações ambientais, enquanto o DICAS realiza isto parcialmente, tendo, portanto, situações em que fica efetivamente com o mar incidindo de través, ou seja, a 90° com o eixo do navio (DnV, 1989) e o *Spread Mooring* não permite qualquer alinhamento da unidade com as condições ambientais. Os sistemas DICAS e o *Spread Mooring* por dispensarem o *turret* são sistemas mais simples sob o ponto de vista de construção. A Figura 2.12 mostra os tipos de FPSOs citados anteriormente.

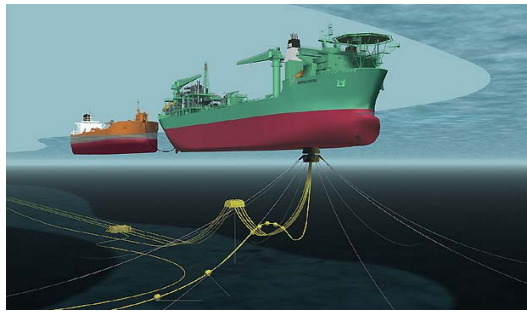
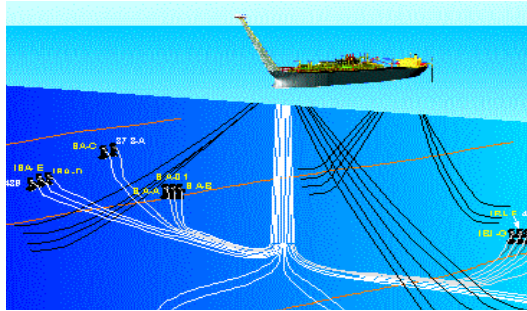
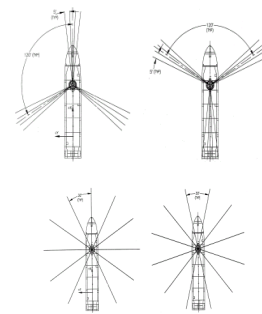
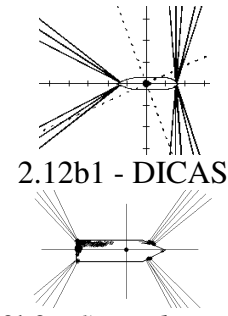
FIGURA 2.12a – Sistema *turret* e um *shuttle tanker*.FIGURA 2.12b – Sistema DICAS e *Spread Mooring*.2.12b2 - *Spread Mooring*

FIGURA 2.12 – Vista Submarina de tipos de sistemas FPSOs.

A determinação do tipo de plataforma a ser utilizada em um projeto é uma decisão calcada em uma série de estudos de viabilidade técnico-econômicos e ambientais (EVTEA) (FIGUEIREDO, 2001 e MATTOS, 2001 *apud* SANTOS, 2004) a fim de que se possam diminuir os custos operacionais e ganhar em produtividade dos poços. Plataformas do tipo FPSO ancorados com sistema *turret*, por exemplo, possuem maiores amplitudes de movimento vertical (*heave*) no topo dos *risers* que plataformas semi-submersíveis. Isto faz com que ocorram maiores esforços de natureza dinâmica nos *risers*, podendo, em algumas situações, comprimir algum trecho dos mesmos (GOULART, 2001 e MATTOS, 2001).

2.2.2.9 – FSO – *FLOATING, STORAGE AND OFFLOADING*

Consiste em uma unidade adaptada para o armazenamento dos hidrocarbonetos produzidos por uma unidade de produção. Na Bacia de Campos, existem atualmente em operação 4 unidades deste tipo: P-32, P-47 (que opera como um FSO, mas que em breve estará operando como um FPSO), FSO Avaré e FSO P-38. Todos estes sistemas são do tipo *turret*, exceto o FSO Avaré o qual constitui um sistema DICAS.

2.2.3 – CLASSIFICAÇÃO DAS ESTRUTURAS (UNIDADES FLUTUANTES)

Dependendo do tipo de operação a que se sujeitem, podem-se utilizar diferentes tipos de estruturas.

- Estruturas de exploração ou perfuração – esse tipo de estrutura é encarregado de acessar o poço durante as fases de exploração, ela deve ser uma estrutura estável com pouca deslocabilidade e deve poder se mover de um local a outro com relativa facilidade. São exemplos deste tipo de estrutura as plataformas do tipo semi-submersível DP, navios sonda DP, plataformas auto-elevatórias etc.
- Estruturas de produção – estas estruturas incluem as plataformas de produção. Diferentemente das estruturas de exploração, as estruturas de produção são estruturas permanentes tendo uma vida de projeto no local de trabalho normalmente entre 10 e 20 anos. Como exemplo, podemos citar as plataformas do tipo jaquetas, semi-submersíveis, FPSOs, *Spars* etc.
- Estruturas de armazenamento – são estruturas capazes de armazenar o óleo produzido temporariamente antes do mesmo ser transportado. Geralmente, elas armazenam poucos dias de produção, podemos ter como exemplo os FSOs, FPSOs, dentre outros.
- Estruturas de transporte – o transporte dos hidrocarbonetos produzidos *offshore* pode se dar por meio *pipelines* localizados no fundo do mar chamados *risers* de exportação, ou quando esta solução não for economicamente viável, o transporte se dá por meio de navios. Podemos citar como navio de *offloading* os FSOs.
- Estruturas de instalação – são responsáveis pelas operações de instalação de dutos, rígidos e flexíveis, equipamentos e operações de reterminações, recuperação e abandono de dutos. São conhecidos como navios de instalação, ou LSVs - *Laying Subsea Vessel*.

2.3 – RISERS

Risers são estruturas que respondem dinamicamente às solicitações impostas e são responsáveis por conectar a unidade de produção a um equipamento de fundo ou a uma linha de *flowline* (dutos estáticos assentados no fundo do mar). Os *risers* podem ser compostos por dutos rígidos ou flexíveis. A principal função do *riser* é promover a drenagem dos reservatórios e garantir o escoamento da produção até terminais marinhos ou terrestres.

Na década passada, houve um grande aumento de unidades para produção de hidrocarbonetos em alto mar. Os *risers* são também responsáveis pela injeção de produtos químicos, injeção de água e gás *lift*, controle eletro-hidráulico dos poços, serviços de completação e perfuração.

Dada a importância que os *risers* atingiram dentro da indústria *offshore*, as principais instituições normativas do setor têm recentemente emitido recomendações específicas para cada tipo de *riser*. Para o caso específico de *risers* de produção e *pipelines*, tem-se: API (API RP 2RD, 1998, API 17J, 2002 etc), DnV (DnV-OS-F101, 2000, DnV-OS-F201, 2001 etc), e a norma PETROBRAS, N-2409 (N-2409, 2003). O conjunto de recomendações destas instituições mantém uma grande semelhança na maioria dos itens.

Uma das maiores diferenças entre a DnV e API está na filosofia de projeto. Enquanto a API trabalha atualmente com a filosofia WSD – *Working Stress Design*, ou método das tensões admissíveis, como é conhecido no Brasil – a DnV trabalha com a filosofia LRFD – *Load Resistance Factor Design*, que trabalha com coeficientes parciais de segurança e é também chamado de método dos estados limites.

A metodologia de projeto baseada na filosofia LRFD separa a influência das incertezas originadas de diferentes causas em coeficientes parciais de segurança. O método LRFD permite o desenvolvimento de um projeto ótimo e mais flexível com nível de segurança uniforme e é considerado melhor que o método WSD. O método

WSD leva em conta a influência das incertezas em um único fator (DnV-OS-F201, 2001).

A PETROBRAS tem utilizado, em águas profundas, completação molhada com auxílio de plataformas semi-submersíveis de produção e FPSOs e vem batendo sucessivos recordes mundiais com este conceito. No entanto, em sistemas destinados a utilizar preferencialmente o sistema de completação seca, como no caso de plataformas de pernas atirantadas, TLPs e *Spar-Buoy*, a PETROBRAS também pretende utilizar SCRs como *risers* complementares. Há, também, a possibilidade de se utilizar somente SCRs em águas ultra profundas onde *risers* flexíveis ainda não são viáveis tecnicamente (LDA > 1800 metros) (LIMA *et al.*, 2002).

Novas alternativas e configurações de *risers* têm sido amplamente estudadas para a atuação em águas ultra profundas. Algumas das grandes dificuldades encontradas ao se efetuar o projeto de *risers* para águas ultra profundas são:

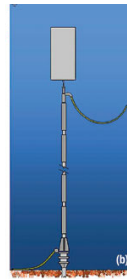
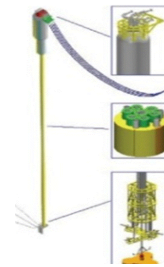
- Carregamento devido ao peso próprio da estrutura, que se torna excessivo devido à grande profundidade podendo inviabilizar a instalação ou mesmo a operação;
- Necessidade de desacoplar os movimentos da unidade flutuante do sistema de *risers*, tendo em vista diminuir os esforços e melhorar o comportamento dos *risers* na região de toque no fundo – (TDP – *Touch Down Point*).

Assim, diversos sistemas têm sido propostos com estes intuitos. É o caso do RHAS – *Riser Híbrido Auto Sustentável*, do *riser tower*, da bóia de sub-superfície, de configurações estruturais, como a configuração *lazy wave* (ver Figura 2.16) etc.

O *riser tower* consiste em uma torre constituída por vários dutos formando um feixe (*bundle*), capaz de se estender do leito marinho a uma profundidade de aproximadamente 100m abaixo da lâmina d'água, sustentada por uma câmara de flutuação nesta região e conectada a unidade flutuante por meio de *jumper*s flexíveis (pequenos tramos de *risers*), ver Figura 2.13.



FIGURA 2.13a – Vista do RHAS

FIGURA 2.13b – Vista do *riser tower*FIGURA 2.13 – Vista de um *riser tower* e um RHAS.

A bóia de sub-superfície, também conhecida como boião, consiste de uma bóia de sustentação de *risers* que fica localizada a aproximadamente 100m abaixo da lâmina d'água. Esta é conectada a unidade flutuante por meio de *jumpers* e ao leito marinho por meio de *risers* de aço na configuração de catenária (SCRs – *Steel Catenary Riser*). Dessa forma, garante-se o desacoplamento dos movimentos entre a unidade e a região do TDP.

2.3.1 – TIPOS DE *RISERS*

Há vários tipos de *risers* e uma das formas de classificá-los é de acordo com sua finalidade.

2.3.1.1 – *RISERS DE PERFURAÇÃO*

O propósito do *riser* de perfuração é proteger e guiar a coluna de perfuração servindo como meio de condução entre a cabeça de poço e a sonda, possibilitando o fácil acesso de ferramentas descidas através da coluna e permitir a circulação de fluidos entre o poço e os tanques da sonda. É formado por vários tramos de tubos (chamados de juntas) de grande diâmetro (21” tipicamente) conectados um ao outro, a Figura 2.14 exhibe este tipo de *riser*. Cada tubo (junta de *riser*) mede tipicamente 50’, 65’ ou 80’ (15,2m, 19,8m ou 24,4m), embora juntas de menor comprimento sejam sempre necessárias para se obter o comprimento correto.

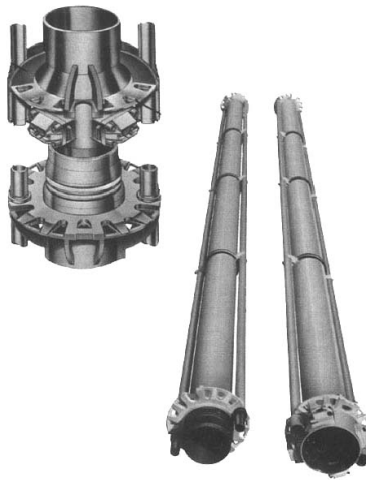


FIGURA 2.14 – Detalhe do conector e junta do *riser* de perfuração.

2.3.1.2 – RISERS DE COMPLETAÇÃO

A finalidade do *riser* de completção é de colocar o poço em produção. Para as operações de completção há, também, a necessidade de um elemento de ligação entre a sonda e os equipamentos instalados no fundo do mar. Dependendo do equipamento, este elemento pode ser uma coluna de perfuração (*Drill Pipe*) ou uma coluna de *riser* de completção, que possui dutos de produção e anular e, também, linhas hidráulicas para atuação de funções, internamente a uma camisa tubular metálica com conectores mecânicos em cada extremidade da junta (tipicamente cada junta tem 45' (13,7m) de comprimento). Estas colunas têm diâmetro externo bem menor que o *riser* de perfuração (tipicamente 5" no tubo e 6 5/8" no conector para a coluna de perfuração e 9 5/8" para o *riser* de completção) e não possuem o elemento flexível de ligação com o equipamento submarino. Ao invés disto, possuem, em alguns casos, uma junta especial com seção tronco-cônica (*stress joint*) com espessura maior junto ao equipamento e espessura normal junto ao primeiro conector, com o objetivo de suportar o momento fletor alto na interface com o equipamento por meio deste elemento com momento de inércia maior. Os *risers* de perfuração e completção apresentam geometria vertical e o material que os constituem em geral é o aço, mas podem ser também de titânio ou compósitos.

2.3.1.3 – OUTROS TIPOS DE RISERS

Outros tipos de *risers* são os de produção, exportação, injeção de água e gás e injeção de gás *lift*. A finalidade do *riser* de produção é conduzir o petróleo bruto do poço à superfície para ser separado em óleo, água e gás. A finalidade de um *riser* de exportação é o de enviar o óleo e o gás produzidos de uma plataforma à outra unidade, ou a terra. Já a finalidade dos *risers* de injeção é injetar gás ou água dentro do reservatório aumentando a pressão do reservatório, facilitando, assim, a elevação do óleo melhorando a performance do mesmo. Os *risers* de injeção de gás *lift* têm a função de injetar gás diretamente no poço, de tal forma a diminuir a densidade do petróleo, facilitando assim a sua subida à plataforma.

2.3.2 – CONSTITUIÇÃO DOS RISERS

Quanto à sua constituição estrutural, os *risers* podem ser classificados em rígidos e flexíveis, os quais podem ser de vários aspectos. No caso da completação seca, utilizam-se basicamente *risers* rígidos verticais metálicos, enquanto que na completação molhada utilizam-se *risers* flexíveis e / ou rígidos em catenária. Os *risers* flexíveis são bem mais complexos e mais caros do que os *risers* metálicos, isto, considerando apenas os custos de fabricação. Existe ainda a possibilidade de termos sistemas bastante complexos, onde os *risers* homogêneos são substituídos por *risers* mistos: parte flexível e parte em aço ou parte em aço e parte em titânio (ANDUEZA *et al.*, 2001, NETO *et al.*, 2001 e SERTÃ *et al.*, 2001 *apud* LIMA *et al.*, 2002).

À medida que se caminha para águas mais profundas, o *riser* de produção torna-se um elemento crítico para o sucesso do empreendimento *offshore*, entendido no contexto de um projeto economicamente viável associado a riscos aceitáveis quanto à integridade estrutural e proteção ambiental. Os *risers* flexíveis são especialmente projetados para acomodar grandes movimentos, porém, com o aumento da profundidade, os *risers* rígidos em catenária atingem flexibilidade suficiente para também serem considerados como uma alternativa economicamente atrativa. Nos sistemas de completação seca mais complexos para águas profundas, tipo TLP (TLP Design, 1992 e PHIFER *et al.*, 1998 *apud* LIMA *et al.*, 2002) e *Spar-Buoy* (ARTHUR

et al., 2001 e SKAUG, 1998 *apud* LIMA *et al.*, 2002), prevêem-se a utilização simultânea de *risers* rígidos metálicos verticais, *risers* rígidos em forma de catenária e *risers* flexíveis.

Um *riser* deve ser capaz de resistir às forças estáticas e dinâmicas exercidas sobre ele. Dessa forma, métodos de análise estrutural são necessários para garantir sua segurança na construção e na operação.

Estruturalmente, um *riser* pode ser considerado uma viga-coluna, isto é, uma peça que resiste às cargas através de suas resistências à flexão e à tração. A resposta dinâmica dos *risers* é modelada frente à ação de ondas, correnteza e movimento imposto pela plataforma admitindo-se como válidas as relações constitutivas oriundas da teoria da elasticidade, ou seja, estado uni-axial de tensões considerando conhecidas as propriedades seccionais como a rigidez axial e flexional (LIMA *et al.*, 2002).

2.3.3 – RISERS FLEXÍVEIS

Os *risers* flexíveis possuem seção transversal composta por diversas camadas, cada uma das quais responsável por uma função específica, em geral um *riser* flexível é constituído por camadas de aço intercaladas com um tipo de plástico.

As camadas de aço proporcionam flexibilidade e resistência ao *riser*, enquanto que as camadas de plástico proporcionam estanqueidade, proteção anticorrosão e evitam a abrasão das camadas metálicas.

As camadas mais importantes que fazem parte da constituição dos *risers* flexíveis são: carcaça; barreira de pressão interna; armadura de pressão intertravada, também chamada de camada zeta – Z; camadas anti-atrito; armaduras de tração e revestimento externo (Figura 2.15).

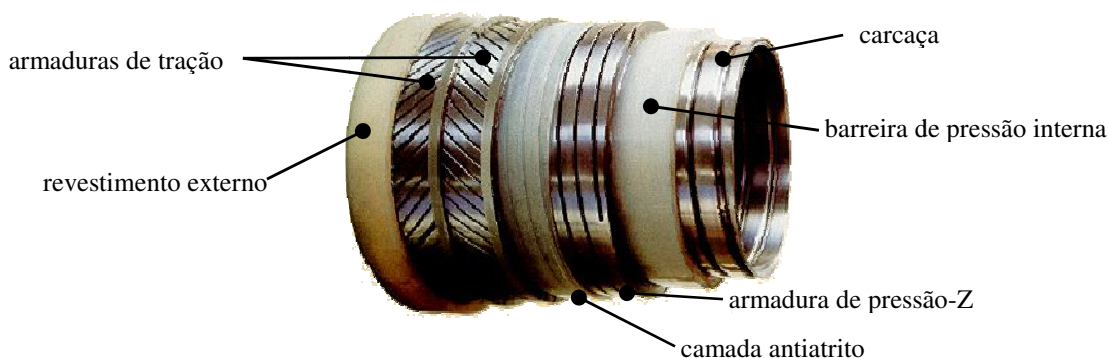


FIGURA 2.15 – Vista geral de um *riser unbonded* flexível e suas camadas constituintes.

Pesquisas mais recentes visam à utilização de fibras de carbono e de outros materiais compósitos, em substituição ao aço e algumas camadas dos *risers* flexíveis (NETO *et al.*, 2001 *apud* LIMA *et al.*, 2002).

Risers flexíveis são responsáveis por várias funções. Eles podem ser utilizados como umbilicais; linhas de injeção de água; linhas de injeção de gás, ou gás *lift*; linhas de produção e linhas de exportação de gás ou óleo. Durante os processos de produção estes podem assumir diversos tipos de configurações, como mostradas na Figura 2.16.

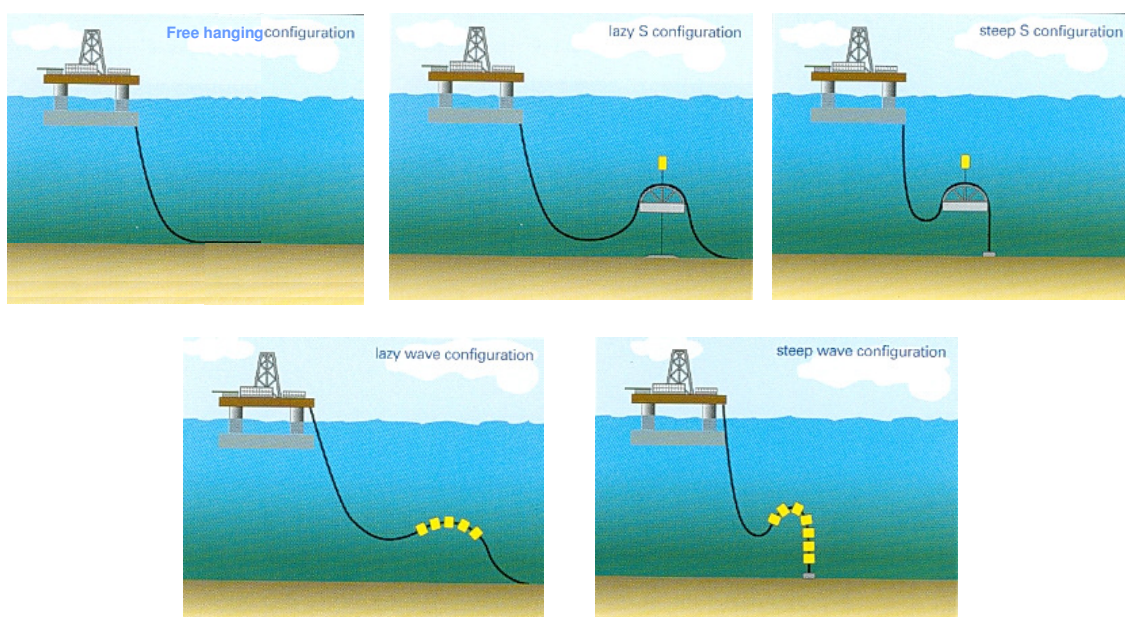


FIGURA 2.16 – Tipos de configurações para *risers* (1 – catenária livre; 2 – *lazy-s*; 3 – *steep-s*; 4 – *lazy-wave*; e 5 – *steep-wave*).

Os *risers* flexíveis podem ser classificados quanto à rugosidade da parede interna e quanto ao tipo de parede que o constitui. Quanto à rugosidade, os *risers* podem ser:

- ***Rough bore*** – a camada interna é metálica. Este tipo de riser é utilizado quando os fluidos transportados possuírem gás. Um duto *rough bore* é mostrado na Figura 2.15 acima.
- ***Smoth bore*** – a camada interna é polimérica. Este tipo de riser é geralmente utilizado no transporte de água. Ver Figura 2.17 abaixo.



FIGURA 2.17 – Duto flexível *unbonded* – *smoth bore*.

Quanto ao tipo de parede os *risers* podem ser:

- ***Bonded*** – não ocorre deslocamento relativo entre as diversas camadas constituintes da seção transversal. A Figura 2.18 exibe um exemplo de linhas *bonded*.

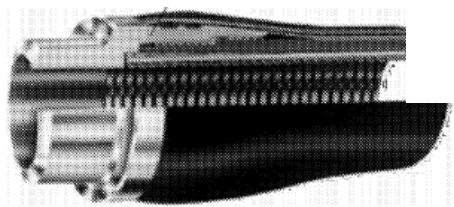
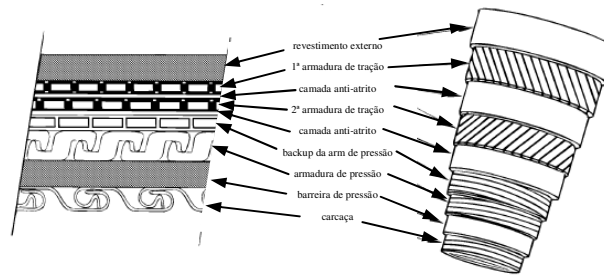


FIGURA 2.18 – Duto flexível *bonded*.

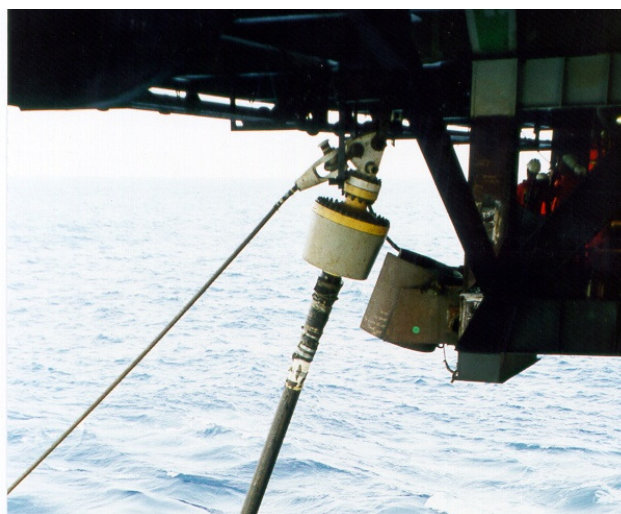
- ***Unbonded*** – ocorre deslocamento relativo entre as várias camadas, Figura 2.19. Constituem a maioria dos dutos encontrados na Bacia de Campos.

FIGURA 2.19 – Duto flexível *unbonded*.

2.3.4 – RISERS RÍGIDOS

São *risers* que possuem uma elevada rigidez flexional e axial e podem ser divididos em dois tipos: verticais (utilizados em plataformas do tipo TLP e *Spar-Buoy*) e em forma de catenária (chamados SCR – *Steel Catenary Riser*). Os SCRs podem substituir os *risers* flexíveis onde sejam necessários maiores diâmetros. Além disso, a solução em SCR é uma solução mais barata que os *risers* flexíveis, considerando apenas o custo do duto, não incluindo o custo de instalação ou o custo da flexibilidade operacional.

Este tipo de *riser* foi primeiro utilizado em plataformas do tipo TLPs no Golfo do México, na TLP de Auger (TLP Seminar – Shell) (TLP Design, 1992 *apud* MBP, 2003). Atualmente, a PETROBRAS possui apenas um SCR. Este é utilizado como *riser* de exportação em uma plataforma do tipo semi-submersível, P-18, localizada no Campo de Marlim. A Figura 2.20 exibe o sistema de suporte de um *riser* rígido na P-18.

FIGURA 2.20 – Vista do *pull in* do SCR da P-18 (*flexjoint* e receptáculo).

Está sendo estudada a possibilidade de se utilizar SCRs em FPSOs. Entretanto, os movimentos induzidos nos FPSOs, conseqüente nos *risers*, devidos aos carregamentos ambientais são muito superiores aos das SSs, podendo, neste caso, inviabilizar o projeto. Neste caso, uma variante parece ser mais indicada, a utilização da configuração *Lazy-wave* em função dos movimentos maiores impostos no topo do *riser* pelo FPSO.

CAPÍTULO III

CARGAS

3.1 – TIPOS DE SOLICITAÇÕES

Atuam nos *risers* flexíveis e rígidos vários tipos de carregamentos:

- Carregamentos devidos às condições ambientais (corrente e onda);
- Colapso hidrostático, devido à lâmina d'água;
- Propagação de colapso, devido a uma possível presença de danos localizados;
- Carregamentos devidos à própria estrutura (peso próprio e cargas localizadas);
- Carregamentos devidos às forças exercidas pela unidade flutuante, cujo *riser* está conectado, a qual sofre a influência das cargas de ondas, correntes, ventos, tipo de sistema de amarração etc;

- Também atuam sobre os *risers* forças devidas às variações de temperatura, variações de pressões (interna e externa), e fluxo interno.

As cargas que atuam nos *risers* podem se dividir em dinâmicas e estáticas. As cargas estáticas são dadas pela ação do seu peso próprio, flutuadores, cargas localizadas, como conectores etc. Ou seja, partes que constituem o sistema de *riser*, como também pelo empuxo e pela ação da corrente, consideradas como uma carga estática. As cargas dinâmicas são provenientes da ação das ondas que incidem direta e indiretamente nos *risers* por sua ação sobre a unidade flutuante, dada por meio do RAO, do *offset* e de movimentos de segunda ordem.

3.1.1 – ONDAS

As ondas são originadas por forças que atuam sobre a superfície do fluido tendendo a deformá-lo contra a ação da gravidade e da tensão superficial, que agem tendendo a manter a superfície do fluido. A atuação de rajadas de vento sobre a superfície do fluido ou o impacto de uma pedra são forças capazes de criar ondas. Uma vez criadas, a ação gravitacional e a tensão superficial permitem a propagação das ondas. Elas ocorrem em vários tamanhos e formas, dependendo da magnitude das forças que estão atuando sobre elas (SCOFANO e NUNES, 1997).

Existem varias teorias matemáticas para descrever as ondas do mar. No anexo II, encontra-se a dedução da Teoria de ondas de Airy. Limitaremos-nos a explicar somente a Teoria Linear de Airy devido ao fato de ser esta a teoria que utilizaremos em nossas análises, mas o programa ANFLEX (2006) possui facilidades para outras teorias, como a Teoria Cnoidal e de Stokes. Uma forma de representar o perfil de onda $\eta(t)$ é considerá-lo como um sinal periódico de uma frequência fundamental (ω) e representá-lo como uma série de Fourier contendo componentes múltiplos da frequência fundamental.

$$\eta(t) = \sum_{n=1}^N (a_n \cos(n\omega t) + b_n \sin(n\omega t)) \quad (3.1)$$

$$\text{onde } a_n = \frac{2}{T_s} \int_0^{T_s} \eta(t) \cos(n\omega t) dt \text{ e } b(\omega) = \frac{2}{T_s} \int_0^{T_s} \eta(t) \sin(n\omega t) dt .$$

3.1.1.1 – ESPECTRO DE ONDA

A representação das ondas por uma única função harmônica é muito prática sob vários aspectos, contudo não representa uma situação real da superfície do mar. No oceano, as ondulações são complexas, sendo a representação mais correta uma superposição de vários harmônicos, com diferentes períodos, amplitudes e fases, ver Figura 3.1 a seguir (RIBEIRO, 1999). O espectro mais apropriado é o espectro medido no campo (CHAKRABARTI, 1987).

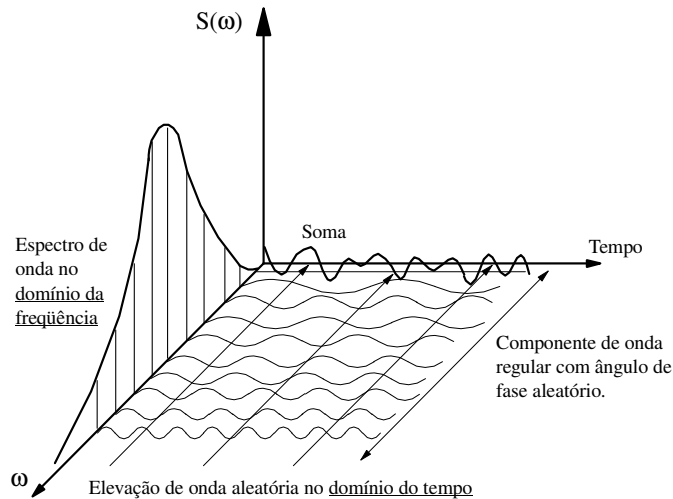


FIGURA 3.1 – Representação espectral do estado de mar.

Usualmente, os espectros de mar são expressões analíticas dependentes de um ou mais parâmetros característicos. Na estatística de curto prazo, estes parâmetros são supostos constantes e cada conjunto deles caracteriza 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 realizadas na posição geográfica a que se queira referir.

O mar aleatório na estatística de curto prazo mantém certas propriedades estatísticas identificáveis, sendo mais bem representado por um espectro de densidade

de energia. A energia total de uma onda (E) medida entre limites de tempo infinitos pode ser representada pela integral:

$$E = \frac{1}{2} \rho g \int_{-\infty}^{\infty} [\eta(t)]^2 dt \quad (3.2)$$

onde $\eta(t)$ representa o perfil de onda, mas não apenas como uma série de Fourier representando um sinal periódico com uma frequência fundamental, como mostrado na equação 3.1, mas, sim, tal que as frequências possam variar continuamente, sendo os coeficientes a_n e b_n generalizados para $a(\omega)$ e $b(\omega)$, sendo o perfil descrito como:

$$\eta(t) = \frac{1}{\pi} \int_{-\infty}^{\infty} [a(\omega) \cos(\omega t) + b(\omega) \sin(\omega t)] d\omega \quad (3.3)$$

$$\text{onde } a(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} \eta(t) \cos(\omega t) dt \text{ e } b(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} \eta(t) \sin(\omega t) dt .$$

Dessa forma, com algumas simplificações, podemos escrever que a energia pode ser escrita como:

$$E = \frac{1}{2\pi} \rho g \int_{-\infty}^{\infty} [a^2(\omega) + b^2(\omega)] d\omega \quad (3.4)$$

$$E = \frac{1}{2\pi} \rho g \int_{-\infty}^{\infty} A^2(\omega) d\omega \quad (3.5)$$

Onde:

$$A^2(\omega) = a^2(\omega) + b^2(\omega) .$$

ρ : É a densidade do fluido;

g : É a aceleração da gravidade;

Das equações 3.2 e 3.5, nós obtemos a igualdade do Teorema de Parseval, o qual fornece o conceito de espectro de energia de onda, resultando na seguinte equação para a energia média por unidade de área:

$$\bar{E} = \frac{1}{2\pi} \rho g \int_{-\infty}^{\infty} \frac{[A(\omega)]^2}{T_s} d\omega \quad (3.6)$$

Onde:

T_s : Tempo total do registro da elevação da superfície do mar.

Agora, definindo a densidade de energia espectral como:

$$S(\omega) = \frac{[A(\omega)]^2}{\pi T_s} \quad (3.7)$$

A energia total passa então, a ser obtida da área sob a curva de densidade de energia como uma função da frequência.

$$\bar{E} = \frac{1}{2} \rho g \int_{-\infty}^{\infty} S(\omega) d\omega \quad (3.8)$$

A representação espectral pode ser obtida a partir dos dados medidos no campo, onde o registro da elevação da superfície do mar contra o tempo é convertido em espectro de energia. Há duas formas básicas de se calcular o espectro de energia a partir de dados medidos no campo: método da auto-correlação e método da transformada rápida de Fourier.

A função de auto-correlação, ou função de auto-covariância (quando o valor da variável possui média zero) para um processo aleatório $\eta(t)$, é dada pelo valor médio do produto $\eta(t)\eta(t+\tau)$, onde τ é um incremento de tempo. A idéia da função de auto-correlação é fornecer informações relativas ao valor do sinal de um processo aleatório em um instante $t + \tau$, quando o valor em t é conhecido. Notar que para $\tau = 0$,

obtemos o valor médio quadrático do processo aleatório (BREBBIA *et. al*, 1979). A função de auto-correlação é definida como:

$$R_{\eta\eta}(\tau) = \frac{1}{T_s + \tau} \int_0^{T_s + \tau} \eta(t)\eta(t + \tau) d\tau \quad (3.9)$$

O espectro de onda pode ser obtido da transformada de Fourier da função de auto-correlação de um processo estacionário como pode ser visto nas equações 3.10 e 3.11 a seguir. Em outras palavras, a densidade espectral de onda descreve a distribuição da variância de um processo aleatório no domínio da frequência.

$$S_{\eta\eta}(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} R_{\eta\eta}(\tau) e^{-i\omega\tau} d\tau \quad (3.10)$$

Outra forma de representação do espectro de onda, ao invés da sua representação por meio de sua função complexa é sua representação na forma harmônica, como mostrado abaixo.

$$S_{\eta\eta}(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} R_{\eta\eta}(\tau) \cos \omega\tau d\tau \quad (3.11)$$

A função de auto-correlação e o espectro de onda formam o par da transformada de Fourier, assim podemos escrever:

$$R_{\eta\eta}(\tau) = \int_{-\infty}^{\infty} S_{\eta\eta}(\omega) \cos \omega\tau d\omega \quad (3.12)$$

Segundo o método FFT – *Fast Fourier Transform*, o espectro de energia é obtido da seguinte forma:

$$S_{\eta\eta}(\omega) = \frac{1}{T_s} \left[\sum_{n=1}^N \eta(n\Delta t) e^{i2\pi f(n\Delta t) \Delta t} \right]^2 \quad (3.13)$$

Onde:

- $S_{\eta\eta}(\omega)$: Ordenada do espectro de energia da onda;
 T_S : Tempo total do registro da elevação da superfície do mar;
 η : Elevação da superfície do mar;
 Δt : Incremento de tempo;
 n : Número de incrementos do espectro;
 f : Frequência média do incremento.

Existem na literatura vários espectros que podem ser usados para descrever um estado de mar, como: Pierson-Moskowitz (P-M); Phillips; Neumann; Bretschneider; JONSWAP; ISSC; ITTC e outros. Os modelos de espectros matemáticos são, geralmente, baseados em um ou mais parâmetros, como: altura de onda; período de onda; fatores de forma etc.

O espectro de JONSWAP – *Joint North Sea Wave Project* – é obtido a partir de uma modificação do espectro de P-M e é considerado freqüentemente como uma forma representativa de uma onda de tempestade (CHAKRABARTI, 1987).

O ANFLEX (2006) permite considerar os espectros de Pierson-Moskowitz de dois parâmetros, o espectro de JONSWAP e um espectro qualquer definido através de pontos.

A Figura 3.2 exibe uma comparação entre os espectros de JONSWAP e P-M. Para o parâmetro de pico igual a 1, ou seja, $\gamma = 1$, os dois espectros se tornam equivalentes (CHAKRABARTI, 1987). A equação dos dois espectros estão exibidas abaixo.

$$S(\omega) = \alpha g^2 \omega^{-5} e^{\left[-1,25 \left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)^{-4}\right]} \quad (\text{Espectro P-M}) \quad (3.14)$$

$$S(\omega) = \alpha g^2 \omega^{-5} e^{\left[-1,25 \left(\frac{\omega}{\omega_0}\right)^{-4}\right]} \gamma e^{\left[\frac{-(\omega-\omega_0)^2}{2\tau^2 \omega_o^2}\right]} \quad (\text{Espectro de JONSWAP}) \quad (3.15)$$

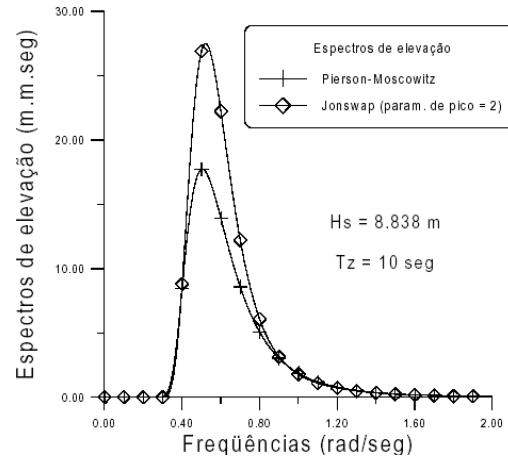


FIGURA 3.2 – Comparação entre os espectros de mar.

3.1.1.2 – SIMULAÇÃO DO PERFIL DO ESPECTRO DE ONDA

Em algumas situações é necessário calcular a altura de uma onda em uma particular frequência a partir da curva de densidade espectral. Na frequência ω_l , a densidade de energia é $S(\omega_l)$. A altura de onda para esta dada frequência é dada pela equação abaixo. A Figura 3.3 ilustra a contribuição da energia em uma dada frequência.

$$H(\omega_n) = 2\sqrt{2S(\bar{\omega}_n)\Delta\omega} \quad (3.16)$$

Onde $S(\omega)$ é o espectro de mar ou a função densidade espectral das elevações do estado de mar, $S(\bar{\omega}_n)$ é a contribuição de energia para uma dada frequência n , $\bar{\omega}_n$ a frequência média, definida como $\bar{\omega}_n = \frac{(\omega_n + \omega_{n-1})}{2}$ e $\Delta\omega_n = \omega_n - \omega_{n-1}$.

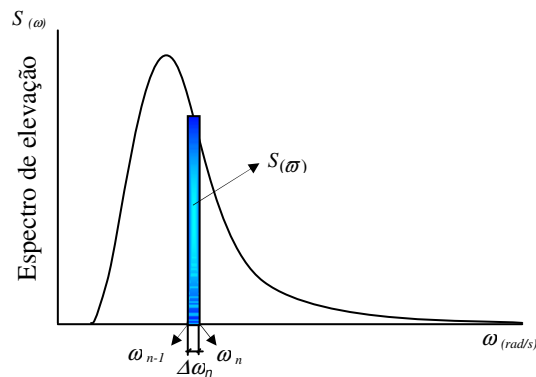


FIGURA 3.3 – Contribuição da energia em uma dada frequência.

Os ângulos de fase, associados a cada altura e período, são gerados aleatoriamente a partir de uma distribuição uniforme de probabilidade no intervalo $(0, 2\pi)$, por um número gerador aleatório (R_N) como:

$$\phi(\omega_1) = R_N \quad (3.17)$$

Em estados de mar de curta duração, a altura da superfície do mar $\eta(t)$ em relação ao nível das águas tranqüilas, para uma dada localização no oceano, pode ser considerada um processo aleatório estacionário, ergódico, Gaussiano com média zero, gerado pela contribuição de um número infinito de ondas harmônicas de amplitude infinitesimal.

No método de simulação por superposição de ondas harmônicas, adota-se a Teoria de Onda Linear de Airy, exibida no ANEXO II, adequada a águas profundas, com a variação no tempo das elevações da superfície do mar $\eta(t)$ sendo a soma de um número finito de ondas harmônicas, cujas amplitudes são determinadas a partir da densidade espectral do estado de mar em questão e os ângulos de fase gerados aleatoriamente. Supondo-se, portanto, que a variável aleatória $\eta(t)$ satisfaz as condições de existência da série de Fourier e adotando-se neste trabalho a formulação apresentada por (MOURELLE, 2001), temos que:

$$\eta(x, t) = \sum_{n=1}^N \frac{H(\omega_n)}{2} \cos(k_n x - \bar{\omega}_n t + \phi_n) \quad (3.18)$$

Onde:

- ω_n : Frequência da onda n em rad/s;
- ω_N : Frequência de corte, que deve possuir um valor suficientemente alto de tal forma a ser válida a relação $S(\omega) = 0$ para $\omega > \omega_N$;
- k_n : é obtido de forma iterativa a partir da expressão de dispersão, mostrada no Anexo I (An. 1.12), agora como, $\bar{\omega}_n^2 = k_n g \tanh(k_n d)$;
- x : é a abscissa do ponto considerado, medido na direção de propagação da onda;
- N : é o número total de frequências de banda com largura $\Delta\omega$

Agora podemos generalizar as equações de velocidades e acelerações que se encontram no ANEXO II, equações An. 2.16 à An. 2.19, da partícula fluida considerando a superposição e aleatoriedade das várias ondas harmônicas. As equações mostradas abaixo são as equações que se encontram implementadas no ANFLEX (2006).

$$\dot{u}(t) \cong \sum_{n=1}^N a_n \omega_n \frac{\cosh(k_n s)}{\sinh(k_n d)} \cos(\theta + \phi_n) \cong \sum_{n=1}^N a_n \omega_n \frac{\cosh(k_n y + k_n d)}{\sinh(k_n d)} \cos(k_n x - \omega_n t + \phi_n) \quad (3.19)$$

$$\dot{v}(t) \cong \sum_{n=1}^N a_n \omega_n \frac{\sinh(k_n s)}{\sinh(k_n d)} \sin(\theta + \phi_n) \cong \sum_{n=1}^N a_n \omega_n \frac{\sinh(k_n y + k_n d)}{\sinh(k_n d)} \sin(k_n x - \omega_n t + \phi_n) \quad (3.20)$$

$$\ddot{u}(t) \cong \sum_{n=1}^N a_n \omega_n^2 \frac{\cosh(k_n s)}{\sinh(k_n d)} \sin(\theta + \phi_n) \cong \sum_{n=1}^N a_n \omega_n^2 \frac{\cosh(k_n y + k_n d)}{\sinh(k_n d)} \sin(k_n x - \omega_n t + \phi_n) \quad (3.21)$$

$$\ddot{v}(t) \cong -\sum_{n=1}^N a_n \omega_n^2 \frac{\sinh(k_n s)}{\sinh(k_n d)} \cos(\theta + \phi_n) \cong -\sum_{n=1}^N a_n \omega_n^2 \frac{\sinh(k_n y + k_n d)}{\sinh(k_n d)} \cos(k_n x - \omega_n t + \phi_n) \quad (3.22)$$

$$\text{onde } a_n(\omega_n) = \frac{H(\omega_n)}{2} = \sqrt{2S(\bar{\omega}_n)\Delta\omega}.$$

Assim, através da função de auto-correlação das variáveis acima, é possível conhecer os espectros de velocidades e acelerações em um ponto qualquer no plano XY definido pela coordenada y:

$$S_{\dot{u}\dot{u}}(\omega) = \left[\omega \frac{\cosh[k(y+d)]}{\sinh(kd)} \right]^2 S_{\eta\eta}(\omega) \quad (3.23)$$

$$S_{\dot{v}\dot{v}}(\omega) = \left[\omega^2 \frac{\cosh[k(y+d)]}{\sinh(kd)} \right]^2 S_{\eta\eta}(\omega) \quad (3.24)$$

$$S_{\dot{v}\dot{v}(\omega)} = \left[\omega \frac{\sinh[k(y+d)]}{\sinh(kd)} \right]^2 S_{\eta\eta(\omega)} \quad (3.25)$$

$$S_{\ddot{v}\ddot{v}(\omega)} = \left[\omega^2 \frac{\sinh[k(y+d)]}{\sinh(kd)} \right]^2 S_{\eta\eta(\omega)} \quad (3.26)$$

onde as expressões entre colchetes são as funções de transferência que relacionam o espectro de elevações com os de velocidade e aceleração.

Têm-se agora todas as informações necessárias para permitir a simulação no tempo das ações do mar sobre a estrutura com as velocidades e acelerações obtidas das equações, 3.19 a 3.22 e a variação da superfície livre do mar fica definida pela equação 3.18. No caso de atuar no domínio da frequência, as equações 3.23 a 3.26 serão utilizadas para representar as velocidades e acelerações.

No ANFLEX (2006), a velocidade de onda é considerada independente da velocidade da corrente, o que permite considerar a velocidade do fluido em um dado instante como sendo a soma vetorial das duas velocidades.

3.1.2 – CORRENTES MARINHAS

A corrente total é considerada como o vetor resultante do equilíbrio entre a corrente de deriva, gerada pelo vento local, pela componente geostrófica (resultante do equilíbrio entre as forças do campo de pressão gerado pela estratificação da densidade e a força de Coriolis) e pela corrente de maré (causa astronômica) (JÚNIOR e PETKOVIC, 1998 *apud* RIBEIRO, 1999).

A região da Bacia de Campos é percorrida pela Corrente do Brasil (NUNES, 1998 *apud* RIBEIRO, 1999), que se origina como uma corrente superficial de águas quentes (temperatura de aproximadamente 26°C) adjacentes à plataforma continental leste da América do Sul, proveniente da divisão da Corrente Equatorial Sul, Atlântica (ocorrem nas proximidades do Rio Grande do Norte, latitudes 7° a 17°S, dependendo da estação do ano). Uma parte da massa d'água escoia para Norte e a outra

para Sul até a região de separação continental localizada ao Sul do Brasil e Norte do Uruguai, onde ocorre a confluência com a Corrente das Malvinas. Neste ponto de convergência, as duas correntes correm para Leste incorporando-se à Corrente do Atlântico Sul.

A direção predominante da Corrente do Brasil é Sul / Sudoeste (a direção da corrente é para onde ela vai, assim, uma corrente sul / sudoeste se desloca em direção a sul / sudoeste), durante todo o ano, mas a sua velocidade e limites apresentam variações mais acentuadas que a maioria das outras correntes. Medições horárias da Corrente do Brasil revelam uma grande influência das marés (corrente de maré do quadrante Nordeste) e dos ventos Norte e Nordeste em superfície.

A Corrente do Brasil flui com velocidade alta, porém observações de seu perfil vertical indicam que ela tende a se anular na faixa de profundidade entre 300 e 500 metros. Abaixo deste nível, observa-se uma inversão da corrente, indicando a região de transição entre as massas d'água denominada de ACAS – Água Central do Atlântico Sul, origem da Corrente Equatorial Sul do Atlântico – e a denominada de AIA – Água Intermediária Antártica, origem da Corrente das Malvinas, que flui para nordeste com intensidade elevada. Na região de Cabo Frio, a Corrente do Brasil sofre uma redução de velocidade devida à topografia do fundo. Uma parte de massa d'água é defletida para leste dando origem ao fenômeno da ressurgência, que é o afloramento da massa d'água denominada de AIA rica em nutrientes. A Figura 3.4 exibe um diagrama do fluxo das correntes encontradas na Costa Brasileira.

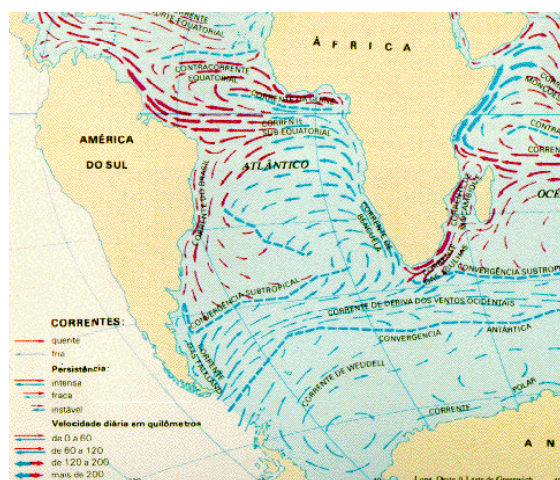


FIGURA 3.4 – Padrão de circulação da corrente superficial na Costa Brasileira.

Na Tabela 3.1 estão apresentadas para 8 direções ambientais o número e a frequência relativa de ocorrências dos perfis de corrente para uma dada locação na Bacia de Campos (NUNES *et al.*, 1996 *apud* RIBEIRO, 1999).

Tabela 3.1

Frequência de Ocorrência por Direção (direção da corrente é para onde vai).

Direção	Número de Ocorrências	Frequência Relativa (%)
Norte	843	2.18
Nordeste	1306	3.38
Leste	2454	6.35
Sudeste	4410	11.41
Sul	21091	54.57
Sudoeste	6651	17.21
Oeste	1295	3.35
Noroeste	603	1.56
Total	38653	100

Conforme pode ser observado, os perfis com direção superficial para sudeste (11,41%), sul (54,57%) e sudoeste (17,21%), somados representam 83,19% da frequência de ocorrência. Este resultado já era esperado, visto que a corrente do Brasil conforme apresentado anteriormente se desloca de norte para sul. Uma maior velocidade irá implicar em maior passeio estático da plataforma.

3.1.3 – VENTOS

O vento afeta consideravelmente as direções e intensidades das correntes marinhas superficiais, sendo esta parcela denominada de corrente de deriva. O vento assume ainda maior importância com relação à onda por ser uma das suas forças geradoras.

Para o tipo de aplicação em questão, o vento atua de forma indireta sobre o *riser*, ou seja, a força irá atuar sobre a unidade flutuante e será transmitida ao *riser* sob a forma de movimentos prescritos, ou RAOs.

3.2 – CARGAS HIDRODINÂMICAS

As forças de onda em estruturas *offshore* podem ser calculadas de três diferentes modos:

- Equação de Morison;
- Teoria de Froude-Krylov;
- Teoria da difração.

A equação de Morison assume que a força seja composta de duas parcelas: uma parcela de inércia e outra de arrasto e que estas sejam linearmente adicionadas. Os componentes envolvem coeficientes, de inércia e de arrasto, que devem ser determinados experimentalmente. A equação de Morison é aplicável quando a parcela da força de arrasto se torna relevante. Este é o caso quando as estruturas são pequenas quando comparadas ao comprimento de onda.

Quando a força de arrasto se torna pequena e a parcela de força de inércia predomina, mas a estrutura é ainda relativamente pequena, a Teoria de Froude-Krylov pode ser aplicada. Quando o tamanho da estrutura se torna comparável ao comprimento de onda, é esperado que a presença da estrutura altere o campo de onda nos arredores da estrutura. Nestes casos, a difração das ondas no contorno das estruturas deve ser levada em consideração na avaliação das forças das ondas – esta é conhecida como Teoria da Difração.

Alguns parâmetros utilizados na definição da importância dos termos de arrasto e de inércia são o parâmetro de Keulegan-Carpenter (KC) e o parâmetro de difração. Eles são dados segundo as equações abaixo:

$$KC = \frac{\dot{u}T}{D} \quad (3.27)$$

$$Pd = \frac{\pi D}{\lambda} \quad (3.28)$$

onde, KC é o parâmetro de Keulegan-Carpenter, \dot{u} é a velocidade da partícula fluida na direção horizontal, T é o período da onda, D o diâmetro da estrutura, Pd é o parâmetro de difração e λ é o comprimento de onda.

O número de KC é uma medida da importância do efeito da força de arrasto, enquanto que o parâmetro de difração determina a importância do efeito da difração. Quando o número de KC é grande, o parâmetro de difração é pequeno e vice-versa. Desta forma, grandes efeitos de difração implicam necessariamente em pequenos efeitos de arrasto e inversamente, quando há grandes efeitos de arrasto, a parcela de difração se torna desprezível.

As forças de origem hidrodinâmicas que atuam sobre os *risers* são calculadas com o auxílio da fórmula de Morison. Nosso estudo focará somente nas forças geradas por meio desta formulação, segundo a qual, a força induzida sobre qualquer seção do membro é expressa em função dos movimentos do fluido ou do movimento relativo fluido-estrutura. No caso de ondas aleatórias, a equação é utilizada em conjunto com a Teoria de Airy e, com isso, torna-se possível buscar expressões exatas e aproximadas para as funções densidade espectral de potência e para as funções de probabilidade da força.

Uma das dificuldades encontradas na construção destas expressões aparece na não-linearidade existente na parcela de arrasto da equação. As linearizações são uma opção no sentido de evitar os métodos de transformação não-linear de variáveis aleatórias ou a simulação e com isto, se operar totalmente no domínio da frequência. Se, por um lado, a linearização implica em perda da exatidão matemática, o que pode exercer uma importância significativa na resposta dependendo da estrutura analisada, os métodos não-lineares implicam em um custo maior no que diz respeito ao número de operações matemáticas para a sua determinação. Maiores detalhes sobre a linearização da equação de Morison podem ser obtidos no ANEXO III.

3.2.1 – FORMULAÇÃO DE MORISON

A equação de Morison desenvolvida por Morison, O'Brien, Johnson and Shaaf em 1950 (CHAKRABARTI, 1987) tem sido largamente utilizada na determinação da força hidrodinâmica induzida pelas velocidades e acelerações do fluido sobre os membros estruturais esbeltos nos quais os efeitos de difração e reflexão se fazem desprezíveis. Em sua forma originalmente proposta, a equação de Morison é dada da seguinte forma:

$$f = C_M A_T \ddot{u} + C_D A_D |\dot{u} \pm U| (\dot{u} \pm U) \quad (3.29)$$

Onde:

- f : Força de arrasto por unidade de comprimento do riser;
- ρ : Massa específica da água do mar;
- C_D : Coeficiente de arrasto, função do número de Reynolds (Re) e da rugosidade superficial do riser (k/D), conforme mostrado na Figura 3.5;
- D : Diâmetro hidrodinâmico do riser;
- \dot{u} : Velocidade da partícula fluida devida à onda;
- U : Velocidade da corrente marinha;

Sendo para cilindros $A_D = \frac{1}{2} \rho D$ e $A_T = \frac{\pi}{4} \rho D^2$. Notar que, em sua forma original, a equação de Morison não considerava a velocidade da estrutura em sua composição.

Considerando somente as forças de corrente, o primeiro termo da equação se torna nulo devido à velocidade da corrente marinha ser considerada constante dentro do intervalo de tempo de 3 horas, que caracteriza um estado de mar.

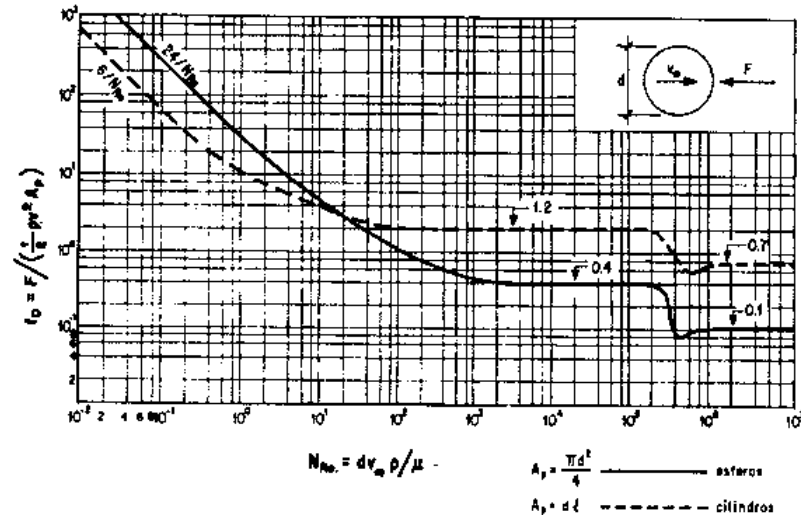


FIGURA 3.5 – Coeficiente de arrasto em função do número de Reynolds.

No programa ANFLEX (2006), caso se forneça um valor nulo para o coeficiente de arrasto, o próprio programa efetua o cálculo do C_D como função do número de Reynolds, conforme apresentado a seguir, que descrevem a faixa de utilização do C_D para cilindros:

$$Re \leq 2,0 \times 10^5 \quad \rightarrow C_D = 1,2$$

$$Re \geq 5,0 \times 10^5 \quad \rightarrow C_D = 0,7$$

$$2,0 \times 10^5 < Re < 5,0 \times 10^5 \quad \rightarrow C_D = 1,2 - 1,25 \log\left(\frac{Re}{2 \times 10^5}\right)$$

O cálculo de forças hidrodinâmicas induzidas pelas ondas e correntes sobre os membros estruturais é realizado em duas etapas: cálculo de velocidades e acelerações das partículas fluídas (a partir da Teoria Linear de Airy) e transformação dessas grandezas em forças atuantes sobre os membros da estrutura.

Existem outras teorias mais rigorosas teoricamente que consideram o caráter não-linear do problema como a função de corrente e a teoria de quinta ordem de Stokes. Apesar do maior rigor científico, estas teorias podem não produzir resultados tão bons quando comparadas com ensaios e medições em escala real. Além disso, sua

implementação implica em um grande aumento no esforço computacional, o que é um aspecto muito relevante para programas de análise não-linear. A Teoria de Airy tem sido empregada mais freqüentemente em aplicações práticas (MOURELLE, 2001).

As velocidades de corrente são somadas vetorialmente às velocidades de onda. Após esta soma é que, então, se faz a projeção na direção normal ao elemento para posterior aplicação da fórmula de Morison.

A equação 3.29 fornece a força por unidade de comprimento. Para se calcular a força total, deve-se efetuar uma integração ao longo do comprimento do elemento. O segundo termo desta equação corresponde à parcela de arrasto, o qual possui relação não-linear quadrática com as velocidades do fluido. O primeiro termo, conhecido como parcela da inércia, guarda uma relação linear com a aceleração do fluido. O termo proporcional ao quadrado da velocidade relativa é muito importante, pois é responsável pelo amortecimento do fluido que, em análises de linhas, chega a valores bem superiores aos que se costuma considerar para o amortecimento estrutural. Estima-se que, em alguns casos, o amortecimento do fluido possa chegar a 10% do crítico (MOURELLE, 2001).

Nas análises de curto prazo, as velocidades e as acelerações do fluido são variáveis aleatórias cujo valor no tempo t e nas coordenadas x e y são o resultado de um somatório de contribuições advindas de N ondas que compõem o espectro de elevações $S_{\eta\eta(\omega)}$. Assim sendo, a força induzida também é uma variável aleatória que tem características estatísticas que dentro outros fatores, dependem do estado de mar definido pelo espectro de elevações.

A dificuldade em se caracterizar a variável F surge por ser ela o resultado da soma e o produto de outras variáveis. As acelerações e as velocidades são variáveis Gaussianas de média zero, independentes no tempo t e na coordenada x , cujos espectros e funções de probabilidade são conhecidos. O estudo estatístico da força passa pela análise das parcelas de arrasto e inércia, dependentes das velocidades e das acelerações. Devido à própria natureza do carregamento, a força dada na equação de Morison é uma variável aleatória.

À medida que a profundidade foi aumentando, houve um aumento na sensibilidade das estruturas quanto às solicitações dinâmicas, o que ocasionou um aumento dos seus deslocamentos. Assim, para uma estrutura livre para oscilar na presença de onda e corrente, a equação de Morison teve que ser modificada para levar em consideração a velocidade da estrutura e assumiu a seguinte forma:

$$f = C_M A_T \ddot{u} - C_A A_T \ddot{x} + C_D A_D |\dot{u} \pm U - \dot{x}| (\dot{u} \pm U - \dot{x}) \quad (3.30)$$

$$A_D = \frac{1}{2} \rho D \text{ e } A_T = \frac{1}{4} \rho \pi D^2 \quad (3.31)$$

Onde:

\dot{x} e \ddot{x} : São a velocidade e aceleração do cilindro;

C_A : Coeficiente de massa adicionada;

C_M : Coeficiente de inércia ($C_M = I + C_A$);

C_D : Coeficiente de arrasto;

U : Velocidade da corrente.

Os dois primeiros termos da equação 3.30 representam a parcela de inércia da carga hidrodinâmica e o terceiro termo representa a parcela de arraste, que é não-linear.

CAPÍTULO IV

ANÁLISE GLOBAL DE *RISERS*

4.1 – INTRODUÇÃO

A análise estrutural de sistemas de engenharia requer a modelagem destes da forma mais detalhada possível para sua análise posterior. As principais etapas que fazem parte da análise de um problema físico são: a definição das variáveis que governam o problema; a formulação de equações de equilíbrio e sua solução e por fim, a interpretação dos resultados.

A resposta de um sistema, usualmente, pode ser determinada através de um conjunto de equações diferenciais e das condições de contorno pertinentes. Em um sistema contínuo, entretanto, o número de incógnitas é infinito, sendo necessária, então, a sua discretização e representação através de um sistema discreto aproximado com um número finito de graus de liberdade.

O método dos elementos finitos utiliza esta idéia para solução sistemática de problemas de engenharia. Assim, o contínuo é subdividido em pequenas regiões, sendo o equilíbrio estabelecido para uma região isoladamente e a solução consistirá no cálculo da interação entre as regiões. Na formulação de um elemento finito, o que se faz é levantar os deslocamentos que descrevem o comportamento do sistema e estabelecer equações de equilíbrio que correspondam a esses deslocamentos desconhecidos. Chega-se, dessa forma, a uma matriz de rigidez do elemento que relaciona valores de forças correspondentes a deslocamentos unitários nas direções consideradas. Ver ANEXO IV para maiores detalhes relativos a análises de elementos finitos.

O método dos elementos finitos pode ter como incógnitas outras grandezas que não os deslocamentos. Podem-se ter forças ou ainda uma combinação de deslocamentos e forças. O modelo de deslocamentos é o mais comumente empregado por sua simplicidade, generalidade e boas propriedades numéricas.

Na solução de problemas de engenharia, existem programas que permitem a escolha entre dois ou mais tipos de elementos. O analista, então, faz a opção por aquele que melhor representa o problema a ser resolvido.

Os passos básicos de uma análise podem ser resumidos abaixo:

- Idealização da estrutura como um conjunto de elementos interconectados nas juntas estruturais (nós);
- Escolha do tipo de elemento a ser empregado;
- Identificação dos deslocamentos nodais que definam de forma completa a resposta do modelo idealizado;
- Definição de condições de contorno, usualmente através de restrição a determinados deslocamentos nodais;
- Definição do carregamento a ser considerado;

- Preparação da entrada de dados para o programa;
- Execução da análise;
- Interpretação de resultados.

4.2 –ANÁLISES NOS DOMÍNIOS DO TEMPO E FREQUÊNCIA

A metodologia de análise adotada correntemente pela PETROBRAS nos projetos de *riser* é calcada na análise dinâmica não-linear no domínio do tempo, determinística ou aleatória, implementada no ANFLEX (2006), devido à possibilidade da representação mais adequada das não-linearidades inerentes ao modelo, sobretudo em situações extremas de carregamento (TORRES *et al.*, 2005).

A metodologia de análise dinâmica determinística, geralmente adotada na verificação de situações extremas, tem como vantagem o baixo custo computacional, pois a resposta estrutural dinâmica é determinada num período de tempo correspondente a alguns períodos da onda incidente. No entanto, esta metodologia de análise não permite a representação da característica aleatória do carregamento ambiental, nem a distribuição de energia do carregamento ao longo das frequências (TORRES *et al.*, 2005).

A análise dinâmica não-linear no domínio do tempo tem sido utilizada para a determinação das séries temporais de esforços no ANFLEX. Este procedimento, em que o cálculo da resposta é feito através de método de integração direta do sistema de equações, é considerado mais preciso, pois permite representar as não-linearidades da estrutura (não-linearidade geométrica), do carregamento e da interação da estrutura com o solo e o fluido.

Além disso, a análise dinâmica aleatória permite representar mais adequadamente o comportamento aleatório do carregamento e a distribuição da energia de mar ao longo das frequências, fornecendo uma estimativa mais acurada da resposta da estrutura devido ao conteúdo de frequências analisadas e a descrição mais realista das elevações da superfície de mar.

No entanto, o procedimento de simulação no tempo do espectro de elevações do mar pode introduzir incertezas quanto à qualidade de representação do carregamento exigindo a verificação da resposta (TORRES *et al.*, 2005).

A utilização da análise dinâmica não-linear no domínio do tempo na verificação da fadiga demanda um alto custo computacional devido, principalmente, à necessidade de se adotar um tempo de análise suficiente para garantir a estabilidade estatística dos sinais de resposta, o que resulta em tempos de análise elevados.

Diante da possibilidade de um custo computacional significativamente menor, a análise dinâmica no domínio da frequência se torna bastante atrativa e pode se constituir numa ferramenta de apoio ao projetista. No entanto, sua aplicação ainda é restrita aos casos lineares, ou àqueles em que seja possível proceder-se a linearizações sem incorrer em erros (TORRES *et al.*, 2005).

No caso de *risers* em catenária conectados aos sistemas flutuantes, há várias fontes de não-linearidade, tais como a não-linearidade geométrica do *riser*, a não-linearidade do carregamento, presente na parcela de arrasto da fórmula de Morison, a interação fluido-estrutura e a interação solo-estrutura.

O termo de arrasto da força hidrodinâmica, dado pela fórmula de Morison, é não-linear, sendo traduzido no ALFREQ (2006) por um modelo hidrodinâmico linear equivalente que permite representar o modelo originalmente quadrático da força de arrasto nas análises de *risers* no domínio da frequência. A Figura 4.1 apresenta de modo esquemático a sequência de análises no ANFLEX e ALFREQ (TORRES *et al.*, 2005).

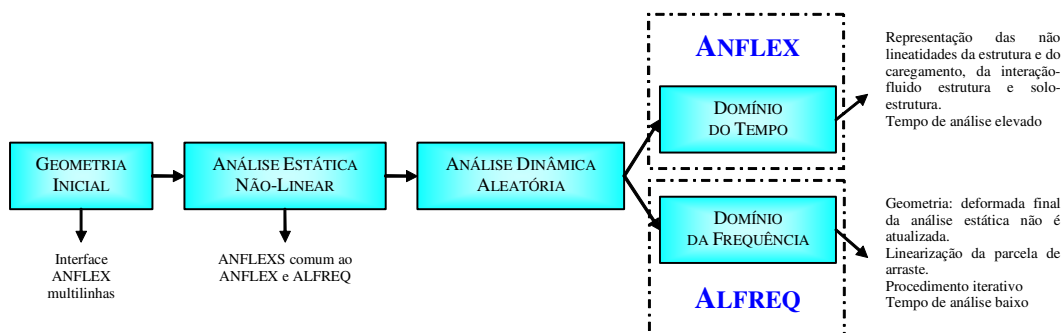


FIGURA 4.1 – Ilustração esquemática das metodologias de análise do ANFLEX e do ALFREQ.

De uma forma geral, tanto numa análise no domínio do tempo como no domínio da frequência, o que se busca é a solução da equação do movimento dada pela equação 4.1 abaixo (TORRES *et al.*, 2005).

$$\vec{M}\ddot{\vec{x}}(t) + \vec{C}\dot{\vec{x}}(t) + \vec{K}\vec{x}(t) = \vec{F}(t) \quad (4.1)$$

Nas análises no domínio da frequência, é assumido que as matrizes de massa, \vec{M} , de amortecimento, \vec{C} e de rigidez, \vec{K} são mantidas constantes ao longo da análise, a constância da matriz de rigidez, \vec{K} , caracteriza a linearidade geométrica. Assume-se que a força e o deslocamento da estrutura são dadas pelas seguintes expressões:

$$\vec{F}(t) = \vec{F} e^{i\omega_n t} \quad (4.2)$$

$$\vec{x}(t) = \vec{x} e^{i\omega_n t} \quad (4.3)$$

O problema é que a força dada pela equação de Morison é uma função periódica, mas não harmônica e esta forma de representação não é válida para o termo de arraste da formulação descrita por Morison.

Dessa maneira, necessita-se efetuar a linearização do termo de arrasto dado pela equação de Morison a fim de suprir esta deficiência e obter uma aproximação harmônica razoável (LANE *et al.* 2001).

Derivando a equação 4.3, podemos obter as equações para a velocidade e a aceleração da estrutura.

$$\dot{\vec{x}}(t) = i\omega_n \vec{x} e^{i\omega_n t} = i\omega_n \vec{x}(t) \quad (4.4)$$

$$\ddot{\vec{x}}(t) = i\omega_n^2 \vec{x} e^{i\omega_n t} = i^2 \omega_n^2 \vec{x}(t) = -\omega_n^2 \vec{x}(t) \quad (4.5)$$

Substituindo as equações 4.2 a 4.5 na equação 4.1, obtemos a equação do movimento dada no domínio da frequência. Esta equação é mostrada abaixo.

$$[-\omega^2 \vec{M} + i\omega \vec{C} + K]\vec{x}(\omega) = \vec{F}(\omega) \quad (4.6)$$

Assim, para obtenção do espectro de resposta nas análises no domínio da frequência, deve-se encontrar a solução da equação 4.6, que é uma forma de representação da equação 4.1 considerando que os parâmetros \vec{M} , \vec{C} e \vec{K} não variam no tempo (DANTAS, 2000).

4.2.1 – ANÁLISE DINÂMICA NO DOMÍNIO DO TEMPO – ANFLEX

Utiliza-se no ANFLEX (2006) o método de simulação por superposição de ondas harmônicas. Para representar o comportamento aleatório da variação no tempo das elevações da superfície do mar, $\eta(t)$, considera-se que o valor desta variável aleatória no tempo t e na coordenada x é o resultado do somatório de N ondas lineares oriundas da Teoria Linear de Airy, conforme mostra a Figura 3.1.

Dessa forma, obtêm-se o *time history* das acelerações e velocidades das partículas fluidas bem como as correspondentes parcelas de arrasto e de inércia da fórmula de Morison. Assim, é possível considerar as não-linearidades do carregamento oriundas da parcela de arrasto da equação de Morison.

A resposta da estrutura e, conseqüentemente, os *time histories* de deslocamento, velocidade, aceleração e esforços nos diversos elementos são obtidos através da integração no tempo das equações diferenciais de movimento. O cálculo no domínio do tempo através de um método de integração direta possibilita a representação das não-linearidades físicas e/ou geométricas do modelo analisado.

As não-linearidades geométricas são devidas aos grandes deslocamentos sofridos pela estrutura e à interação do comportamento estrutural axial-transversal (TORRES, 1993 *apud* DANTAS, 2000). Estas dependem da lâmina d'água em que se esta efetuando as análises, do tipo de plataforma, da rigidez do sistema de amarração, dos movimentos de alta frequência, *surge*, *sway*, *heave*, dentre outros e dos *offsets* aplicados.

As não-linearidades físicas, originadas principalmente pela interação solo-estrutura, representam o contato variável da estrutura com o solo e podem ser representadas pela consideração de molas não-lineares e lineares equivalentes nos modelos analisados. O Anexo IV exhibe uma explicação sobre os tipos de molas que são utilizadas no ANFLEX (2006).

A não-linearidade da interação fluido-estrutura se deve à parcela não-linear do amortecimento hidrodinâmico advinda do termo de arrasto, ver equação 3.30 presente no Capítulo III.

Além disso, as análises no domínio do tempo possibilitam a atualização da matriz de massa devido ao termo de massa adicionada, mostrado na equação 3.30, Capítulo III, e sendo representado pelo segundo termo da equação.

Há algumas incertezas associadas à metodologia de análises no domínio do tempo. Estas incertezas devem-se basicamente a dois fatores (TORRES *et al.*, 2005):

- O sinal gerado a partir da simulação do espectro não é único, variando em função do conjunto de fases aleatórias assumidas;
- O tempo total de simulação deve ser suficiente para garantir a estabilidade dos parâmetros estatísticos.

O tratamento das incertezas pode ser feito adotando-se um tratamento estatístico das respostas provenientes de várias simulações, ou adotando situações críticas para proceder às simulações mais extensas.

4.2.2 – ANÁLISE DINÂMICA NO DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA – ALFREQ

As técnicas utilizadas na resposta aleatória no domínio da frequência permitem obter a densidade espectral da resposta, $S_u(\omega)$, diretamente a partir da densidade espectral da solicitação, $S_p(\omega)$, em função da resposta em frequência da estrutura, $H(\omega)$, supondo-se um comportamento dinâmico estrutural linear (DANTAS, 2000).

$$\vec{S}_u(\omega) = \vec{H}(\omega) \vec{S}_p(\omega) \vec{H}^T(\omega) \quad (4.7)$$

Onde:

$$\vec{H}(\omega) = [-\omega^2 \vec{M} + i\omega \vec{C} + \vec{K}]^{-1} \quad (4.8)$$

A função densidade espectral permite reunir, de uma maneira compacta, as informações de um grande número de *time histories* da variável aleatória, representando de forma adequada o processo aleatório em estudo.

No caso específico de estruturas marítimas, o caráter aleatório de um estado de mar, caracterizado pela altura significativa de onda H_s e período de cruzamento zero T_z é adequadamente representado pela densidade espectral de potências das elevações de sua superfície (DANTAS, 2000). Assim, à análise aleatória, caberá o desenvolvimento de métodos para obtenção da densidade espectral da resposta a partir da densidade espectral do carregamento e obtendo-se a densidade espectral da resposta em termos de deslocamentos, velocidades, acelerações e esforços, procede-se à determinação dos parâmetros estatísticos das mesmas.

As análises dinâmicas não-lineares no domínio da frequência não são capazes de representar as não-linearidades:

- Da estrutura (não-linearidade geométrica), ou seja, não ocorre atualização da estrutura após a análise estática não-linear, assim a estrutura é mantida de forma estática após a efetivação da análise estática;
- Do carregamento, tendo em vista a parcela não-linear da força hidrodinâmica de arraste, dada pela equação de Morison ter que ser linearizada;
- Da interação da estrutura com o solo e o fluido. Como a estrutura é mantida invariável durante a análise dinâmica, não ocorre variação do ponto em contato com o solo, sendo este mantido constante até o fim da análise e não ocorrem atualizações das matrizes de massa e amortecimento com o tempo.

A não-linearidade presente na parcela de arrasto da fórmula de Morison proíbe o uso da teoria de processos randômicos lineares e compromete a determinação da resposta dinâmica das estruturas *offshore* pelo método da análise aleatória no domínio da frequência (DANTAS, 2000).

KROLIKOWSKI e GAY (1980) *apud* TORRES *et al.* (2005) propuseram um dos trabalhos pioneiros que empregou técnicas de linearização da força de arrasto na análise de *risers*. A precisão dos resultados obtida por esta formulação, que permite a consideração ou não da velocidade de corrente, bem como a possibilidade de se adotar uma abordagem determinística ou aleatória da teoria de onda empregada, está limitada à forma unidimensional da força de arrasto, portanto, membro vertical e cargas de onda e corrente alinhadas numa mesma direção. Assim, este método é limitado no que diz respeito à necessidade de considerarmos todo carregamento atuante alinhado incidindo num elemento disposto verticalmente. (DANTAS, 2000).

É notória que as condições acerca da natureza unidimensional do carregamento incidente citadas anteriormente tornam bastante limitada a utilização deste método de linearização em programas de análise estrutural.

De forma a possibilitar análises tridimensionais de *risers* não necessariamente verticais, surgiram formulações mais consistentes dando origem a uma família de métodos de linearização da força de arrasto.

LANGLEY (1984) *apud* DANTAS (2004) propôs em seu trabalho, *The Linearisation of Three Dimensional Drag Force in Random Seas with Current*, o primeiro processo de linearização tridimensional encontrado na literatura, que trata as componentes normais de velocidade do fluido como processos Gaussianos correlacionados. Neste trabalho, o autor deu uma abordagem aleatória à teoria de onda empregada e utilizou uma matriz não simétrica de coeficientes de linearização para representar o termo dinâmico da força linearizada. O termo estático é obtido pela média da força linearizada em cada uma das direções normais. O cálculo dos coeficientes ocorre no sistema local do elemento mediante a condição de minimização do erro médio quadrático da aproximação da força, originalmente não-linear, pela expressão linearizada. A matriz de covariância da velocidade relativa fluido-estrutura, necessária

para definir a distribuição Gaussiana de probabilidades na sua forma bidimensional, é obtida inicialmente no sistema global e transformada para o sistema local através de vetores construídos a partir do vetor tangente ao elemento analisado. Os coeficientes de linearização obtidos, bem como as forças linearizadas são levados do sistema local para global utilizando a transformação inversa.

RODENBUSCH *et al.* (1986) *apud* DANTAS (2004) propôs um único coeficiente de linearização para representar a força nas duas direções normais ao elemento.

LEIRA (1987) *apud* TORRES *et al.* (2005), partindo das expressões de Langley, apresentou uma formulação mais elaborada para a obtenção dos coeficientes de linearização.

TENG e CHENG (1990) *apud* DANTAS (2004), tendo identificado a limitação do método do Rodenbusch que emprega um único coeficiente para as duas direções normais, sugeriram uma modificação para possibilitar a obtenção de um coeficiente para cada direção normal dando origem a uma matriz diagonal de coeficientes de linearização.

Em todos os métodos tridimensionais citados, o termo estático da força de arrasto é dado pela média da força linearizada em cada uma das direções normais. O cálculo dos coeficientes ocorre no sistema local do elemento mediante a condição de minimização do erro médio quadrático da aproximação da força originalmente não-linear pela expressão linearizada. A matriz de covariância das velocidades do fluido, obtida inicialmente no sistema global, é transformada para o sistema local através de vetores construídos a partir do vetor tangente ao elemento analisado. Os coeficientes de linearização obtidos, bem como as forças linearizadas, são levados do sistema local para global utilizando a transformação inversa (DANTAS, 2004).

O ALFREQ (2006) está preparado para considerar todos os métodos de linearização da força de arrasto citados acima (TORRES *et al.*, 2005):

- Método de Krolikowski-Gay;
- Método de Langley;
- Método de Rodenbusch;
- Método de Leira;
- Método de Bin Teng e Yu-Cheng Li.

Dentre estes, recomenda-se à utilização do método de Leira por ter apresentado sempre melhores resultados em relação aos demais para análises de *risers* rígidos (TORRES *et al.*, 2005). Para maiores informações relativas ao processo de linearização de Leira ver ANEXO III.

Verifica-se que uma parcela do carregamento aplicado sobre o *riser* se constitui na imposição do passeio estático do flutuante.

No ALFREQ (2006), esta parcela de carregamento é considerada através da análise estática não-linear prévia à análise dinâmica, comum ao realizado no ANFLEX (2006), que leva a estrutura a uma posição deformada final a partir da qual será realizada a análise dinâmica, sem a atualização da geometria do *riser*.

A não atualização da estrutura incorre em manter um único ponto em contato com o solo durante a realização da análise dinâmica. Quando na análise, no domínio do tempo, o que acontece é que existe uma região da estrutura que ora entra em contato com o solo, ora se afasta do solo. Dessa forma, em análises de fadiga no domínio da frequência, ocorre uma grande concentração de dano no elemento que corresponde ao TDP e, portanto, teremos danos maiores.

A fim de se obter melhores resultados, o que se faz é a calibração das molas de solo no ALFREQ a partir de simulações no domínio do tempo, que deve ser efetuada

somente para as análises dinâmicas, visto que as análises estáticas são as mesmas, tanto para o ALFREQ, quanto para o ANFLEX.

Para as condições de carregamento mais amenas consideradas na análise de fadiga, o erro devido à utilização da análise dinâmica não-linear no domínio da frequência com linearização da parcela de arraste e sem a atualização da configuração do *riser*, pode não comprometer a resposta estrutural total. No entanto, para as condições de carregamentos extremos, o erro pode ser significativo, principalmente no caso de *risers* flexíveis, nos quais a variação de geometria é maior (TORRES *et al.*, 2005).

No domínio da frequência, as velocidades e acelerações numa dada coordenada y ao longo da profundidade são expressas em termos de suas amplitudes e cada frequência de onda:

$$\dot{u}(\omega) \cong \sum_{n=1}^N a_n \omega_n \frac{\cosh(k_n y + k_n d)}{\sinh(k_n d)} \quad (4.9)$$

$$\dot{v}(\omega) \cong \sum_{n=1}^N a_n \omega_n \frac{\sinh(k_n y + k_n d)}{\sinh(k_n d)} \quad (4.10)$$

$$\ddot{u}(\omega) \cong \sum_{n=1}^N a_n \omega_n^2 \frac{\cosh(k_n y + k_n d)}{\sinh(k_n d)} \quad (4.11)$$

$$\ddot{v}(\omega) \cong -\sum_{n=1}^N a_n \omega_n^2 \frac{\sinh(k_n y + k_n d)}{\sinh(k_n d)} \quad (4.12)$$

A velocidade e aceleração horizontal são decompostas nas direções globais X e Z e são dadas por:

$$\dot{u}_x(\omega) \cong \sum_{n=1}^N a_n \omega_n \frac{\cosh(k_n y + k_n d)}{\sinh(k_n d)} \cos(\theta) \quad (4.13)$$

$$\dot{u}_z(\omega) \cong \sum_{n=1}^N a_n \omega_n \frac{\cosh(k_n y + k_n d)}{\sinh(k_n d)} \sin(\theta) \quad (4.14)$$

$$\ddot{u}_x(\omega) \cong \sum_{n=1}^N a_n \omega_n^2 \frac{\cosh(k_n y + k_n d)}{\sinh(k_n d)} \cos(\theta) \quad (4.15)$$

$$\ddot{u}_z(\omega) \cong \sum_{n=1}^N a_n \omega_n^2 \frac{\cosh(k_n y + k_n d)}{\sinh(k_n d)} \sin(\theta) \quad (4.16)$$

onde θ é o ângulo formado pela direção de propagação da velocidade e da aceleração horizontal com o eixo X do sistema de referência global.

No caso de análises no domínio da frequência, a seleção cuidadosa das frequências de análise é essencial para modelar adequadamente a resposta do *riser*. As frequências usadas nas análises devem resultar na definição adequada do espectro de energia de onda, das características de resposta da embarcação, e das frequências naturais do *riser* (SOUZA, 1998).

CAPÍTULO V

ANÁLISES

5.1 – INTRODUÇÃO

Este capítulo descreve as análises executadas. Estas visam demonstrar se há correspondência entre a utilização de análises no domínio da frequência em comparação com análises no domínio do tempo.

Foram levados em conta uma série de parâmetros que podem afetar, ou ser responsáveis por diferenças entre os dois tipos de análises.

Para efetuar a comparação entre as análises foram utilizados os programas ANFLEX (2006), para análises no domínio do tempo, e ALFREQ (2006), para as análises no domínio da frequência. A entrada de dados para ambos os programas utiliza o pré-processador gráfico do ANFLEX, o que difere de um programa para o outro basicamente é o *solver* utilizado na solução do problema.

Para as análises estatísticas dos sinais obtidos no domínio do tempo e sua extrapolação para um estado de mar de 3h de duração foi utilizado o programa POSSINAL (POSSINAL, 2006).

Todos os casos descritos abaixo foram avaliados para a configuração catenária livre:

- Altura de onda H_s : foram efetuadas análises variando este parâmetro dentro de um range de aplicação que contemple desde de análises de fadiga à análises de extremo. Assim, foram efetuadas análises para as alturas significativas de onda de 2, 4, 6 e 8m;
- Período T_p : foram efetuadas análises variando este parâmetro dentro de um range de aplicação que variou entre 8 e 15 segundos, variando de 1 em 1 segundo;
- Coeficiente de arrasto C_D : variação do coeficiente de arrasto. Normalmente se utiliza um coeficiente de arrasto de 1,2. Com o intuito de avaliar a influência deste parâmetro foram efetuadas análises com dois valores de coeficiente de arrasto 0,9 e 1,2;
- Tipo de unidade flutuante : foram realizadas análises para dois tipos de unidades flutuantes, uma plataforma do tipo FPSO e uma plataforma do tipo semi-submersível;

5.2 – PREMISSAS ASSUMIDAS

As premissas assumidas para a realização das análises foram:

- Foram utilizados os dados genéricos de duas plataformas, uma SS e um FPSO tipo *turret*;
- Ponto de conexão;
 - Ponto de conexão utilizado coincidente com o centro de movimento da unidade;
 - Ponto de conexão levando em conta as dimensões do FPSO e considerando que este não esteja localizado próximo ao centro de movimento;
- Foram utilizados RAOs que representassem as unidades com o calado vazio. Os RAOs foram escolhidos de forma a representarem os movimentos de um FPSO e uma SS;
- Os dados de solo utilizados foram arbitrados de forma a simular as condições encontradas no campo;
- Os dados dos risers flexíveis utilizados foram gerados aleatoriamente, tomando o cuidado de manter os dados dentro de um range de valores compatíveis com nossas necessidades;
- Foi utilizada uma profundidade de 1500m;
- Os *offsets* considerados nas análises foram 12% para o FPSO e 5% para a SS respectivamente;

- Correntes;
 - Alinhadas às ondas, utilizadas para os casos considerados colineares;
 - Defasadas de 60° das ondas, consideradas dessa forma para simular os casos CROSS;
- Foram levadas em conta as condições FAR, FAR CROSS, CROSSED FAR CROSS, NEAR, NEAR CROSS e CROSSED NEAR CROSS;
- O duto foi considerado cheio de um fluido com densidade de 1025kg/m³ (densidade da água do mar).
- A malha utilizada nas análises encontra-se na Figura 5.1

5.2.1 – DADOS UTILIZADOS NAS ANÁLISES E HIPÓTESES ASSUMIDAS

Este item apresenta os dados que foram utilizados nas análises.

5.2.1.1 – DADOS DAS UNIDADES

Tabela 5.1

Dados da unidade do tipo SS

Unidade	Semi-submersível		
Comprimento	91,96	M	
Largura	64,20	M	
Altura	50,00	M	
Calado	19,00	M	
Centro de Movimento	x (m)	y (m)	z (m)
	0,0	0,0	18,10
Azimute	180	graus	

Tabela 5.2

Dados da unidade do tipo FPSO

Unidade	FPSO <i>Turret</i>		
Comprimento	320,00	M	
Largura	54,50	M	
Altura	25,60	M	
Calado	6,74	M	
Centro de Movimento	x (m)	y (m)	z (m)
	-4,79	0,0	15,85
Azimuth (FAR)	180	Graus	
Azimuth (NEAR)	0	Graus	
Azimuth (FAR CROSS)	150	Graus	
Azimuth (NEAR CROSS)	330	Graus	

*5.2.1.2 – DADOS DE SOLO***Tabela 5.3**

Dados de solo utilizados

Deflexão elástica limite axial	0,03 (default)	M
Deflexão elástica limite lateral	0,2672 (OD)	M
Coefficiente de atrito axial	0,35	-
Coefficiente de atrito lateral	0,90	-
Rigidez vertical de mola	75	kN/m/m

5.2.1.3 – DADOS DO DUTO FLEXÍVEL

Tabela 5.4

Dados do duto flexível utilizado

Estrutura	Dissert_01	
Tipo de elemento	Pórtico	
OD	0,26720	m
ID	0,15240	m
CM	2,00000	-
CD	0,80000	-
Peso seco vazio	1,11000	kN/m
Peso molhado vazio	0,54200	kN/m
Rigidez axial	4,3422e+005	kN
Rigidez flexional	7,7671e+001	kNm ²
Rigidez torcional	9,7300e+002	kNm ²
Diâmetro hidrodinâmico	0,26720	m

As correntes consideradas possuem um perfil trapezoidal com velocidade superficial de 1,2m/s e velocidade horizontal no leito marinho de 0,4m/s.

5.2.1.4 – MALHA UTILIZADA NAS ANÁLISES

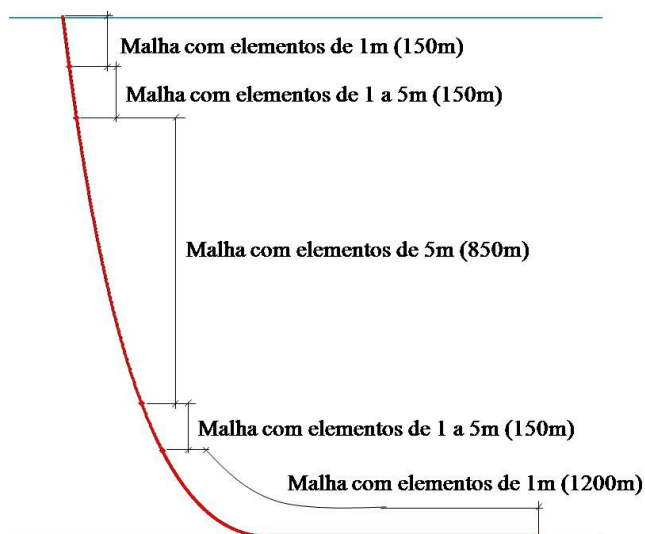


FIGURA 5.1 – Malha utilizada nas análises

5.3 – CASOS DE CARREGAMENTO

5.3.1 – TESTES DE ESTABILIDADE

As primeiras análises realizadas foram executadas com o intuito de verificar as diferenças que surgem quando utilizamos tempos de duração distintos para um determinado estado de mar e, também as diferenças que advém da utilização de números semente diferentes. Para estas simulações foram utilizados dois casos extremos em termos de energia de espectro de onda. Os dois casos diferem simplesmente em seus espectros de onda, o primeiro representa um caso onde a altura de onda e o período são dados por, $H_s = 8\text{m}$ e $T_p = 15\text{s}$, e o segundo, $H_s = 2\text{m}$ e $T_p = 8\text{s}$. Estes casos são chamados de teste de estabilidade 1 e 2.

Para estes casos, chamados de testes de estabilidade, foram executadas simulações levando em conta dez números sementes diferentes e também cinco tempos de simulação de estados de mar distintos. Os tempos utilizados nas simulações foram: 3h, 2h, 1h, 30min e 6min. O esquema utilizado nas análises se encontra representado na Figura 5.2 abaixo.

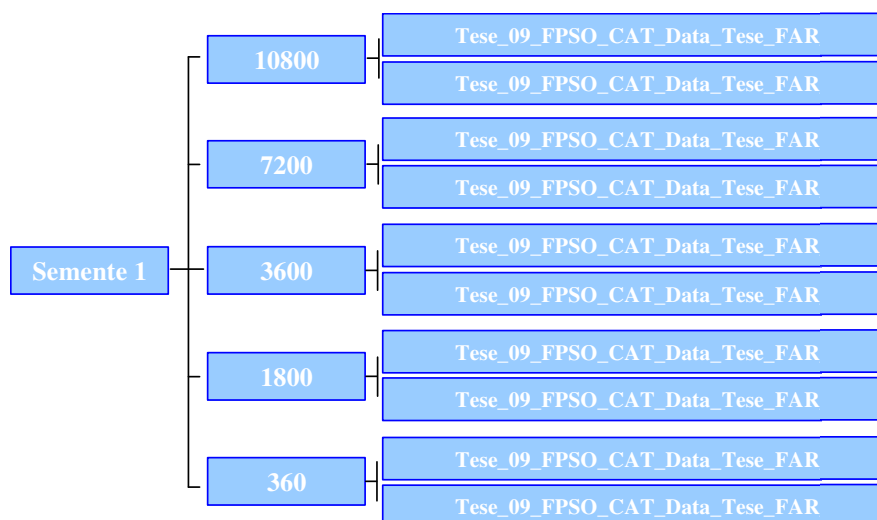


FIGURA 5.2 – Esquema utilizado para execução dos testes de estabilidade para a semente 1 de 10

Foram realizadas análises estatísticas dos resultados considerando os casos acima, com o intuito de verificar quais variações ocorriam com os máximos e mínimos mais prováveis em função das sementes e dos tempos de simulação. As análises estatísticas foram realizadas considerando as distribuições de Weibull como distribuição de picos para a determinação dos máximos mais prováveis para $T = 10800s$.

5.3.2 – CASOS DE ANÁLISE

A segunda bateria de casos analisados recebeu o nome de “casos de análise”. Nesta foram efetuadas simulações do duto quando submetido à várias condições de carregamento.

Os primeiros casos analisados consideraram uma condição de carregamento colinear onde foi imposto ao flutuante um *offset* FAR. Foram realizadas análises com uma SS e um FPSO do tipo *turret* considerando o ponto de conexão como sendo o próprio centro de movimento do flutuante. Estes casos compõem uma matriz com 128 dos casos de carregamento analisados, correspondentes à utilização de dois coeficientes de arrasto, oito períodos de pico, quatro alturas significativas de onda e duas unidades flutuantes distintas. Entretanto, foi verificado que esta condição fornece maiores respostas de *heave* para unidade flutuante do tipo SS, quando o desejado, para efeito destas análises, era que o FPSO fornecesse maiores respostas.

O Gráfico 5.1 exibe os movimentos de *heave* (movimento vertical) das unidades flutuantes considerando o ponto de conexão no centro de movimento das unidades, os movimentos da SS considerando o ponto de conexão no *spiderdeck* afastado do CM, e o ponto de conexão do FPSO tendo sido alterado a fim de que suas respostas fossem superiores aos da SS. O ponto de conexão considerado para o FPSO, de acordo com a convenção adotada exibida na Figura 5.3, relativo à quilha do navio foi, $x = 134,19m$; $y = -6,15m$; $z = 15,85m$ e, o para a SS foi $x = 8,15m$; $y = -13,00m$; $z = 27,20m$

Para o Gráfico 5.1, as legendas em que consta o texto “con”, significa que o ponto de conexão foi alterado para pontos afastados do CM, conforme mencionado acima.

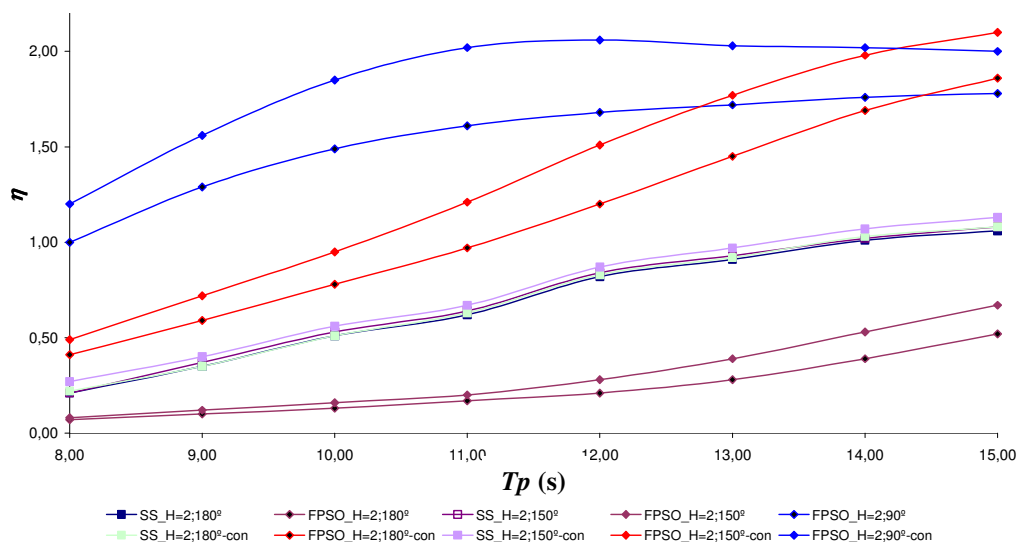


GRÁFICO 5.1 – Movimentos de *heave* no centro de movimento e no ponto de conexão da SS e do FPSO para $H_s = 2\text{m}$ e RAOs de 90° , 150° e 180°

Do Gráfico 5.1 pode ser observado o aumento na amplitude dos movimentos de *heave* do FPSO, após a consideração de outro ponto de conexão, para três ângulos de incidência distintos. Nesta nova configuração os movimentos do FPSO tornaram-se superiores aos da SS.

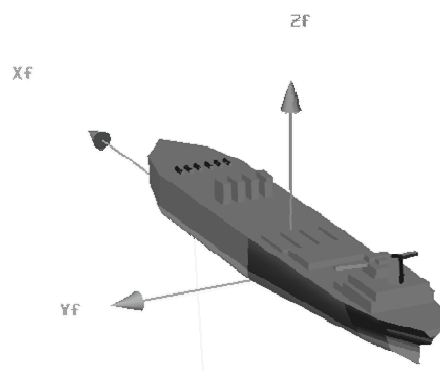


FIGURA 5.3 – Sistema de eixos locais da UN, segundo convenção do ANFLEX

De posse dos resultados da avaliação acima, foram gerados novos casos de carregamento para o FPSO, estes, equivalentes aos casos de análise citados anteriormente, com a única diferença na alteração do ponto de conexão do duto flexível.

Com o objetivo de tratar todos os casos colineares, foram também executadas análises para condições de carregamento com *offset* NEAR. Porém, estes casos foram executados somente para o FPSO por este apresentar maiores movimentos que a SS.

Além dos casos FAR e NEAR colineares, foram também tratados casos onde ondas e correntes se encontravam defasadas de 60° e atingindo a embarcação com um ângulo de ataque de 30° . Para estas novas condições foram considerados *offsets* NEAR e FAR, estes casos foram chamados de NEAR CROSS e FAR CROSS. Estes casos foram gerados considerando somente o FPSO.

Em virtude da necessidade de serem avaliadas não linearidades inerentes ao sistema, também foram considerados casos onde o *offset* foi dado no mesmo sentido da corrente para os casos CROSS, ou seja, onda e corrente defasadas. Para estes, foram também considerados casos NEAR e FAR, estes casos são normalmente denominados de, CROSSED NEAR CROSS e CROSSED FAR CROSS. Considerando todas as condições mencionadas acima, associadas com os diferentes coeficientes de arrasto e espectros, chegamos a um total de 612 casos.

A Figura 5.4 mostra os casos de carregamento analisados para *offsets* colineares NEAR e FAR.

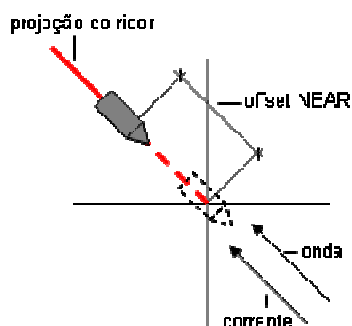


FIGURA 5.4a – Caso NEAR colinear

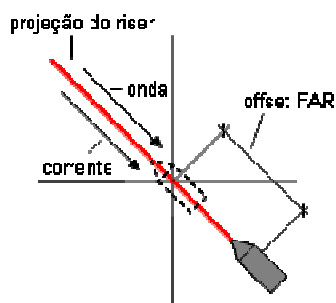


FIGURA 5.4b – Caso FAR colinear

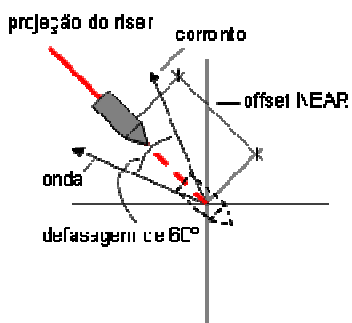


FIGURA 5.4c – Caso NEAR CROSS

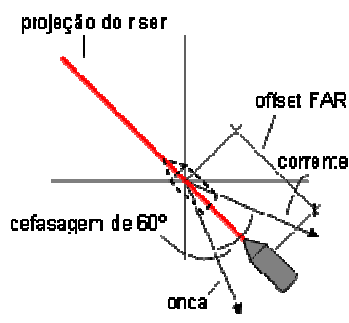


FIGURA 5.4d – Caso FAR CROSS

FIGURA 5.4 – Casos de análises considerados, offsets NEAR e FAR

Na Figura 5.5 são mostrados os casos onde os *offsets* não são colineares e que possuem a mesma direção da corrente para os casos CROSS.

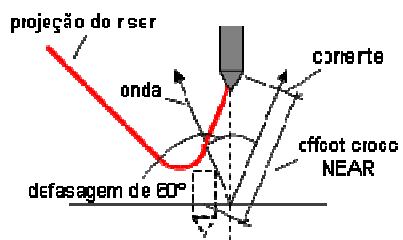


FIGURA 5.5a – Caso NEAR CROSS

“offset cross”

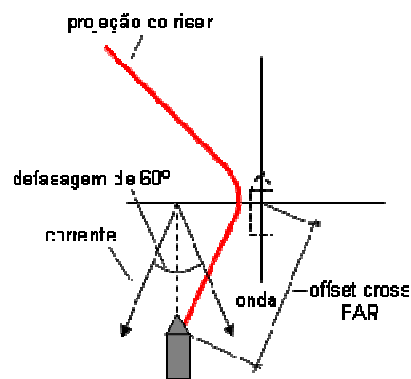


FIGURA 5.5b – Caso FAR CROSS

“offset cross”

FIGURA 5.5 – Casos de análises considerados *offsets* cross, NEAR e FAR

5.4 – TRATAMENTO DOS RESULTADOS

Na prática de engenharia recorre-se à simulações numéricas, i.e., geração artificial de séries temporais a partir de uma dada densidade espectral e que atendam a uma dada distribuição de probabilidades. Devido à própria técnica de amostragem, os parâmetros estatísticos de um processo estão sujeitos a incertezas. Por exemplo, para um dado tempo de simulação T_s serão obtidos valores distintos da variância para diferentes realizações de um processo Gaussiano (GRIGORIU, 1993; SODAHL, 1991 *apud* BAZÁN, 2005). A variabilidade deste parâmetro depende principalmente do tempo de simulação T_s , ou seja, do tamanho da amostra. Como consequência disto, o valor mais provável do extremo dado, também variará de realização para realização.

Os tempos de análise utilizados nas análises no domínio do tempo para os testes de estabilidade se encontraram dentro de um range de 360 segundos à 3 horas. Devido a esta variação foram realizadas análises estatísticas dos resultados obtidos das simulações com tempo inferiores à 3h, com o intuito de determinar os valores máximos mais prováveis para um tempo de extrapolação de 3 horas, comparando-se então, os resultados obtidos com os resultados obtidos diretamente da simulação de 3 horas.

Os chamados casos de análise foram simulados com tempo equivalente ao de uma tempestade de 3 horas de duração, ou seja, 10800s. A adoção do tempo de 3 horas de duração para um estado de mar, corresponde a um tempo determinado da experiência e da prática da engenharia *offshore*, onde o mar pode ser considerado como estacionário.

Tentando demonstrar correspondência entre os resultados obtidos das análises no domínio do tempo com os obtidos das análises no domínio da frequência, alguns parâmetros foram comparados. Para efeito desta dissertação, os parâmetros comparados, devido às suas aplicações diretas em projetos de risers, foram: tração axial; momentos e raio de curvatura, e rotação, no ponto de conexão de topo e, tração axial e momentos para pontos localizados na região do TDP.

CAPÍTULO VI

RESULTADOS DAS ANÁLISES

6.1 – TESTES DE ESTABILIDADE

A avaliação dos resultados para os testes de estabilidade considerou um comprimento de 5m no topo, o que equivale a cinco elementos de 1m cada, e, para a região do TDP, um comprimento de 200m com elementos de 1m cada.

Os testes de estabilidade foram divididos em três partes: comparação de diferentes tempos de simulação, os resultados para os tempos de simulação inferiores a 3 horas foram diretamente confrontados com os resultados para as simulações de 3h com o objetivo de verificar se tempos de simulação inferiores à 3h são adequados para este tipo de análise; comparação entre tempos de análise utilizando estatística de extremos, foram comparados diretamente os resultados das simulações de 3h com os resultados obtidos para simulações com tempos de simulações inferiores a este, mas considerando suas respostas extrapoladas para um mar de 3h; comparação entre análises

no tempo e na frequência, foram confrontados diretamente os resultados obtidos das análises no domínio do tempo com o domínio da frequência.

6.1.1 – ANÁLISE DO TRECHO DE TOPO E DO TDP DO RISER

6.1.1.1 – COMPARAÇÃO ENTRE OS TEMPOS DE SIMULAÇÃO

Este estudo teve como objetivo verificar se análises com tempos de simulação inferiores a 3 horas podem ser utilizadas em substituição às análises com tempos de simulação de 3 horas, ou seja, testar a influência dos tempos de simulação nos resultados das análises no domínio do tempo.

Para tanto, foram feitas comparações entre os resultados obtidos para os tempos de simulação inferiores a 3h e os resultados para as simulações de 3 horas. Os parâmetros comparados nas análises foram: forças de tração (máximas e mínimas) no topo e no TDP e seus desvios padrão, rotações no topo, momentos e desvios padrão no TDP.

Dessa forma, foi calculada a média dos resultados para os tempos de simulação de 3h e para cada um dos tempos de simulação inferiores a este. Os resultados médios obtidos para tempos de simulação inferiores a 3 horas foram diretamente confrontados com o valor médio para as simulações de 3 horas.

A fim de verificar se os resultados médios eram representativos, para cada semente analisada os resultados obtidos para a simulação de 3 horas foram diretamente comparados com os resultados obtidos para os tempos de simulação menores.

Uma vez que os resultados para as comparações utilizando valores médios foram representativos, foram considerados nesta dissertação somente estes resultados.

A comparação entre os resultados foi executada de acordo com a equação abaixo.

$$E(\%) = -\frac{(\overline{Res}_{T=10800} - \overline{Res}_{T=n})}{\overline{Res}_{T=10800}} \times 100\% \quad (6.1)$$

onde:

$E(\%)$: representa a diferença entre os resultados;

$\overline{Res}_{T=10800}$: representa os resultados médios para o tempo de 10800s;

$\overline{Res}_{T=n}$: representa os resultados médios para os tempos inferiores a 10800s.

As comparações efetuadas para as cargas máximas de topo exibiram uma diferença máxima de $\pm 2,32\%$, com um coeficiente de variação de 0,04, sendo que para tempos de simulação de 1800s e 360s os valores obtidos mostraram que o duto se encontrava mais tracionado do que com o tempo de simulação de 10800s.

Para a carga mínima, a diferença máxima foi de $\pm 2,25\%$ com um coeficiente de variação de até 0,02, sendo que para os tempos de simulação de 1800s e 360s os valores obtidos demonstraram que o duto se encontrava menos tracionado do que para o tempo de simulação de 10800s. Dessa forma, o range de variação das forças de tração foi reduzido, demonstrando um não conservadorismo quando comparados às simulações para 10800s.

O desvio padrão da série de esforços no topo sofreu variações médias máximas de $\pm 2,05\%$, sendo que quanto menores os tempos de simulação maiores os desvios.

Os resultados obtidos demonstram a viabilidade de utilização de tempos de simulação inferiores a 10800s para a previsão das cargas de tração no topo, pois as diferenças entre os resultados são não significantes. Entretanto, simulações considerando tempos de simulação muito baixos não atingem estabilidade estatística das variáveis aleatórias, conforme será exibido no item seguinte.

As rotações máximas e mínimas no topo, segundo o eixo transversal ao plano da catenária, exibiram erros percentuais médios de até 35% abaixo dos valores obtidos para as simulações com 3 horas de duração. Tempos de simulação inferiores a 10800s não conseguiram representar os resultados das simulações de 3h para as rotações no topo adequadamente.

Devido à consideração de conexão rotulada para deslocamentos rotacionais, não foi realizada a comparação para momentos no topo.

Para a região do TDP as diferenças nos resultados não se mostraram significativas para as cargas máximas médias, possuindo um erro percentual médio entre 0% e +6,25%, com um coeficiente de variação de 0,11 para os tempos de análise de 360s, o que corresponde a dizer que o duto sempre esteve mais tracionado para tempos de simulação diferentes de uma simulação de 3 horas.

Entretanto, para a carga mínima média o erro percentual médio ficou entre 0% e -5,26%, com um coeficiente de variação de 0,11 para os tempos de análise de 360s, o que corresponde a dizer que o duto permaneceu sempre menos tracionado para tempos de simulação diferentes de uma simulação de 3 horas.

Assim, o range de variação das forças de tração foi reduzido, porém, o erro do desvio padrão da série de esforços sofreu variações entre 0% e +8,69%, sendo que, normalmente, quanto menores os tempos de simulação maiores os desvios, demonstrando, dessa forma, conservadorismo se comparar os resultados obtidos aos das simulações com 10800s.

Avaliando-se os resultados somente dos esforços de tração na região do TDP pode-se verificar que as diferenças que surgem entre os resultados para tempos de simulação diferentes são pequenas, entretanto, da mesma forma que para as cargas de topo, tempos de simulação baixos não permitem que os resultados se estabilizem estatisticamente, não devendo, desta forma, serem utilizados. Observando os desvios padrões da série de esforços vemos que os resultados na frequência se mostraram sempre mais conservadores para as análises na frequência, mas devido à falta de estabilidade do sinal não se deve utilizar tempos de simulação inferiores a 10800s para tentar traduzir os resultados de tração no TDP.

Para os momentos máximos médios, transversais ao plano da catenária, ao longo da região do TDP, foi obtido um erro de até 72% no ponto onde se inicia a região do TDP para o tempo de análise de 360s. A região do TDP para este tempo de análise se encontrou reduzida. Para o ponto onde ocorre o TDP estático, o erro foi de no

máximo 6,5%. Já para os momentos mínimos médios ao longo da região do TDP obtivemos um erro médio entre -2856% e 5329%, mas desta vez com os erros máximos ocorrendo à frente do TDP estático em um ponto onde ocorre a inversão das máximas flexões. O desvio padrão médio da série de momentos teve um erro variando entre -34% e +17,7%.

A região do TDP é uma região que envolve uma série de não linearidades, sendo difícil prever o comportamento estrutural nesta região. Isto, conjunto ao fato das cargas de tração serem menos conservadoras no topo pode ter contribuído para estes resultados.

Tempos de simulação inferiores à 10800s para a região do TDP podem apresentar erros consideráveis no que tange aos esforços de flexão, portanto, deve ser utilizado para as simulações envolvendo o TDP o tempo de 10800s.

6.1.1.2 – COMPARAÇÃO ENTRE ANÁLISES NO TEMPO UTILIZANDO ESTATÍSTICA DE EXTREMOS

Neste item, os resultados médios obtidos das sementes analisadas para as cargas de topo com tempos de simulação inferiores a 3h, diferentemente do item anterior, foram extrapolados estatisticamente para 3 horas e então comparados com os valores médios obtidos para 10800s.

As análises estatísticas foram realizadas utilizando o programa POSSINAL (POSSINAL, 2006), onde a estatística de extremos utiliza os modelos de distribuição de Weibull e Raileigh. Os resultados das simulações no tempo foram comparados somente com a estatística utilizando o modelo de Weibull.

Estas análises foram realizadas somente para o elemento de conexão com o flutuante e para forças de tração, com o intuito de verificar a influência do tempo de simulação na determinação dos valores máximos mais prováveis.

Quando comparados os resultados das simulações de 3 horas com os resultados para tempos inferiores a este, porém extrapolados estatisticamente, foram observadas diferenças que se mostraram não significativas, com diferenças para a força máxima média da ordem de até $\pm 2,84\%$, sendo que para os tempos de simulação de 1800s e 360s estas se encontraram abaixo de $0,11\%$, ou foram negativas, indicando que o duto se encontrou menos tracionado em 75% das análises.

Já para as cargas trativas mínimas médias, as diferenças se encontraram em uma faixa de $\pm 2,12\%$, sendo que para os tempos de simulação de 1800s e 360s estas se encontraram abaixo de $-0,03\%$, ou foram positivas, indicando que o duto se encontrou mais tracionado em 75% das análises, demonstrando um efeito contrário ao que ocorreu para as cargas máximas.

Dessa forma, o range de variação das forças de tração foi aumentado, para tempos de simulação de 1800s e 360s, o que garante um maior conservadorismo quando comparados às simulações para 10800s. Vemos que independente de extrapolação estatística, as diferenças obtidas para as cargas de tração, para os diferentes tempos de simulação não influenciaram nas respostas das análises, pois os erros são não significativos, mas não foi possível precisar o comportamento das cargas de tração para todos os tempos de simulação, embora tenha havido a tendência dos resultados serem mais conservadores, para os tempos de simulação inferiores a 10800s.

Para os tempos de simulação de 7200s ocorreu a estabilização dos sinais e os erros encontrados para análises com este tempo de simulação não apresentaram erros superiores à $\pm 0,16\%$. Já para tempos de simulação inferiores a este, embora em alguns casos os resultados das comparações possam ter sido conservadores, como para os tempos de 1800s e 360s, não houve a estabilização estatística das variáveis aleatórias, não garantindo que estes resultados possam se repetir.

Dessa forma, as análises no domínio do tempo podem ser executadas com um tempo de simulação reduzido de 7200s em substituição ao tempo de 10800s para prever as cargas de topo. A utilização de tempos de simulação de 7200s pode reduzir o tempo de análise em 35%. Os valores dos tempos de simulação se encontram no Quadro 6.2.

As Figuras 6.1 e 6.2, a seguir, mostram de uma maneira geral, a qualidade dos resultados obtidos das análises estatísticas para esforços no topo do duto levando em conta um tempo de simulação de 10800s e uma simulação com 360s. Pode-se ver que para um tempo longo de simulação as variáveis do processo aleatório tenderam a se tornar estáveis e a função de distribuição de Gauss se aproximou muito da função de distribuição real, caracterizando o processo como sendo visualmente Gaussiano. Já para o tempo de 360s não ocorreu a estabilização do desvio padrão, e em muitos casos, também não ocorreu a estabilização da média, nem a função distribuição de Gauss se assemelhou à função de distribuição real, caracterizando um processo não Gaussiano.

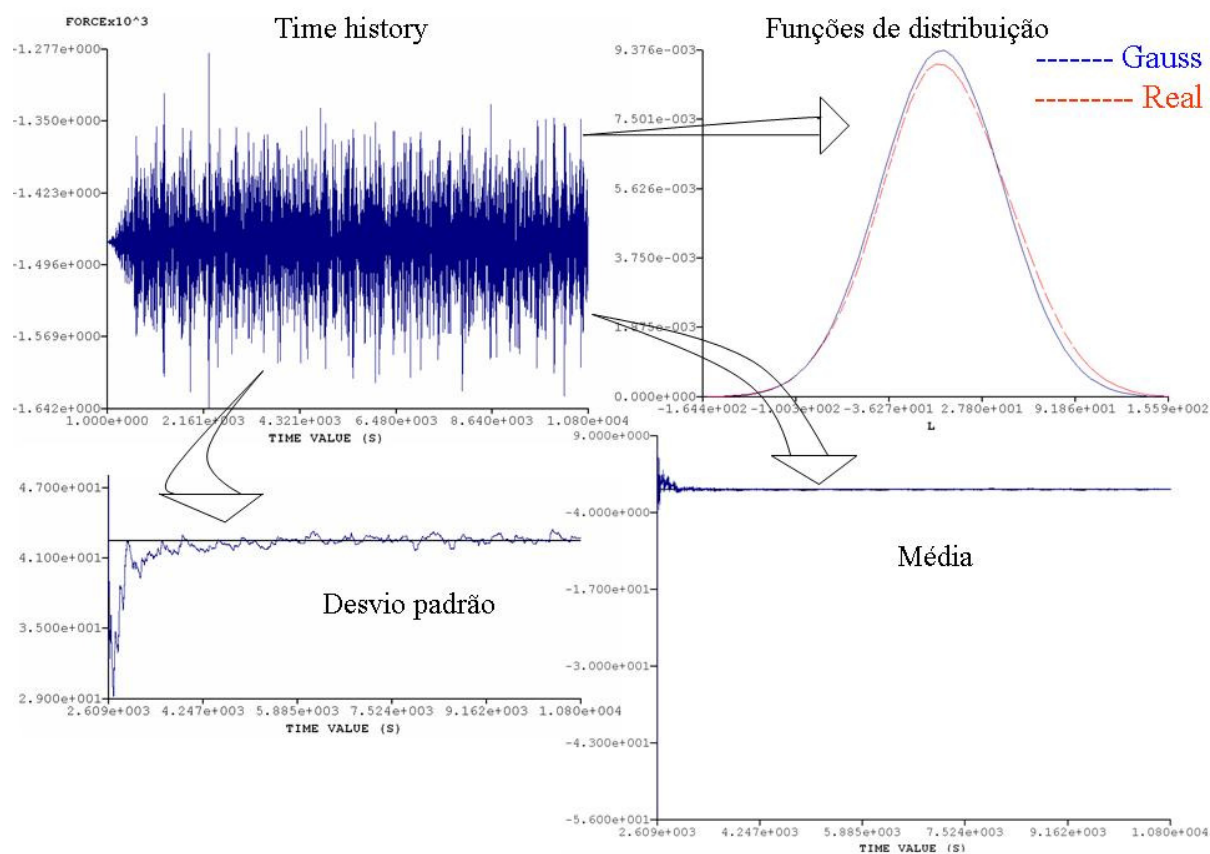


FIGURA 6.1 – Análise estatística para um tempo de simulação de 10800s

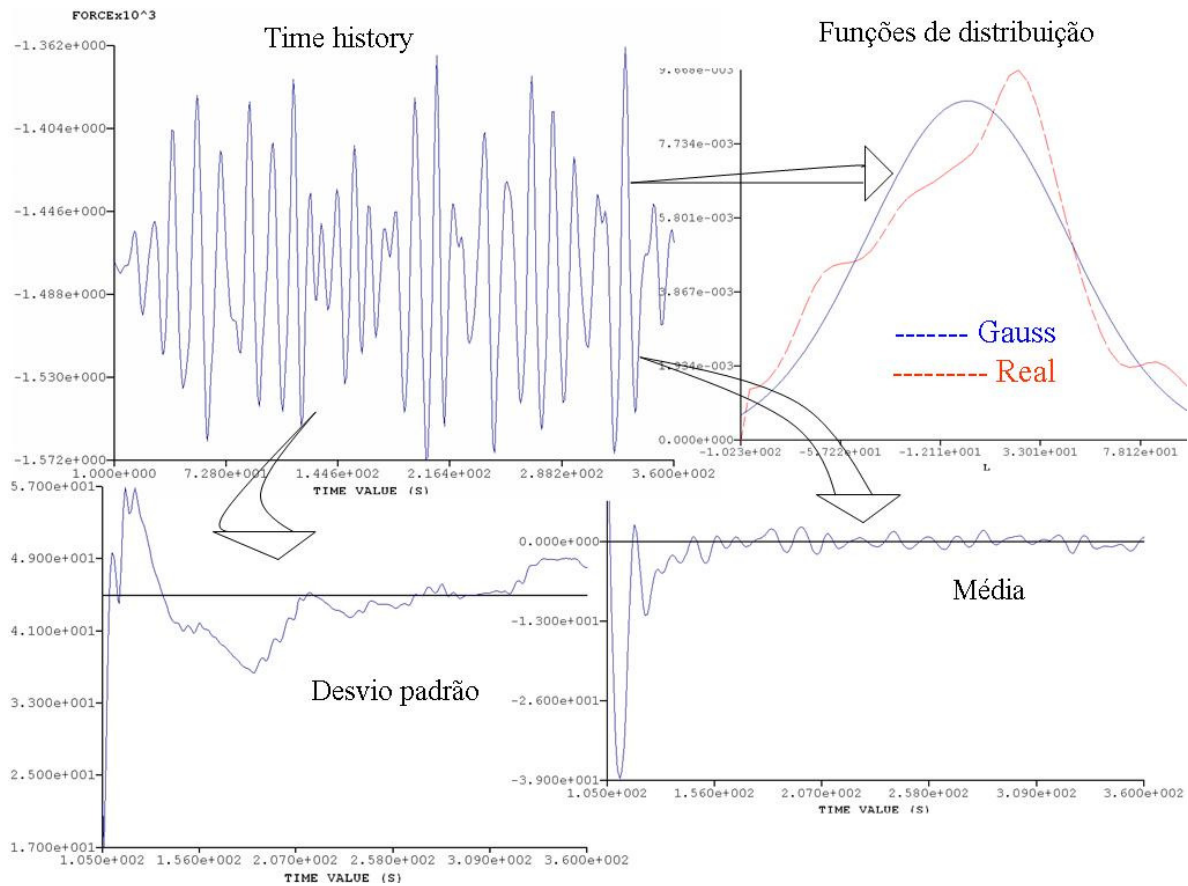


FIGURA 6.2 – Análise estatística para um tempo de simulação de 360s

6.1.1.3 – COMPARAÇÃO ENTRE AS ANÁLISES NO TEMPO E NA FREQUÊNCIA

Os parâmetros comparados nestas análises foram: forças de tração (máximas e mínimas) no topo e no TDP e seus desvios padrão, rotações no topo, momentos e desvios padrão no TDP. Estas análises comparam diretamente resultados de análises no domínio do tempo, simulados com 10800s, com resultados de análises no domínio da frequência projetados para 10800s e, também, resultados de análises no domínio do tempo, simulados com outros tempos, com resultados de análises no domínio da frequência projetados para os mesmos tempos.

Para estas comparações foi utilizada a seguinte equação.

$$E(\%) = - \frac{(\overline{Res}_{Tempo} - \overline{Res}_{Frequência})}{\overline{Res}_{Tempo}} \times 100\% \quad (6.2)$$

onde:

$E(\%)$: é a diferença entre os resultados;

\overline{Res}_{Tempo} : é o resultado médio das simulações no tempo com um tempo T;

$\overline{Res}_{Frequência}$: é o resultado médio das análises na frequência com projeção T.

Comparando as análises no domínio da frequência com as análises no domínio do tempo, temos que as diferenças para as cargas máximas de tração foram de no máximo $\pm 2,1\%$. Não foi possível prever o comportamento da carga máxima de tração, pois, ora era esta conservadora, ora não. Já os resultados obtidos para as cargas mínimas apresentaram um erro máximo de $-1,5\%$, indicando que as cargas obtidas por meio das análises na frequência foram menos conservadoras que as obtidas das análises no tempo. O desvio padrão da série de esforços teve diferenças de $\pm 7,1\%$, não demonstrando um comportamento padrão.

Os resultados obtidos das simulações no domínio do tempo para os ângulos de topo foram de até 106% abaixo dos obtidos no domínio da frequência. Devido à consideração de conexão rotulada para deslocamentos rotacionais, não foi realizada a comparação para momentos no topo.

Não foi possível prever o comportamento das cargas de tração no topo, mas, de acordo com os resultados das análises, apresentados acima, vemos que as diferenças entre as análises no domínio do tempo e da frequência para cargas de topo foram não significativas. Vemos também, que os resultados para as rotações no topo não puderam ser descritos pelas análises no domínio da frequência.

Abaixo foram plotados gráficos obtidos das simulações para os elementos de topo do duto para os testes de estabilidade 1 ($H_s = 8\text{m}$; $T = 15\text{s}$) com o intuito de reforçar as informações mencionadas acima.

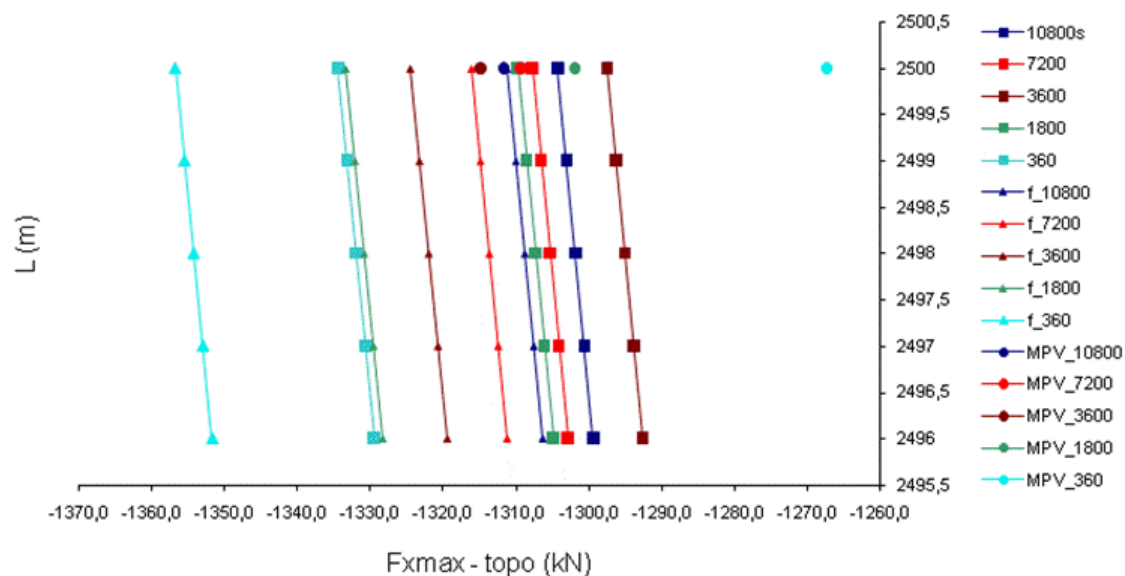


GRÁFICO 6.1 – Envoltória de força máxima média no topo para o teste de estabil. 1

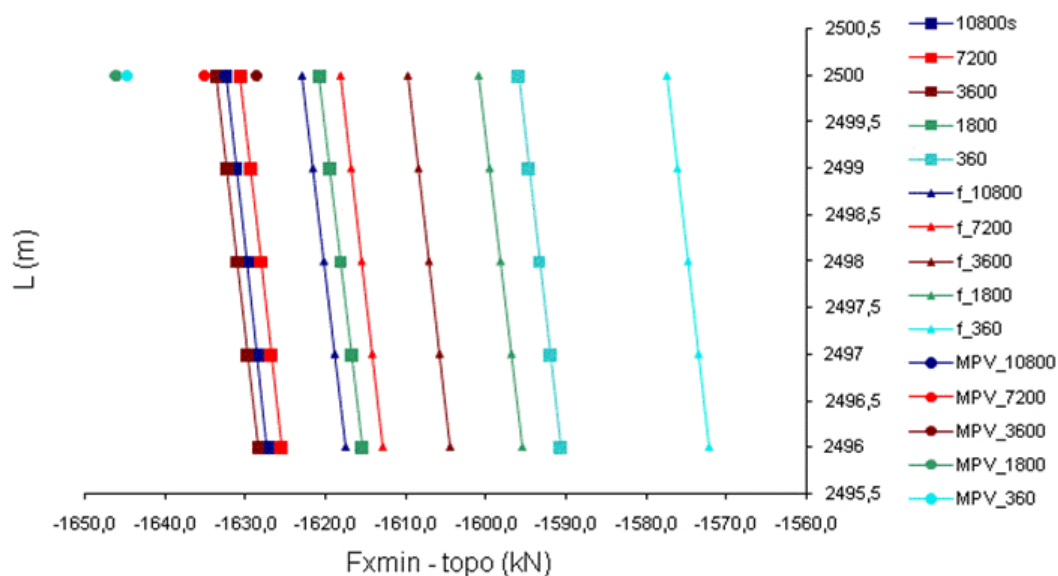


GRÁFICO 6.2 – Envoltória de força mínima média no topo para o teste de estabil. 1

Os gráficos acima exibem: as curvas de tração no topo, simuladas no domínio do tempo, para todos os tempos de simulação analisados, estas são representadas pelas curvas marcadas com os pontos quadrados; as curvas de respostas obtidas pelas análises no domínio da frequência, considerando vários tempos de simulação, são representadas pelas curvas marcadas com os pontos triangulares, assim, podemos comparar os resultados obtidos das simulações no tempo com diferentes tempos de simulação

diretamente com os obtidos para a frequência; e, também se encontram no gráfico, os valores obtidos para as extrapolações estatísticas do elemento de conexão com o flutuante, estes são representados pelos pontos circulares.

As legendas encontradas no gráfico são apresentadas abaixo:

- 360 : simulação no tempo com 360s de duração; 1800: simulação no tempo com 1800s de duração etc;
- f_360 : análise no domínio da frequência, extrapolada para 360s; f_1800: análise no domínio da frequência, extrapolada para 1800s etc;
- MPV_360 : extrapolação estatística para 10800s aplicada sobre as simulações no tempo com 360s; MPV_1800: extrapolação estatística para 10800s aplicada sobre as simulações no tempo com 1800s;

A partir dos gráficos acima descritos, pode-se verificar que as simulações no tempo apresentaram sempre resultados inferiores aos obtidos na frequência para as cargas de tração máxima. Para o caso chamado teste de estabilidade 2, onde foi considerado um espectro menos energético, houve uma inversão destas respostas. Também é possível verificar que para as cargas mínimas, os resultados na frequência foram sempre menos conservadores que os obtidos no domínio do tempo, o mesmo pode ser verificado para o teste de estabilidade 2.

Os resultados obtidos das diferenças obtidas para os desvios padrão das séries de esforços são mostrados no Gráfico 6.3.

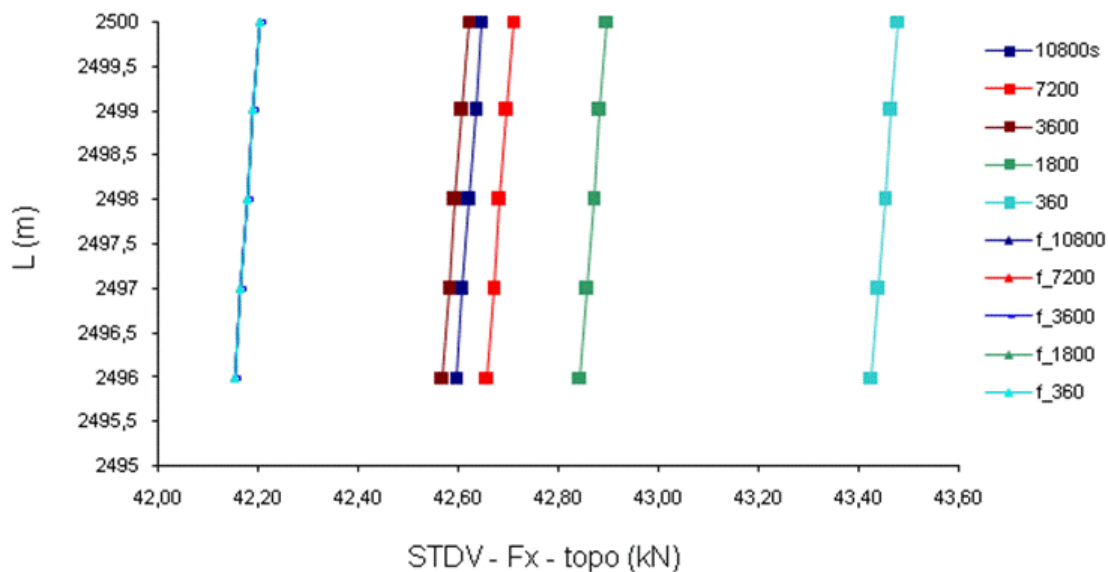


GRÁFICO 6.3 – Envoltória de desvio padrão médio no topo para o teste de estabil. 1

No gráfico acima observamos que os resultados na frequência apresentaram sempre menores desvios padrão que os obtidos no tempo. Para o teste de estabilidade 2 os resultados foram o contrário, ou seja, os desvios padrão para a frequência foram maiores que os obtidos para o tempo. Podemos concluir que é impossível prever o comportamento dos resultados das análises na frequência comparados ao domínio do tempo, indicando, ora conservadorismo, ora não conservadorismo.

Também foram plotados, a título de ilustração, os Gráficos 6.4 e 6.5 mostrando o raio de curvatura no topo e os desvios padrão do momento transversal ao plano da catenária. Os valores do raio mínimo de curvatura no topo para o comprimento de 5m analisado mostram grandes divergências entre as análises no domínio do tempo e da frequência. O nó da conexão de topo foi considerado rotulado, o que explica a grande mudança de inclinação no topo das curvas apresentadas. Entretanto, por ter sido considerado no topo apenas 5 metros, não foi possível vislumbrar a estabilização dos resultados para o tempo ou para a frequência e, o que aconteceria com as diferenças entre as metodologias de simulação no tempo e na frequência para este parâmetro.

Não foi possível efetuar a estatística no nó da conexão para o raio de curvatura, por isso, esta foi executada para o nó imediatamente inferior.

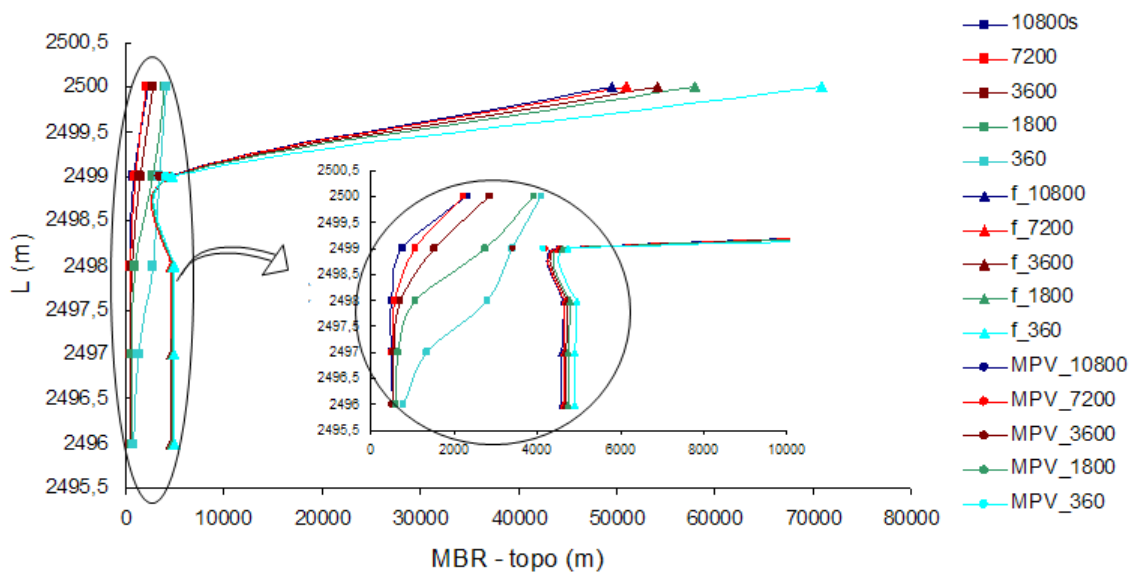


GRÁFICO 6.4 – Envoltória de mínimo raio de curvatura médio no topo para o teste de estabil. 1

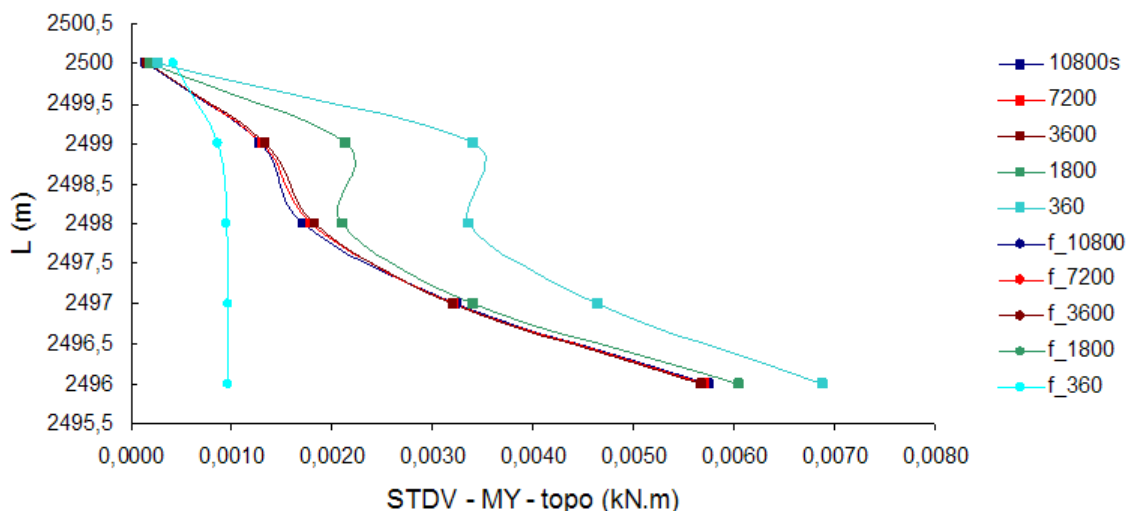


GRÁFICO 6.5 – Envoltória de desvio padrão do momento transversal médio ao plano da catenária no topo para o teste de estabil. 1

O desvio padrão dos momentos no topo para as análises no domínio da frequência mostrou estar sempre inferior ao desvio para o domínio do tempo.

A comparação para a região do TDP foi realizada com o intuito de mostrar as diferenças entre os resultados obtidos para simulações no tempo e na frequência e de

demonstrar a incapacidade das análises no domínio da frequência de representar as não linearidades implícitas à região do TDP. Entretanto, deve-se atentar ao fato de que as diferenças metodológicas adotadas em cada um dos métodos não permite que sejam realizadas estas comparações, necessitando se utilizar nas análises no domínio da frequência de artifícios para compensar estas diferenças.

As diferenças no TDP obtidas para as cargas máximas médias de tração foram no máximo de $-1,86\%$. As diferenças obtidas para as cargas mínimas de tração foram de no máximo $-7,13\%$. As diferenças dos desvios padrão da série de forças foram de no máximo $+19,15\%$. Dessa forma, os resultados na frequência, considerando apenas esforços axiais, se mostraram conservadores quando comparados ao tempo para a região do TDP.

Os momentos máximos médios apresentaram diferenças de -100% para pontos anteriores à região do TDP, explicado devido à ausência de variação do TDP em análises no domínio da frequência, alcançando um pico de $+467\%$ junto ao TDP estático, reduzindo-se a valores da ordem de -10% para pontos posteriores a este e atingindo valores inferiores a $\pm 2\%$ para pontos mais distantes.

O comportamento para os momentos mínimos médios foi semelhante, ou seja, os momentos médios mínimos apresentaram diferenças de -100% para pontos anteriores à região do TDP, alcançando um pico de $-1,2 \times 10^6\%$ junto ao TDP estático, reduzindo-se a valores inferiores a $\pm 2\%$ e atingindo valores próximos a zero para pontos mais distantes.

A diferença do desvio padrão da série de momentos foi de -100% , para pontos anteriores ao TDP estático, alcançando um pico de $+870\%$ no ponto onde ocorre o TDP estático. A partir deste ponto as diferenças médias tornaram-se menores atingindo valores da ordem de $+7\%$ acima dos desvios para as análises no domínio do tempo a apenas 13m e praticamente estabilizando em $+12\%$ para pontos mais distantes.

Os resultados mostrados acima enfatizam, como dito acima, que as análises no domínio da frequência para a região do TDP, não conseguem reproduzir com acurácia os resultados obtidos em simulações no domínio do tempo, uma vez que as diferenças

obtidas para as diferentes metodologias de simulação se traduz em valores completamente discrepantes. Para que as análises na frequência consigam representar os resultados das simulações no domínio do tempo para a região do TDP é necessário que sejam feitas alterações na metodologia de análise no domínio da frequência.

Foram plotados abaixo os gráficos obtidos das simulações no tempo e na frequência para os elementos localizados na região do TDP (trecho de 200m de comprimento) para os testes de estabilidade 1. Nestes gráficos encontram-se, além dos resultados das simulações de 10800s, os resultados das simulações com tempos menores de simulação, porém todos os dados apresentados acima compararam frequência versus tempo com tempo de simulação de 10800s.

Os resultados são apresentados conforme a seguinte legenda:

- 10800-max_medio : resultados médios máximos no domínio do tempo para um tempo de simulação de 10800s; 7200-max_medio: resultados médios máximos no domínio do tempo para um tempo de simulação de 7200s etc;
- 10800-min_medio : resultados médios mínimos no domínio do tempo para um tempo de simulação de 10800s; 7200-min_medio: resultados médios mínimos no domínio do tempo para um tempo de simulação de 7200s etc;
- 10800-env_max : envoltória dos resultados máximos para todas as sementes no domínio do tempo para um tempo de simulação de 10800s; 10800-env_min: envoltória dos resultados mínimos para todas as sementes no domínio do tempo para um tempo de simulação de 10800s etc;
- f_10800-max : resultados máximos no domínio da frequência para um tempo de projeção de 10800s; f_10800-min: resultados mínimos no domínio da frequência para um tempo de projeção de 10800s etc;

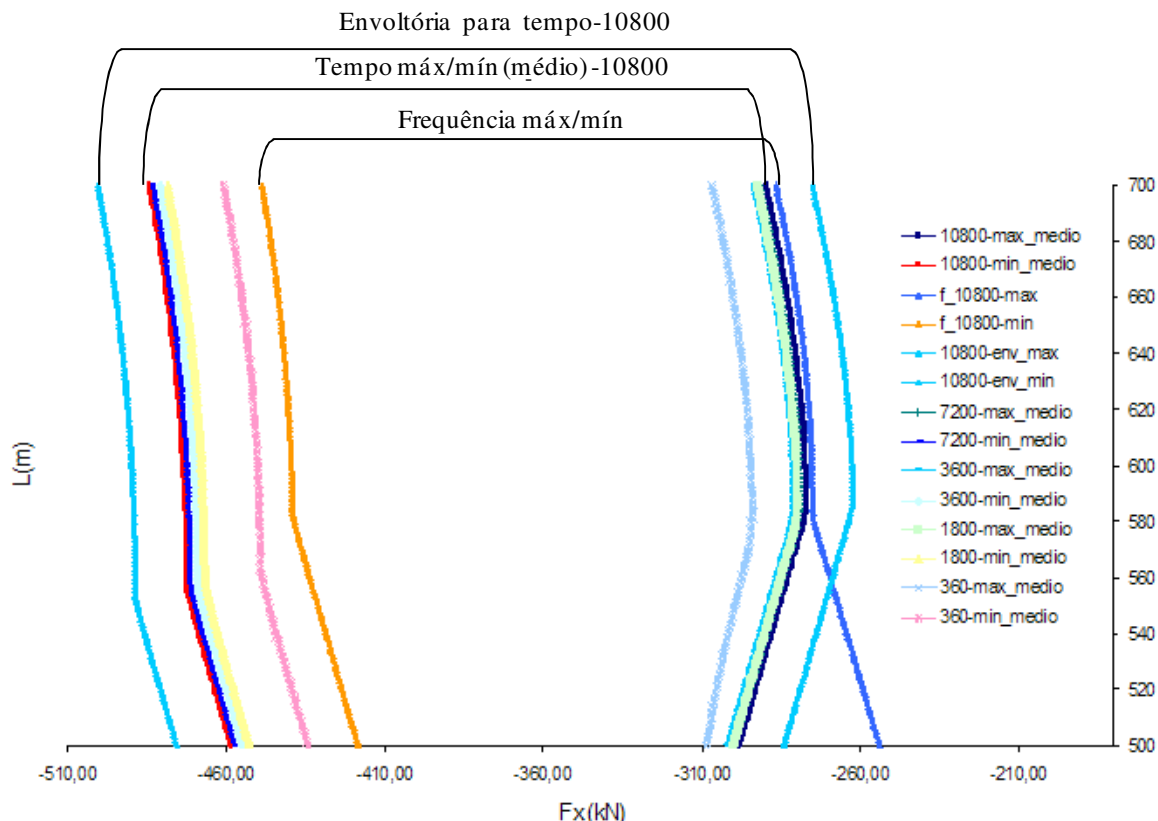


GRÁFICO 6.6 – Envoltória de forças de tração médias no TDP para o teste de estabil. 1

Do Gráfico 6.6 acima, podemos verificar, conforme mencionado acima, que a estrutura fica menos tracionada quando submetida a análises no domínio da frequência e, da mesma forma, o range de variação de tração para as análises na frequência fica reduzido.

O Gráfico 6.7 exibe os desvios padrão para as forças de tração no TDP. Pode-se verificar que para pontos localizados a partir do TDP o valor do desvio padrão praticamente se mantém constante, para as duas metodologias de simulação, tempo e frequência, e seus valores se encontram próximos, entretanto os resultados para as análises na frequência foram sempre mais conservadoras que as análises no domínio do tempo.

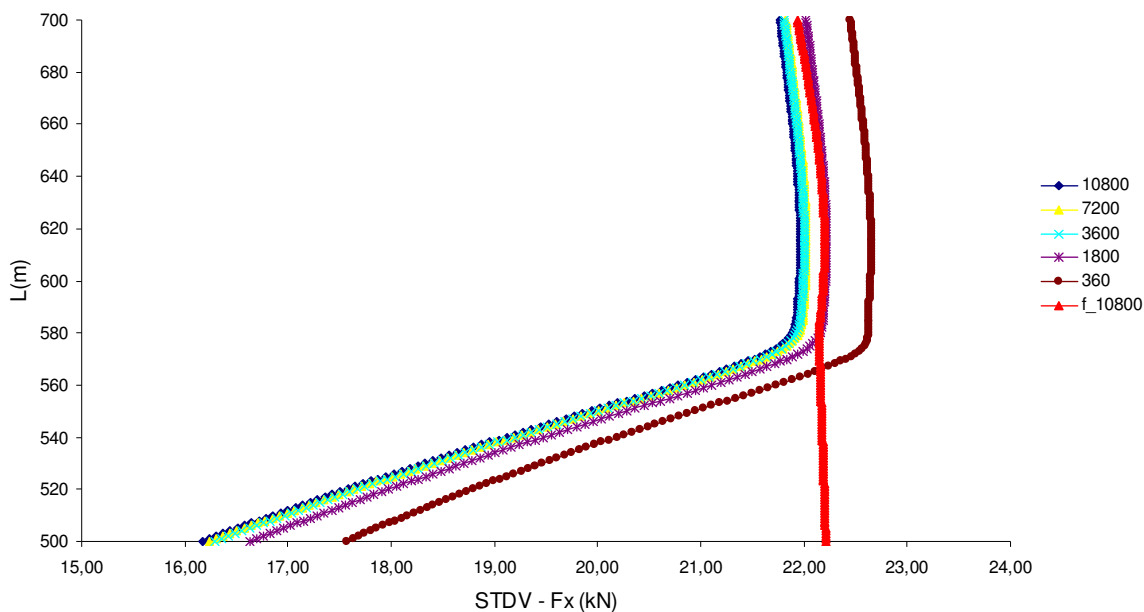


GRÁFICO 6.7 – Envoltória de desvio padrão médio da série de esforços no TDP para o teste de estabil. 1

Também foram plotados os gráficos de momento e desvio padrão para a região do TDP. Do Gráfico 6.8 podemos observar que os momentos para os dois métodos de simulação são semelhantes afastados da região do TDP estático. Porém, nesta região os resultados das análises no domínio da frequência exibem um pico com valores completamente distintos dos obtidos com as simulações no domínio do tempo devido a não consideração da não linearidade do solo.

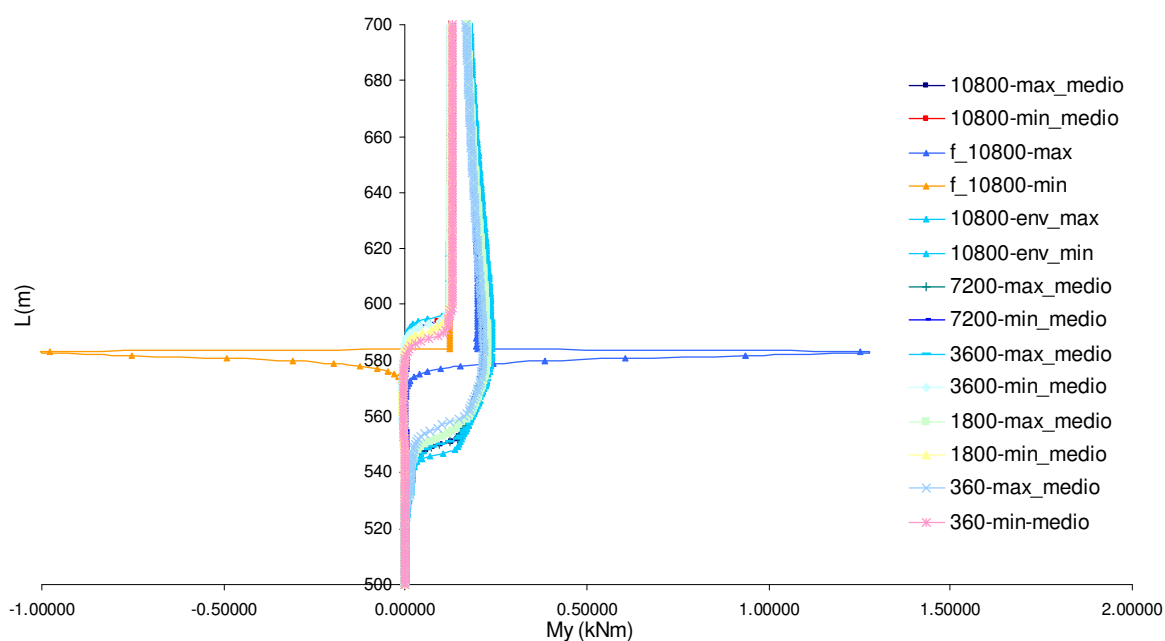


GRÁFICO 6.8 – Env. de momentos máx /min médios na região do TDP para os testes de estabil. 1

Pelas envoltórias de desvio padrão médio dos momentos, exibidas no Gráfico 6.9, vemos que há uma grande divergência entre os resultados obtidos das análises no domínio do tempo e da frequência. Isto se deve ao fato de nas análises no domínio da frequência o TDP ser mantido fixo em um ponto, não variando ao longo de uma região como ocorre no domínio do tempo.

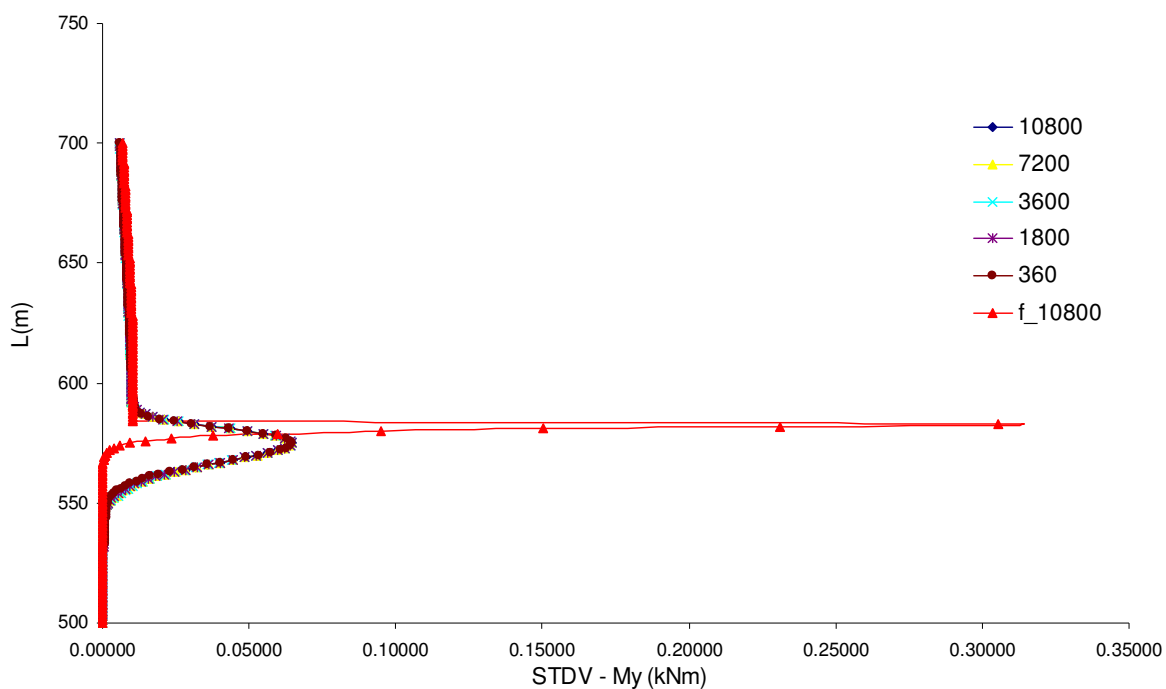


GRÁFICO 6.9 – Envoltórias de desvios padrão médio do momento na região do TDP para os testes de estabil. 1

No ponto onde ocorre o TDP, devido a sua condição estática, houve uma concentração de esforços de flexão, ocorrendo inflexões com valores extremamente elevados e inconsistentes.

Por esta razão, as análises no domínio da frequência não podem ser utilizadas diretamente em substituição as análises no domínio do tempo na região do TDP sem serem efetuadas correções nas distorções geradas pela não consideração da interação solo-estrutura. Alguns métodos têm sido propostos com o intuito de suprir estas distorções, como a calibração das molas de solo a partir de simulações no tempo. Não faz parte do escopo desta dissertação tratar assuntos relacionados a esta metodologia de correção das molas de solo.

6.2 – CASOS DE ANÁLISE

Para os casos de análise todas as simulações no domínio do tempo foram realizadas para um intervalo de tempo de 10800s. Assim, os resultados das análises no tempo foram diretamente confrontados com os resultados das análises na frequência. Todos os dados obtidos das simulações foram agrupados de forma a manter sempre um parâmetro de análise variável, por exemplo: fixando $H_s = 2\text{m}$ e $T = 10\text{s}$ e, variando o coeficiente de arrasto, etc.

A influência da altura significativa e do período de pico nos resultados pode ser melhor entendida observando a Figura 6.3 abaixo, que mostra os vários espectros de onda que foram utilizados nas simulações.

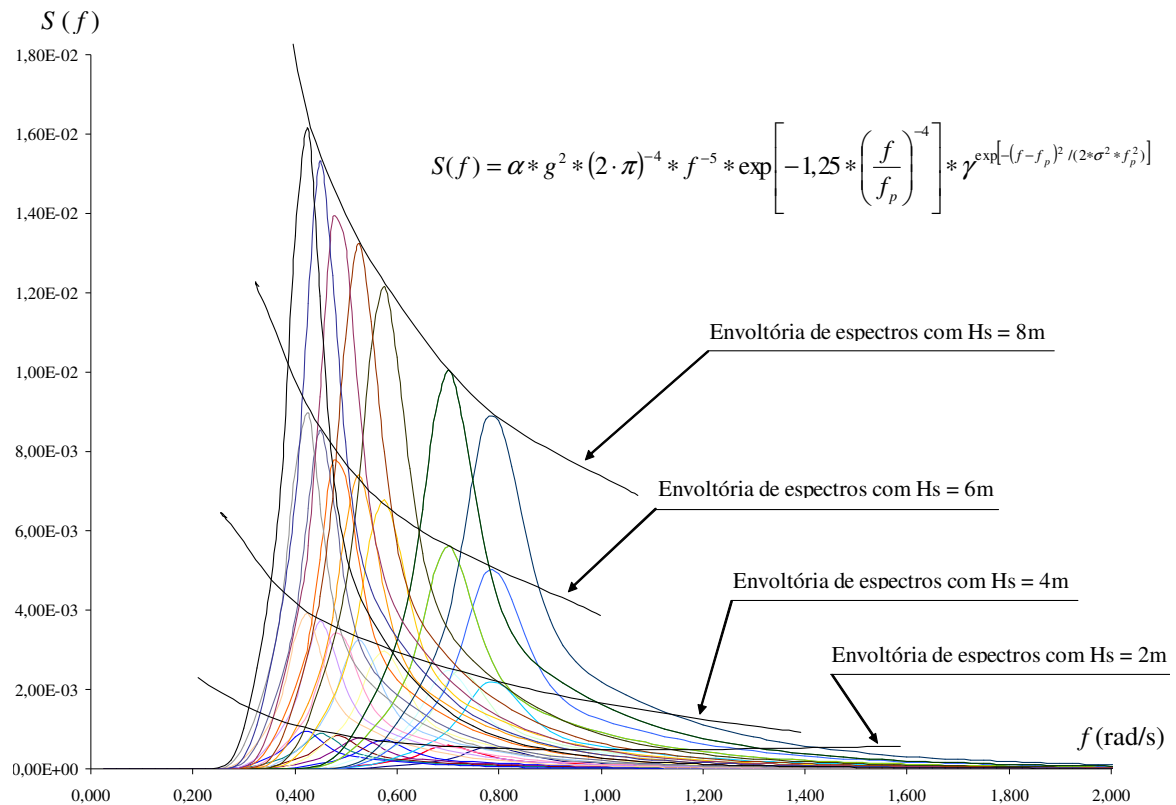


FIGURA 6.3 – Espectros de ondas utilizados nas análises

Podemos verificar que para uma mesma altura significativa a energia do espectro aumenta com o aumento do período associado. Também verificamos que para um

mesmo período, o aumento da altura eleva a energia do espectro. Estes dois fatores aumentam os movimentos dinâmicos no topo da conexão do duto com o flutuante, implicando em maiores não linearidades.

Os parâmetros comparados nas análises foram: forças de tração (máximas e mínimas) no topo e no TDP e seus desvios padrão, rotações no topo, momentos e desvios padrão no TDP.

Tal como nas análises realizadas para os testes de estabilidade, optou-se por obter os resultados não somente de um único elemento, mas de uma faixa de comprimento, tanto na região do topo, como no TDP, considerada do mesmo modo que para os testes de estabilidade. Para a região do TDP, a região de maior interesse em nossa avaliação ocorre em torno do TDP estático devido ao fato das análises no domínio da frequência não variarem este ponto durante a fase dinâmica do carregamento.

As primeiras comparações foram efetuadas para o FPSO e para a SS considerando o ponto de conexão no centro de movimento. Uma vez realizada as simulações com conexão no centro de movimento, o ponto de conexão do duto no FPSO foi alterado a fim de melhor representar as condições deste tipo de unidade, assim, o novo ponto de conexão considerado situou-se no *turret*. As Figuras 6.4 e 6.5 abaixo mostram os RAOs para o FPSO e para a SS para os ângulos de 150° e 180° com ponto de conexão no centro do *turret* para o FPSO e no centro de movimento da SS.

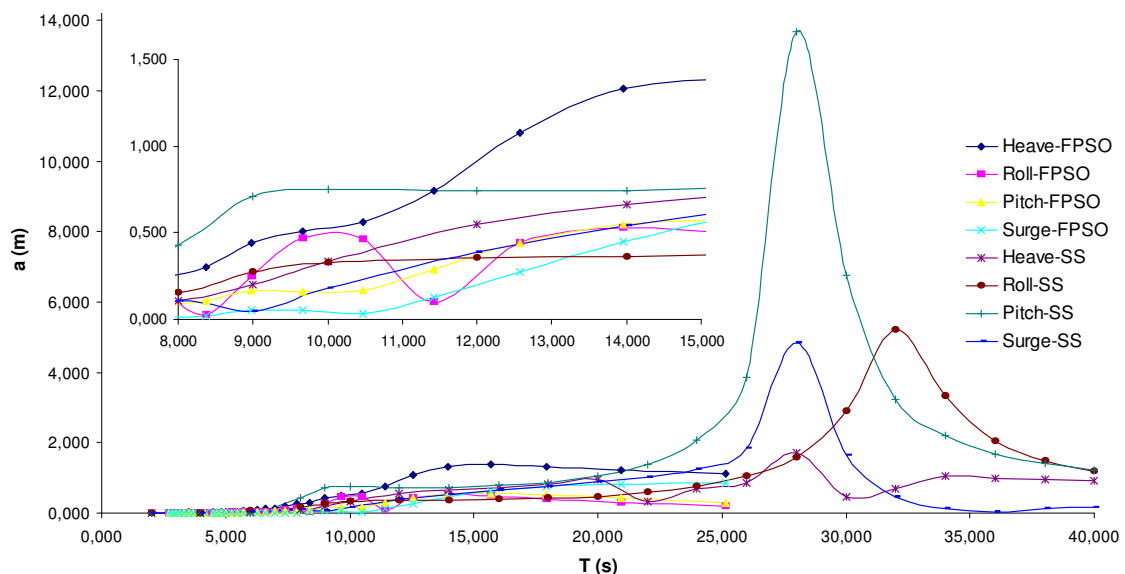


FIGURA 6.4 – RAOs de 150°, SS e FPSO (ampliada a faixa de período utilizada)

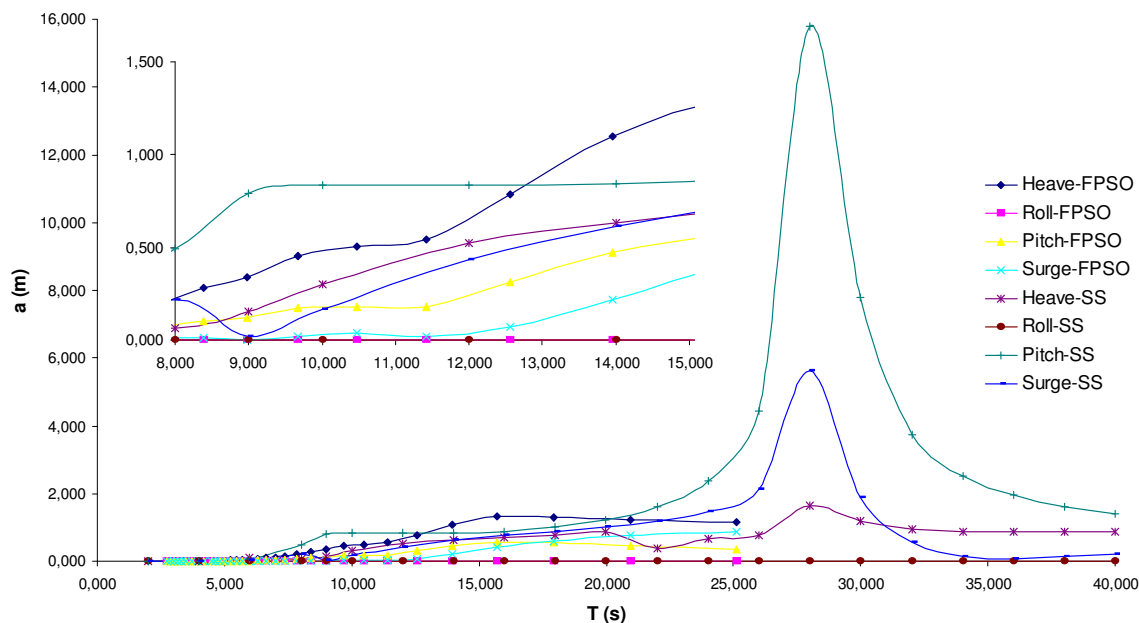


FIGURA 6.5 – RAOs de 180°, SS e FPSO (ampliada a faixa de período utilizada)

Encontram-se neste item somente a discussão dos resultados. Os resultados propriamente ditos se encontram apresentados no ANEXO I.

Todos os resultados estão sendo exibidos separadamente para cada uma das condições FAR e NEAR e para as variáveis envolvidas: H_s , T e CD.

6.2.1 – CASOS FAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO CD

Neste item foram executadas análises considerando o FPSO com conexão no CM e no *turret* e a SS com ponto de conexão no CM. Incluem-se também neste, os resultados para as condições não colineares de carregamento e as comparações dos resultados obtidos com os diferentes CDs.

De uma maneira geral pôde-se verificar que o aumento do CD não incorre sempre em aumento dos valores dos resultados, tanto para o tempo quanto para a frequência. Assim, o aumento do CD pode aumentar ou reduzir os valores dos esforços, não sendo este um parâmetro que demonstre, a partir de sua variação, um comportamento linearizado do duto. Em algumas situações pode-se ter aumento dos resultados no domínio do tempo e redução na frequência e vise-versa.

Para avaliar a influência do CD foram plotados abaixo: um gráfico exibindo todos os casos de carregamento para a condição FAR *versus* as cargas de tração no topo para as simulações no tempo e na frequência com os diferentes valores de CD e; outro gráfico exibindo todos os casos de carregamento na condição FAR *versus* as diferenças percentuais entre as cargas de tração no topo considerando os diferentes CDs para as simulações no tempo e na frequência.

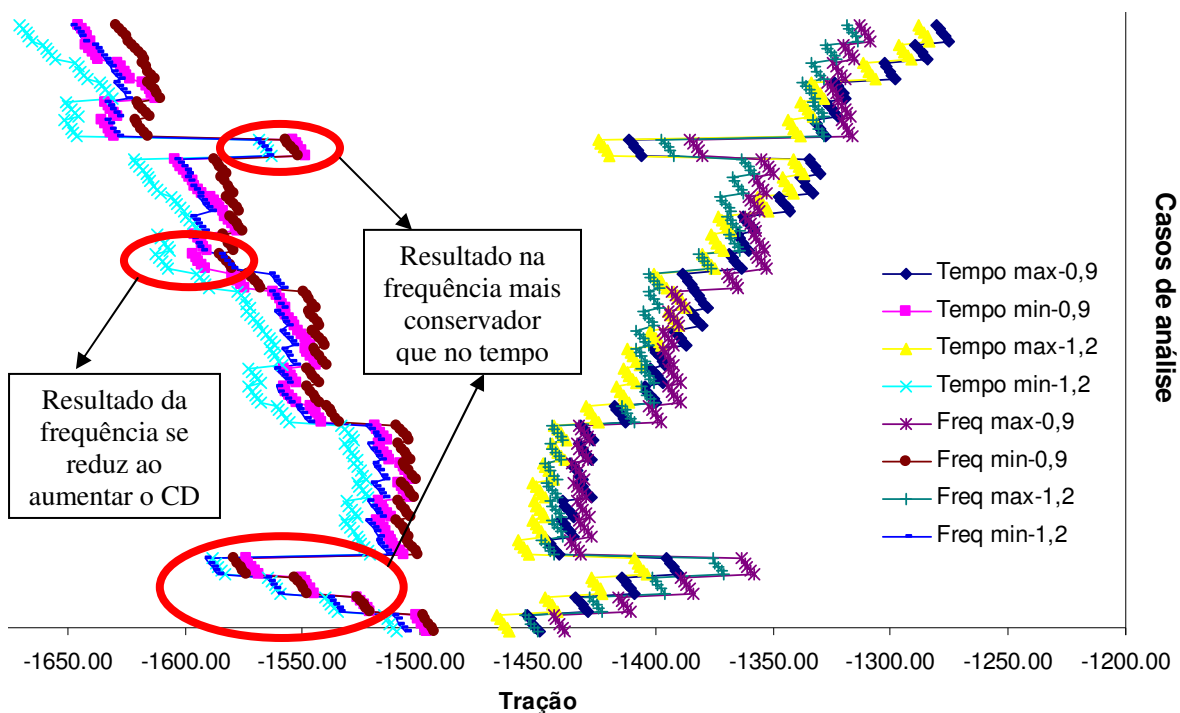


GRÁFICO 6.10 – Influência do CD no tempo e frequência para o FPSO (con. no CM)

Do gráfico acima podemos fazer algumas considerações: os resultados na frequência são ora mais conservadores que o tempo, ora menos, para ambos os CDs; em uma das situações os resultados na frequência diminuíram com o aumento do CD, assim, não se pode associar um aumento no CD a um aumento nos resultados na frequência.

O mesmo gráfico foi traçado para cada uma das condições: FAR; FAR com conexão no *turret*, FAR CROSS; e CROSSED FAR CROSS. De um nodo geral os resultados apresentaram as mesmas conclusões, diferindo apenas quantitativamente, assim, estes não serão exibidos.

No Gráfico 6.11 verificamos a influência do CD nos resultados para o tempo e para a frequência exibindo as diferenças percentuais existentes entre os resultados obtidos para cada CD.

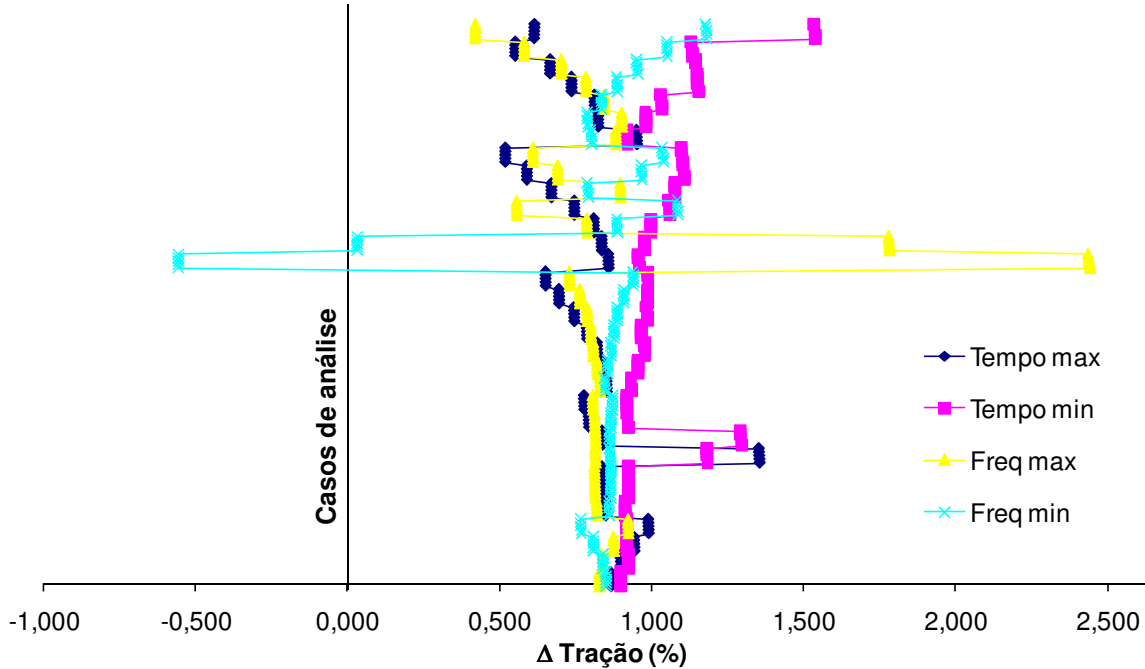


GRÁFICO 6.11 – Diferença percentual de resultados com a variação do CD (tempo e frequência), para o FPSO (conexão no CM)

Para estas comparações foi utilizada a seguinte equação.

$$E(\%) = -\frac{(Res_{CD=0,9} - Res_{CD=1,2})}{Res_{CD=0,9}} \times 100\% \quad (6.3)$$

onde:

$E(\%)$: é a diferença entre os resultados;

$Res_{CD=0,9}$: é o resultado obtido com $CD = 0,9$;

$Res_{CD=1,2}$: é o resultado obtido com $CD = 1,2$.

Para esta condição específica os resultados das simulações no tempo sempre aumentaram de valor com o aumento do CD. Já para as análises na frequência em um dos casos os resultados obtidos reduziram com o aumento do CD, mostrando, conforme mencionado acima, que não há um comportamento padrão para a variação do CD. Para

as outras condições FAR: FAR com conexão no *turret*, FAR CROSS e CROSSED FAR CROSS, os resultados no tempo tenderam a aumentar com o aumento do CD, mas não houve um comportamento distinto.

Os resultados na frequência, assim como no tempo, tenderam a resultados mais inesperados com o aumento das não linearidades quando se varia o CD.

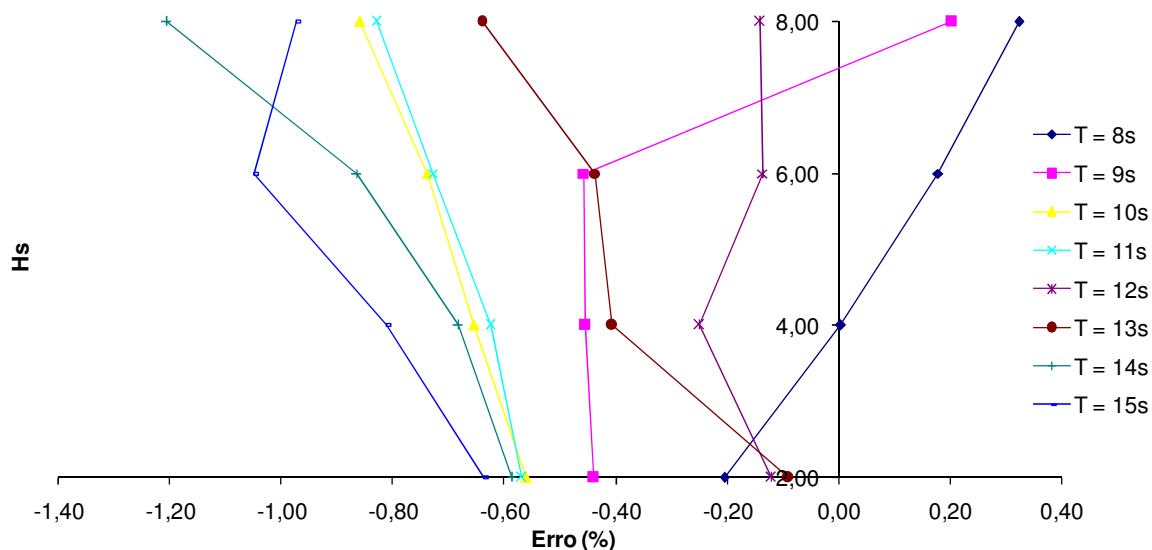
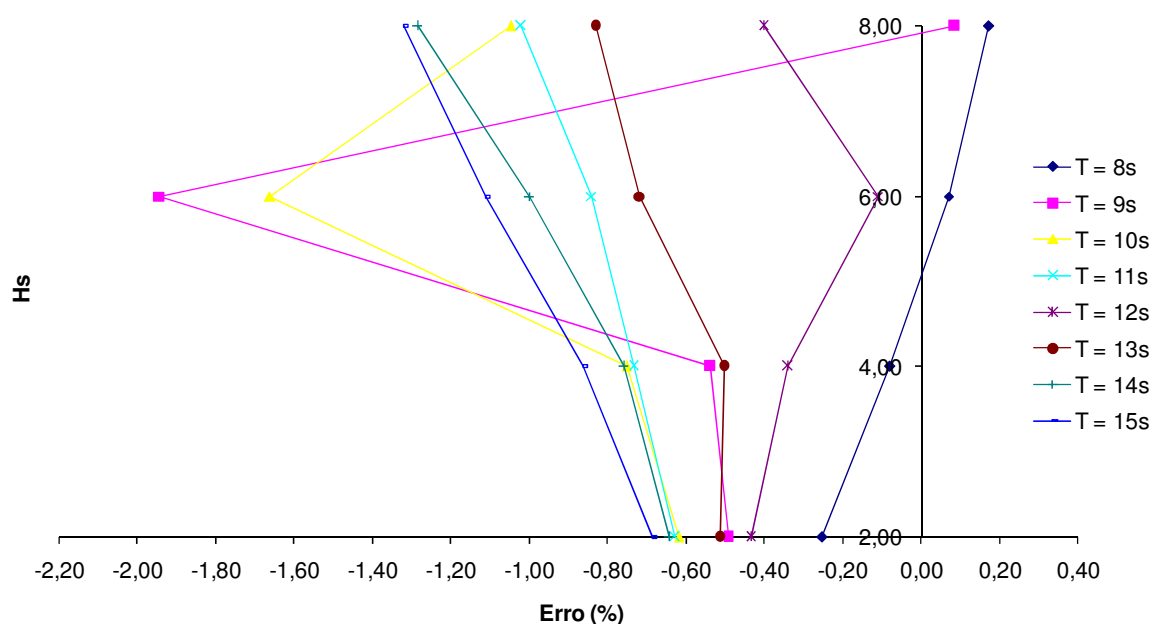
As diferenças de comportamento do duto quando se altera o CD está associada a variação do amortecimento hidrodinâmico. Dessa forma, deve-se, a nível de projeto, efetuar uma análise de sensibilidade para avaliar a influência deste parâmetro. Entretanto, deve-se atentar que as diferenças existentes quando se alterou o valor do CD foram não significantes, da ordem de 5% para praticamente todos os casos avaliando-se as cargas de tração mínimas e, em somente dois dos casos houve uma diferença superior a este valor, com máxima diferença de 9,5% para as cargas mínimas de tração. Os dois casos em que houve maiores diferenças correspondem a casos FAR com ondas e correntes não colineares.

6.2.2 – CASOS FAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA ALTURA SIGNIFICATIVA H_s

Devido ao grande número de resultados, a verificação da influência deste parâmetro foi efetuada com o auxílio de vários quadros. Os quadros se encontram exibidos no ANEXO I.

Foram também traçados alguns gráficos com o intuito de esclarecer os resultados mostrados nos quadros. Não serão exibidos todos os gráficos, apenas os mais ilustrativos do comportamento associado à variação de H_s .

Os resultados mostrados nos gráficos são as diferenças entre as simulações no tempo com 10800s e os resultados das análises no domínio da frequência para as cargas de tração mínimas utilizando a equação 2.

GRÁFICO 6.12 – Influência do H_s para o FPSO (conexão no CM) e $CD = 0,9$ GRÁFICO 6.13 – Influência do H_s para o FPSO (conexão no CM) e $CD = 1,2$

Segundo os Gráficos 6.12 e 6.13, podemos verificar que ocorrem inversões nas declividades das curvas para períodos constantes, indicando uma tendência ora conservadora, ora não conservadora. O comportamento descrito pelo aumento do CD é influenciado pelo aumento da altura significativa e pelo período associado de forma não linear. Houve uma tendência dos resultados serem menos conservadores com o aumento do CD. Para H_s menores que 4m os resultados foram todos não conservadores.

Para a maioria dos outros casos FAR (FAR com conexão no *turret*, FAR CROSS e CROSSED FAR CROSS) o comportamento descrito pelo aumento do CD também foi influenciado pelo aumento da altura significativa e pelo período associado de forma não linear. Houve também uma tendência dos resultados serem menos conservadores com o aumento do CD e, para a maioria dos resultados os resultados foram não conservadores para H_s igual 2m.

Somente para o caso não colinear FAR CROSS o comportamento frente às variações do CD foram totalmente imprevisíveis, mas para $H_s = 2\text{m}$ os resultados foram também não conservadores.

6.2.3 – CASOS FAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO PERÍODO DE ONDA T

Assim como durante a avaliação da influência da altura significativa, estas avaliações foram efetuadas com o auxílio de vários quadros que se encontram exibidos no ANEXO I.

Abaixo se encontra um gráfico que exibe a influência do período de onda T na resposta à tração no topo da estrutura. O gráfico mostrado fornece informações dos casos FAR para o FPSO com ponto de conexão no centro de movimento.

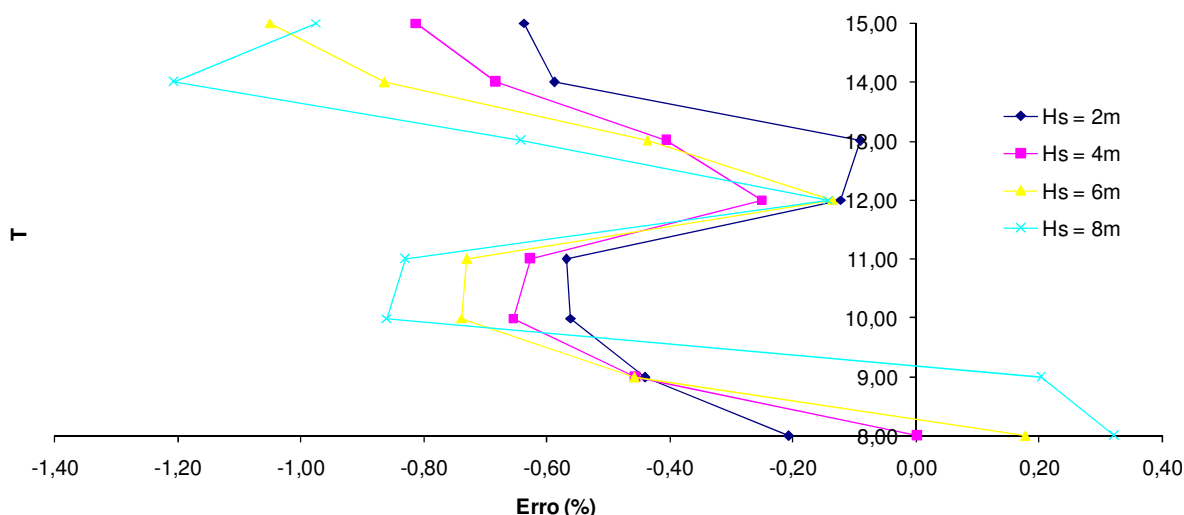
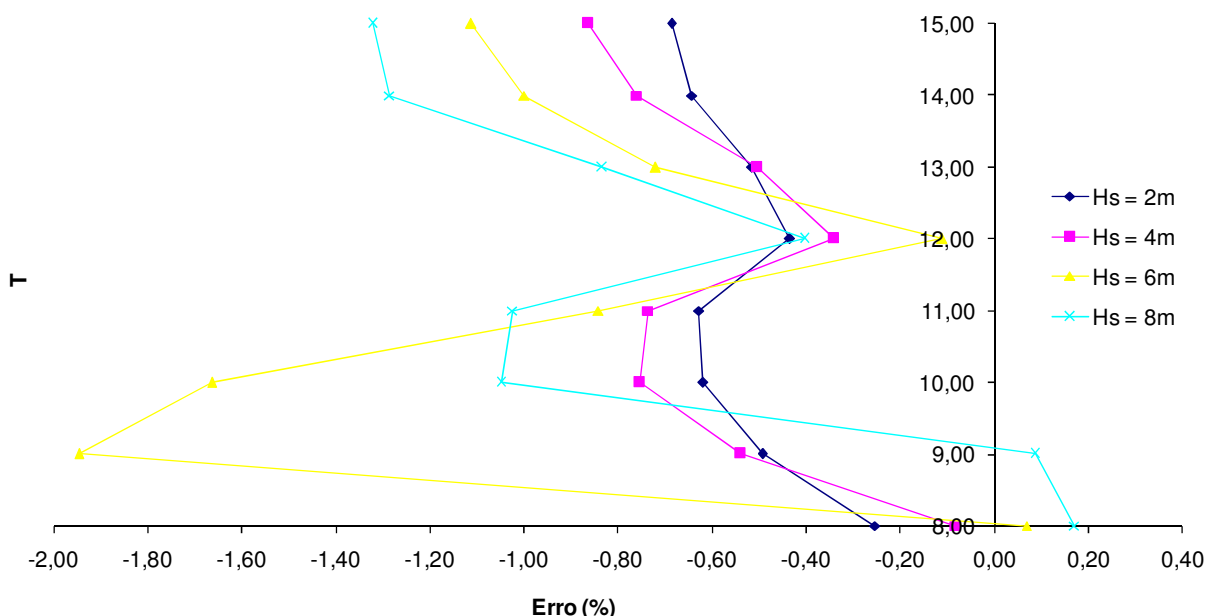


GRÁFICO 6.14 – Influência do período T para o FPSO (con. no CM) e $CD = 0,9$

GRÁFICO 6.15 – Influência do período T para o FPSO (com. no CM) e $CD = 1,2$

Observando os gráficos acima vemos que para determinados períodos, ocorrem inversões entre resultados mais conservadores e menos conservadores, o comportamento descrito pelas curvas para cada CD é semelhante, mas indica ser altura um parâmetro que afeta as análises não linearmente. Quando se observa as curvas de H_s , pode-se notar que há um comportamento imprevisível das diferenças entre os resultados no tempo e na frequência. O comportamento das diferenças quando se varia o CD varia conforme o período utilizado e a altura, sendo impossível predizê-los, podendo incorrer em aumento ou redução dos erros. Assim como foi constatado das curvas dos períodos mostradas nos Gráficos 6.12 e 6.13, podemos notar que para H_s menores que 4m os resultados foram todos não conservadores

Avaliando as outras condições de carregamento, FAR com conexão no *turret*, FAR CROSS e CROSSED FAR CROSS, pôde-se concluir que os comportamentos das curvas são muito semelhantes a estes, entretanto, houve também uma tendência dos resultados serem menos conservadores com o aumento do CD e, para a maioria dos resultados os resultados foram não conservadores para H_s igual 2m.

Somente para o caso não colinear FAR CROSS o comportamento frente às variações do CD foram totalmente imprevisíveis, mas para $H_s = 2m$ os resultados foram também não conservadores.

De um modo geral os casos FAR apresentaram diferenças máximas e mínimas entre os resultados na frequência e no tempo de +10,78% para $F_{xmáx}$ e -8,84% para $F_{xmín}$ para as cargas de topo. Casos não colineares apresentam maiores diferenças entre as simulações no tempo e na frequência. As variações no CD podem fazer com que as diferenças cheguem a dobrar ou reduzir a metade o seu valor, mas as diferenças entre as simulações no tempo e na frequência permanecem dentro de uma margem de $\pm 10\%$ para força mínima. As rotações não apresentaram comportamento capaz de ser descrito com erros imprevisíveis.

Para a região do TDP as diferenças máximas e mínimas para os esforços axiais entre os resultados na frequência e no tempo foram muito elevadas. Para os esforços de flexão os resultados na frequência apresentam resultados extremamente conservadores. As comparações demonstram que as diferenças existentes entre os resultados obtidos com as diferentes metodologias são muito grandes necessitando efetuar alterações na metodologia de análises na frequência para que esta seja capaz de representar as respostas obtidas no tempo.

6.2.4 – CASOS NEAR– VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO CD

Para os casos NEAR, incluindo NEAR CROSS e CROSSED NEAR CROSS, o aumento do CD esteve associado em praticamente todos os resultados a uma redução das respostas para o tempo e para a frequência, ao contrário dos casos FAR (inversão de conservadorismo). Apesar disto, assim como para os casos FAR, o aumento no CD pode incorrer em conservadorismo ou não, como pode ser visto no gráfico mostrado abaixo. Quando se compara as análises no domínio da frequência com as no tempo, os resultados se mostraram ora conservadores, ora não conservadores e, o aumento do CD para esta comparação incorreu, também, ora em resultados conservadores, ora não conservadores. Entretanto para os casos NEAR os resultados na frequência se mostraram mais conservadores quando comparados ao tempo do que quando analisados os casos FAR.

O Gráfico 6.16 exibe os resultados à tração no topo para os casos analisados na condição NEAR CROSS de onde pode se verificar as conclusões mencionadas acima.

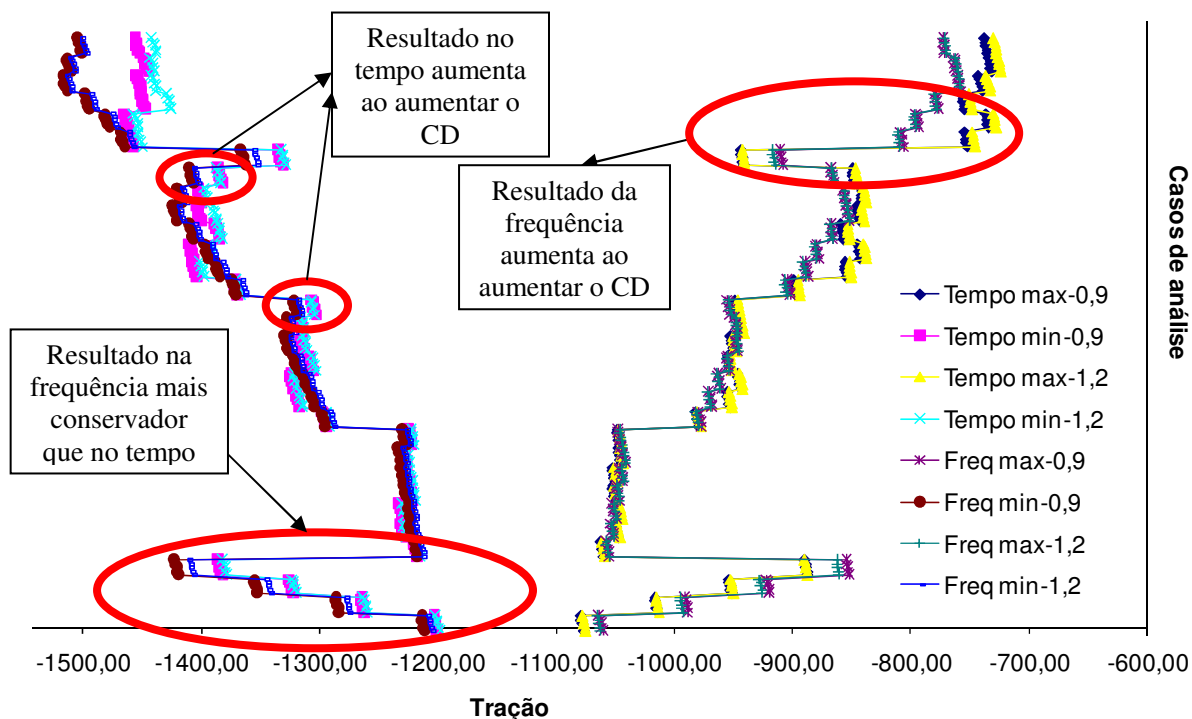


GRÁFICO 6.16 – Influência do CD no tempo e frequência, condição NEAR CROSS

Assim como para os casos FAR foi traçado o Gráfico 6.17, no qual verificamos a influência do CD nos resultados para o tempo e para a frequência exibindo as diferenças percentuais existentes entre os resultados obtidos para cada CD.

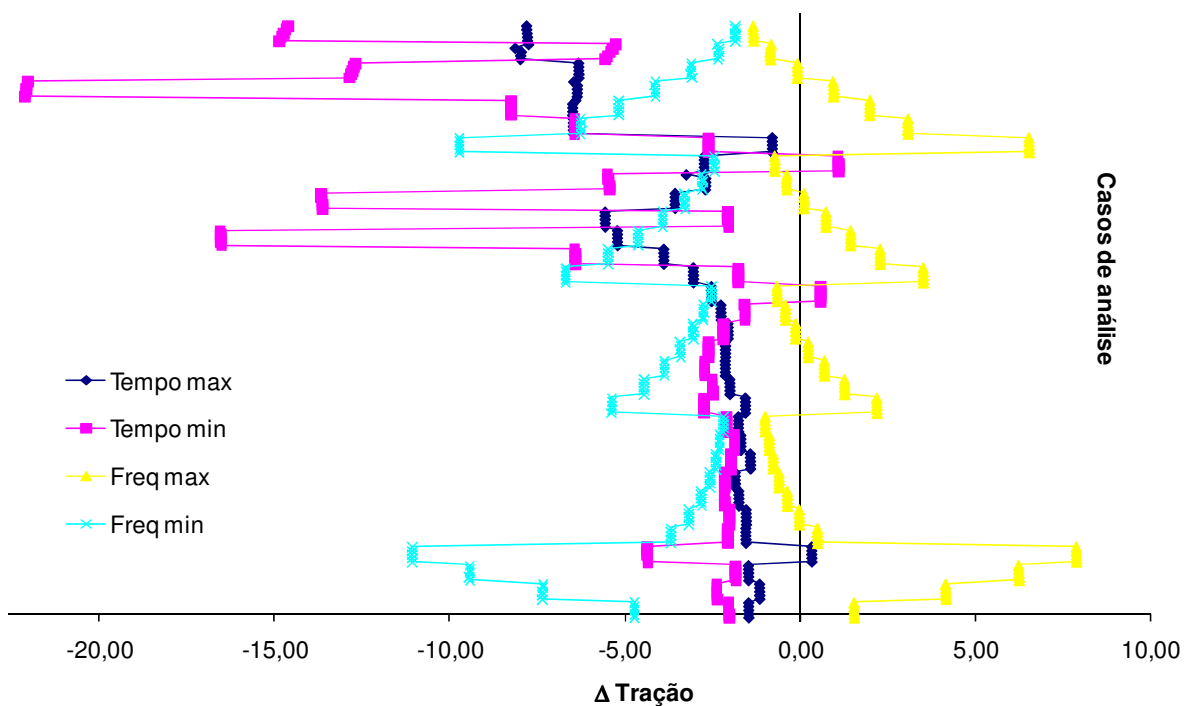


GRÁFICO 6.17 – Diferença percentual de resultados com a variação do CD (tempo e frequência), para o FPSO, condição NEAR CROSS.

Da mesma forma que para os casos FAR foi utilizada a equação 6.3. Para esta condição específica os resultados das simulações no tempo e na frequência variaram de valor com o aumento do CD, mostrando, conforme mencionado acima, que não há um comportamento padrão para a variação do CD. Para as outras condições NEAR: NEAR, e CROSSED NEAR CROSS, os resultados no tempo tenderam a reduzir com o aumento do CD, mas não houve um comportamento distinto. Os resultados na frequência, assim como no tempo, tenderam a resultados mais inesperados quando se varia o CD com o aumento das não linearidades.

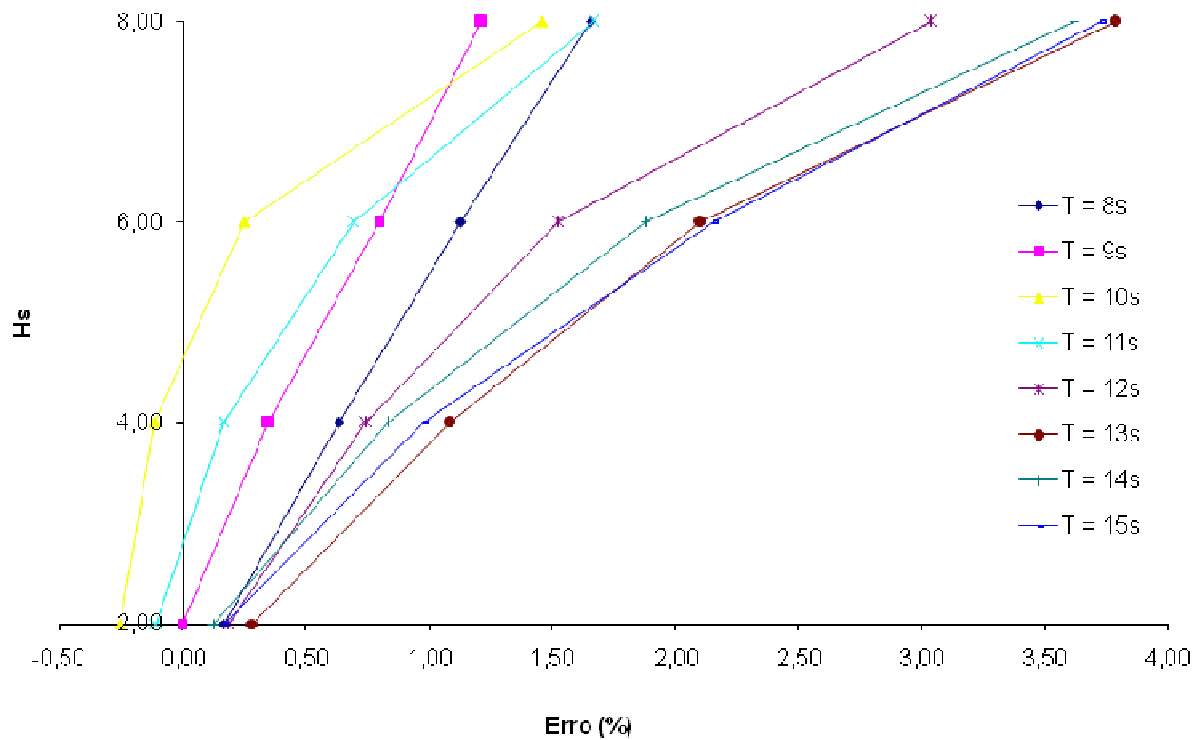
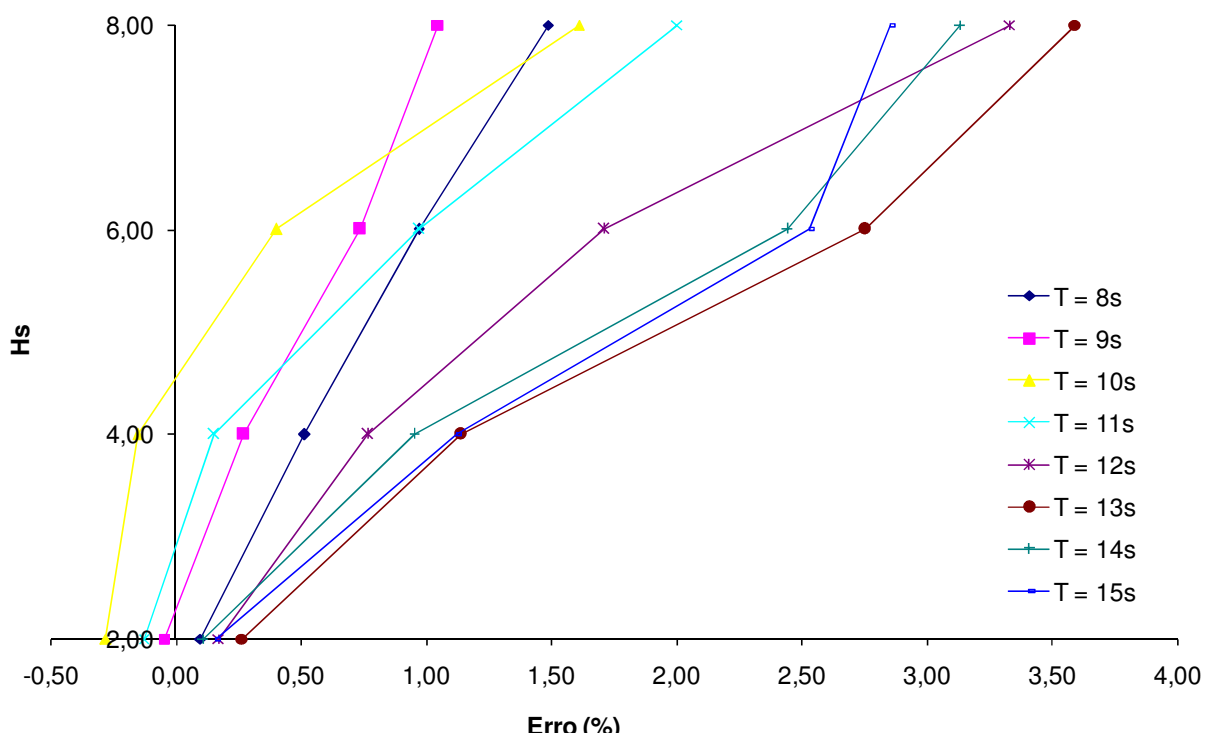
Assim como anteriormente descrito para os casos FAR as diferenças de comportamento do duto quando se altera o CD está associada a variação do amortecimento hidrodinâmico. Dessa forma, deve-se, a nível de projeto, efetuar uma análise de sensibilidade para avaliar a influência deste parâmetro. Entretanto, deve-se atentar que as diferenças existentes quando se alterou o valor do CD foram não significantes, da ordem de 2,0% para praticamente todos os casos avaliando-se as cargas de tração mínimas, em somente um caso na frequência os valores atingiram um valor máximo de 3,0% para as cargas de tração mínimas.

6.2.5 – CASOS NEAR– VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA ALTURA SIGNIFICATIVA H_s

Do mesmo modo que para os casos FAR, devido ao grande número de resultados, a verificação da influência deste parâmetro foi efetuada com o auxílio de vários quadros. Os quadros se encontram exibidas no ANEXO I.

Para ser mais elucidativo, foram traçados alguns gráficos com o intuito de esclarecer os resultados mostrados nos quadros. Não serão exibidos todos os gráficos, apenas os mais ilustrativos do comportamento associado à variação de H_s .

Os resultados mostrados nos gráficos são, como para os casos FAR, as diferenças entre as simulações no tempo com 10800s e os resultados das análises no domínio da frequência, utilizando a equação 6.2, para as cargas de tração mínimas.

GRÁFICO 6.18 – Influência do H_s para o FPSO e $CD = 0,9$, condição NEARGRÁFICO 6.19 – Influência do H_s para o FPSO e $CD = 1,2$, condição NEAR

De acordo com os Gráficos 6.18 e 6.19, podemos verificar que há uma tendência dos resultados obtidos no domínio da frequência serem todos cada vez mais

conservadores com o aumento de H_s , embora ainda tenhamos resultados conservadores e não conservadores.

Apesar do comportamento das formas das curvas serem os mesmos, o comportamento dos erros não é linear quando se varia o CD. Assim, não é possível prever o comportamento dos erros. Com exceção das curvas de períodos 9, 10 e 11s para $H_s < 6\text{m}$ os resultados na frequência foram mais conservadores que os obtidos no tempo.

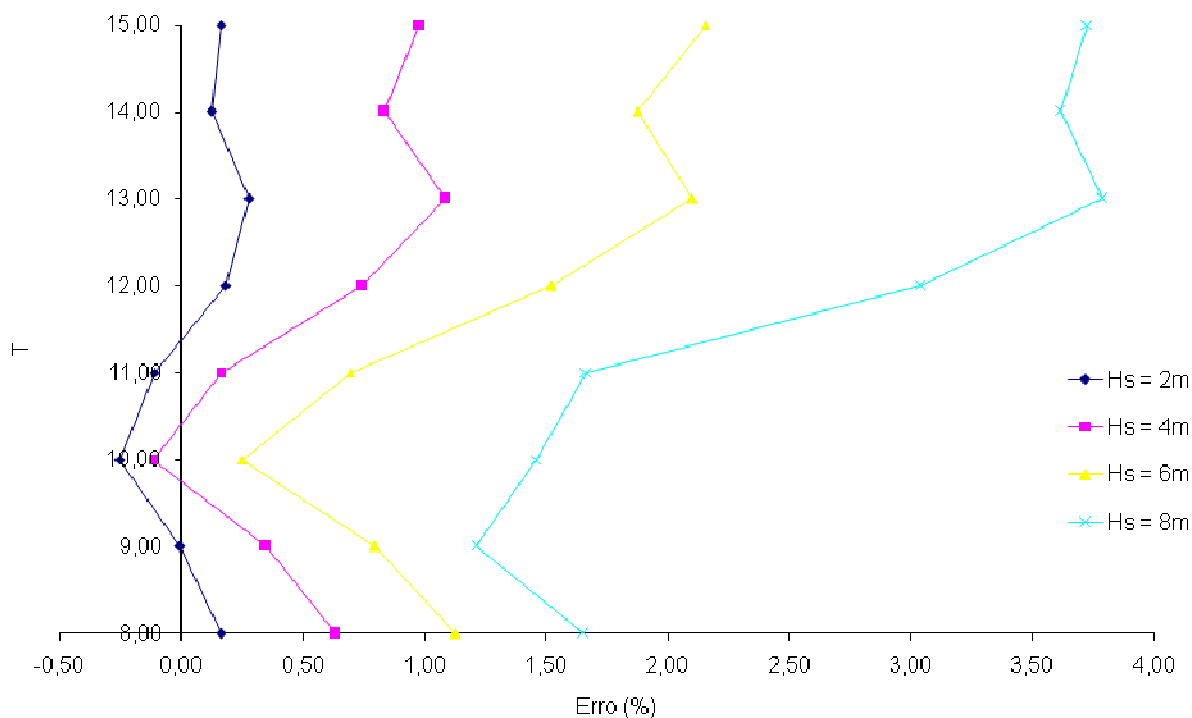
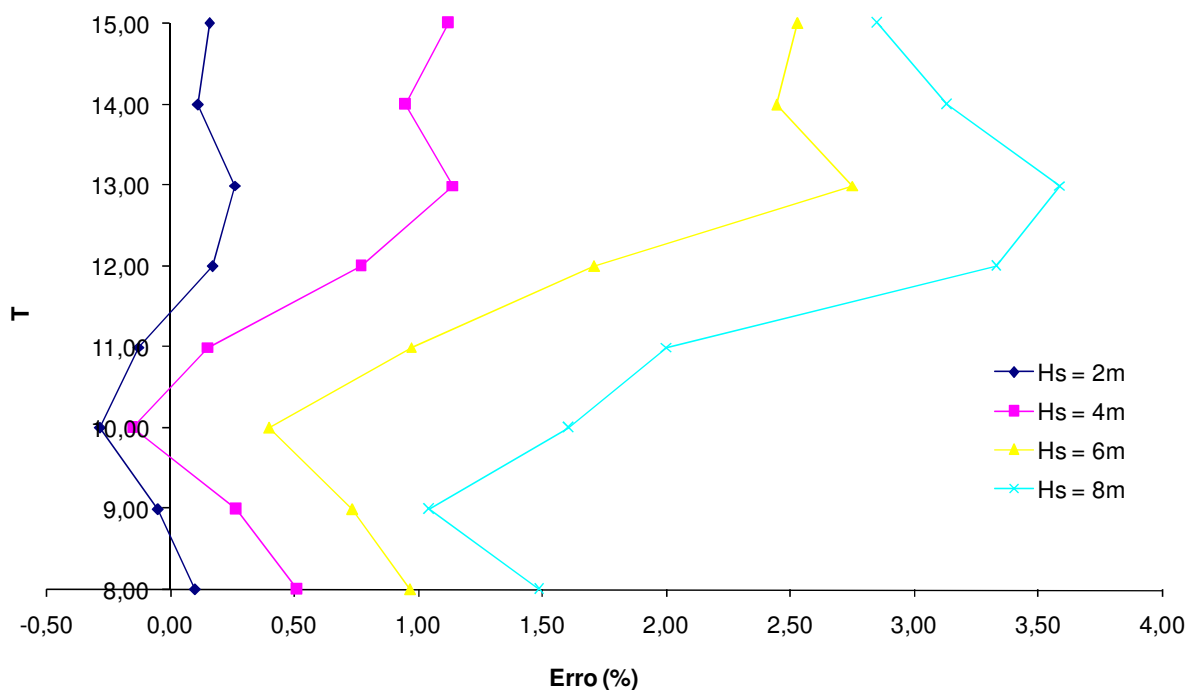
Para os casos na condição NEAR CROSS o comportamento obtido das curvas foi muito semelhante aos para a condição NEAR, ou seja, também não foi possível prever o comportamento dos resultados com o aumento do CD e, da mesma forma que para a condição NEAR os resultados na frequência foram mais conservadores que os obtidos no tempo com exceção das curvas de períodos 9, 10 e 11s para $H_s < 6\text{m}$.

Já para a condição CROSSED NEAR CROSS o comportamento mostrado pelas curvas foi completamente distinto dos anteriores, assemelhando-se ao comportamento obtido para a condição FAR com conexão no CM, ocorrendo inversões nas declividades das curvas, não indicando tendência ou não de conservadorismo. Também, o aumento nas respostas proporcionado pelo aumento do CD foi influenciado pelo aumento da altura e pelo período utilizado de forma não linear. Também não foi possível precisar o comportamento dos resultados com o aumento do CD e, para $H_s = 2\text{m}$ os resultados foram todos não conservadores, a não ser para os períodos de 8 e 9 s

6.2.6 – CASOS NEAR– VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO PERÍODO DE ONDA T

Assim como durante a avaliação da influência da altura significativa, estas avaliações foram efetuadas com o auxílio de vários quadros que se encontram exibidos no ANEXO I.

Abaixo se encontra um gráfico, da mesma forma que para os casos FAR, que exhibe a influência do período de onda T na resposta à tração no topo da estrutura. O gráfico mostrado fornece informações dos casos NEAR para o FPSO.

GRÁFICO 6.20 – Influência do período T para o FPSO e $CD = 0,9$, condição NEARGRÁFICO 6.21 – Influência do período T para o FPSO e $CD = 1,2$, condição NEAR

Observando os gráficos acima, assim como para os casos FAR, vemos que para determinados períodos, ocorrem inversões entre resultados mais conservadores e menos

conservadores. O comportamento descrito pelas curvas para cada CD é semelhante e indica ser altura um parâmetro que afeta as análises de maneira quase-linear.

As mudanças de declividade das curvas de altura significativa demonstram que a variação nos períodos pode afetar a tendência de conservadorismo ou não.

O comportamento das diferenças quando se varia o CD varia conforme o período utilizado e a altura, sendo impossível predizê-los, podendo incorrer em aumento dos erros ou redução.

Avaliando as outras condições de carregamento pôde-se concluir que os comportamentos das curvas para a condição NEAR CROSS são muito semelhantes a estas, entretanto, não há como prever o comportamento das diferenças avaliando as curvas de H_s e não é possível prever o comportamento dos resultados pelo aumento do CD

Para o caso CROSSED NEAR CROSS o comportamento dos resultados se afasta do obtidos para as outras condições NEAR e se aproxima dos obtidos para a condição FAR. O aumento do CD não gerou uma tendência dos resultados, apesar de manter uma configuração semelhante.

De um modo geral os casos NEAR apresentaram diferenças máximas e mínimas entre os resultados na frequência e no tempo de +15,31% para $F_{xmáx}$ e +5,07% para F_{xmn} para as cargas de topo. Casos não colineares apresentam maiores diferenças entre as simulações no tempo e na frequência. As variações no CD podem fazer com que as diferenças entre as simulações no tempo e na frequência oscilem bastante, mas seus valores permanecem dentro de uma margem de 5,1% para força mínima. As rotações não apresentaram comportamento capaz de ser descrito com erros imprevisíveis.

Para a região do TDP as diferenças máximas e mínimas para os esforços axiais entre os resultados na frequência e no tempo foram muito elevadas. Para os esforços de flexão os resultados na frequência apresentam resultados extremamente conservadores. As comparações demonstram que as diferenças obtidas nos resultados considerando as diferentes metodologias são muito grandes sendo imprescindível efetuar alterações na

metodologia de análises na frequência para que esta seja capaz de representar as respostas obtidas no tempo.

De uma maneira geral, para os casos NEAR os resultados na frequência tenderam a ser mais conservadores que os obtidos no tempo. A medida que os casos se tornaram mais não lineares, NEAR CROSS e CROSSED NEAR CROSS, a tendência dos resultados serem mais conservadores se reduziu e as diferenças entre os resultados no tempo e na frequência aumentaram.

6.3 – DETERMINAÇÕES DOS CASOS CRÍTICOS

Um dos principais objetivos deste projeto foi avaliar se as análises no domínio da frequência eram capazes de determinarem os casos mais críticos no que tange a cargas mínimas de tração no topo, cargas máximas e raios de curvatura mínimos para a região do TDP a fim de reduzirmos o tempo despendido na execução das análises dinâmicas. Para esta avaliação foram consideradas 16 condições de carregamento que se encontram exibidas na Figura 6.6 abaixo.

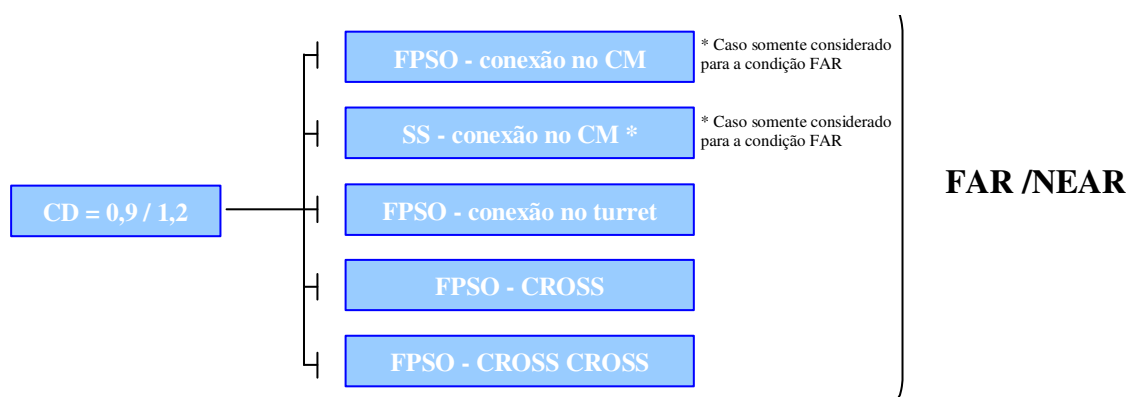


FIGURA 6.6 – Casos utilizados para determinação do caso crítico

Os resultados obtidos das análises estão exibidos no Quadro 6.1. O Quadro 6.1 foi dividido da seguinte forma, por colunas:

- *Coluna 1* - exhibe os casos de carregamento analisados, conforme Figura 6.6;
- *Coluna 2* - exhibe para a carga de tração mínima no topo, a frente de cada caso analisado, a confirmação se as análises no domínio da frequência identificaram ou não o caso crítico e o valor da diferença obtida entre as metodologias de análise no domínio do tempo e da frequência;
- *Coluna 3 e 4* - exhibe para a carga de tração máxima e momento no TDP a confirmação se as análises no domínio da frequência identificaram ou não o caso crítico;

As outras colunas seguem o mesmo padrão descrito para as colunas 2, 3 e 4. Quando ocorre a identificação do caso crítico preenche-se o quadro com o texto “OK” e quando não identifica passa-se a preencher o quadro com o texto “Não”.

Sempre que as análises no domínio da frequência não identificam os casos críticos para cargas de topo é exibido um esclarecimento a respeito das diferenças obtidas entre as diferentes metodologias. As diferenças exibidas no Quadro 6.1 seguem a equação 6.2 para $T = 10800s$.

Quadro 6.1

Comparação dos resultados obtidos no domínio do tempo e frequência

Casos	Offset											
	FAR						NEAR					
	CD = 0,9			CD = 1,2			CD = 0,9			CD = 1,2		
	Topo	TDP		Topo	TDP		Topo	TDP		Topo	TDP	
	F_{xmin}	F_{xmax}	M_{ymin}	F_{xmin}	F_{xmax}	M_{ymin}	F_{xmin}	F_{xmax}	M_{ymin}	F_{xmin}	F_{xmax}	M_{ymin}
FPSO-con. CM	OK	OK	OK	OK	OK	OK	-	-	-	-	-	-
	-0,97%			-1,32%			-			-		
SS-con. CM	Não ¹	OK	Não	Não ²	Não	Não	-	-	-	-	-	-
	-1,63%			-1,88%			-			-		
FPSO-con. Turret	Não ³	Não	OK	OK	OK	OK	OK	Não	OK	OK	OK	OK
	-2,41%			-3,50%			+3,7%			+2,9%		
FPSO-Cross	Não ⁴	Não	OK	OK	Não	OK	Não ⁷	Não	Não	Não ⁸	Não	OK
	-8,34%			-7,06%			+1,2%			+1,4%		
FPSO-Cross Cross	Não ⁵	Não	Não	Não ⁶	Não	Não	OK	OK	OK	OK	OK	OK
	-6,89%			-8,83%			-4,65%			-2,99%		
Todos *	Não	Não	OK	OK	Não	OK	OK	OK	OK	OK	OK	OK
	-8,34%			-7,06%			-4,65%			-2,99%		

NOTA: foram avaliadas as cargas de tração mínimas no topo, as cargas de tração máximas e momentos mínimos no TDP.

* Todos representa a comparação entre cada condição, por exemplo, FAR, inclui as condições FAR, FAR CROSS e CROSSED FAR CROSS. Para NEAR funciona da mesma forma.

¹ A diferença de resultados entre o caso determinado como crítico no domínio da frequência e o caso crítico, definido pelas simulações no domínio do tempo, possuíram uma diferença de somente -0,34% para o domínio do tempo e +0,44% para o domínio da frequência. Entretanto, o resultado na frequência foi 1,63% menos conservador que o obtido no tempo.

² A diferença de resultados entre o caso determinado como crítico no domínio da frequência e o caso crítico, definido pelas simulações no domínio do tempo, possuíram uma diferença de somente -0,43% para o domínio do tempo e +0,26% para o domínio da frequência. Entretanto, o resultado na frequência foi 1,88% menos conservador que o obtido no tempo.

³ A diferença de resultados entre o caso determinado como crítico no domínio da frequência e o caso crítico, definido pelas simulações no domínio do tempo, possuíram uma diferença de somente -0,21% para o domínio do tempo e +0,34% para o domínio da frequência. Entretanto, o resultado na frequência foi 2,43% menos conservador que o obtido no tempo.

⁴ A diferença de resultados entre o caso determinado como crítico no domínio da frequência e o caso crítico, definido pelas simulações no domínio do tempo, possuíram uma diferença de somente -2,13% para o domínio do tempo e +1,71% para o domínio da frequência. Entretanto, o resultado na frequência foi 8,34% menos conservador que o obtido no tempo.

⁵ A diferença de resultados entre o caso determinado como crítico no domínio da frequência e o caso crítico, definido pelas simulações no domínio do tempo, possuíram uma diferença de somente -2,09% para o domínio do tempo e +0,42% para o domínio da frequência. Entretanto, o resultado na frequência foi 6,89% menos conservador que o obtido no tempo.

⁶ A diferença de resultados entre o caso determinado como crítico no domínio da frequência e o caso crítico, definido pelas simulações no domínio do tempo, possuíram uma diferença de somente $-0,83\%$ para o domínio do tempo e $+0,11\%$ para o domínio da frequência. Entretanto, o resultado na frequência foi $8,83\%$ menos conservador que o obtido no tempo.

⁷ A diferença de resultados entre o caso determinado como crítico no domínio da frequência e o caso crítico, definido pelas simulações no domínio do tempo, possuíram uma diferença de somente $-0,75\%$ para o domínio do tempo e $+2,41\%$ para o domínio da frequência. Entretanto, o resultado na frequência foi $1,15\%$ mais conservador que o obtido no tempo.

⁸ A diferença de resultados entre o caso determinado como crítico no domínio da frequência e o caso crítico, definido pelas simulações no domínio do tempo, possuíram uma diferença de somente $-1,06\%$ para o domínio do tempo e $+2,56\%$ para o domínio da frequência. Entretanto, o resultado na frequência foi $1,36\%$ mais conservador que o obtido no tempo.

De acordo com o quadro 6.1, podemos notar que as análises no domínio da frequência foram capazes de identificar, para os casos FAR, menos de 50% dos casos mais críticos, fornecendo diferenças cada vez maiores à medida que as não linearidades aumentaram. Para os casos NEAR foi possível a identificação de mais do que 50% dos casos, estando os resultados na frequência com uma melhor acurácia, relativo aos resultados obtidos no domínio do tempo, devido à redução das não linearidades no topo.

Quando foram avaliados todos os resultados, as análises no domínio da frequência identificaram a condição mais crítica, dentro dos casos FAR e dentro dos casos NEAR e, também, comparando-se todas as condições juntas. Em 75% dos casos as análises na frequência identificaram os casos mais críticos, pois diante da condição FAR, com $CD = 0,9$, crítica, as análises na frequência não identificaram este caso.

A identificação da condição mais crítica foi facilitada devido à maior diferença nos resultados entre uma condição e outra, diferente quando se estava avaliando os casos dentro de uma mesma condição, que podia levar a resultados muito próximos, dificultando a identificação pelas análises no domínio da frequência.

Dessa forma vemos que há uma boa utilização das ferramentas de análise no domínio da frequência, pois quando os resultados obtidos no domínio do tempo não se encontram próximos as análises na frequência conseguem identificar os casos mais críticos. Foi verificado das comparações realizadas que as análises no domínio da frequência são capazes de identificar os casos mais críticos desde que os resultados obtidos não se encontrem dentro de uma margem de segurança de $\pm 10\%$ do maior valor de tração.

6.4 – TEMPOS DE ANÁLISE

Os tempos de análise obtidos para as análises no domínio do tempo são muito superiores aos obtidos para as análises no domínio da frequência.

Com o intuito de mostrar os ganhos computacionais relativos ao tempo de análise os resultados obtidos para as análises no tempo e na frequência estão exibidos no Quadro 6.2.

Quadro 6.2

Tempos de simulação para os domínios do tempo e da frequência

Tempo de simulação min	Frequência min	Tempo Min
10800	< 2	429
7200		280
3600		136
1800		69
360		14

Assim, os resultados mostram que uma simulação no tempo chega a ser 21450% mais custosa em relação ao tempo de análise que uma análise na frequência.

CAPÍTULO VII

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

7.1 – CONCLUSÕES

7.1.1 – TESTES DE ESTABILIDADE – AVALIAÇÃO DOS TEMPOS DE SIMULAÇÃO

Para os testes de estabilidade e cargas de tração no topo, avaliando-se a influência dos tempos de análise, não foi possível precisar o comportamento dos resultados, no entanto as diferenças obtidas dos resultados das análises no tempo foram não significativas. Tempos menores de simulação implicaram numa tendência de resultados menos conservadores. Entretanto, simulações considerando tempos de simulação muito baixos não atingem estabilidade estatística das variáveis aleatórias.

Para as rotações, tempos de simulação inferiores a 10800s não conseguiram representar o comportamento dos resultados obtidos com tempo de simulação de 3 horas.

Na região do TDP, os resultados para as cargas de tração foram conservadores para tempos de simulação inferiores a 10800s, visto seus valores serem reduzidos quando comparados a simulação de 3 horas e os resultados dos desvios padrão serem maiores. Entretanto, da mesma forma que para as cargas de topo, tempos de simulação baixos não permitem que os resultados se estabilizem estatisticamente. As diferenças associados aos momentos foram extremamente elevadas, demonstrando que tempos reduzidos de simulação, para os casos analisados, não conseguiram expressar o real comportamento do duto para esforços de flexão, portanto, deve ser utilizado para as simulações envolvendo o TDP o tempo de 10800s.

Uma vez que os casos analisados não cobrem todas as situações, sugere-se que mais estudos sejam realizados comparando as análises no domínio do tempo avaliando, contudo, outras condições de projeto.

7.1.2 – TESTES DE ESTABILIDADE – AVALIAÇÃO ESTATÍSTICA DOS RESULTADOS NO TOPO

Quando realizada a extrapolação para 3h, os resultados das cargas de tração para tempos de simulação inferiores a 3600s foram conservadores em relação ao máximo histórico da série de 10800s. No entanto, a utilização de tempos de análise abaixo de 3600s não permitiu que fosse atingida a estabilidade das variáveis envolvidas no processo aleatório. O comportamento dos resultados para estes tempos não caracterizaram um processo Gaussiano. Portanto, apesar de os resultados para tempos inferiores a 3600s terem se mostrado conservadores, este comportamento pode não se apresentar como padrão em novas análises.

Os casos analisados demonstraram que análises com tempos de simulação de 7200s foram capazes de representar os resultados à tração no topo das estruturas sem implicar em erros consideráveis. Dessa forma, as análises no domínio do tempo podem ser executadas com um tempo de simulação reduzido de 7200s em substituição ao tempo de 10800s para prever as cargas de topo. Não foi possível precisar o comportamento das cargas de tração no topo para todos os tempos de simulação. Mais análises seriam necessárias para tentar prever este comportamento.

7.1.3 – TESTES DE ESTABILIDADE – COMPARAÇÃO ENTRE ANÁLISES NO TEMPO (10800S) E NA FREQUÊNCIA

As análises na frequência se mostraram não conservadoras para todos os tempos de análise quando avaliados esforços de tração no topo para avaliação de extremo, porém é importante mencionar que as diferenças obtidas dos resultados foram não significativas.

À medida que o carregamento se tornou menos energético, houve uma tendência de melhor representação do comportamento da estrutura. Isto, provavelmente, devido à menor influência dos termos não lineares da interação fluido-estrutura, da não linearidade geométrica da estrutura e do termo não linear da equação de Morison, pois as análises na frequência não conseguem representar estes fenômenos.

Verificou-se que não foi possível prever o comportamento dos resultados das análises no domínio da frequência para as rotações no topo e casos analisados.

Para a região do TDP, as análises no domínio da frequência se apresentaram mais conservadoras para avaliações da carga máxima de tração.

Os resultados obtidos mostraram que as análises no domínio da frequência para a região do TDP, não conseguem reproduzir com acurácia os resultados à flexão obtidos em simulações no domínio do tempo, uma vez que as diferenças obtidas para as diferentes metodologias de simulação se traduzem em valores completamente discrepantes. Possivelmente, devido a não consideração da não linearidade advinda da interação solo-estrutura para análises no domínio da frequência, sendo, o TDP, considerado um ponto fixo e não uma região variável, como considerado no domínio do tempo. Para que as análises na frequência consigam representar os resultados das simulações no domínio do tempo para a região do TDP é necessário que sejam feitas alterações na metodologia de análise no domínio da frequência

7.1.4 – CASOS DE ANÁLISE – INFLUÊNCIA DE H_s PARA AS ANÁLISES NA FREQUÊNCIA

O estudo da influência da variação da altura de onda significativa nos resultados, conseqüentemente, da energia do espectro de onda, não mostrou um comportamento uniforme. Verificou-se que, com o aumento da energia do espectro, pode ocorrer aumento, redução, ou mesmo um comportamento inesperado nas diferenças existentes entre as análises no domínio do tempo e da frequência. Isto pôde ser observado para todos os casos analisados. Para a maioria dos casos FAR com altura de onda significativa de 2m os resultados na frequência foram não conservadores e para a maioria dos casos NEAR os resultados foram mais conservadores. Assim, não foi possível determinar critérios ou faixas de aplicabilidade de uso para a análise no domínio da frequência em função da altura de onda no que tange às cargas de tração, desvios padrão e rotações. O mesmo se deu para cargas e momentos para a região do TDP.

7.1.5 – CASOS DE ANÁLISE – INFLUÊNCIA DO PERÍODO T ASSOCIADO PARA AS ANÁLISES NA FREQUÊNCIA

A variação do período de onda possui uma relação direta com a variação da energia do espectro de onda, o que não garante maiores respostas devido à influência de outros fatores. Para todos os casos analisados, os resultados obtidos nesta avaliação não apresentaram uniformidade no comportamento. Por esta razão, não foi possível determinar critérios ou faixas de aplicabilidade de uso para as análises no domínio da frequência no que tange às cargas de tração, desvios padrão e rotações, ou para cargas e momentos para o TDP que descrevam o comportamento dos resultados através da variação deste parâmetro.

7.1.6 – CASOS DE ANÁLISE – INFLUÊNCIA DO CD PARA AS ANÁLISES NA FREQUÊNCIA

A variação do CD também não demonstrou qualquer relação entre os resultados obtidos das análises realizadas no domínio do tempo e da frequência. O comportamento

dos resultados foi sempre inesperado, sendo mais inesperados a medida que as não linearidades aumentaram. Portanto, através da análise da variação deste parâmetro, não foi possível se determinar nenhum critério ou relação sistemática entre o comportamento dos resultados das análises e este parâmetro.

Deve-se, a nível de projeto, efetuar uma análise de sensibilidade para avaliar a influência deste parâmetro.

7.1.7 – CASOS DE ANÁLISE – IDENTIFICAÇÃO DE CASOS CRÍTICOS

As análises no domínio da frequência demonstraram ser viáveis em substituição ao domínio do tempo nas fases preliminares de projeto para a determinação dos casos mais críticos, visando a tração no topo, desde que os resultados obtidos não se encontrem dentro de uma margem de segurança de $\pm 10\%$ do maior valor de tração. Caso os resultados se encontrem dentro desta faixa, todos os casos deverão ser avaliados no domínio do tempo.

Uma vez que os casos analisados não cobrem todas as situações, sugere-se que mais estudos sejam realizados comparando as análises nos domínios do tempo e da frequência avaliando, contudo, outras condições de projeto.

7.2 – RECOMENDAÇÕES

Um aspecto do modelo de análise no domínio da frequência adotado é a representação da interação solo-estrutura. Como procedimento para abordar os problemas na região do TDP, alguns pesquisadores têm adotado a correção prévia das molas representativas do comportamento desta interação com o intuito de calibrar o modelo. Assim, são realizadas análises de alguns casos de carregamento no domínio do tempo para ajustar a rigidez das molas de solo em função da comparação entre os resultados obtidos nas análises nos domínios do tempo e da frequência. O que implica, sempre, em análises prévias no domínio do tempo para obter-se a calibração.

Outro aspecto deste modelo é o fato das molas de solo serem, atualmente, inseridas ainda no modelo estático, ou seja, alterar as molas de solo para execução das análises dinâmicas, implica na alteração dos resultados estáticos. Assim, recomenda-se que sejam realizados estudos utilizando o procedimento desenvolvido na PETROBRAS para calibração das molas de solo para *risers* rígidos.

Recomenda-se, para trabalhos futuros, comparar análises nos domínios da frequência e do tempo considerando um elemento enrijecedor de topo visando representar o *bend stiffener* para verificar o comportamento dos resultados das análises quando utilizamos este tipo de estrutura.

Devem ser, também, feitas comparações considerando outras configurações de *risers*, como, por exemplo, a configuração *lazy wave*, que sofre uma menor influência dos efeitos não lineares da interação solo-estrutura. Desta forma, o comportamento de flexão no contato solo-estrutura passa a ter uma menor relevância. Este fato já foi observado nas análises de *risers* rígidos.

Devem ser realizados mais estudos considerando estes e outros parâmetros, como: a influência da colinearidade das ondas e correntes e da direção de incidência de onda sobre os movimentos impostos, a fim de obter relações entre as análises no domínio do tempo e da frequência e consolidar as informações deste documento.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALFLEQ – Versão 6.5.3, data 2006

ANDUEZA, A., STEFEN, S. F. and SILVE, R. M., 2001, “Ultra-Deepwater Steel Hybrid-Riser Concept for Offshore Brazil”. *OTC – Offshore Technology Conference*, Houston, Texas, USA;

ANFLEX – Versão 6.5.3, data 2006

ANG, A.H-S., TANG, W.H., 1975, *Probability Concepts in Engineering Planning and Design*. Vol. I. New York, John Wiley and Sons.

API – American Petroleum Institute, 1993, *Recommended Practice for Design, Analysis, and Maintenance of Moorings for Floating Production Systems*. American Petroleum Institute (API), 1 ed;

API 2SK, 1997, *Recommended Practice for Planning, Designing and Analysis of Stationkeeping Systems for Floating Structures*. American Petroleum Institute (API);

API RP 17B, 2002, *Recommended Practice for Flexible Pipe*. American Petroleum Institute (API);

API RP 2RD (WSD), 1998, *Design of Risers for Floating Production Systems (FPSs) and Tension Leg Platforms*. American Petroleum Institute (API);

API Specification 17J, 2002, *Specification for Unbonded Flexible Pipes*. American Petroleum Institute (API);

ARTHUR, T. T. and MEIER, J. K., 2001, “Diana/Hoover Installation Overview”. *OTC – Offshore Technology Conference*, Houston, Texas, USA;

ATALIK, T. S. and UTKU S., 1976, “Stochastic Linearization of Multi-Degree of Freedom Non-Linear System”. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, John Willey and Sons, v. 4, pp. 411-420;

AZEVEDO, J.J.R.T., 1996, *Vibrações Aleatórias e Dinâmica Estocástica*. Apontamentos da Disciplina de Dinâmica e Engenharia Sísmica, Mestrado em Engenharia de Estruturas, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Portugal, Lisboa, Portugal;

BATHE, K. J, 1982 *Finite Element Procedures in Engineering Analysis*. Prentice Hall, USA;

BAZÁN, F.A.V., 2005, *Técnica de Bootstrap Aplicada à Avaliação de Incertezas Estatísticas na Análise de Extremos*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;

BENJAMIN, A .C., 1982, *Análise Não-Linear Geométrica de Pórticos Tridimensionais pelo Método dos Elementos Finitos*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;

BREBBIA, C. A and WALKER, S., 1979, “Dynamic Analysis of Offshore Structures”. *Newnes-Butterworths*;

CHAKRABARTI, S.K., 1987, *Hydrodynamics of Offshore Structures*. Computatinal Mechanics Publications, Spinger-Verlag, London;

CHOU, F. S. F., GHOSH, S. and HUANG, E. W, 1983, “Conceptual Design Process of a Tension Leg Platform”. *The Soc. Of Naval Architects and Marine Engineers*;

CLOUGH, R. W and PIENZEN, J, 1975, *Dynamics of Structures*, McGraw Hill, New York;

DANTAS, C. M. S., 2000, *Análise de técnicas de linearização da força de arrasto em estruturas offshore*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;

- DANTAS, C. M. S., 2004, *Metodologia de Análise de Fadiga de Risers Rígidos no Domínio da Frequência com Utilização de Modelos Hidrodinâmicos Tridimensionais Linearizados*. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- DnV, 1989, *Rules for Classification of Mobile Offshore unit*. Det Norske Veritas (DnV), Part 6, Chapter 2;
- DnV-OS-F201, 2001, *Dynamic Risers*. Det Norske Veritas (DnV);
- DnV-OS-F101, 2000, *Submarine Pipeline Systems*. Det Norske Veritas (DnV);
- FIGUEIREDO, J. A., 2001, “Cenário Internacional e PETROBRAS”. *Palestra ministrada a 6ª turma da Pós-Graduação Executiva em Petróleo*, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- GARRET, D.L., 1974, “Dynamic Analysis of slender rods”. *ASME Journal of Energy Resources Technology*, v. 104, pp. 302-306;
- GOULART, R. O., 2001, “Sistemas Flutuantes de Produção de Petróleo com Completação Seca”. *Palestra ministrada a 6ª turma da Pós-Graduação Executiva em Petróleo*, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- GRAN, S., 1992, *A course in Ocean Engineering*. Amsterdam, Elsevier Science Publishers B.V.
- GRIGORIU, M., 1993, “On the spectral representation method in simulation”, *Probabilistic Engineering Mechanics*, v. 8, pp. 75-90.
- HERNANDEZ, A. O. V., 1997, *Análise da Fadiga de Linhas de Ancoragem de Navios para Produção de Petróleo em Águas Profundas*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- HILDEBRAND, F. B., 1976, *Advanced Calculus for applications*. Prentice Hall, USA;
- JUNIOR, W. T. e PETKOVIC, M. A. L., 1998, *Estudo de Simultaneidade de Cargas Ambientais Agindo sobre FPSOs*. PETROBRAS/CENPES/DIPREX/SEPRON;
- KROLIKOWSKY, L. P. and GAY, T. A., 1980, “An Improved Linearization Technique for Frequency Domain Risers Analysis”. *OTC – Offshore Technology Conference*, 3777, Houston, Texas;

- LANE, M., O’SULLIVAN, T., GREALISH, F. *et al.*, “Advanced Frequency Domain Analysis Techniques for Steel Catenary Risers”. *OTC – Offshore Technology Conference*, 13017, Houston, Texas;
- LANGLEY, R. S., 1984, “The Linearization of Three Dimensional Drag Forces in Random Seas with Current”. *Applied Ocean Research*, v. 6, nº 3;
- LEIRA, B. J., 1987, “Multidimensional Stochastic Linearization of Drag Forces”. *Applied Ocean Research*, v. 9, nº 3;
- LIMA, E. C. P., ELLWANGER, G. B. e JACOB, B. P., 2002, *Tecnologias de Exploração de Petróleo*. Pós-Graduação Executiva em Petróleo, MBP – Master Business in Petroleum, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- MALVERN, L. E., 1969, *Introduction to the Mechanics of a Continuous Medium*. Prentice Hall, USA;
- MATTOS, D. M., 2001, “Sistemas Flutuantes de Produção de Petróleo com Completação Molhada (Parte II)”. *Palestra ministrada a 6ª turma da Pós-Graduação Executiva em Petróleo*, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- MATTOS, D. M., 2003, “Sistemas marítimos de produção”. *Pós-Graduação Executiva em Petróleo*, MBP – Master Business in Petroleum, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- MCS – Advanced Engineering Solutions, 2006, *REAL LIFE JIP - Fatigue Analysis Methodology Guidelines*, Galway Technology Park, Galway, Ireland;
- MOURELLE, M. M., 1993, *Análise Dinâmica de Sistemas Estruturais constituídos por Linhas Marítimas*. Dissertação de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- MOURELLE, M. M., CASAPRIMA, G. E., SIQUEIRA, M. Q. *et al*, 2001, *Manual Teórico do Programa ANFLEX 5.7*. Centro de Pesquisas e Desenvolvimento Leopoldo A. Miguez de Mello, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- NETO, E., MAURÍCIO, J. and WACLAWK, I., 2001, “Flexible Pipe for Ultra-Deepwater Applications: The Roncador Experience”. *OTC – Offshore Technology Conference*, Houston, Texas, USA;
- NOVOZHILOV, V. V., 1953, *Foundations of the Nonlinear Theory of Elasticity*. Graylock Press;

- NUNES, L. M. P., JUNIOR, W. T., FISCH, C. I. *et al.*, 1996, *Perfis de Corrente para Fadiga em Águas Profundas*. PETROBRAS/CENPES/DIPREX/SEPRON;
- NUNES, L. M. P., 1998, *Modelagem Numérica para Valoração de Dano Ambiental por Óleo: Aplicação para a Bacia de Campos – RJ*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- N-2409, 2003, *Flexible Pipe*, PETROBRAS, Marine Installations and Operations, 2nd amendment;
- OLIVEIRA, M. C., 2001, “Sistemas Flutuantes de Produção de Petróleo com Completação Molhada (Parte I)”. *Palestra ministrada a 6ª turma da Pós-Graduação Executiva em Petróleo*, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- PAULO, C., 2001, “Sistemas Submarinos de Produção”. *Palestra ministrada a 6ª turma da Pós-Graduação Executiva em Petróleo*, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- PHIFER, E. H., KOPP, F., SWANSON, R. C., *et al.*, 1994, “Design and Installation of Auger Steel Catenary Risers”. *OTC – Offshore Technology Conference*, Houston, Texas, USA;
- POSSINAL – Versão 5.2, data 2006;
- RIBEIRO, E. J. B., 1999, *Análise de Risers de Plataformas Marítimas tipo Spar Buoy*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- RODENBUSCH, G., GARRET, D. L. and ANDERSON, S. L., 1986. *Statistical Linearization of Velocity-Squared Drag Forces* – OMAE.
- ROVERI, F.E., SOUZA, L.F.A., MOURELLE, M.M.M. *et al.*, 1995, “Evaluation of Wellhead Loads: an Alternative Approach”. *OTC – Offshore Technology Conference*, 7903, Houston, Texas, USA;
- SAGRILO, L.V.S, e LIMA, E.C.P, 2004 *Variáveis Aleatórias, Distribuições de Probabilidades e Estatística de Extremos*, Apostila do Curso de Confiabilidade Estrutural, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- SANTOS, A. O., 2004, *Determinação da Fadiga de Elementos Esbeltos de Estruturas Offshore com Ênfase no Fenômeno de Desprendimento de Vórtices*. Projeto final de curso, Departamento de Mecânica Aplicada e Estruturas/ UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;

- Scientific American Brasil, 2003, “Petróleo: A Ciência de Extrair Energia da Terra”. *Scientific American Brasil*, 3 ed, Editora Duetto, São Paulo, SP, Brasil;
- SCOFANO, A. M. e NUNES, L. M. P., 1997, *Oceanografia*. Apostila de curso de Aperfeiçoamento Interno da PETROBRAS, Centro de Pesquisas e Desenvolvimento Leopoldo A. Miguez de Mello, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- SERTÃ, O. B., LONGO, C. E. V. and ROVERI, F. E., 2001, “Riser Systems for Deep and Ultra-Deepwaters”. *OTC – Offshore Technology Conference*, Houston, Texas, USA;
- SKAUG, L. C., 1998, “New Designs Advance Spar Technology into Deeper Water”. *Oil and Gas Journal*, Spar International Inc.;
- SODAHL, N.R., 1991, *Methods for Design and Analysis of Flexible Risers*. Trondheim, Norway, Division of Marine Structures, The Norwegian Institute of Technology, The University of Trondheim.
- SOUZA, L. F. A., 1998, *Análises de riser rígido em catenária com ênfase na verificação de fadiga*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- TENG B. and CHENG LI Y., 1990. *The Linearization of Drag Force and the Error Estimation of Linear Force Spectrum*. Coastal Engineering 14. Elsevier Science Publishers B. V.
- TORRES, A. L. F. L., 1984, *Determinação da Fadiga em Estruturas Metálicas Soldadas Submetidas à Solicitações Dinâmicas*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- TORRES, A. L. F. L., 1993, *Análise Dinâmica Aleatória Aplicada a Estrutura de Plataformas Marítimas*. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- TORRES, A. L. F. L., DANTAS, C. M. S., SIQUEIRA, M. Q. *et al.*, 2005, *Utilização do ANFLEX, ALFREQ e POSFAL na análise de fadiga de SCR*. Centro de Pesquisas e Desenvolvimento Leopoldo A. Miguez de Mello, Rio de Janeiro, RJ, Brasil;
- THOMAS, J. E., TRIGGIA, A. A., CORREIA, C. A. *et al*, 2001, *Fundamentos de Engenharia de Petróleo*. PETROBRAS, Interciência, Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2001.
- ZURITA, B.I.T., 1999, *Análise estatística de valores extremos de séries temporais gaussianas e não-gaussianas*. Tese de M.Sc. Programa de Engenharia Civil, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

ANEXO I

RESULTADOS DAS ANÁLISES

I.1 – CASOS DE ANÁLISE

Serão apresentados neste ANEXO os resultados obtidos das comparações das simulações no tempo *versus* análises no domínio da frequência.

Todos os resultados apresentados aparecem como valores percentuais de diferenças entre as simulações no tempo com 10800s e as análises no domínio da frequência projetadas para 10800s. Os resultados estão sendo assim apresentados por se tratar da melhor forma de apresentação, uma vez que os números em si, não são os resultados mais importantes, e sim, as diferenças surgidas entre as diferentes metodologias propostas. Além disso, a grande quantidade de resultados aumentaria enormemente o tamanho deste ANEXO.

A comparação entre os resultados foi executada de acordo com a equação 6.1, como descrita no Capítulo VI e mostrada abaixo.

$$E(\%) = -\frac{(\overline{Res}_{T=10800} - \overline{Res}_{T=n})}{\overline{Res}_{T=10800}} \times 100\% \quad (\text{equação 6.1 exibida no Capítulo VI})$$

onde:

$E(\%)$: representa a diferença entre os resultados;

$\overline{Res}_{T=10800}$: representa os resultados médios para o tempo de 10800s;

$\overline{Res}_{T=n}$: representa os resultados médios para os tempos inferiores a 10800s.

Para avaliação dos resultados foram adotadas algumas convenções, as quais se encontram citadas abaixo:

- Sinal positivo para a diferença, quando se está avaliando F_x , indica que os resultados na frequência são maiores que no tempo, ou seja, mais tracionados e a recíproca se aplica. Se estivermos interessados nos resultados para F_{xmin} , quanto mais positivo os valores das diferenças, mais conservadora é a análise no domínio da frequência. Já se estivermos interessados nos resultados para F_{xmax} , quanto mais negativos as diferenças, mais conservadoras as análises. Nas tabelas mostradas abaixo podem aparecer os textos “+conserv.”, indicando que os resultados se tornaram mais conservadores à medida que o parâmetro analisado aumentava e, “-conserv.”, indicando o inverso.
- Para os desvios padrões σ segue-se a mesma convenção de sinais adotada para as forças. Entretanto, ao ser apresentado nas tabelas o símbolo $< E\%$, por exemplo, significa redução da diferença (em valor absoluto) e, $> E\%$ significa aumento. Entretanto, pode estar havendo uma tendência de mudança de sinal, ou seja, os resultados são ora conservadores e ora não conservadores, e, nestes casos, os resultados serão apresentados com o texto “indef.”, que significa indefinidos, mas acompanhados pelo símbolo \pm , e seguidos de uma seta, que pode ser para cima, ou para baixo, assim, \uparrow significa estar a diferença caminhando de negativo para positivo à medida que H_s aumenta (caminhando de não conservador para conservador) e, \downarrow significa estar a diferença caminhando de positivo para negativo à medida que H_s aumenta (caminhando de conservador para não conservador). Caso não tenha sido possível identificar qualquer relação

entre os resultados obtidos será apresentado na tabela somente o termo “indef.”, que significa indefinido.

Todos os resultados estão sendo apresentados sob a forma de quadros, pois a utilização de gráficos para apresentar esta quantidade de resultados se tornaria inviável.

Os parâmetros apresentados nos quadros são: forças de tração (máximas e mínimas) no topo e no TDP e seus desvios padrão, rotações no topo, momentos e desvios padrão no TDP.

Nos quadros a seguir os parâmetros apresentados seguem as seguintes definições.

T : período de onda associado à altura significativa;

H_s : altura significativa;

F_{xmin} e F_{xmax} : diferenças entre as simulações no tempo e na frequência para tração mínima e máxima segundo eixos locais;

σ_F : diferenças entre as simulações no tempo e na frequência para desvio padrão da série de esforços de tração;

R_{ymax}/R_{ymin} : diferenças entre as simulações no tempo e na frequência para rotações máximas e mínimas em torno do eixo transversal ao plano da catenária;

M_y : diferenças entre as simulações no tempo e na frequência para o momento máximo transversal ao plano da catenária;

M_{ymax} e M_{ymin} : diferenças entre as simulações no tempo e na frequência para o momento máximo e mínimo transversal ao plano da catenária;

σ_{M_y} : diferenças entre as simulações no tempo e na frequência para desvio padrão da série de momentos

Em cada um dos itens além da exibição dos quadros é exibida de forma detalhada a descrição do comportamento dos resultados de tração mínima.

I.1.1 – CASOS FAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA ALTURA SIGNIFICATIVA H_s *I.1.1.1 – FPSO COM CONEXÃO NO CM E $CD = 0,9$*

Os Quadros I.1 e I.2 abaixo mostram um resumo dos resultados obtidos das análises.

Quadro I.1

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

T (s)	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		My (%)	Indef.	σ_{My} (%)	
8	+0,32	Indef. $\pm\uparrow$	+6,36	$> H_s$ $< E\%$	1600/ 5,86	indef. / indef. $\pm\uparrow$	700		99	$> H_s$ $> E\%$
9	-0,46	Indef.	+4,99	Indef.	295/ 2,83	$> E\%$ / indef. $\pm\uparrow$	2900		97	$> H_s$ $> E\%$
10	-0,86	$> H_s$ -conserv.	+2,91	$> H_s$ $< E\%$	2754/ 7,01	$> E\%$ $\pm\uparrow$ / indef. $\pm\uparrow$	751		96	Indef.
11	-0,83	$> H_s$ -conserv.	+3,09	$> H_s$ $< E\%$	221/ 7,51	$> E\%$ $\pm\uparrow$ / $> E\%$ $\pm\uparrow$	1530		96	Indef.
12	-0,25	Indef.	+2,49	$> H_s$ $< E\%$	149/ 8,07	$> E\%$ $\pm\uparrow$ / indef. $\pm\uparrow$	896		89	Indef.
13	-0,64	$> H_s$ -conserv.	+2,93	Indef. $\pm\downarrow$	265/ 7,96	indef. $\pm\uparrow$ / indef. $\pm\uparrow$	4059		86	$> H_s$ $> E\%$
14	-1,21	$> H_s$ -conserv.	-1,01	Indef. $\pm\downarrow$	323/ 4,31	$> E\%$ / $< E\%$	594		89	Indef.
15	-1,05	Indef.	-1,02	Indef.	139/ 7,05	$> E\%$ / indef.	29034		59	Indef.

I.1.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s

- Período de 8s - À medida que a altura de onda aumentou, as diferenças existentes entre as cargas de topo para as análises no domínio do tempo e da frequência foram tornando-se maiores, mas mantiveram seus valores sempre inferiores a $\pm 2,29\%$. Os resultados se mostraram conservadores para alturas de onda superiores a 2m e para ondas com $H_s = 2m$ os resultados foram não conservadores. A máxima diferença do desvio padrão foi 6,4%, diminuindo à medida que H_s aumentava.
- Período de 9s - Não manteve as mesmas características que para o período de 8s. Os resultados não se mostraram conservadores para extremos, conforme visto anteriormente, a não ser para $H_s = 8m$, mas as diferenças obtidas para as trações não

excederam à $\pm 1,85\%$. A máxima diferença para o desvio padrão foi reduzido a $5,0\%$, mas não seguindo mais uma redução gradativa à medida que a altura significativa aumentava.

- Período de 10s - Todos os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, mas com diferenças de na máxima $-0,87\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $2,91\%$, apresentando menores diferenças à medida que a altura significativa de onda aumentava.
- Período de 11s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $-0,83\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $3,09\%$, apresentando menores diferenças à medida que a altura significativa de onda aumenta.
- Período de 12s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 0,27\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $2,49\%$, apresentando menores diferenças à medida que a altura significativa de onda aumenta.
- Período de 13s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 1,66\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $2,93\%$, apresentando menores diferenças à medida que a altura significativa de onda aumenta, mas para o espectro com $H_s = 8\text{m}$ o desvio padrão para o tempo apresentou maiores resultados.
- Período de 14s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 2,40\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,01\%$, apresentando maiores diferenças à medida que a altura significativa de onda aumenta, com maiores desvios obtidos no domínio do tempo.

• Período de 15s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 2,57\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu 1,02%.

Quadro I.2

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T (s)	$F_{x\max}$ (%)		$F_{x\min}$ (%)		σ_F (%)		$M_{y\max}/M_{y\min}$ (%)		σ_{My} (%)	
8	-8,37	$>H_s$ +conserv.	+1,11	$>H_s$ +conserv.	+30,74	$>H_s$ < E%	205,6/ 4109	$> E\% \pm \uparrow$ indef.	+2323	$>H_s$ < E%
9	-6,74	$>H_s$ +conserv.	+0,90	$>H_s$ +conserv.	+28,67	Indef.	162,6/ 1,2e+5	$> E\% \pm \uparrow$ indef.	+2482	$>H_s$ < E%
10	-6,15	$>H_s$ +conserv.	-4,10	$>H_s$ -conserv.	+18,84	$>H_s$ < E%	294,3/ 6,5e+4	$> E\% \pm \uparrow$ indef.	+2663	$>H_s$ < E%
11	-5,61	$>H_s$ +conserv.	-4,06	$>H_s$ -conserv.	+17,12	$>H_s$ < E%	317,9/ 8,4e+4	$> E\% \pm \uparrow$ indef.	+2912	$>H_s$ < E%
12	-4,63	$>H_s$ +conserv.	-5,14	$>H_s$ -conserv.	+22,53	Indef.	337,7/ 5,4e+4	$> E\% \pm \uparrow$ indef.	+3259	$>H_s$ < E%
13	+3,76	Indef.	-6,78	$>H_s$ -conserv.	+21,02	Indef.	357,0/ 1,3e+5	$> E\% /$ indef.	+3267	$>H_s$ < E%
14	+5,52	Indef.	-6,89	$>H_s$ -conserv.	+12,01	Indef.	389,9/ 6,7e+4	$> E\% /$ > E%	+3837	$>H_s$ < E%
15	+5,23	Indef.	-8,40	$>H_s$ -conserv.	+10,61	Indef.	435,2/ 9,4e+4	$> E\% /$ indef.	+4104	$>H_s$ < E%

A diferença máxima das cargas de topo para $F_{x\min}$ foi de $-1,21\%$ e para $F_{x\max}$ a diferença foi de $+2,57\%$, já para as cargas na região do TDP as diferenças máximas foram para $F_{x\min} = -8,40\%$ e para $F_{x\max} = -8,37\%$.

Os resultados relacionados à flexão exibiram um comportamento extremamente conservador no TDP para as análises no domínio da frequência, resultado este que se explica devido à não consideração da não linearidade da interação solo-estrutura. Para pontos anteriores ao TDP estático os resultados são não conservadores, pois as análises no domínio da frequência não conseguem computar os efeitos de flexão para esta região. Para pontos posteriores ao TDP estático os resultados apresentaram valores de diferenças máximas de 14,13% para os momentos máximos e 3% para os momentos mínimos.

1.1.1.2 – FPSO COM CONEXÃO NO CM E $CD = 1,2$

Os Quadros I.3 e I.4 abaixo mostram um resumo dos resultados obtidos das análises.

Quadro I.3

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

T (s)	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		M_y (%)	Não foi possível descrever o comportamento	σ_{My} (%)	
8	-0,25	$>H_s$ +conserv.	+6,13	$>H_s$ < E%	5036/ 10,73	indef./ indef. $\pm\uparrow$	879		99	$>H_s$ > E%
9	-1,95	Indef.	-16,95	Indef.	17000/ 5,92	indef./ indef.	302		97	Indef.
10	-1,05	$>H_s$ -conserv.	-10,81	Indef.	459/ 11,24	indef./ indef. $\pm\uparrow$	1897		97	Indef.
11	-1,03	$>H_s$ -conserv.	+2,67	$>H_s$ < E%	761/ 11,65	indef./ indef. $\pm\uparrow$	896		97	Indef.
12	-0,44	Indef.	+2,99	Indef.	1340/ 8,76	indef./ indef. $\pm\uparrow$	822		96	$>H_s$ > E%
13	-0,83	Indef.	-2,73	Indef.	884/ 5,54	indef./ indef. $\pm\uparrow$	1012		94	$>H_s$ > E%
14	-1,29	Indef.	-4,17	Indef.	17000/ 5,03	indef./ < E% $\pm\uparrow$	567		98	Indef.
15	-1,32	$>H_s$ -conserv.	-1,59	$>H_s$ < E%	1077	indef./ < E%	4000		88	$>H_s$ > E%

1.1.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s

- Período de 8s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos, quando se analisou espectros com $H_s = 2m$ e $H_s = 4m$, para os outros casos os resultados mostraram-se conservadores para extremos, com diferenças máximas de $\pm 2,35\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi $6,3\%$, diminuindo à medida que H_s aumentava.
- Período de 9s - Não manteve as mesmas características que para o período de 8s. Os resultados não se mostraram conservadores para extremos, conforme visto anteriormente, a não ser para $H_s = 8m$, entretanto, as diferenças obtidos para as trações não excederam à $\pm 1,95\%$. A máxima diferença para o desvio padrão foi de -17% para o espectro com $H_s = 6m$ e $4,16\%$ para os outros.

- Período de 10s - Todos os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, mas com diferenças de na máxima $\pm 1,67\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu 2,48%, apresentando menores diferenças à medida que a altura significativa de onda aumenta, exceto para o caso com espectro $H_s = 6\text{m}$, o qual forneceu uma diferença de $-10,81\%$.
- Período de 11s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $-0,84\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu 2,67%, apresentando menores diferenças à medida que a altura significativa de onda aumenta.
- Período de 12s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 0,44\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu 2,99%.
- Período de 13s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 1,70\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $\pm 2,73\%$.
- Período de 14s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 2,43\%$, exceto os resultados de extremos para $H_s = 6\text{m}$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $\pm 4,17\%$, não foi possível especificar uma padronização para a variação dos desvios.
- Período de 15s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 2,37\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu 1,59%.

Quadro I.4

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T (s)	$F_{x\max}$ (%)		$F_{x\min}$ (%)		σ_F (%)		$M_{y\max}/M_{y\min}$ (%)		σ_{My} (%)	
8	-9,81	$> H_s$ +conserv.	+0,55	$> H_s$ +conserv.	+36,47	$> H_s$ < E%	242,3/ 4283	$> E\% \pm \uparrow /$ >E%	+2474	$> H_s$ < E%
9	-7,87	$> H_s$ +conserv.	-2,33	Indef.	+34,03	Indef.	239,5/ 2,8e+4	indef./ indef.	+2621	$> H_s$ < E%
10	-8,22	$> H_s$ +conserv.	-5,35	$> H_s$ -conserv.	+24,19	$> H_s$ < E%	332,9/ 2,6e+4	$> E\% /$ indef.	+2791	$> H_s$ < E%
11	-7,93	$> H_s$ +conserv.	-5,11	$> H_s$ -conserv.	+22,59	$> H_s$ < E%	360,2/ 2,5e+4	$> E\% /$ indef.	+3033	$> H_s$ < E%
12	-6,85	$> H_s$ +conserv.	-6,15	$> H_s$ -conserv.	+21,69	Indef.	380,1/ 1,2e+5	$> E\% /$ indef.	+3331	$> H_s$ < E%
13	-4,75	Indef.	-7,70	$> H_s$ -conserv.	+20,50	Indef.	395,4/ 6,1e+5	$> E\% /$ indef.	+3606	$> H_s$ < E%
14	+6,48	Indef.	-7,53	$> H_s$ -conserv.	+18,89	Indef.	424,6/ 6,4e+4	$> E\% /$ indef.	+3821	$> H_s$ < E%
15	+6,20	Não definido.	-9,35	$> H_s$ -conserv.	+17,28	Não definido	467,2/ 8,4e+5	$> E\% /$ indef.	+4020	Não definido

A diferença máxima das cargas de topo para $F_{x\min}$ foi de -1,95% e para $F_{x\max}$ de +2,43%, já para as cargas na região do TDP as diferenças máximas foram, $F_{x\min} = -9,35\%$ e $F_{x\max} = -9,81\%$.

Assim como no caso anterior, os resultados realacionados à flexão exibiram um comportamento extremamente conservador no TDP para as análises no domínio da frequência, resultado este que se explica pela mesma razão anteriormente explicitada. Os resultados para pontos distantes do TDP exibiram o mesmo comportamento, mas com diferenças máximas de 20,79% para os momentos máximos e 6% para os momentos mínimos.

I.1.1.3 – SS COM CONEXÃO NO CME CD = 0,9

Os quadros I.5 e I.6 abaixo mostram um resumo dos resultados obtidos das análises.

Quadro I.5

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

T (s)	F_{xmin} (%)	σ_F (%)	R_{ymax}/R_{ymin} (%)	My (%)	σ_{My} (%)
8	+0,58 > H_s +conserv.	+10,20 > H_s < E%	9,51/ 3,12 indef./ indef.	2091	26 Indef.
9	-0,50 Indef. $\pm\downarrow$	+5,95 Indef.	13,3/ 5,56 indef./ indef.	12135	30 Indef.
10	+0,99 > H_s +conserv.	+3,19 > H_s < E% $\pm\downarrow$	76,17/ 6,97 indef./ indef.	832	36 Indef.
11	-0,40 > H_s +conserv.	+1,94 Indef. $\pm\downarrow$	114,2/ 6,27 indef./ indef.	794	38 Indef.
12	-0,35 > H_s +conserv.	+1,23 Indef. $\pm\downarrow$	206,4/ 8,47 indef./ indef.	1008	45 Indef.
13	-0,86 Indef.	-1,46 > H_s indef. $\pm\downarrow$	295,8/ 9,40 indef./ indef.	202	65 Indef.
14	-1,63 > H_s -conserv.	-1,65 > H_s > E% $\pm\downarrow$	268,1/ 6,99 indef./ indef.	1997	52 Indef.
15	-1,61 > H_s -conserv.	-1,79 > H_s > E%	191,9/ 6,48 indef./ indef.	6270	52 Indef.

I.1.1.3.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s

- Período de 8s - À medida que a altura de onda aumentou, as diferenças existentes entre as cargas de topo para as análises no domínio do tempo e da frequência foram tornando-se maiores, mas mantiveram seus valores sempre inferiores a $\pm 4,13\%$. Os resultados se mostraram conservadores para alturas de onda superiores a 2m para casos extremos e não conservador para ondas com $H_s = 2m$. A máxima diferença do desvio padrão foi 10,2%, diminuindo à medida que H_s aumentava. Apresentou o mesmo comportamento que para o FPSO para cargas de tração.

- Período de 9s - Não manteve as mesmas características que para o período de 8s. Os resultados não se mostraram conservadores para extremos, conforme visto anteriormente, a não ser para $H_s = 8m$, mas as diferenças obtidos para as trações não excederam à $\pm 3,42\%$. A máxima diferença para o desvio padrão foi reduzido a 5,95%, mas não seguindo mais uma redução gradativa à medida que a altura significativa

aumentava. Apresentou o mesmo comportamento que para o FPSO para cargas de tração.

- Período de 10s - Todos os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram conservadores nas análises no domínio da frequência para resultados extremos, com diferenças de na máxima $\pm 2,54\%$, exceto para o caso com $H_s = 2\text{m}$, onde os resultados extremos foram não conservadores. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $3,19\%$, apresentando menores diferenças à medida que a altura significativa de onda aumenta. Não apresentou o mesmo comportamento que para o FPSO para cargas de tração.
- Período de 11s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência para as cargas de tração se mostraram não conservadores para resultados extremos, com diferenças de na máxima $-2,44\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,94\%$, apresentando menores diferenças à medida que a altura significativa de onda aumenta. Não apresentou o mesmo comportamento que para o FPSO para cargas de tração.
- Período de 12s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência para as cargas de tração se mostraram não conservadores para os resultados extremos, com diferenças de na máxima $-0,86\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,23\%$. Não apresentou o mesmo comportamento que para o FPSO para cargas de tração.
- Período de 13s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência para as cargas de tração, se mostraram não conservadores para os resultados extremos, com diferenças de na máxima $-0,86\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,44\%$, o desvio padrão para o tempo apresentou maiores resultados. Não apresentou o mesmo comportamento que para o FPSO para cargas de tração.
- Período de 14s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 1,85\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,65\%$, apresentando maiores diferenças à medida que a altura significativa de onda aumenta,

com os maiores desvios sendo obtidos no domínio do tempo. Apresentou o mesmo comportamento que para o FPSO para cargas de tração.

- Período de 15s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 1,61\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,79\%$. Apresentou o mesmo comportamento que para o FPSO para cargas de tração.

Quadro I.6

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T (s)	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
8	-25,84	$> H_s$ +conserv.	+5,26	$> H_s$ +conserv.	+75,28	$> H_s$ < E%	331,2/ 4,2e+5	$> E\%$ $> E\% \pm 1$	+2008	$> H_s$ < E%
9	-21,55	$> H_s$ +conserv.	+4,55	$> H_s$ +conserv.	+65,72	Indef.	349,4/ 3,0e+7	indef./ indef.	+2264	Indef.
10	-23,46	$> H_s$ +conserv.	-6,35	$> H_s$ -conserv.	+48,72	$> H_s$ < E%	388,0/ 3,4e+4	indef./ indef.	+2478	Indef.
11	-24,29	$> H_s$ +conserv.	-6,98	$> H_s$ -conserv.	+42,86	$> H_s$ < E%	413,9/ 3,1e+4	indef./ indef.	+2495	Indef.
12	-21,16	$> H_s$ +conserv.	-11,59	$> H_s$ -conserv.	+39,42	$> H_s$ < E%	420,9/ 7,1e+4	indef./ indef.	+2523	Indef.
13	+14,76	Indef.	-17,25	$> H_s$ -conserv.	+36,17	$> H_s$ < E%	413,9/ 2,2e+5	indef./ indef.	+2448	Indef.
14	+22,09	Indef.	-19,60	$> H_s$ -conserv.	+34,05	$> H_s$ < E%	420,7/ 3,2e+5	indef./ indef.	+2294	Indef.
15	+14,88	Indef.	-20,21	$> H_s$ -conserv.	+33,26	Indef.	453,5/ 3,6e+5	indef./ indef.	+2313	Indef.

A diferença máxima das cargas de topo para F_{xmin} foi de $-1,63\%$ e para F_{xmax} a diferença foi de $-4,14\%$, já para as cargas na região do TDP as diferenças máximas foram iguais a $F_{xmin} = -20,21\%$ e para $F_{xmax} = -25,84\%$.

Devido aos maiores movimentos dinâmicos da SS considerando o CM como ponto de conexão, os resultados para os esforços de flexão divergiram ainda mais dos resultados obtidos para o FPSO. Assim os resultados exibiram um comportamento extremamente conservador no TDP para as análises no domínio da frequência e também em pontos mais afastados, com diferenças máximas de $63,00\%$ para os momentos máximos e $9,7e+5\%$ para os momentos mínimos.

I.1.1.4 – SS COM CONEXÃO NO CME CD = 1,2

Os quadros I.7 e I.8 abaixo mostram um resumo dos resultados obtidos das análises.

Quadro I.7

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

T (s)	F_{xmin} (%)	σ_F (%)	R_{ymax}/R_{ymin} (%)	My (%)	σ_{My} (%)
8	-0,31 > H_s +conserv.	+7,56 > H_s < E%	26,53/ 4,84 indef. $\pm\uparrow$ / indef. $\pm\uparrow$	7742	23 Indef.
9	-0,61 > H_s +conserv.	+4,08 Indef.	23,54/ 6,72 indef./ indef.	11564	28 Indef.
10	+0,36 Indef.	+1,89 Indef. $\pm\downarrow$	244,0/ 8,84 > E%/ indef.	314	33 Indef.
11	-0,52 > H_s +conserv.	-1,07 Indef. $\pm\downarrow$	765,5/ 8,40 > E%/ indef.	378	37 Indef.
12	-0,45 > H_s +conserv.	-1,57 > H_s < E% $\pm\downarrow$	10017/ 11,76 indef./ indef.	475	44 Indef.
13	-1,21 > H_s -conserv.	-1,88 Indef.	743,5/ 12,92 indef./ indef.	340	50 Indef.
14	-1,89 > H_s -conserv.	-2,08 Indef.	623,3/ 9,68 indef./ indef.	1047	51 Indef.
15	-2,01 > H_s -conserv.	-2,26 Indef.	928,1/ 8,72 indef./ indef.	1928	52 Indef.

I.1.1.4.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s

- Período de 8s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos quando se analisou espectros com $H_s = 2\text{m}$ e $H_s = 4\text{m}$, para os outros casos os resultados mostraram-se conservadores para extremos, com diferenças máximas de $\pm 3,78\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi 7,56%, diminuindo à medida que H_s aumentava. Apresentou o mesmo comportamento que para o FPSO para cargas de tração.

- Período de 9s - Não manteve as mesmas características que para o período de 8s. Os resultados não se mostraram conservadores para extremos, conforme visto anteriormente, a não ser para $H_s = 8\text{m}$, mas as diferenças obtidas para as trações não excederam à $\pm 8,71\%$. A máxima diferença para o desvio padrão foi de 4,08%, não foi

possível determinar uma um padrão de variação para o desvio padrão. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que para o FPSO para cargas de tração.

- Período de 10s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, exceto para o caso com espectro de onda $H_s = 2\text{m}$, o qual os resultados de extremos se mostraram não conservadores, com diferenças de na máxima $\pm 8,06\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,89\%$, apresentando menores diferenças à medida que a altura significativa de onda aumenta, para os casos com espectro $H_s = 6\text{m}$ e 8m os desvios padrões para as análises no tempo se mostraram superiores. Não Apresentou o mesmo comportamento que para o FPSO para cargas de tração.
- Período de 11s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores para as análises de extremos, com diferenças de na máxima $-8,48\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,07\%$, apresentando menores diferenças à medida que a altura significativa de onda aumenta, para os casos com espectro $H_s = 4\text{m}$, 6m e 8m os desvios padrões para as análises no tempo se mostraram superiores.
- Período de 12s - Os resultados das análises no domínio da frequência para as cargas de tração se mostraram não conservadores para análise de extremos, exceto para o caso com $H_s = 8\text{m}$, com diferença de na máxima $\pm 0,82\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,57\%$, todos os valores dos desvios encontraram-se maiores para as análises no tempo, exceto quando se utilizou $H_s = 2\text{m}$.
- Período de 13s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 1,21\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-1,81\%$, sempre com valores menos conservadores na frequência. Apresentou o mesmo comportamento que o FPSO para cargas de tração.

- Período de 14s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 1,89\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-2,07\%$, não foi possível especificar uma padronização para a variação dos desvios. Apresentou o mesmo comportamento que para o FPSO para cargas de tração
- Período de 15s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 2,01\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-2,26\%$, não foi possível especificar uma padronização para a variação dos desvios. Apresentou o mesmo comportamento que para o FPSO para cargas de tração

Quadro I.8

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T (s)	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
8	-23,63	$>H_s$ +conserv.	+4,01	$>H_s$ +conserv.	+66,32	$>H_s$ $< E\%$	320,1/ 5,3e+4	$> E\% \pm \uparrow$ indef.	+2072	$>H_s$ $< E\%$
9	-20,36	Indef.	+3,64	Indef.	+57,92	Indef.	353,9/ 1,4e+5	indef./ indef.	+2358	Indef.
10	-24,41	$>H_s$ +conserv.	-8,43	$>H_s$ -conserv.	+42,63	$>H_s$ $< E\%$	390,2/ 2,1e+5	indef./ indef.	+2131	Indef.
11	-26,95	$>H_s$ +conserv.	-8,00	$>H_s$ -conserv.	+38,22	$>H_s$ $< E\%$	409,5/ 1,1e+6	indef./ indef.	+1764	Indef.
12	-24,60	$>H_s$ +conserv.	-12,72	$>H_s$ -conserv.	+35,55	$>H_s$ $< E\%$	419,3/ 2,4 e+5	indef./ indef.	+1670	Indef.
13	+18,44	Indef.	-17,99	$>H_s$ -conserv.	+33,08	$>H_s$ $< E\%$	409,1/ 6,4e+4	indef./ indef.	+1455	Indef.
14	+31,26	Indef.	-20,25	$>H_s$ -conserv.	+31,48	$>H_s$ $< E\%$	420,5/ 1,2e+5	indef./ indef.	+1258	Indef.
15	+19,99	Indef.	-20,80	$>H_s$ -conserv.	+30,66	$>H_s$ $< E\%$	444,4/ 2,6e+5	indef./ indef.	+1226	Indef.

A diferença máxima das cargas de topo para F_{xmin} foi de $-2,01\%$ e para F_{xmax} a diferença foi de $-8,71\%$, já para as cargas na região do TDP as diferenças máximas foram $F_{xmin} = -18,91\%$ e para $F_{xmax} = +19,99\%$.

Devido aos maiores movimentos dinâmicos da SS considerando o CM como ponto de conexão, os resultados para os esforços de flexão divergiram ainda mais dos resultados obtidos para o FPSO. Assim os resultados exibiram um comportamento extremamente conservador no TDP para as análises no domínio da frequência e também

em pontos mais afastados, com diferenças máximas de 72,00% para os momentos máximos e 2,4e+5% para os momentos mínimos.

1.1.1.5 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 0,9$

Os quadros I.9 e I.10 abaixo mostram um resumo dos resultados obtidos das análises.

Quadro I.9

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

T (s)	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		My (%)		σ_{My} (%)	
8	+1,25	$>H_s$ +conserv.	+4,92	$>H_s$ < E%	5,74/ 3,06	indef. $\pm\uparrow$ / < E%	617	Indef.	31	Indef.
9	+0,56	$>H_s$ +conserv.	+3,03	Indef.	4,73/ 3,70	indef. / < E%	2014		32	Indef.
10	-0,79	$>H_s$ +conserv.	+1,88	$>H_s$ < E%	15,13/ 3,74	indef. $\pm\uparrow$ / < E% $\pm\uparrow$	4900		36	$>H_s$ > E%
11	-0,68	Indef.	+1,24	Indef. $\pm\downarrow$	17,51/ 3,74	indef. $\pm\uparrow$ / < E% $\pm\uparrow$	164709		35	$>H_s$ > E%
12	+0,19	$>H_s$ +conserv.	-2,66	Indef.	25,22/ 5,58	> E% $\pm\uparrow$ / < E%	493		40	$>H_s$ > E%
13	-1,63	$>H_s$ -conserv.	+2,97	Indef. $\pm\downarrow$	31,30/ 3,64	indef. $\pm\uparrow$ / indef.	288		45	$>H_s$ > E%
14	-2,41	$>H_s$ -conserv.	-2,92	> E%	19,31/ 5,10	indef. $\pm\uparrow$ / indef. $\pm\uparrow$	187		45	Indef.
15	-1,87	$>H_s$ -conserv.	-3,42	$>H_s$ > E%	7,60/ 13,28	indef. $\pm\uparrow$ / indef. $\pm\uparrow$	157		41	Indef.

1.1.1.5.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s

- Período de 8s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos quando se analisou espectros com $H_s = 2m$ e $H_s = 4m$, para os outros casos os resultados mostraram-se conservadores para extremos, com diferenças máximas de $\pm 4,91\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi 4,92%, diminuindo à medida que H_s aumentava. Apresentou o mesmo comportamento que para o FPSO com conexão no CM para cargas de tração.

- Período de 9s - Manteve as mesmas características que para o período de 8s para as cargas de tração. Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos, quando se analisou espectros com $H_s = 2\text{m}$ e $H_s = 4\text{m}$, para os outros casos os resultados mostraram-se conservadores, com diferenças máximas de $\pm 3,76\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi $3,03\%$, não sendo possível descrever o seu comportamento.
- Período de 10s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 0,90\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,88\%$, apresentando menores diferenças à medida que a altura significativa de onda aumenta.
- Período de 11s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 1,50\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,24\%$, apresentando um comportamento indefinido.
- Período de 12s - Os resultados das análises no domínio da frequência para as cargas de tração se mostraram não conservadores para análise de extremos para o caso com $H_s = 2\text{m}$. Para os outros casos os resultados foram conservadores, com diferença de na máxima $\pm 1,96\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $2,67\%$, todos os valores dos desvios encontraram-se maiores para as análises no tempo, mas não foi possível descrever o seu comportamento.
- Período de 13s - Os resultados das análises no domínio da frequência para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, a não ser para o caso com $H_s = 2\text{m}$, com diferenças de na máxima $\pm 1,85\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $2,97\%$. Não foi possível descrever o comportamento.
- Período de 14s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores em análise de extremos, com

diferenças de na máxima $\pm 4,78\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-2,92\%$. As diferenças ficam maiores a medida que a altura de onda aumenta.

- Período de 15s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 5,92\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-3,42\%$. As diferenças ficam maiores à medida que a altura de onda aumenta.

Quadro I.10

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T (s)	$F_{x\max}$ (%)		$F_{x\min}$ (%)		σ_F (%)		$M_{y\max}/M_{y\min}$ (%)		σ_{My} (%)	
8	-31,14	$>H_s$ +conserv.	-2,69	$>H_s$ -conserv.	+66,97	$>H_s$ < E%	337,0/ 2,1e+4	indef./ indef.	+2175	$>H_s$ < E%
9	-26,25	$>H_s$ +conserv.	-7,50	Indef.	+60,89	Indef.	335,0/ 1,1e+5	indef./ indef.	+2255	Indef.
10	+170,4	Indef.	-16,69	$>H_s$ -conserv.	+54,44	Indef.	310,2/ 2,2e+4	indef./ indef.	+2131	Indef.
11	-8314	Indef.	-17,25	$>H_s$ -conserv.	+51,25	Indef.	331,9/ 1,1e+6	indef./ indef.	+1914	Indef.
12	-59,34	$>H_s$ +conserv.	-15,06	$>H_s$ -conserv.	+52,17	$>H_s$ < E%	414,1/ 2,1 e+4	indef./ < E%	+1739	Indef.
13	-3502	$>H_s$ +conserv.	-21,95	$>H_s$ -conserv.	+33,08	$>H_s$ < E%	419,5/ 1,5e+5	indef./ indef.	+1447	Indef.
14	+144,2	Indef.	-23,43	$>H_s$ -conserv.	+48,07	$>H_s$ < E%	404,3/ 1,7e+4	indef./ indef.	+1218	Indef.
15	+129,3	Indef.	-21,26	$>H_s$ -conserv.	+46,64	$>H_s$ < E%	413,9/ 2,7e+4	indef./ indef.	+1138	Indef.

A diferença máxima das cargas de topo para $F_{x\min}$ foi de $-2,41\%$ e para $F_{x\max}$ a diferença foi de $+5,92\%$, já para as cargas na região do TDP as diferenças máximas foram $F_{x\min} = -23,43\%$ e para $F_{x\max} = -3502\%$.

Os resultados exibiram um comportamento extremamente conservador no TDP para as análises no domínio da frequência e também em pontos mais afastados, com diferenças máximas de 10997% para os momentos máximos e 96% para os momentos mínimos.

I.1.1.6 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 1,2$

Os quadros I.11 e I.12 abaixo mostram um resumo dos resultados obtidos das análises.

Quadro I.11

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

T (s)	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		My (%)		σ_{My} (%)	
8	+1,29	$>H_s$ +conserv.	+3,91	Indef.	10,20/ 3,76	indef. $\pm\uparrow$ / indef. $\pm\uparrow$	1284	Indef.	28	Indef.
9	+0,67	$>H_s$ +conserv.	+2,52	Indef.	8,01/ 4,63	indef. $\pm\uparrow$ / < E%	14159		30	Indef.
10	-0,85	Indef.	+1,00	Indef.	25,75/ 4,70	indef. $\pm\uparrow$ / indef. $\pm\uparrow$	3007		33	$>H_s$ > E%
11	-1,07	Indef.	-1,15	$>H_s$ < E% $\pm\downarrow$	31,16/ 4,59	indef. $\pm\uparrow$ / indef. $\pm\uparrow$	990		33	$>H_s$ > E%
12	+0,44	$>H_s$ -conserv.	-1,45	Indef.	48,61/ 5,76	indef. $\pm\uparrow$ / < E%	3512		38	$>H_s$ > E%
13	-2,42	$>H_s$ -conserv.	-2,87	Indef.	65,29/ 5,75	indef. $\pm\uparrow$ / indef.	165		43	$>H_s$ > E%
14	-4,17	$>H_s$ -conserv.	-2,99	Indef.	36,35/ 4,42	indef. $\pm\uparrow$ / indef.	19341		42	Indef.
15	-3,5	$>H_s$ -conserv.	-3,25	Indef.	11,53/ 16,08	indef. / indef. $\pm\uparrow$	906		37	Indef.

I.1.1.6.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s

- Período de 8s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos quando se analisou espectros com $H_s = 2m$ e $H_s = 4m$, para os outros casos os resultados mostraram-se conservadores, com diferenças máximas de $\pm 5,19\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi $3,91\%$. Impossível determinar um comportamento para o desvio padrão. Apresentou o mesmo comportamento para cargas de tração que o caso com $CD = 0,9$.
- Período de 9s - Manteve as mesmas características que para o período de 8s para as cargas de tração. - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos, quando se analisou espectros com $H_s = 2m$ e $H_s = 4m$, para os outros casos os resultados mostraram-se conservadores, com diferenças máximas de $\pm 3,87\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi $2,52\%$. Impossível determinar um comportamento para o desvio padrão.

Apresentou o mesmo comportamento tanto para cargas de tração, como para o desvio padrão que o caso com $CD = 0,9$.

- Período de 10s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 1,08\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,00\%$. Impossível determinar um comportamento para o desvio padrão. Apresentou o mesmo comportamento para cargas de tração que o caso com $CD = 0,9$.
- Período de 11s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 1,07\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,15\%$, apresentando um comportamento indefinido. Apresentou o mesmo comportamento tanto para cargas de tração, como para o desvio padrão que o caso com $CD = 0,9$.
- Período de 12s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos quando se analisou espectros com $H_s = 2m$ e $H_s = 4m$, para os outros casos os resultados mostraram-se conservadores com diferenças máximas de $\pm 3,47\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi $-1,45\%$. Impossível determinar um comportamento para o desvio padrão. Apresentou o mesmo comportamento tanto para cargas de tração, como para o desvio padrão que o caso com $CD = 0,9$.
- Período de 13s - Os resultados das análises no domínio da frequência para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 2,42\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-2,87\%$. Não foi possível descrever o comportamento. Não apresentou o mesmo comportamento que para o caso com $CD = 0,9$.
- Período de 14s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 4,17\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-$

2,99%. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou os mesmo resultados para cargas de tração que o caso com $CD = 0,9$.

- Período de 15s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 3,50\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu – 2,88%. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou os mesmo resultados para cargas de tração que o caso com $CD = 0,9$.

Quadro I.12

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T (s)	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
8	-29,84	$> H_s$ +conserv.	-4,62	$> H_s$ -conserv.	+60,15	$> H_s$ < E%	341,27/ 1,9e+4	indef./ indef.	+2189	$> H_s$ < E%
9	-24,88	$> H_s$ +conserv.	-9,73	Indef.	+52,54	$> H_s$ < E%	335,59/ 6,3e+4	indef./ indef.	+2238	Indef.
10	-1147	Indef.	-18,74	$> H_s$ -conserv.	+47,59	$> H_s$ < E%	321,79/ 2,6e+4	indef./ indef.	+1990	Indef.
11	34794	Indef.	-19,16	$> H_s$ -conserv.	+45,97	$> H_s$ < E%	345,34/ 2,8e+4	indef./ indef.	+1785	Indef.
12	16213	Indef.	-16,90	$> H_s$ -conserv.	+45,77	$> H_s$ < E%	434,12/ 5,1e+4	indef./ indef.	+1560	Indef.
13	+218,2	Indef.	-22,91	$> H_s$ -conserv.	+44,34	$> H_s$ < E%	421,57/ 2,7e+5	indef./ indef.	+1304	Indef.
14	+351,4	Indef.	-22,93	$> H_s$ -conserv.	+43,20	$> H_s$ < E%	395,59/ 9,3e+4	indef./ indef.	+1117	Indef.
15	-9024	Indef.	-20,50	$> H_s$ -conserv.	+42,66	$> H_s$ < E%	400,95/ 7,1e+5	indef./ indef.	+1131	Indef.

A diferença máxima das cargas de topo para F_{xmin} foi de $-4,17\%$ e para F_{xmax} a diferença foi de $-5,19\%$, já para as cargas na região do TDP as diferenças máximas foram $F_{xmin} = -22,93\%$ e para $F_{xmax} = +34794\%$.

Os resultados exibiram um comportamento extremamente conservador no TDP para as análises no domínio da frequência e também em pontos mais afastados, com diferenças máximas de 97% para os momentos máximos e 2,7e+5% para os momentos mínimos.

1.2.1 – CASOS FAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO PERÍODO DE ONDA T

1.2.1.1 – FPSO COM CONEXÃO NO CM E $CD = 0,9$

Quadro I.13

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

H_s m	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		My (%)		σ_{My} (%)	
2	-0,64	Indef.	+6,36	Indef.	6,39/ 8,07	indef./ indef.	363	Indefinido	32	Indef.
4	-0,81	Indef.	+5,74	Indef.	30,34/ 5,39	indef./ indef.	2841		72	Indef.
6	-1,05	Indef.	+5,09	Indef.	204,2/ 4,85	indef./ indef.	4059		96	Indef.
8	-1,21	Indef.	+4,99	Indef.	2754/ 7,43	indef./ indef.	2,9e+4		99	Indef.

1.2.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T

- $H_s = 2m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão.
- $H_s = 4m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com $T = 8s$, que se mostrou conservador. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão.
- $H_s = 6m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com $T = 8s$, que se mostrou conservador. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão.
- $H_s = 8m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para os casos com $T = 8$ e $9s$, que se mostraram conservadores. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão.

Quadro I.14

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

Hs m	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
2	-2,95	Indef.	-1,93	Indef.	+30,74	Indef.	144,24/ 4747	indef./ indef.	+4104	$> T$ $> E\%$
4	-4,63	Indef.	-3,69	$> T$ -conserv.	+29,77	$> T$ $< E\%$	277,45/ 6,5e+4	$> E\%$ indef.	+2900	Indef.
6	-6,43	Indef.	-5,93	$> T$ -conserv.	+28,81	$> T$ $< E\%$	375,94/ 1,2e+5	$> E\%$ indef.	+2276	Indef.
8	-8,37	Indef.	-8,40	Indef.	+28,67	Indef.	435,22/ 1,3e+5	indef./ indef.	+2229	Indef.

*I.2.1.2 – FPSO COM CONEXÃO NO CM E CD = 1,2***Quadro I.15**

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

Hs m	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		My (%)		σ_{My} (%)	
2	-0,69	Indef.	+6,13	Indef.	4,75/ 6,15	indef./ indef.	296	Indefinido	35	Indef.
4	-0,86	Indef.	+5,16	Indef.	63,17/ 5,76	indef./ indef.	1898		77	Indef.
6	-1,95	Indef.	-16,95	Indef.	1e+4/ 5,80	indef./ indef.	3970		97	Indef.
8	-1,32	Indef.	-4,17	Indef.	2e+4/ 11,65	indef./ indef.	939		99	Indef.

I.2.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T

- $H_s = 2m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou comportamento igual aos casos com $CD = 0,9$.
- $H_s = 4m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou comportamento igual aos casos com $CD = 0,9$, a não ser para o caso extremo com $T = 8s$.
- $H_s = 6m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com $T = 8s$, que se mostrou conservador. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou comportamento igual aos casos com $CD = 0,9$.

- $H_s = 8\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para os casos com $T = 8$ e 9s , que se mostraram conservadores. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão.

Quadro I.16

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

Hs m	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
2	-3,20	Indef.	-2,12	Indef.	+36,47	$> T$ $< E\%$	186,24/ 7,8e+4	$> E\%$ / indef.	+4020	$> T$ $> E\%$
4	-4,99	Indef.	-4,37	Indef.	+35,26	$> T$ $< E\%$	326,03/ 7,3e+4	$> E\%$ / indef.	+2874	Indef.
6	-7,51	Indef.	-6,87	Indef.	+34,19	$> T$ $< E\%$	420,99/ 8,4e+5	$> E\%$ / indef.	+2283	Indef.
8	-9,81	Indef.	-9,35	Indef.	+34,03	Indef.	467,17/ 1,2e+5	indef./ indef.	+2263	Indef.

I.2.1.3 – SS COM CONEXÃO NO CM E $CD = 0,9$

Quadro I.17

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

Hs m	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		My (%)		σ_{My} (%)	
2	-0,50	Indef.	+10,20	Indef. $\pm \downarrow$	4,36/ 7,33	indef./ indef.	1,2e+4	Indefinido	51	$> T$ $> E\%$
4	-0,82	Indef.	+7,05	Indef. $\pm \downarrow$	21,61/ 7,05	indef./ indef.	6267		52	$> T$ $> E\%$
6	-1,30	Indef.	+5,09	Indef. $\pm \downarrow$	67,18/ 7,14	indef./ indef.	290		63	Indef.
8	-1,63	Indef.	+4,84	Indef.	295,8/ 9,40	indef./ indef.	305		48	Indef.

I.2.1.3.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T

- $H_s = 2\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos. A diferença do desvio padrão diminuiu a medida que o período aumentava, diferindo somente para o período de 15s . Apresentou o mesmo comportamento para extremos que as análises para o FPSO com $CD = 0,9$.

- $H_s = 4\text{m}$ - A maioria dos resultados se mostrou não conservador para extremos, a não ser para os casos com $T = 8$ e 10s . Não foi possível descrever o comportamento do

desvio padrão. Não apresentou o mesmo comportamento para extremos que as análises para o FPSO com $CD = 0,9$.

- $H_s = 6\text{m}$ - A maioria dos resultados se mostrou não conservador para extremos, a não ser para os casos com $T = 8$ e 10s . Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão. Não apresentou o mesmo comportamento para extremos que as análises para o FPSO com $CD = 0,9$.
- $H_s = 8\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para os casos com $T = 8, 9$ e 10s , que se mostraram conservadores. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão. Não apresentou o mesmo comportamento para extremos que as análises para o FPSO com $CD = 0,9$.

Quadro I.18

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

Hs m	$F_{x\max}$ (%)		$F_{x\min}$ (%)		σ_F (%)		$M_{y\max}/M_{y\min}$ (%)		σ_{My} (%)	
2	-7,75	Indef.	-4,94	Indef.	+75,28	$> T$ $< E\%$	248,21/ 1,8e+5	$> E\%$ / indef.	+2523	Indef.
4	-15,47	Indef.	-11,29	Indef.±↓	+69,74	$> T$ $< E\%$	426,15/ 3,6e+5	$> E\%$ / indef.	+1950	$> T$ $> E\%$
6	-20,77	Indef.	-16,26	Indef.±↓	+66,20	$> T$ $< E\%$	453,45/ 3e+7	indef./ indef.	+1558	Indef.
8	-25,84	Indef.	-20,21	Indef.±↓	+65,72	Indef.	371,14/ 4,2e+5	indef./ indef.	+1456	Indef.

1.2.1.4 – SS COM CONEXÃO NO CM E $CD = 1,2$

Quadro I.19

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

Hs m	$F_{x\min}$ (%)		σ_F (%)		$R_{y\max}/R_{y\min}$ (%)		My (%)		σ_{My} (%)	
2	-0,61	Indef.	+7,56	Indef.±↓	6,53/ 9,80	indef./ indef.	1,2e+4	Indefinido	51	$> T$ $> E\%$
4	-1,13	Indef.	+4,86	Indef. ±↓	41,23/ 9,32	indef./ indef.	1928		52	$> T$ $> E\%$
6	-1,57	Indef.	+3,33	Indef. ±↓	215,4/ 9,18	indef./ indef.	412		50	$> T$ $> E\%$
8	-1,99	Indef.	+3,15	Indef.	1e+4/ 12,92	indef./ indef.	378		48	Indef.

1.2.1.4.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T

- $H_s = 2\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com $T = 10\text{s}$. Não é possível descrever o comportamento do desvio. Apresentou o mesmo comportamento para extremos que as análises para o FPSO com $CD = 1,2$, diferindo somente para o período de 8s .
- $H_s = 4\text{m}$ – Todos os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser o caso com período de 10s . Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão. Não apresentou o mesmo comportamento para extremos que as análises para o FPSO com $CD = 1,2$, diferindo somente para o período de 8s .
- $H_s = 6\text{m}$ - A maioria dos resultados se mostrou não conservador para extremos, a não ser para os casos com $T = 8$ e 10s . Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou o mesmo comportamento para extremos que as análises para o FPSO com $CD = 1,2$ e, apresentou também os mesmos resultados que os casos com $CD = 0,9$.
- $H_s = 8\text{m}$ - Não foi possível descrever o seu comportamento para cargas de tração, mas 50% dos casos se mostraram conservadores. Foi impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Não apresentou o mesmo comportamento que as análises para o FPSO com $CD = 1,2$, nem para os casos com $CD = 0,9$.

Quadro I.20

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

H_s m	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
2	-7,85	Indef.	-5,90	$> T$ -conserv.	+66,32	$> T$ $< E\%$	263,61/ 3,9e+5	$> E\%$ / indef.	+2358	Indef.
4	-15,02	Indef.	-12,61	$> T$ -conserv.	+61,47	$> T$ $< E\%$	439,94/ 1,1e+6	$> E\%$ / indef.	+1927	$> T$ $< E\%$
6	-20,36	Indef.	-17,32	$> H_s$ -conserv.	+58,37	$> T$ $< E\%$	444,41/ 2,4e+5	indef./ indef.	+1148	Indef.
8	+31,26	Indef.	-20,80	Indef.	+57,92	$> T$ $< E\%$	373,68/ 5,3e+4	indef./ indef.	+1066	Indef.

1.2.1.5 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 0,9$

Quadro I.21

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

H_s m	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		My (%)		σ_{My} (%)	
2	-0,79	Indef.	+4,92	Indef.	6,17/ 5,58	indef./ indef.	39	Indefinido	43	Indef.
4	-0,84	Indef.	+3,47	Indef.	7,60/ 4,21	indef./ indef.	1,6e+5		44	Indef.
6	-1,31	Indef.	+2,97	Indef. $\pm \downarrow$	10,80/ 8,22	indef./ indef.	2014		45	Indef.
8	-2,41	Indef.	+2,93	Indef.	31,30/ 13,28	indef./ indef.	724		45	Indef.

1.2.1.5.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T

- $H_s = 2m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com período de 13s. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão.
- $H_s = 4m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com período de 12s. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão.
- $H_s = 6m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com período de 8, 9 e 12s. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão.
- $H_s = 8m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com período de 8, 9 e 12s. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão.

Quadro I.22

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

Hs m	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
2	-13,12	Indef.	-6,31	Indef.	+66,97	Indef.	352,87/ 2,0e+4	> E%/ indef.	+2255	Indef.
4	-20,56	Indef.	-13,88	Indef.	+65,95	> T < E%	419,51/ 1,1e+5	indef./ indef.	+1451	Indef.
6	+82,70	Indef.	-19,27	Indef.	+62,28	> T < E%	337,00/ 2,2e+4	indef./ indef.	+1095	Indef.
8	-8314	Indef.	-23,43	Indef.	+60,89	Indef.	335,02/ 1,2e+4	indef./ indef.	+1077	Indef.

*I.2.1.6 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E CD = 1,2***Quadro I.23**

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

Hs m	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		My (%)		σ_{My} (%)	
2	-0,85	Indef.	+3,91	Indef. $\pm \downarrow$	8,84/ 5,76	indef./ indef.	67	Indefinido	40	Indef.
4	-0,68	Indef.	+2,61	Indef. $\pm \downarrow$	11,53/ 5,41	indef./ indef.	19341		41	Indef.
6	-1,48	Indef.	+2,48	Indef. $\pm \downarrow$	19,15/ 10,24	indef./ indef.	1284		42	Indef.
8	-4,17	Indef.	-3,25	Indef. $\pm \downarrow$	65,29/ 16,08	indef./ indef.	904		43	Indef.

I.2.1.6.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T

- $H_s = 2m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos com CD = 0,9.
- $H_s = 4m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão.
- $H_s = 6m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com período de 8, 9 e 12s. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou o mesmo comportamento que os casos com CD = 0,9 para extremos.

- $H_s = 8\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com período de 8, 9 e 12s. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$ para extremos.

Quadro I.24

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

H_s m	$F_{x\max}$ (%)		$F_{x\min}$ (%)		σ_F (%)		$M_{y\max}/M_{y\min}$ (%)		σ_{My} (%)	
2	-13,33	Indef.	-7,47	Indef.	+60,15	$> T$ $< E\%$	394,63/ 7,1e+5	$> E\%$ / indef.	+2238	Indef.
4	-21,34	Indef.	-15,15	Indef.	+58,59	$> T$ $< E\%$	434,12/ 2,7e+5	indef./ indef.	+1406	Indef.
6	-9024	Indef.	-20,15	Indef.	+51,45	$> T$ $< E\%$	320,22/ 2,2e+4	indef./ indef.	+1131	Indef.
8	34794	Indef.	-22,93	Indef.	+49,78	Indef.	335,59/ 1,2e+4	indef./ indef.	+1079	Indef.

I.3.1 – CASOS FAR CROSS – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA ALTURA SIGNIFICATIVA H_s

I.3.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 0,9$

Os quadros I.25 e I.26 abaixo exibem um resumo dos resultados obtidos das análises.

Quadro I.25

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

T (s)	$F_{x\min}$ (%)		σ_F (%)		$R_{x\max}/R_{x\min}$ (%)		$R_{y\max}/R_{y\min}$ (%)		My (%)	Não foi possível descrever o comportamento	σ_{My} (%)	
8	+1,96	$> H_s$ +conserv.	+5,46	$> H_s$ $< E\%$	3,96/ 2,78	indef.±↑/ indef.	8,36/ 3,08	$> H_s$ $> E\%$	208		31	Indef.
9	+1,23	$> H_s$ +conserv.	+3,74	Indef.	1,57/ 2,70	indef./ indef.	8,29/ 4,22	indef./ indef.	778		33	Indef.
10	-1,51	Indef.	+2,68	$> H_s$ $< E\%\pm\downarrow$	57,56/ 24,56	$> E\%\pm\uparrow$ / $> E\%$	66,6/1 42,4	$> E\%$ / $> E\%$	1853		33	$> H_s$ $< E\%$
11	-1,31	Indef.	-7,24	Indef. ±↓	1109/ 22,27	indef./ $> E\%$	74,3/ 127,7	$> E\%$ / $> E\%$	75		39	$> H_s$ $> E\%$
12	-8,35	Indef.	-9,32	Indef. ±↓	112,9/ 67,3	indef./ $> E\%$	93,2/ 104,0	$> E\%$ / $> E\%$	102		53	$> H_s$ $> E\%$
13	+1,36	$> H_s$ +conserv.	+11,6	Indef.	196,2/ 30,48	$> E\%$ / $> E\%$	70,35/ 112,72	$> E\%$ / indef.	112		57	Indef.
14	-4,75	$> H_s$ -conserv.	-2,48	Indef.	116,4/ 58,04	indef./ $> E\%$	90,55/ 1065,6	$> E\%$ / indef.	116		60	$> H_s$ $> E\%$
15	-6,34	$> H_s$ -conserv.	-3,22	$> H_s$ $> E\%\pm\downarrow$	113,4/ 62,0	indef./ indef.	88,70/ 612,70	$> E\%$ / indef.	119		55	Indef.

1.3.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s

- Período de 8s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos com $H_s = 2\text{m}$, para os outros casos os resultados mostraram-se conservadores, com diferenças máximas de $\pm 4,91\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi $5,46\%$. As diferenças dos desvios reduziram a medida que a altura significativa aumentava.
- Período de 9s – Todos os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos, a não ser para o caso extremo com $H_s = 8\text{m}$, com diferenças máximas de $\pm 3,92\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi $3,74\%$. Impossível determinar um comportamento para o desvio padrão.
- Período de 10s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 5,47\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $2,68\%$. O comportamento para o desvio padrão não está bem definido.
- Período de 11s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 4,08\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $7,24\%$. O comportamento para o desvio padrão não está bem definido.
- Período de 12s - Não apresentou um comportamento bem definido para as cargas de tração, mas a maioria dos resultados não são conservadores, com diferenças máximas de $\pm 10,78\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi $-9,32\%$. O comportamento para o desvio padrão não está bem definido.
- Período de 13s - Não apresentou um comportamento bem definido para as cargas de tração, ao menos 75% dos casos se mostraram não conservadores, com

diferenças máximas de $\pm 1,97\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-11,56\%$. Não foi possível descrever o comportamento.

- Período de 14s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 4,75\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-2,48\%$. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão.
- Período de 15s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 8,52\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-3,22\%$. O comportamento para o desvio não se encontra bem definido.

Quadro I.26

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T (s)	$F_{x\max}$ (%)		$F_{x\min}$ (%)		σ_F (%)		$M_{y\max}/M_{y\min}$ (%)		σ_{My} (%)	
8	-26,89	$> H_s$ +conserv.	+3,83	Indef.	+97,62	Indef.	332,5/ 9,8e+4	indef./ indef.	+2070,4	$> H_s$ < E%
9	-22,95	Indef.	-3,99	Indef.	+90,12	Indef. $\pm \downarrow$	325,0/ 7,1e+4	indef./ indef.	+2074,0	Indef.
10	-473,1	Indef.	-12,56	$> H_s$ -conserv.	+84,10	$> H_s$ < E%	293,1/ 4502	indef./ indef.	+1829	Indef.
11	-113,4	Indef.	-10,75	$> H_s$ -conserv.	+90,05	Indef. $\pm \downarrow$	306,2/ 1,6e+4	indef./ indef.	+1586	Indef.
12	+596,9	Indef.	-8,89	Indef. $\pm \downarrow$	+70,49	$> H_s$ < E%	383,1/ 1,2e+5	indef./ indef.	+1406	Indef.
13	-3490	Indef.	-17,16	$> H_s$ -conserv.	+1359	Indef.	376,3/ 4,7e+4	indef./ < E%	+1224	Indef.
14	-3e+5	Indef.	-20,05	$> H_s$ -conserv.	+280,0	Indef.	371,2/ 2,8e+5	indef./ indef.	+1080	Indef.
15	-1e+5	Indef.	-17,76	$> H_s$ -conserv.	+1307	Indef.	382,9/ 9,8e+4	indef./ indef.	+1053	Indef.

A diferença máxima das cargas de topo para $F_{x\min}$ foi de $-8,35\%$ e para $F_{x\max}$ a diferença foi de $+10,78\%$, já para as cargas na região do TDP as diferenças máximas foram $F_{x\min} = -20,05\%$ e para $F_{x\max} = -3,0e+5\%$.

Os resultados exibiram um comportamento extremamente conservador no TDP para as análises no domínio da frequência e também em pontos mais afastados, com diferenças máximas de 100% para os momentos máximos e 62013% para os momentos mínimos.

1.3.1.2 –FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 1,2$

Os quadros I.27 e I.28 abaixo mostram um resumo dos resultados obtidos das análises.

Quadro I.27

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

T (s)	$F_{x\min}$ (%)	σ_F (%)	$R_{x\max}/R_{x\min}$ (%)	$R_{y\max}/R_{y\min}$ (%)	M_y (%)	σ_{M_y} (%)
8	+1,92 > H_s +conserv.	+4,98 Indef.	5,34/ 3,96 indef.±↑/ indef.	13,32/ 5,50 indef./	182	30 > H_s < E%
9	+1,13 > H_s +conserv.	+3,17 Indef.	3,00/ 3,61 indef./	15,04/ 6,76 indef./	311	30 Indef.
10	-1,41 Indef.	+2,21 > H_s < E%±↓	270,8/ 39,59 indef.±↑/ > E%	73,3/ 156,8 indef./	87	30 > H_s < E%
11	-1,11 Indef.	+1,47 Indef. ±↓	172,6/ 65,7 indef./	88,6/ 116,6 indef./	78	33 > H_s > E%
12	-1,20 Indef.	-1,70 Indef. ±↓	185,8/ 33,98 indef./	84,35/ 146,2 indef./	81	46 > H_s > E%
13	-5,67 > H_s -conserv.	-2,43 Indef.	107,8/ 74,80 indef./	96,97/ 160,09 indef./	167	60 > H_s > E%
14	-7,07 > H_s -conserv.	-2,71 Indef.	312,6/ 78,58 indef./	96,97/ 350,2 indef./	116	57 > H_s > E%
15	-0,92 > H_s -conserv.	-3,09 > H_s > E%	204,4/ 9,40 indef.±↑/ > E%	72,68/ 253,60 indef./	167	52 > H_s > E%

1.3.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s

- Período de 8s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos com $H_s = 2\text{m}$, para os outros casos os resultados mostraram-se conservadores, com diferenças máximas de $\pm 4,40\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi 4,58%. O comportamento para o desvio padrão não se encontra definido. Apresentou o mesmo comportamento que o caso com $CD = 0,9$ para cargas de tração.
- Período de 9s – Todos os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos, a não ser para o caso extremo com $H_s = 8\text{m}$, com diferenças máximas de $\pm 3,36\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi 3,17%. Impossível determinar um comportamento para o desvio padrão. Apresentou o mesmo comportamento que o caso com $CD = 0,9$ para cargas de tração.

- Período de 10s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 4,15\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $2,21\%$. O comportamento para o desvio padrão não está bem definido. Apresentou o mesmo comportamento que o caso com $CD = 0,9$ para cargas de tração.
- Período de 11s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 4,30\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,47\%$. O comportamento para o desvio padrão não está bem definido. Apresentou o mesmo comportamento que o caso com $CD = 0,9$ para cargas de tração.
- Período de 12s - Não apresentou um comportamento bem definido para as cargas de tração, com a maioria dos resultados não conservadores e diferenças máximas de $\pm 2,26\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi $-1,70\%$. O comportamento para o desvio padrão não está bem definido. Apresentou comportamento igual ao caso com $CD = 0,9$ para os desvios padrões.
- Período de 13s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 5,67\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-2,43\%$. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Não apresentou o mesmo comportamento que o caso com $CD = 0,9$.
- Período de 14s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 7,07\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-2,71\%$. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou o mesmo comportamento que o caso com $CD = 0,9$, para tração e desvio padrão.
- Período de 15s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 4,09\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-$

3,09%. As diferenças dos desvios se tornaram maiores quanto maiores as alturas significativas de onda.

Quadro I.28

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T (s)	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
8	-18,19	Indef.	-6,90	$>H_s$ -conserv.	+38,60	Indef.	314,9/ 1,1e+5	indef./ indef.	+2025	$>H_s$ < E%
9	+33,15	Indef.	-10,48	Indef.	+37,57	Indef.	303,6/ 1,5e+5	indef./ indef.	+1958	Indef.
10	+298,9	Indef.	-18,96	$>H_s$ -conserv.	+31,41	Indef.	283,8/ 9,1e+4	indef./ indef.	+1604	Indef.
11	-1895	Indef.	-17,46	$>H_s$ -conserv.	+27,53	Indef.	296,5/ 6,4e+4	indef./ indef.	+1372	Indef.
12	-299,4	Indef.	-18,61	$>H_s$ -conserv.	+25,12	Indef.	380,9/ 2,3e+4	Indef./ indef.	+1203	Indef.
13	-4e+4	Indef.	-26,75	$>H_s$ -conserv.	+21,44	Indef.	361,26/ 8,6e+4	< E%/ indef.	+1059	Indef.
14	+296,6	Indef.	-28,89	$>H_s$ -conserv.	+18,48	Indef.	376,2/ 1,3e+5	< E%/ indef.	+958	$>H_s$ < E%
15	-344,7	Indef.	-21,41	$>H_s$ -conserv.	+17,86	Indef.	381,5/ 2,9e+5	< E%/ indef.	+936	$>H_s$ < E%

A diferença máxima das cargas de topo para F_{xmin} foi de -7,07% e para F_{xmax} a diferença foi de -4,40%, já para as cargas na região do TDP as diferenças máximas foram $F_{xmin} = -28,89\%$ e para $F_{xmax} = -4e+4\%$.

Os resultados exibiram um comportamento extremamente conservador no TDP para as análises no domínio da frequência e também em pontos mais afastados, com diferenças máximas de 97% para os momentos máximos e 1,3e+5% para os momentos mínimos.

*I.4.1 – CASOS FAR CROSS – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO PERÍODO DE ONDA T**I.4.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 0,9$* **Quadro I.29**

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

H_s m	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{xmax}/R_{xmin} (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		M_y (%)	Indefinido	σ_{My} (%)	
2	-1,26	Indef.	+5,46	< E%	2,06/ 3,79	indef./ indef.	2,74/ 9,24	indef./ > E%	115		54	indef.
4	-1,51	indef.	+4,04	Indef.	9,17/ 5,61	indef./ indef.	12,34/ 28,15	indef./ > E%	1854		57	Indef.
6	-1,30	Indef.	+3,22	Indef. $\pm \downarrow$	28,53/ 9,14	indef./ indef.	31,07/ 1066	indef./ indef.	91		55	Indef.
8	-8,35	Indef.	+11,55	Indef.	1109/ 67,29	indef./ indef.	93,17/ 142,41	indef./ indef.	93		60	Indef.

I.4.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T

- $H_s = 2\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos. A diferença de desvio reduz a medida que o período aumenta.
- $H_s = 4\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para os casos com períodos de 8 e 12s. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão.
- $H_s = 6\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para os casos com períodos de 8 e 12s. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão.
- $H_s = 8\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com período de 8, 9 e 13s. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão.

Quadro I.30

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

Hs m	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
2	-11,19	Indef.	+3,16	Indef.	+96,81	Indef.	362,64/ 2,8e+5	indef./ indef.	+2074	Indef.
4	-18,86	Indef.	-7,10	Indef.	+97,62	Indef.	383,07/ 9,8e+4	indef./ indef.	+1182	Indef.
6	-3e+5	Indef.	-13,52	Indef.	+280,0	Indef.	332,50/ 1,3e+4	indef./ indef.	+1091	Indef.
8	+596,9	Indef.	-20,05	Indef.	+1358	Indef.	324,96/ 9633,7	indef./ indef.	+834	Indef.

*I.4.1.2 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E CD = 1,2***Quadro I.31**

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

Hs m	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{xmax}/R_{xmin} (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		My (%)		σ_{My} (%)	
2	-1,24	Indef.	+4,58	Indef. $\pm\downarrow$	2,62/ 4,24	indef./ indef.	17,84/ 12,72	> E%/ > E%	234	Indefinido	52	Indef.
4	-1,41	Indef.	+3,09	Indef. $\pm\downarrow$	13,45/ 6,75	indef./ indef.	40,46/ 24,73	> E%/ > E%	131		55	Indef.
6	-1,29	Indef.	-3,09	Indef.	312,6/ 10,30	indef./ indef.	72,68/ 350,2	> E%/ indef.	87		57	Indef.
8	-7,07	Indef.	+2,68	Indef. $\pm\downarrow$	270,8/ 75,58	indef./ indef.	97,09/ 156,8	> E%/ indef.	96		60	Indef.

I.4.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T

- $H_s = 2\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos. A diferença de desvio reduz à medida que o período aumenta. Apresentou o mesmo comportamento para tração que os casos com $CD = 0,9$.
- $H_s = 4\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com período de 8s. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou praticamente os mesmos resultados que os casos com $CD = 0,9$, diferindo somente para o caso considerando extremos com período de 12s.
- $H_s = 6\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para os casos com períodos de 8 e 12s. Impossível descrever o comportamento do

desvio padrão. Apresentou praticamente os mesmos resultados que os casos com $CD = 0,9$.

- $H_s = 8\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com período de 8, 9s. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou praticamente os mesmos resultados que os casos com $CD = 0,9$, diferindo somente para os casos considerando extremo com período de 13s.

Quadro I.32

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

H_s m	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
8	-11,88	Indef.	-7,59	Indef.	+29,47	Indef.	381,45/ 1,9e+5	> E%/ indef.	+2025	> T < E%
9	+37,02	Indef.	-16,25	Indef.	+34,24	Indef.	380,97/ 2,8e+5	indef./ indef.	+1102	Indef.
10	-4e+4	Indef.	-23,02	Indef.	+38,60	Indef.	314,03/ 6032,2	indef./ indef.	+1015	Indef.
11	+256,0	Indef.	-28,89	Indef.	+37,57	Indef.	303,64/ 8365,7	indef./ indef.	+818	Indef.

1.5.1 – CASOS *CROSSED FAR CROSS* – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA ALTURA SIGNIFICATIVA H_s

1.5.1.1 –FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 0,9$

Os quadros I.33 e I.34 abaixo exibem um resumo dos resultados obtidos das análises.

Quadro I.33

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

T (s)	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{xmax}/R_{xmin} (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		M_y (%)	Não foi possível descrever o comportamento	σ_{My} (%)	
8	+1,71	$> H_s$ +conserv.	+4,25	$> H_s$ < E%	68,4/ 44,2	$> E\%$ indef.	22,9/ 16,2	$> E\%$ > E%	759		32	$> H_s$ > E%
9	+1,22	$> H_s$ +conserv.	+3,22	Indef.	66,5/ 44,3	indef./ indef.	20,5/ 18,2	indef./ indef.	1312		33	Indef.
10	-2,53	$> H_s$ -conserv.	+2,29	$> H_s$ < E%	95,9/ 42,1	$> E\%$ < E%	42,7/ 198,7	$> E\%$ > E%	334		28	Indef.
11	-2,72	$> H_s$ -conserv.	3,91	Indef.	165,0/ 37,8	$> E\%$ < E%	52,7/ 153,0	$> E\%$ > E%	2264		26	Indef.
12	-1,53	$> H_s$ -conserv.	-13,72	Indef. $\pm\downarrow$	229,2/ 33,5	indef./ < E%	51,3/ 109,7	$> E\%$ > E%	1119		37	$> H_s$ > E%
13	-4,50	$> H_s$ -conserv.	+7,45	Indef.	285,6/ 28,1	indef./ indef. $\pm\downarrow$	42,3/ 101,6	indef./ indef.	70		39	Indef.
14	-5,60	$> H_s$ -conserv.	+8,48	Indef.	669,8/ 17,6	indef./ indef. $\pm\downarrow$	57,2/ 100,9	indef./ indef.	99		45	Indef.
15	-6,90	$> H_s$ -conserv.	+1,98	Indef.	3773/ 30,2	indef./ indef. $\pm\downarrow$	53,6/ 100,8	indef./ indef.	98		48	Indef.

1.5.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s

- Período de 8s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos com $H_s = 2m$, para os outros casos os resultados mostraram-se conservadores com diferenças máximas de $\pm 3,53\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi 1,71%. O comportamento para o desvio padrão não está bem definido, mas os seus diferenças diminuíram a medida que a altura significativa de onda aumentava. Exibem o mesmo comportamento quando comparados aos casos FAR CROSS para cargas de tração.

- Período de 9s – Apresenta as mesmas características que para os casos com 8s. Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas

análises no domínio da frequência para extremos com $H_s = 2\text{m}$, para os outros casos os resultados mostraram-se conservadores, com diferenças máximas de $\pm 3,31\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi $3,22\%$. Impossível descrever o seu comportamento. Não exibem o mesmo comportamento quando comparados aos casos FAR CROSS para cargas de tração.

- Período de 10s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 4,46\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $2,29\%$. As diferenças do desvio padrão diminuíram à medida que a altura significativa de onda aumentava. Exibem o mesmo comportamento à tração que os casos FAR CROSS.
- Período de 11s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 3,49\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $3,91\%$. Impossível prever o comportamento para o desvio padrão. Exibem o mesmo comportamento à tração que os casos FAR CROSS.
- Período de 12s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, as diferenças máximas são de $\pm 1,53\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-13,72\%$. O comportamento para o desvio padrão não está bem definido. Não exibem o mesmo comportamento à tração que os casos FAR CROSS.
- Período de 13s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 4,50\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $7,45\%$. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Não exibem o mesmo comportamento à tração que os casos FAR CROSS.
- Período de 14s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com

diferenças de na máxima $\pm 5,60\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $8,48\%$. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Exibem o mesmo comportamento à tração que os casos FAR CROSS.

- Período de 15s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 6,90\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,98\%$. Impossível descrever o comportamento do desvio. Exibem o mesmo comportamento à tração que os casos FAR CROSS.

Quadro I.34

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T (s)	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
8	-11,51	$> H_s$ +conserv.	-6,20	$> H_s$ -conserv.	+39,09	Indef.	277,5/ 2,5e+5	indef./ indef.	+1756,4	$> H_s$ $< E\%$
9	+15,82	Indef.	-12,84	Indef.	+38,65	Indef.	276,7/ 1,2e+4	indef./ indef.	+1772,3	$> H_s$ $< E\%$
10	-2e+4	Indef.	-26,21	$> H_s$ -conserv.	+31,86	Indef.	332,9/ 3,6e+4	indef./ indef.	+1505,4	Indef.
11	-614,2	Indef.	-26,20	$> H_s$ -conserv.	+28,49	Indef.	311,1 3,0e+4	indef./ indef.	+1248,9	Indef.
12	-74,72	Indef.	-24,27	$> H_s$ -conserv.	+26,59	Indef.	394,7/ 1,8e+5	indef./ indef.	+1048,5	Indef.
13	+300,2	Indef.	-29,27	$> H_s$ -conserv.	+23,31	Indef.	378,3/ 8,4e+4	indef./ indef.±↑	+1255,4	Indef.
14	+2e+5	Indef.	-31,36	$> H_s$ -conserv.	+22,65	Indef.	383,3/ 9,4e+4	indef./ $< E\%$	+1276,5	$> H_s$ $> E\%$
15	+6324	Indef.	-32,14	$> H_s$ -conserv.	+23,40	Indef.	429,1/ 5,4e+5	indef./ indef.	+1249,0	Indef.

A diferença máxima das cargas de topo para F_{xmin} foi de $-6,90\%$ e para F_{xmax} a diferença foi de $+4,46\%$, já para as cargas na região do TDP as diferenças máximas foram $F_{xmin} = -32,14\%$ e para $F_{xmax} = +2,0e+5\%$.

Os resultados exibiram um comportamento extremamente conservador no TDP para as análises no domínio da frequência e também em pontos mais afastados, com diferenças máximas de 97% para os momentos máximos e 9271% para os momentos mínimos.

1.5.1.2 –FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 1,2$

Os quadros I.35 e I.36 abaixo mostram um resumo dos resultados obtidos das análises.

Quadro I.35

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

T (s)	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{xmax}/R_{xmin} (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		My (%)	Não foi possível descrever o comportamento	σ_{My} (%)	
8	+1,02	$>H_s$ +conserv.	+2,98	Indef. $\pm\downarrow$	135,5/ 107,7	indef. $\pm\uparrow$ / indef. $\pm\downarrow$	39,4/ 41,8	indef. $\pm\downarrow$ / indef.	1294		339	Indef.
9	+0,92	$>H_s$ +conserv.	+2,02	Indef.	92,9/ 57,1	indef./ indef.	17,7/ 29,6	$>E\%$ / $>E\%$	1276		373	Indef.
10	-3,52	$>H_s$ -conserv.	-3,39	Indef. $\pm\downarrow$	1228/ 39,1	indef. $\pm\uparrow$ / $>E\%$	49,3/ 2893	$>E\%$ / indef. $\pm\downarrow$	115		49	$>H_s$ $<E\%$
11	-3,52	$>H_s$ -conserv.	-3,43	Indef. $\pm\downarrow$	221,7/ 32,0	indef./ $>E\%$	34,9/ 174,6	$>E\%$ / $>E\%$	642		322	Indef.
12	-2,72	$>H_s$ -conserv.	-4,56	Indef. $\pm\downarrow$	229,1/ 39,4	indef./ $>E\%$	39,8/ 111,8	$>E\%$ / $>E\%$	702		22	Indef.
13	-5,35	$>H_s$ -conserv.	-5,13	$>E\%$	213,5/ 73,2	indef./ $>E\%$	33,0/ 374,9	$>E\%$ / indef.	92		37	$>H_s$ $>E\%$
14	-7,97	$>H_s$ -conserv.	-5,40	Indef.	199,8/ 82,7	indef./ $>E\%$	32,6/ 150,7	indef. indef.	95		47	Indef.
15	-8,84	$>H_s$ -conserv.	-5,42	Indef.	1763/ 81,1	indef./ $>E\%$	31,6/ 155,8	indef./ indef.	94167		48	Indef.

Não foi possível descrever o comportamento

1.5.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s

- Período de 8s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos com $H_s = 2m$, para os outros casos os resultados mostraram-se conservadores, com diferenças máximas de $\pm 2,32\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi 2,98%. O comportamento para o desvio padrão não está bem definido. Exibem o mesmo comportamento quando comparados aos casos FAR CROSS para cargas de tração e que os resultados para os casos com $CD = 0,9$.

- Período de 9s – Não apresentou um comportamento bem definido para as cargas de tração, com a maioria dos resultados não conservadores e diferenças máximas de $\pm 2,30\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi -2,02%. Impossível prever o

comportamento para o desvio padrão. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$.

- Período de 10s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 4,21\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-3,39\%$. O comportamento do desvio padrão não se encontra bem definido. Exibem o mesmo comportamento à tração que os casos FAR CROSS e os casos com $CD = 0,9$ para cargas de tração.
- Período de 11s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 3,52\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $3,43\%$. O comportamento do desvio padrão não se encontra bem definido. Exibem o mesmo comportamento à tração que os casos FAR CROSS e os casos com $CD = 0,9$ para cargas de tração.
- Período de 12s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, as diferenças máximas são de $\pm 2,72\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-4,56\%$. O comportamento do desvio padrão não se encontra bem definido. Não exibem o mesmo comportamento à tração que os casos FAR CROSS, mas exibem o mesmo comportamento para os casos com $CD = 0,9$ para cargas de tração.
- Período de 13s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 5,35\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-5,13\%$. As diferenças de desvio aumentam com o aumento da altura significativa. Não exibem o mesmo comportamento à tração que os casos FAR CROSS, mas exibem o mesmo comportamento para os casos com $CD = 0,9$ para cargas de tração.
- Período de 14s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com

diferenças de na máxima $\pm 7,97\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-5,40\%$. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Exibem o mesmo comportamento à tração que os casos FAR CROSS, e para os casos com $CD = 0,9$ para cargas de tração e desvio.

- Período de 15s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 8,84\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-5,42\%$. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Exibem o mesmo comportamento à tração que os casos FAR CROSS, e para os casos com $CD = 0,9$ para cargas de tração e desvio.

Quadro I.36

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T (s)	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
8	-11,44	Indef.	-9,16	$>H_s$ -conserv.	+33,90	Indef.	280,1/ 2,3e+5	indef./ indef.	+1775,0	Indef.
9	+24,20	Indef.	-15,85	Indef.	+34,12	Indef.	275,5/ 8,1e+4	indef./ indef.	+1505,2	$>H_s$ $<E\%$
10	-302,4	Indef.	-27,83	$>H_s$ -conserv.	+29,41	Indef.	447,2/ 2,7e+4	indef./ indef.	+1165,1	Indef.
11	+199,5	Indef.	-28,43	$>H_s$ -conserv.	+23,23	Indef.	475,3/ 2,0e+4	indef./ indef.	+1209,6	Indef.
12	-1e+4	Indef.	-27,26	$>H_s$ -conserv.	+18,45	Indef.	462,1/ 5,9e+4	Indef./ indef.	+1340,8	Indef.
13	-5121	Indef.	-31,93	$>H_s$ -conserv.	+18,89	Indef.±↓	388,1/ 2,0e+5	indef./ indef.	+1252,8	Indef.
14	-566,4	Indef.	-34,65	$>H_s$ -conserv.	+21,75	Indef.±↓	367,1/ 2,9e+5	indef.±↓/ $<E\%$	+1132,9	Indef.
15	-926,4	Indef.	-35,00	$>H_s$ -conserv.	+22,66	Indef.±↓	405,6/ 3,4e+5	indef./ indef.	+1038,7	Indef.

A diferença máxima das cargas de topo para F_{xmin} foi de $-8,84\%$ e para F_{xmax} a diferença foi de $+4,84\%$, já para as cargas na região do TDP as diferenças máximas foram $F_{xmin} = -35,00\%$ e para $F_{xmax} = -1e+4\%$.

Os resultados exibiram um comportamento extremamente conservador no TDP para as análises no domínio da frequência e também em pontos mais afastados, com diferenças máximas de 95% para os momentos máximos e $1,2e+5\%$ para os momentos mínimos.

I.6.1 – CASOS *CROSSED FAR CROSS* – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO PERÍODO DE ONDA T

I.6.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 0,9$

Quadro I.37

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

H_s m	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{xmax}/R_{xmin} (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		My (%)	Indefinido	σ_{My} (%)	
2	-1,17	Indef.	+4,26	Indef. $\pm \downarrow$	69,98/ 43,49	> E%/ indef.	25,31/ 20,83	> E%/ > E%	64		46	indef.
4	-2,72	Indef.	+3,66	Indef. $\pm \downarrow$	163,5/ 43,54	> E%/ < E%	42,72/ 32,07	> E%/ > E%	2264		47	Indef.
6	-3,39	Indef.	+3,27	Indef. $\pm \downarrow$	3773/ 44,20	> E%/ indef. $\pm \downarrow$	32,26/ 42,18	indef./ indef.	75		28	Indef.
8	-6,90	Indef.	-13,72	Indef.	229,2/ 44,34	indef./ indef.	57,17/ 198,7	indef./ indef.	78		46	Indef.

I.6.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T

- $H_s = 2m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos. A diferença de desvio reduz a medida que o período aumenta, somente para o período de 15s ocorre uma inversão no sinal do desvio padrão, incorrendo em um aumento da diferença. Apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR CROSS para tração e praticamente para os desvios.
- $H_s = 4m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para os casos com períodos de 8 e 9s. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que os casos FAR CROSS diferindo somente para o período de 9 e 12s.
- $H_s = 6m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para os casos com períodos de 8 e 9s. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que os casos FAR CROSS diferindo somente para o período de 9 e 12s.
- $H_s = 8m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para os casos com períodos de 8 e 9s. Impossível descrever o comportamento do

desvio padrão. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que os casos FAR CROSS diferindo somente para o período de 13s.

Quadro I.38

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

Hs m	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
2	-7,83	Indef.	-8,17	Indef.	+15,70	Indef.	360,10/ 5,4e+5	indef./ indef.	+1772	Indef.
4	-10,42	Indef.	-18,33	Indef.	+32,01	Indef.	429,09/ 2,5e+5	indef./ indef.	+955	Indef.
6	+2e+5	Indef.	-26,87	Indef.	+39,09	Indef.	277,52/ 9682	indef./ indef.	+999	> T > E%
8	-2e+4	Indef.	-32,14	> T -conserv.	+38,65	Indef.	276,71/ 4796	indef./ indef.	+1277	Indef.

I.6.1.2 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 1,2$

Quadro I.39

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

Hs m	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{xmax}/R_{xmin} (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		My (%)		σ_{My} (%)	
2	-1,42	Indef.	+2,98	Indef. $\pm\downarrow$	134,5/ 106,9	indef. $\pm\uparrow$ / indef.	13,09/ 41,62	indef. $\pm\downarrow$ / indef.	1294	Indefinido	373	Indef.
4	-3,17	Indef.	-3,43	Indef. $\pm\downarrow$	1763/ 24,81	indef./ indef.	31,59/ 12,52	indef./ indef.	702		76	Indef.
6	-3,82	Indef.	-5,42	> E% $\pm\downarrow$	229,1/ 35,99	indef./ indef.	32,58/ 374,9	indef./ indef.	89		68	Indef.
8	-8,84	Indef.	-5,26	Indef.	1229/ 83,71	indef./ indef.	49,27/ 2893	indef./ indef.	94		54	Indef.

I.6.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T

- $H_s = 2m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos. Não foi possível descrever o comportamento do desvio. Apresentou o mesmo comportamento para tração que os casos com $CD = 0,9$. Também apresentou o mesmo comportamento que o caso FAR CROSS.
- $H_s = 4m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com período de 8s. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que os casos com

CD = 0,9, diferindo somente para o caso com período de 9s. Apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR CROSS.

- $H_s = 6\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com período de 8s. A diferença do desvio aumenta com o aumento do período. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que os casos com CD = 0,9, diferindo somente para o caso com período de 9s. Difere dos casos FAR CROSS somente para o período de 12s e para os resultados dos desvios.
- $H_s = 8\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com períodos de 8 e 9s. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou o mesmo comportamento que os casos com CD = 0,9 e, também que os casos FAR CROSS, diferindo somente para o período de 13s.

Quadro I.40

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T m	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
2	-7,70	Indef.	-8,72	Indef.	+22,66	Indef.	451,2/ 3,4e+5	indef./ indef.	+1775	Indef.
4	+14,49	Indef.	-20,95	Indef.	+34,12	Indef.	475,3/ 2,3e+5	indef./ indef.	+1341	Indef.
6	+1e+4	Indef.	-28,72	Indef.	+33,90	Indef.	280,1/ 1,3e+4	indef./ indef.	+1039	Indef.
8	-302,4	Indef.	-35,00	Indef.	+32,68	Indef.	270,2/ 4514	indef./ indef.	+703	Indef.

1.7.1 – CASOS NEAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA ALTURA SIGNIFICATIVA H_s

1.7.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 0,9$

Os quadros I.41 e I.42 abaixo exibem um resumo dos resultados obtidos das análises.

Quadro I.41

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

T (s)	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		My (%)	Indef.	σ_{My} (%)	
8	+1,65	$> H_s$ +conserv.	+3,92	$> H_s$ $< E\%$	32,88/ 3277,0	$> E\%$ / indef.	137		16	$> H_s$ $> E\%$
9	+1,21	$> H_s$ +conserv.	+3,50	$> H_s$ $> E\%$	30,04/ 1089,5	$> E\%$ / indef.	134		16	Indef.
10	+1,46	Indef. $\pm\uparrow$	+1,09	Indef.	24,79/ 398,2	$> E\%$ / indef.	117		18	$> H_s$ $> E\% \pm\downarrow$
11	+1,67	$> H_s$ +conserv.	+0,76	$> H_s$ $> E\%$	23,57/ 356,3	indef./ indef.	112		19	$> H_s$ $> E\% \pm\downarrow$
12	+3,04	$> H_s$ +conserv.	+0,53	$> H_s$ $> E\%$	24,40/ 434,9	$> E\%$ / indef.	106		21	$> H_s$ $> E\% \pm\downarrow$
13	+3,79	$> H_s$ +conserv.	+0,43	$> H_s$ $> E\%$	22,10/ 4725	$> E\%$ / indef.	95		22	Indef.
14	+3,62	$> H_s$ +conserv.	+0,53	Indef. $\pm\uparrow$	30,05/ 5971,3	$> E\%$ / indef.	76		22	Indef.
15	+3,74	$> H_s$ +conserv.	+0,53	Indef. $\pm\uparrow$	50,77/ 58,28	$> E\%$ / indef.	68		22	Indef.

1.7.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s

- Período de 8s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 1,65\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi $3,92\%$, diminuindo à medida que H_s aumentava. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR.
- Período de 9s - O resultado obtido para as cargas de tração se mostrou não conservador nas análises no domínio da frequência para extremos quando se analisou o espectro com $H_s = 2\text{m}$ e, para os outros casos os resultados mostraram-se conservadores com diferenças máximas de $\pm 1,61\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi $3,50\%$,

não sendo possível descrever o seu comportamento. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR.

- Período de 10s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, a não ser para os casos extremos com $H_s = 6m$ e $H_s = 8m$, a diferença máxima obtido das análises foi de $\pm 6,21\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,09\%$, não sendo possível descrever o seu comportamento. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR.
- Período de 11s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, a não ser para os casos extremos com $H_s = 2m$, $H_s = 6m$ e $H_s = 8m$, a diferença máxima obtido das análises foi de $\pm 6,65\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,67\%$, aumentando à medida que H_s aumentava. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR.
- Período de 12s - Os resultados das análises no domínio da frequência para as cargas de tração se mostraram conservadores em análise de extremos, com diferença máxima de $+3,04\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $0,53\%$, aumentando à medida que H_s aumentava e todos os valores dos desvios encontraram-se maiores que para as análises no tempo. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR.
- Período de 13s - Os resultados das análises no domínio da frequência para as cargas de tração se mostraram conservadores em análise de extremos, com uma diferença máxima de $+3,90\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $0,43\%$, aumentando à medida que H_s aumentava e todos os valores dos desvios encontraram-se maiores que para as análises no tempo. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR. O comportamento à tração foi praticamente o oposto.
- Período de 14s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram conservadores para as análises de extremos, a

diferença máxima foi de +6,06%. A diferença máxima do desvio padrão atingiu 0,53%. O comportamento dos desvios não se encontrou bem definido. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR.

- Período de 15s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram conservadores para as análises de extremos, a diferença máxima foi de +6,60%. A diferença máxima do desvio padrão atingiu 0,53%. O comportamento dos desvios não se encontrou bem definido. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR.

Quadro I.42

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T (s)	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
8	+232	$>H_s$ -conserv.	-8,57	$>H_s$ -conserv.	+7,42	Indef. $\pm\downarrow$	7597/ -9884	indef./ indef.	+819	$>H_s$ $<E\%$
9	-305	Indef.	-12,15	Indef.	-9,00	Indef.	2,6e+4/ 5,7e+4	indef./ indef.	+811,44	Indef.
10	+3e+5	$>H_s$ -conserv.	-24,08	$>H_s$ -conserv.	-13,02	$>H_s$ $>E\%$	1,5e+5/ 4438	indef./ indef.	+721	Indef.
11	-6e+4	Indef.	-24,39	$>H_s$ -conserv.	-13,86	$>H_s$ $>E\%$	2,6e+4/ 1221	indef./ indef.	+624	Indef.
12	-5e+4	Indef.	-21,48	$>H_s$ -conserv.	-13,68	$>H_s$ $>E\%$	6391/ 1069	indef./ indef.	+517	Indef.
13	+2e+5	Indef.	-27,99	$>H_s$ -conserv.	-14,08	Indef.	3811/ 6657	indef./ indef.	+404	Indef.
14	-1e+5	Indef.	-28,53	$>H_s$ -conserv.	-14,25	Indef.	2,0e+5/ 2700	indef./ indef.	+397	Indef.
15	-2e+4	Indef.	-28,06	$>H_s$ -conserv.	-15,68	Indef.	3,4e+4/ 3487	indef./ indef.	+417	Indef.

A diferença máxima das cargas de topo para F_{xmin} foi de +3,79% e para F_{xmax} a diferença foi de +6,65%, já para as cargas na região do TDP as diferenças máximas foram $F_{xmin} = -28,53\%$ e para $F_{xmax} = +3,0e+5\%$.

Os resultados exibiram um comportamento extremamente conservador no TDP para as análises no domínio da frequência e também em pontos mais afastados, com diferenças máximas de $-2,04e+5\%$ para os momentos máximos e 91% para os momentos mínimos.

1.7.1.2 –FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 1,2$

Os quadros I.43 e I.44 abaixo mostram um resumo dos resultados obtidos das análises.

Quadro I.43

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

T (s)	F_{xmin} (%)	σ_F (%)	R_{ymax}/R_{ymin} (%)	M_y (%)	σ_{M_y} (%)
8	+1,49 > H_s +conserv.	+2,84 > H_s < E%	307,2/ 25,55 > E%/ > E%	178	16 > H_s > E% $\pm \downarrow$
9	+1,05 > H_s +conserv.	+2,58 Indef.	170,1/ 24,08 indef. / indef.	176	16 Indef.
10	+1,61 Indef. $\pm \uparrow$	+0,93 > H_s > E%	1003/ 33,35 indef. / > E%	162	18 > H_s > E% $\pm \downarrow$
11	+2,00 > H_s +conserv.	+0,75 > H_s > E%	726,4/ 31,14 indef. / > E%	148	19 > H_s > E% $\pm \downarrow$
12	+3,33 > H_s +conserv.	+0,59 > H_s > E%	847,4/ 27,55 indef. / > E%	148	20 > H_s > E% $\pm \downarrow$
13	+3,60 > H_s +conserv.	+0,56 > H_s > E% $\pm \downarrow$	6899/ 32,18 indef. / > E%	128	21 Indef.
14	+3,14 > H_s +conserv.	+0,71 Indef. $\pm \uparrow$	5,1e+4 /24,81 indef. / > E%	107	21 Indef.
15	+2,86 > H_s +conserv.	+0,75 Indef. $\pm \uparrow$	3412/ 37,14 indef. $\pm \downarrow$	98	20 Indef.

1.7.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s

- Período de 8s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 1,49\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi 2,84%, diminuindo à medida que H_s aumentava. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR, mas apresentou o mesmo comportamento que os casos com $CD=0,9$.
- Período de 9s - O resultado obtido para as cargas de tração se mostrou não conservador nas análises no domínio da frequência para extremos quando se analisou o espectro com $H_s = 2m$ e para os outros casos os resultados mostraram-se conservadores com diferenças máximas de $\pm 1,82\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi 2,58%, não sendo possível descrever o seu comportamento. Não apresentou o

mesmo comportamento que os casos FAR, mas apresentou o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$.

- Período de 10s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, a não ser com $H_s = 6m$ e $H_s = 8m$, a diferença máxima obtida das análises foi de $\pm 6,47\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $0,93\%$, aumentando à medida que H_s aumentava. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR, mas apresentou o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$ para as cargas de tração.
- Período de 11s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, a não ser para os casos extremos com $H_s = 2m$, $H_s = 6m$ e $H_s = 8m$, a diferença máxima obtido das análises foi de $\pm 6,82\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $0,75\%$, aumentando à medida que H_s aumentava. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR, mas apresentou o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$.
- Período de 12s - Os resultados das análises no domínio da frequência para as cargas de tração se mostraram conservadores em análise de extremos, com uma diferença máxima de $+3,33\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $0,59\%$ aumentando à medida que H_s aumentava e todos os valores dos desvios encontraram-se maiores que para as análises no tempo. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR, mas apresentou o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$.
- Período de 13s - Os resultados das análises no domínio da frequência para as cargas de tração se mostraram conservadores em análise de extremos, com um diferença máximo de $+4,24\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $0,56\%$, aumentando à medida que H_s aumentava, mas com um comportamento não tão bem definido. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR. O comportamento à tração foi praticamente o oposto. Apresentou o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$ para as cargas de tração.

- Período de 14s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram conservadores para as análises de extremos, a diferença máxima foi de +6,46%. A diferença máxima do desvio padrão atingiu 0,71%. O comportamento dos desvios não se encontrou bem definido. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$.
- Período de 15s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração, se mostraram conservadores para as análises de extremos, a diferença máxima foi de +6,96%. A diferença máxima do desvio padrão atingiu 0,75%. O comportamento dos desvios não se encontrou bem definido. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$.

Quadro I.44

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T (s)	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
8	-6340	Indef.	-10,68	$>H_s$ -conserv.	-7,69	Indef. $\pm \downarrow$	1905/ 1215	indef./ indef.	+759	$>H_s$ < E%
9	1,7e+4	Indef.	-14,15	Indef.	-9,91	Indef.	1,4e+5/ 4557	indef./ indef.	+745	Indef.
10	1,6e+4	Indef.	-27,64	$>H_s$ -conserv.	-13,34	Indef.	6,8e+4/ 3,2e+4	indef./ indef.	+659	Indef.
11	2,9e+4	Indef.	-27,70	$>H_s$ -conserv.	+13,29	$>H_s$ > E%	1,2e+4/ 3498	indef./ indef.	+572	Indef.
12	-2e+7	Indef.	-24,77	$>H_s$ -conserv.	-12,88	Indef.	1,4e+4/ 1809	indef./ indef.	+476	Indef.
13	-3e+4	Indef.	-29,35	$>H_s$ -conserv.	-13,22	Indef.	7646/ 3002	indef./ indef.	+375	Indef.
14	1,7e+4	Indef.	-30,75	$>H_s$ -conserv.	-12,90	Indef.	2669/ 2029	indef./ indef.	+351	Indef.
15	-6e+4	Indef.	-31,43	$>H_s$ -conserv.	-14,05	Indef.	1,1e+4/ 1856	indef./ indef.	+370	Indef.

A diferença máxima das cargas de topo para F_{xmin} foi de +3,60% e para F_{xmax} a diferença foi de +6,96%, já para as cargas na região do TDP as diferenças máximas foram $F_{xmin} = -31,43\%$ e para $F_{xmax} = -2e+7\%$.

Os resultados exibiram um comportamento extremamente conservador no TDP para as análises no domínio da frequência e também em pontos mais afastados, com

diferenças máximas de 2669% para os momentos máximos e 89% para os momentos mínimos.

1.8.1 – CASOS NEAR – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO PERÍODO DE ONDA T

1.8.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 0,9$

Quadro I.45

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

H_s m	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		My (%)		σ_{My} (%)	
2	+0,28	Indef.	+3,92	Indef. $\pm \downarrow$	16,32/ 24,99	indef./ indef.	84	Indef.	21	Indef. $\pm \downarrow$
4	+1,09	Indef.	+3,68	Indef. $\pm \downarrow$	30,76/ 5971	indef./ indef.	128	Indef.	22	Indef.
6	+2,15	Indef.	+3,52	$> T$ $< E\%$	39,62/ 3277	indef./ indef.	137	Indef.	22	Indef.
8	+3,79	Indef.	+3,50	Indef.	50,77/ 692,6	indef./ indef.	139	Indef.	21	Indef.

1.8.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T

- $H_s = 2m$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos, a não ser para os períodos de 9, 10 e 11s. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão. Não apresenta o mesmo comportamento que os casos FAR para trações.
- $H_s = 4m$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos, a não ser para o caso com $T = 10s$, que se mostrou não conservador. A diferença do desvio reduziu a medida que período aumentou, a não ser para o período de 15s em que houve uma inversão de sinal e o desvio aumentou. Não apresenta o mesmo comportamento que os casos FAR.
- $H_s = 6m$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR.

- $H_s = 8\text{m}$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR.

Quadro I.46

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

Hs m	$F_{x\max}$ (%)		$F_{x\min}$ (%)		σ_F (%)		$M_{y\max}/M_{y\min}$ (%)		σ_{My} (%)	
2	+23,39	Indef.	-4,90	Indef.	-10,19	Indef. $\pm\downarrow$	1,2e+4/ 1073,2	indef./ indef.	+819	Indef.
4	-1e+5	Indef.	-12,66	Indef.	-14,48	$> T$ $> E\%$	2,0e+5/ 5,8e+4	indef./ indef.	+573	Indef.
6	+2e+5	Indef.	-21,96	Indef.	+15,68	$> T$ $> E\%$	3,5e+4/ 9883,9	indef./ indef.	+329	Indef.
8	-3e+5	Indef.	-28,53	Indef.	+13,86	Indef.	2,6e+4/ 2805,9	indef./ indef.	+417	Indef.

1.8.1.2 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 1,2$

Quadro I.47

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

Hs m	$F_{x\min}$ (%)		σ_F (%)		$R_{y\max}/R_{y\min}$ (%)		My (%)		σ_{My} (%)	
2	-0,28	Indef.	+2,85	Indef. $\pm\downarrow$	54,56/ 9,91	indef./ indef.	109	Indef.	19	Indef.
4	+1,14	Indef.	+2,68	Indef. $\pm\downarrow$	292,1/ 18,15	$> E\%$ indef.	169	Indef.	21	Indef.
6	+2,75	Indef.	+2,58	Indef.	5e+4/ 26,18	indef./ indef.	165	Indef.	21	Indef.
8	+3,60	Indef.	-3,58	Indef.	1003/ 37,14	indef./ indef.	176	Indef.	20	Indef.

1.8.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T

- $H_s = 2\text{m}$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos, a não ser para os períodos de 9, 10 e 11s. Não foi possível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresenta o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$. Não apresenta o mesmo comportamento que os casos FAR para trações.
- $H_s = 4\text{m}$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos, a não ser para o caso com $T = 10\text{s}$, que se mostrou não conservador. A diferença do desvio reduziu a medida que período aumentou, a não ser para o período de 15s em que houve

uma inversão de sinal e o desvio aumentou. Apresenta o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$. Não apresenta o mesmo comportamento que os casos FAR.

- $H_s = 6\text{m}$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentam praticamente o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR.
- $H_s = 8\text{m}$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentam o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR.

Quadro I.48

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

Hs m	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
2	+40,07	Indef.	-5,80	Indef.	-10,10	$> T$ $> E\% \pm \downarrow$	1,3e+5/ 3002,3	indef./ indef.	+759	$> T$ $< E\%$
4	-6e+4	Indef.	-13,98	Indef.	-13,99	$> T$ $> E\%$	6,8e+4/ 3,2e+4	indef./ indef.	+536	Indef.
6	-2e+7	Indef.	-25,41	Indef.	-14,05	Indef.	5837,0/ 7431,7	indef./ indef.	+306	Indef.
8	-2e+4	Indef.	-31,43	Indef.	-13,29	Indef.	1,4e+5/ 4557,4	indef./ indef.	+370	Indef.

1.9.1 – CASOS NEAR CROSS – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA ALTURA SIGNIFICATIVA H_s

1.9.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 0,9$

Os quadros I.49 e I.50 abaixo exibem um resumo dos resultados obtidos das análises.

Quadro I.49

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

T (s)	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{xmax}/R_{xmin} (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		M_y (%)		σ_{M_y} (%)	
8	+2,66	$> H_s$ +conserv.	+276,5	Indef. $\pm\uparrow$	7,80/ 19,67	indef. $\pm\downarrow$ / $> E\%$	16,90/ 6,85	$> E\%$ / indef.	58	$>$ E%	488	Indef. $\pm\uparrow$
9	+2,38	$> H_s$ +conserv.	-31,12	$> H_s$ $> E\%$	9,34/ 7,92	indef./ indef.	15,35/ 4,36	indef./ indef.	57	Ind ef.	41	Indef. $\pm\downarrow$
10	-1,33	Indef..	-3,28	Indef.	52,43/ 361,7	$> E\%\pm\downarrow$ / indef.	206,3/ 53,20	$> E\%$ / $> E\%\pm\downarrow$	63	$>$ E%	17	Indef. $\pm\downarrow$
11	+1,15	Indef.	-4,75	Indef.	71,24/ 722,7	$> E\%$ / indef.	211,1/ 71,32	indef./ $> E\%\pm\downarrow$	71	$>$ E%	21	Indef. $\pm\downarrow$
12	+3,25	$> H_s$ +conserv.	-5,41	$> H_s$ $> E\%$	74,27/ 150,2	$> E\%$ / indef.	336,3/ 69,63	indef./ indef. $\pm\downarrow$	82	$>$ E%	31	$> H_s$ $> E\%$
13	+4,35	$> H_s$ +conserv.	-1,83	Indef.	71,63/ 131,2	$> E\%$ / indef.	296,6/ 80,98	indef./ $> E\%\pm\downarrow$	85	$>$ E%	36	$> H_s$ $> E\%$
14	+4,51	$> H_s$ +conserv.	+3,69	Indef.	67,06/ 121,7	indef./ indef.	373,7/ 82,70	indef./ $> E\%\pm\downarrow$	91	$>$ E%	37	$> H_s$ $> E\%$
15	+3,30	$> H_s$ +conserv.	+499,6	Indef. $\pm\uparrow$	66,29/ 116,3	$> E\%$ / indef.	654,4/ 77,22	indef./ $> E\%\pm\downarrow$	93	$>$ E%	273	Indef. $\pm\uparrow$

1.9.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s

- Período de 8s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos, com diferenças máximas de $\pm 3,92\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi 276,47% para $H_s = 8m$, para os outros casos a diferença máxima ficou em torno de 42%. O comportamento para o desvio padrão não está bem definido.
- Período de 9s – Todos os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos, com

diferenças máximas de $\pm 3,50\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi $-31,12\%$ aumentando a medida que H_s se tornava maior.

- Período de 10s - Os resultados, em sua maioria, obtidos para as cargas de tração, se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 7,14\%$, somente o caso com $H_s = 8\text{m}$ se mostrou conservador para casos extremos. A diferença máxima do desvio atingiu $-3,28\%$. O comportamento do desvio padrão não está bem definido.
- Período de 11s - Os resultados, em sua maioria, obtidos para as cargas de tração, se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 7,98\%$, somente o caso com $H_s = 8\text{m}$ se mostrou conservador para casos extremos. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-4,75\%$. Impossível prever o comportamento do desvio padrão.
- Período de 12s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 3,25\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-5,41\%$. As diferenças dos desvios padrões aumentam a medida H_s que aumenta.
- Período de 13s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 4,35\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-1,83\%$. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão.
- Período de 14s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 4,51\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-3,69\%$. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão.
- Período de 15s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 4,83\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $499,58\%$. O comportamento para o desvio padrão não está bem definido.

Quadro I.50

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T (s)	$F_{x\max}$ (%)		$F_{x\min}$ (%)		σ_F (%)		$M_{y\max}/M_{y\min}$ (%)		σ_{My} (%)	
8	+222,7	Indef.	-9,70	$> H_s$ -conserv.	+46,74	$> H_s$ < E%	4978/ 2959	indef./ indef.	+1170	$> H_s$ < E%
9	+7926	Indef.	-12,23	Indef.	+35,00	Indef.	4116/ 3039	indef./ indef.	+962	$> H_s$ < E%
10	-1e+5	Indef.	-26,51	$> H_s$ -conserv.	+21,33	$> H_s$ < E%	2,9e+4/ 2117	indef./ indef.	+777	Indef.
11	-1e+5	Indef.	-25,76	$> H_s$ -conserv.	+17,99	Indef.	1,1e+4/ 1124	indef./ < E%	+623	Indef.
12	-4e+4	Indef.	-28,36	$> H_s$ -conserv.	+17,49	Indef.	1,6e+4/ 835	indef./ indef.	+502	Indef.
13	-2e+4	Indef.	-35,80	$> H_s$ -conserv.	+19,73	Indef.	5,0e+4/ 781	indef./ indef.	+484	Indef.
14	+2e+5	Indef.	-38,30	$> H_s$ -conserv.	+16,50	Indef.	4,1e+4/ 750,6	indef./ indef.	+518	Indef.
15	-2e+4	Indef.	-37,19	$> H_s$ -conserv.	+13,54	Indef.	2,8e+4/ 767	indef./ indef.	+513	Indef.

A diferença máxima das cargas de topo para $F_{x\min}$ foi de +4,51% e para $F_{x\max}$ a diferença foi de +7,98%, já para as cargas na região do TDP as diferenças máximas foram $F_{x\min} = -38,30\%$ e para $F_{x\max} = +2,0e+5\%$.

Os resultados exibiram um comportamento extremamente conservador no TDP para as análises no domínio da frequência e também em pontos mais afastados, com diferenças máximas de 28244% para os momentos máximos e 88% para os momentos mínimos.

1.9.1.2 –FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 1,2$

Os quadros I.51 e I.52 abaixo mostram um resumo dos resultados obtidos das análises.

Quadro I.51

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

T (s)	F_{xmin} (%)	σ_F (%)	R_{xmax}/R_{xmin} (%)	R_{ymax}/R_{ymin} (%)	M_y (%)	σ_{M_y} (%)
8	+2,19 > H_s +conserv.	+266,9 Indef. $\pm\uparrow$	17,44/ 137,8 < E%/ indef.	10,94/ 5,60 indef./ indef.	59 > E%	506 Indef. $\pm\uparrow$
9	+1,85 Indef.	-33,05 > H_s > E%	14,53/ 174,7 indef./ indef.	21,41/ 10,36 indef./ indef.	58 Ind ef.	43 Indef. $\pm\uparrow$
10	-1,27 Indef.	-3,99 Indef.	58,36/ 257,0 indef. $\pm\downarrow$ / indef.	189,3/ 47,70 > E% $\pm\uparrow$ / > E%	63 > E%	17 Indef. $\pm\downarrow$
11	+1,37 Indef. $\pm\uparrow$	-5,33 Indef.	66,61/ 178,3 indef. $\pm\downarrow$ / indef.	373,0/ 49,64 indef./ > E%	67 > E%	22 Indef. $\pm\downarrow$
12	+4,56 > H_s +conserv.	-5,73 > H_s > E%	74,34/ 127,1 indef./ indef.	231,9/ 64,74 indef./ > E%	81 > E%	33 > H_s > E%
13	+5,07 > H_s +conserv.	-2,15 Indef. $\pm\uparrow$	83,46/ 4214 > E% $\pm\uparrow$ / indef.	240,5/ 70,50 indef./ > E%	91 > E%	36 > H_s > E%
14	+4,76 > H_s +conserv.	+3,43 Indef.	72,84/ 110,4 indef./ indef.	251,9/ 82,9 indef./ > E%	90 > E%	37 > H_s > E%
15	+4,24 > H_s +conserv.	+497,6 Indef. $\pm\uparrow$	77,35/ 186,2 indef. $\pm\downarrow$ / indef.	1221/ 73,81 indef./ > E%	86 > E%	453 Indef.

1.9.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s

- Período de 8s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos, com diferenças máximas de $\pm 3,07\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi 266,87% para $H_s = 8m$, para os outros casos a diferença máxima ficou em torno de 44%. O comportamento para o desvio padrão não está bem definido. Apresentou o mesmo comportamento que para o caso com $CD = 0,9$.
- Período de 9s – A maioria dos resultados se mostraram não conservadores, o único caso que apresentou conservadorismo para extremos foi para $H_s = 8m$. As diferenças máximas foram de $\pm 2,72\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi – 33,05% aumentando a medida que H_s se tornava maior. Não apresentou o mesmo comportamento que para o caso com $CD = 0,9$.

- Período de 10s - Os resultados, em sua maioria, obtidos para as cargas de tração, se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 8,48\%$, somente o caso com $H_s = 8\text{m}$ se mostrou conservador para casos extremos. A diferença máxima do desvio atingiu $-3,99\%$. Impossível prever o comportamento do desvio padrão. Apresentou o mesmo comportamento que para o caso com $CD = 0,9$.
- Período de 11s - Os resultados, em sua maioria, obtidos para as cargas de tração, se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 9,22\%$, somente o caso com $H_s = 8\text{m}$ se mostrou conservador para casos extremos. A diferença máxima do desvio atingiu $-5,33\%$. Impossível prever o comportamento do desvio padrão. Apresentou o mesmo comportamento que para o caso com $CD = 0,9$.
- Período de 12s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 4,56\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-5,73\%$. As diferenças dos desvios padrões aumentam a medida H_s que aumenta. Apresentou o mesmo comportamento que para o caso com $CD = 0,9$.
- Período de 13s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 5,07\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-2,15\%$. O comportamento para o desvio padrão não se encontra bem definido. Apresentou o mesmo comportamento que para o caso com $CD = 0,9$ para cargas de tração.
- Período de 14s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 5,04\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-3,43\%$. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou o mesmo comportamento que para o caso com $CD = 0,9$.

- Período de 15s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 5,77\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu 497,62%. O comportamento para o desvio padrão não está bem definido. Apresentou o mesmo comportamento que para o caso com CD = 0,9.

Quadro I.52

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T (s)	$F_{x\max}$ (%)		$F_{x\min}$ (%)		σ_F (%)		$M_{y\max}/M_{y\min}$ (%)		σ_{My} (%)	
8	+3e+4	Indef.	-22,19	$>H_s$ -conserv.	+22,81	Indef.	5886/ 1,4e+4	indef./ indef.	+14936	$>H_s$ $<E\%$
9	+4e+4	Indef.	-24,15	Indef.	+10,95	Indef.	1,9e+4/ 1,1e+4	indef./ indef.	+11905	Indef.
10	+1e+4	Indef.	-36,35	$>H_s$ -conserv.	+11,56	Indef.	2,2e+4/ 8756	indef./ indef.	+11231	$>H_s$ $<E\%$
11	+5e+5	Indef.	-35,78	$>H_s$ -conserv.	+11,24	Indef.	6,2e+4/ 8756	indef./ indef.	+10740	Indef.
12	-6608	Indef.	-38,21	$>H_s$ -conserv.	+12,82	Indef.	1,0e+4/ 8655	Indef./ indef.	+10738	Indef.
13	+3e+5	Indef.	-44,78	$>H_s$ -conserv.	+16,22	Indef.	8505/ 5908	indef./ indef.	+9232	Indef.
14	+3e+4	Indef.	-46,44	$>H_s$ -conserv.	+12,54	Indef.	1,7e+5/ 5385	indef./ indef.	+8017	Indef.
15	-1e+4	Indef.	-45,50	$>H_s$ -conserv.	+12,38	Indef.±↓	4383/ 5508	indef./ indef.	+8473	Indef.

A diferença máxima das cargas de topo para $F_{x\min}$ foi de +5,07% e para $F_{x\max}$ a diferença foi de +9,22%, já para as cargas na região do TDP as diferenças máximas foram $F_{x\min} = -46,44\%$ e para $F_{x\max} = +5e+5\%$.

Os resultados exibiram um comportamento extremamente conservador no TDP para as análises no domínio da frequência e também em pontos mais afastados, com diferenças máximas de 18996% para os momentos máximos e 86% para os momentos mínimos.

I.10.1 – CASOS NEAR CROSS – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO PERÍODO DE ONDA T *I.10.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 0,9$* **Quadro I.53**

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

H_s m	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{xmax}/R_{xmin} (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		M_y (%)	Indefinido	σ_{My} (%)	
2	+0,87	Indef.	+42,05	Indef.	4,48/ 8,08	indef./ indef.	7,46/ 1,16	indef./ indef.	52		73	indef.
4	+1,69	Indef.	-23,98	Indef.	10,39/ 90,94	indef./ indef.	30,64/ 7,40	indef./ indef.	59		66	Indef.
6	+2,29	Indef.	+39,53	Indef.	64,34/ 722,7	indef./ indef.	654,4/ 68,50	indef./ > E%	74		47	Indef.
8	+4,52	Indef.	+499,6	Indef.	74,27/ 361,7	indef./ indef.	213,1/ 82,70	indef./ indef.	93		488	Indef.

I.10.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T

- $H_s = 2\text{m}$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos, a não se para os casos com $T = 10$ e 11s . Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Não apresentam o mesmo comportamento que os casos NEAR, nem mesmo FAR CROSS.
- $H_s = 4\text{m}$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos, a não se para os casos com $T = 10$ e 11s . Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Não apresentam o mesmo comportamento que os casos NEAR, nem mesmo FAR CROSS.
- $H_s = 6\text{m}$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos, a não se para os casos com $T = 10$ e 11s . Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Não apresentam o mesmo comportamento que os casos NEAR, nem mesmo FAR CROSS.
- $H_s = 8\text{m}$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou o mesmo comportamento que os casos NEAR, mas não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR CROSS.

Quadro I.54

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T m	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
2	+18,48	Indef.	-9,33	Indef.	+46,74	$> T$ $< E\%$	2,9e+4/ 3039	indef./ indef.	+1170	Indef.
4	+2e+5	Indef.	-21,16	Indef.	+40,04	Indef.	1,6e+4/ 541,07	indef./ indef.	+473	Indef.
6	-6e+4	Indef.	-31,17	Indef.	+35,00	Indef.	5,0e+4/ 177,95	indef./ indef.	+445	Indef.
8	-1e+5	Indef.	-38,30	Indef.	+35,00	Indef.	3397,2/ 122,06	indef./ indef.	+518	Indef.

*I.10.1.2 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E CD = 1,2***Quadro I.55**

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

Hs m	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{xmax}/R_{xmin} (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		My (%)		σ_{My} (%)	
2	-0,68	Indef.	+44,02	Indef.	17,44/ 26,57	indef./ indef.	3,00/ 2,00	indef./ indef.	50	Indefido	74	Indef.
4	+1,30	Indef.	-26,42	Indef.	23,65/ 4214	indef./ indef.	137,4/ 28,19	indef.±↑/ indef.	59		67	Indef.
6	+2,16	Indef.	+40,12	Indef.	72,84/ 257,0	indef./ indef.	1221/ 59,63	indef./ $> E\%$	75		68	Indef.
8	+5,07	Indef.	+497,6	Indef.	83,46/ 155,6	indef./ indef.	373,0/ 82,93	indef./ indef.	91		506	Indef.

I.10.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T

- $H_s = 2\text{m}$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos, a não ser para $T = 9, 10$ e 11s . Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou praticamente o mesmo comportamento para tração que os casos com $CD = 0,9$, diferindo somente para o caso com $T = 9\text{s}$ para extremos. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR CROSS.
- $H_s = 4\text{m}$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos, a não ser para os casos com períodos de $9, 10$ e 11s . Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou praticamente os mesmos resultados que os casos com $CD = 0,9$, diferindo somente para o caso considerando período de 9s . Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR CROSS.

- $H_s = 6\text{m}$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos, a não ser para os casos com períodos de 9, 10 e 11s. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou praticamente os mesmos resultados que os casos com $CD = 0,9$, diferindo somente para o caso considerando extremos com período de 9s. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR CROSS.
- $H_s = 8\text{m}$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos FAR CROSS.

Quadro I.56

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

H_s m	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
2	+25,27	Indef.	-19,98	Indef.	+22,81	Indef.	5,6e+4/ 1,2e+4	indef./ indef.	+1,5e+4	Indef.
4	+3e+4	Indef.	-32,79	Indef.	+16,73	Indef.	6,2e+4/ 1,4e+4	indef./ < E%	+6751	Indef.
6	+5e+5	Indef.	-40,01	Indef.	+16,22	Indef.	1,7e+5/ 2031,8	indef./ indef.	+3528	Indef.
8	+3e+5	Indef.	-46,44	Indef.	+13,06	Indef.	5547,0/ 1416,1	indef./ indef.	+3303	Indef.

I.11.1 – CASOS *CROSSED NEAR CROSS* – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA ALTURA SIGNIFICATIVA H_s

I.11.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, $CD = 0,9$

Os quadros I.57 e I.58 abaixo exibem um resumo dos resultados obtidos das análises.

Quadro I.57

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

T (s)	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{xmax}/R_{xmin} (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		M_y (%)		σ_{My} (%)	
8	+2,23	$> H_s$ +conserv.	+4,75	$> H_s$ < E%	59,90/ 1386	$> E\%$ indef.	32,30/ 18,64	$> E\%$ > E%	52	$>$ E%	16	$> H_s$ < E%
9	+1,64	$> H_s$ +conserv.	+4,55	Indef.	59,49/ 140,7	indef./ indef.	24,19/ 17,23	$> E\%$ indef.	1e+5	Ind ef.	16	Indef.
10	-1,75	$> H_s$ -conserv.	+2,01	Indef.	38,18/ 114,6	$> E\%$ indef.	137,3/ 62,35	$> E\%$ indef. $\pm \downarrow$	53	$>$ E%	17	$> H_s$ < E%
11	-1,19	$> H_s$ -conserv.	+1,43	Indef.	51,40/ 101,4	$> E\% \pm \uparrow$ indef.	120,9/ 66,14	indef./ indef.	66	$>$ E%	24	$> H_s$ < E%
12	+0,31	$> H_s$ +conserv.	+0,97	Indef.	41,05/ 468,6	indef./ indef.	450,0/ 68,09	indef./ indef.	75	$>$ E%	31	$> H_s$ < E%
13	-1,18	Indef.	+0,87	Indef.	32,03/ 160,4	indef./ indef.	118,8/ 63,96	indef./ indef.	78	$>$ E%	28	Indef. $\pm \downarrow$
14	-2,40	Indef.	+1,05	Indef.	68,63/ 283,7	indef./ indef.	116,0/ 72,69	indef./ indef.	91	$>$ E%	34	Indef. $\pm \downarrow$
15	-4,67	$> H_s$ -conserv.	+2,39	Indef.	117,9/ 744,0	$> E\%$ indef.	120,4/ 94,91	indef./ indef.	82	Ind ef.	27	$> H_s$ > E%

I.11.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s

- Período de 8s - Os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos, com diferenças máximas de $\pm 2,35\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi 4,56% reduzindo a medida que H_s diminuía. Apresentou os mesmos resultados à tração que o caso NEAR CROSS.
- Período de 9s – Todos os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos, com diferenças máximas de $\pm 2,27\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi 4,55%

aumentando a medida que H_s se tornava maior. Apresentou os mesmos resultados que o caso NEAR CROSS

- Período de 10s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 9,35\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $2,01\%$. Impossível prever o comportamento do desvio padrão. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que o caso NEAR CROSS, diferindo somente para o caso com $H_s = 8\text{m}$.
- Período de 11s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 9,51\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,43\%$. Impossível prever o comportamento do desvio padrão. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que o caso NEAR CROSS, diferindo somente para o caso com $H_s = 8\text{m}$.
- Período de 12s - Os resultados foram conservadores para extremos com $H_s = 4\text{m}$, $H_s = 6\text{m}$ e $H_s = 8\text{m}$. Para os outros casos os resultados foram não conservadores. As diferenças atingiram na máxima $\pm 3,62\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $0,97\%$. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Não apresentou praticamente o mesmo comportamento que o caso NEAR CROSS.
- Período de 13s - A maioria dos resultados se mostraram não conservadores para as cargas de tração em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 8,14\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $-0,87\%$. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Não apresentou praticamente o mesmo comportamento que o caso NEAR CROSS.
- Período de 14s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 9,75\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $1,05\%$.

Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou um comportamento oposto, para cargas de tração, que o caso NEAR CROSS.

- Período de 15s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 15,31\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $2,39\%$. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou um comportamento oposto, para cargas de tração, que o caso NEAR CROSS.

Quadro I.58

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T (s)	$F_{x\max}$ (%)		$F_{x\min}$ (%)		σ_F (%)		$M_{y\max}/M_{y\min}$ (%)		σ_{My} (%)	
8	+65,60	Indef.	-5,36	$> H_s$ -conserv.	+48,57	$> H_s$ $> E\%$	6177/ 6639	indef./ indef.	+5569,4	Indef.
9	+92,92	Indef.	-11,15	Indef.	+46,56	$> H_s$ $> E\%$	4,8e+4/ 2674	indef./ indef.	+5726,1	$> H_s$ $> E\%$
10	-4e+4	Indef.	-27,17	$> H_s$ -conserv.	+39,05	Indef.	2,0e+4/ 1316	indef./ indef.	+1572,2	Indef.
11	+4e+4	Indef.	-27,74	$> H_s$ -conserv.	+39,70	Indef.	2,9e+4/ 2178	indef./ indef. $\pm \downarrow$	+1509,4	Indef.
12	+2e+4	Indef.	-25,73	$> H_s$ -conserv.	+40,34	Indef.	3,3e+4/ 4714,1	indef. $\pm \downarrow$ / indef.	+1370,2	Indef.
13	-1e+4	Indef.	-32,91	$> H_s$ -conserv.	+37,17	Indef.	5,7e+4/ 296,3	indef./ indef.	+1025,2	$> H_s$ $< E\%$
14	-2e+5	Indef.	-34,19	$> H_s$ -conserv.	+39,57	Indef.	2,5e+4/ 460,9	indef./ indef.	+1073,4	$> H_s$ $< E\%$
15	-8951	Indef.	-24,98	Indef.	+40,71	Indef.	1,3e+4/ 336,3	indef./ indef.	+1076,9	Indef. $\pm \downarrow$

A diferença máxima das cargas de topo para $F_{x\min}$ foi de $-4,67\%$ e para $F_{x\max}$ a diferença foi de $+15,31\%$, já para as cargas na região do TDP as diferenças máximas foram $F_{x\min} = -34,19\%$ e para $F_{x\max} = -2,0e+5\%$.

Os resultados exibiram um comportamento extremamente conservador no TDP para as análises no domínio da frequência e também em pontos mais afastados, com diferenças máximas de 10975% para os momentos máximos e 95% para os momentos mínimos.

I.11.1.2 –FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET, CD = 1,2

Os quadros I.59 e I.60 abaixo mostram um resumo dos resultados obtidos das análises.

Quadro I.59

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

T (s)	F_{xmin} (%)	σ_F (%)	R_{xmax}/R_{xmin} (%)	R_{ymax}/R_{ymin} (%)	M_y (%)	σ_{M_y} (%)
8	+2,22 > H_s +conserv.	+4,56 > H_s < E%	376,2/ 3988	> E%/ indef.	51,75/ 36,94	54 > E%
9	+1,59 > H_s +conserv.	+4,20 Indef.	360,1/ 1101	indef./ indef.	40,17/ 33,22	49 > E%
10	-1,35 Indef.	+2,01 > H_s < E%	197,9/ 128,5	> E%/ indef. $\pm\downarrow$	138,5/ 13,56	57 > E%
11	-1,39 Indef.	+1,45 > H_s < E%	221,6/ 98,1	> E%/ indef. $\pm\downarrow$	434,4/ 29,10	60 > E%
12	+0,69 Indef.	+0,99 Indef.	58,33/ 98,42	indef./ indef.	1005/ 36,58	72 > E%
13	-1,57 Indef.	+1,20 Indef.	135,4/ 98,79	indef./ > E%	125,4/ 48,03	77 > E%
14	-3,44 Indef.	+1,87 Indef.	49,72/ 98,39	indef./ > E%	121,9/ 43,15	90 > E%
15	-4,14 Indef.	+9,26 Indef.	112,7/ 94,75	indef./ indef.	124,5/ 95,63	90 > E%

I.11.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA H_s

- Período de 8s - Todos os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos, com diferenças máximas de $\pm 2,35\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi 4,56% reduzindo a medida que H_s aumentou. Apresentou o mesmo comportamento que para o caso com CD = 0,9 para as cargas de tração e o mesmo comportamento que os casos NEAR CROSS para as cargas de tração.
- Período de 9s - Todos os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram conservadores nas análises no domínio da frequência para extremos. As diferenças máximas obtidos foram de $\pm 2,12\%$. A máxima diferença do desvio padrão foi -4,20% com seu comportamento não definido. Não apresentou o mesmo comportamento que para o caso com CD = 0,9, nem que os casos NEAR CROSS.

- Período de 10s – Todos os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 9,74\%$. A diferença máxima do desvio atingiu $-1,35\%$. Impossível prever o comportamento do desvio padrão. Não apresentou o mesmo comportamento que para o caso com $CD = 0,9$, devido as diferenças obtidas para $H_s = 4m$, nem para os casos NEAR CROSS.
- Período de 11s - Todos os resultados obtidos para as cargas de tração se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 9,53\%$. A diferença máxima do desvio atingiu $1,45\%$ reduzindo a medida que H_s aumentava. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que o caso NEAR CROSS, diferindo somente para o caso com $H_s = 8m$.
- Período de 12s - Os resultados, em sua maioria, obtidos para as cargas de tração, se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 4,29\%$, somente o caso com $H_s = 8m$ para casos extremos. A diferença máxima do desvio atingiu $0,99\%$. Impossível prever o comportamento do desvio padrão. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que o caso com $CD = 0,9$, diferindo somente para os resultados extremos com $H_s = 4$ e $6m$, nem para os casos NEAR CROSS.
- Período de 13s - Os resultados, em sua maioria, obtidos para as cargas de tração, se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 8,09\%$, somente o caso com $H_s = 8m$ para extremo. A diferença máxima do desvio atingiu $1,20\%$. Impossível prever o comportamento do desvio padrão. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que o caso com $CD = 0,9$, diferindo somente para os resultados extremos com $H_s = 4m$, não apresentou o mesmo comportamento que os casos NEAR CROSS.
- Período de 14s - Os resultados, em sua maioria, obtidos para as cargas de tração, se mostraram não conservadores nas análises no domínio da frequência em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 9,37\%$, somente o caso com $H_s = 8m$ para extremo se mostrou conservador. A diferença máxima do desvio atingiu $1,87\%$.

Impossível prever o comportamento do desvio padrão. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que o caso com $CD = 0,9$, diferindo somente para os resultados extremos com $H_s = 8m$, não apresentou o mesmo comportamento que os casos NEAR CROSS.

- Período de 15s - Todos os resultados das análises no domínio da frequência, para as cargas de tração se mostraram não conservadores em análise de extremos, com diferenças de na máxima $\pm 8,44\%$. A diferença máxima do desvio padrão atingiu $9,26\%$. Impossível prever o comportamento do desvio padrão. Apresentou o mesmo comportamento que para o caso com $CD = 0,9$. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos NEAR CROSS

Quadro I.60

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

T (s)	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
8	+371,3	Indef.	-7,86	$> H_s$ -conserv.	+50,10	Indef.	8347/ 1,7e+4	$< E\%$ / indef.	+9557,6	Indef.
9	+364,6	Indef.	-13,30	Indef.	+49,96	$> H_s$ $> E\%$	1,6e+4/ 1,5e+4	indef./ indef.	+9916,9	Indef.
10	-1e+5	Indef.	-31,10	$> H_s$ -conserv.	+42,11	Indef.	7,9e+4/ 9087,9	indef./ indef.	+2967,8	Indef.
11	+2e+5	Indef.	-30,78	$> H_s$ -conserv.	+42,08	Indef.	3,2e+4/ 2,6e+4	indef./ indef.	+2361,8	Indef.
12	-2e+4	Indef.	-28,69	$> H_s$ -conserv.	+40,61	Indef.	2,4e+4/ 7213	Indef./ indef.±	+1860,9	$> H_s$ $< E\%$
13	-2e+4	Indef.	-35,10	$> H_s$ -conserv.	+37,58	Indef.	3,9e+4/ 1809,9	indef./ indef.	+1667,2	$> H_s$ $< E\%$
14	-9e+4	Indef.	-36,16	$> H_s$ -conserv.	+36,24	$> H_s$ $< E\%$	2,8e+4/ 4063	indef./ indef.	+1638,8	Indef.
15	-4e+4	Indef.	-28,14	Indef.	+40,10	$> H_s$ $< E\%$	7,1e+4/ 2564,7	indef./ indef.	+1617,7	Indef.

A diferença máxima das cargas de topo para F_{xmin} foi de $-4,14\%$ e para F_{xmax} a diferença foi de $+9,53\%$, já para as cargas na região do TDP as diferenças máximas foram $F_{xmin} = -36,16\%$ e para $F_{xmax} = +2e+5\%$.

Os resultados exibiram um comportamento extremamente conservador no TDP para as análises no domínio da frequência e também em pontos mais afastados, com diferenças máximas de 71784% para os momentos máximos e 94% para os momentos mínimos.

I.12.1 – CASOS *CROSSED NEAR CROSS* – VERIFICAÇÃO DA INFLUÊNCIA DO PERÍODO DE ONDA T

I.12.1.1 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 0,9$

Quadro I.61

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

H_s m	F_{xmin} (%)		σ_F (%)		R_{xmax}/R_{xmin} (%)		R_{ymax}/R_{ymin} (%)		My (%)	Indefinido	σ_{My} (%)	
2	-0,51	Indef.	+4,76	< E%±↓	28,10/ 744,0	indef./ indef.	5,90/ 5,67	indef.±↑/ indef.	1,1e+5		31	indef.
4	+0,83	Indef.	-4,61	< E%±↓	43,82/ 468,6	indef./ indef.	35,05/ 11,26	indef.±↑/ indef.	69		25	Indef.
6	-3,04	Indef.	+4,56	Indef. ±↓	68,63/ 114,6	indef./ indef.	450,0/ 72,69	indef./ indef.	86		30	Indef.
8	-4,67	Indef.	+4,50	Indef.	117,9/ 1386	indef./ indef.	137,3/ 94,91	indef./ indef.	91		27	Indef.

I.12.1.1.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T

- $H_s = 2m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para os casos com $T = 8$ e $9s$. A diferença de desvio reduz a medida que o período aumenta. Difere no comportamento dos casos *CROSS FAR CROSS* nos casos com períodos de 8 e $9s$.
- $H_s = 4m$ - Os resultados se mostraram conservadores para extremos, a não ser para os casos com períodos de $10, 11, 14$ e $15s$. A diferença de desvio reduz a medida que o período aumenta. Não apresentou o mesmo comportamento que os casos *CROSS FAR CROSS*.
- $H_s = 6m$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para os casos com períodos de $8, 9$ e $12s$. A diferença de desvio reduz à medida que o período aumenta, entretanto para o período de $15s$ ocorre a inversão da diferença do desvio, incorrendo em um aumento da diferença. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que os casos *CROSS FAR CROSS*, diferindo somente para o período de $12s$.

- $H_s = 8\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para os casos com períodos de 8, 9 e 12s. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que os casos CROSS FAR CROSS, diferindo somente para o período de 12s

Quadro I.62

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

Hs m	$F_{x\max}$ (%)		$F_{x\min}$ (%)		σ_F (%)		$M_{y\max}/M_{y\min}$ (%)		σ_{My} (%)	
2	-8,36	Indef.	-7,60	Indef.	+29,48	Indef.	5,8e+4/ 6638,5	indef./ indef.	+2494	Indef.
4	+134,9	Indef.	-15,77	Indef.	+40,71	Indef.	4,8e+4/ 3200,7	indef./ indef.	+4293	Indef.
6	+4e+4	Indef.	-26,80	Indef.	+45,63	Indef.	1,4e+4/ 2262,5	indef./ indef.	+5569	Indef.
8	-4e+4	Indef.	-34,19	Indef.	+48,57	Indef.	2166,6/ 2674,2	indef./ indef.	+5726	Indef.

I.12.1.2 – FPSO COM PONTO DE CONEXÃO NO TURRET E $CD = 1,2$

Quadro I.63

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos no topo

Hs m	$F_{x\min}$ (%)		σ_F (%)		$R_{x\max}/R_{x\min}$ (%)		$R_{y\max}/R_{y\min}$ (%)		My (%)		σ_{My} (%)	
2	-0,54	Indef.	+4,56	< E%	178,1/ 3989	indef.±↓/ indef.	10,69/ 10,05	< E%/ indef.	65	Indefinido	27	Indef.
4	-0,95	Indef.	+4,40	Indef.±↓	284,0/ 268,1	indef./ indef.±↓	86,26/ 21,03	indef./ indef.	71		28	Indef.
6	-4,14	Indef.	+4,23	Indef.±↓	356,0/ 178,8	indef./ indef.	1005/ 48,03	indef./ indef.	78		34	Indef.
8	-3,01	Indef.	+9,26	Indef.	360,1/ 168,1	indef./ indef.	142,1/ 95,63	indef./ indef.	90		33	Indef.

I.12.1.2.1 – DESCRIÇÃO DO COMPORTAMENTO DAS CARGAS DE TRAÇÃO NO TOPO (MÁXIMA E MÍNIMA) QUANDO SE VARIA T

- $H_s = 2\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para os casos com $T = 8$ e 9s. A diferença de desvio reduz a medida que o período aumenta. Apresentou o mesmo comportamento para tração que os casos com $CD = 0,9$. Não apresentou o mesmo comportamento que o caso CROSS FAR CROSS, pois difere para extremos com o período de 8 e 9s.

- $H_s = 4\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com período de 8 e 9s. A diferença de desvio reduz a medida que o período aumenta, a não ser para o período de 15s onde ocorre uma mudança de sinal na diferença, incorrendo em um aumento da diferença. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$, diferindo somente para os casos com períodos de 12 e 13s. Não apresentou o mesmo comportamento que o caso CROSS FAR CROSS, pois difere com o período de 9s.
- $H_s = 6\text{m}$ - Os resultados se mostraram não conservadores para extremos, a não ser para o caso com período de 8s e 9. Não foi possível identificar o comportamento do desvio. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$, diferindo somente para o caso com período de 12s para extremos. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que o caso CROSS FAR CROSS, diferindo para extremos com o período de 9s.
- $H_s = 8\text{m}$ - Os resultados apresentam um comportamento predominantemente conservador para extremos, não sendo conservadores somente para os casos com períodos de 10, 11 e 15s. Impossível descrever o comportamento do desvio padrão. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que os casos com $CD = 0,9$, diferindo somente para os casos extremos com períodos 13 e 14s. Apresentou praticamente o mesmo comportamento que o caso CROSS FAR CROSS, diferindo para extremos com os períodos de 12, 13 e 14s

Quadro I.64

Influência da altura significativa de onda para os vários períodos na região do TDP

H_s m	F_{xmax} (%)		F_{xmin} (%)		σ_F (%)		M_{ymax}/M_{ymin} (%)		σ_{My} (%)	
2	-13,35	Indef.	-9,04	Indef.	+40,10	Indef.	7,9e+4/ 2,7e+4	indef./ indef.	+5793	$> T$ $< E\%$
4	+9e+4	Indef.	-18,47	Indef.	+42,11	Indef.	1,0e+4/ 9850	indef./ indef.	+8251	$> T$ $< E\%$
6	+2e+5	Indef.	-28,94	Indef.	+50,10	$> T$ $< E\%$	7,1e+4/ 1,6e+4	indef./ indef.	+9558	Indef.
8	+3106	Indef.	-36,16	Indef.	+49,96	Indef.	3,9e+4/ 1,4e+4	indef./ indef.	+9917	Indef.

ANEXO II

TEORIA DE ONDAS

II.1 – TEORIA LINEAR DE AIRY

II.1.1 – TEORIA DE ONDAS

Diversas teorias de onda têm sido desenvolvidas e aplicadas a diferentes ambientes, estas teorias dependem de alguns parâmetros ambientais específicos, como: lâmina d'água; altura de onda; e período. A maioria das teorias de onda, normalmente utilizadas em projetos de estruturas *offshore*, são fundamentadas na utilização destes três parâmetros.

Ao contrário das ondas que existem nos oceanos, todas as teorias de onda assumem que estas são periódicas e uniformes, tendo um período T e uma altura H (CHAKRABARTI, 1987).

Alguns parâmetros são importantes para o entendimento das teorias de ondas, são eles:

- Período de onda (T) – é definido como o tempo requerido para uma crista viajar uma distância de um comprimento de onda;
- Altura de onda (H) – é definida como a distância vertical entre um vale e uma crista adjacente e é igual a duas vezes a amplitude;
- Altura significativa de onda (H_s) – é definida como a altura média do terço de ondas com alturas mais elevadas;
- Período de cruzamento zero (T_z) – período onde ocorre o cruzamento da elevação de onda (declividade positiva) com o eixo do tempo;
- Comprimento de onda (λ) – é a distância horizontal entre pontos similares em duas ondas sucessivas, medidos na direção de propagação da onda;
- Celeridade (c) – é a velocidade de propagação da onda, e para uma onda periódica seu valor é dado por $\frac{\lambda}{T}$.

Dando continuidade aos desenvolvimentos da teoria de onda, necessitamos solucionar um problema de valor de contorno, que consiste de uma equação diferencial e suas respectivas condições de contorno. Há dois tipos gerais de teorias aproximadas de onda: uma delas trata a altura de onda como um parâmetro de perturbação (em águas profundas) enquanto o outro se desenvolve como uma função da lâmina d'água (em águas rasas).

Duas classes de soluções são obtidas. No caso um, o parâmetro de perturbação é limitado a uma dada ordem da teoria de onda. A solução é obtida de uma forma fechada e as expressões das pressões dinâmicas e da velocidade da partícula do fluido são obtidas de fórmulas conhecidas. A teoria linear de onda e a teoria não linear de Stokes são exemplos que se enquadram nesta categoria. Nos outros casos a ordem da teoria de onda permanece geral e a sua solução numérica se encontra dentro da formulação, como exemplo deste caso podemos citar a teoria da função de fluxo.

No desenvolvimento da teoria de onda adotaremos como hipóteses simplificadoras que o fluido seja incompressível, fluido irrotacional e não viscoso. A equação da continuidade do fluido garante que a massa do fluido seja conservada. Desde que o fluido seja incompressível, é equivalente expressá-la em termos de conservação de volume, que pode ser avaliada em termos da velocidade do fluido como:

$$\frac{\partial \dot{u}}{\partial x} + \frac{\partial \dot{v}}{\partial y} + \frac{\partial \dot{w}}{\partial z} = 0 \quad (\text{An. 2.1})$$

que pode ser reescrita na forma vetorial através do operador:

$$\nabla \cdot \mathbf{V} = 0 \quad (\text{An. 2.2})$$

onde o operador é definido como $\nabla = \frac{\partial}{\partial x} \mathbf{i} + \frac{\partial}{\partial y} \mathbf{j} + \frac{\partial}{\partial z} \mathbf{k}$, $\mathbf{V} = \dot{u}\mathbf{i} + \dot{v}\mathbf{j} + \dot{w}\mathbf{k}$, e \dot{u} , \dot{v} e \dot{w}

são as componentes da velocidade da partícula do fluido, x, y e z.

Para a definição da teoria de ondas será assumido que as ondas sejam bidimensionais e encontram-se no plano XY, que o fundo do oceano seja plano e mantenha uma profundidade constante, d , a partir do nível das águas tranquilas. Podemos caracterizar uma onda progressiva de acordo com a Figura II.1 abaixo. Um trem de onda geralmente é definido pela sua altura, H , período, T , e sua profundidade, d .

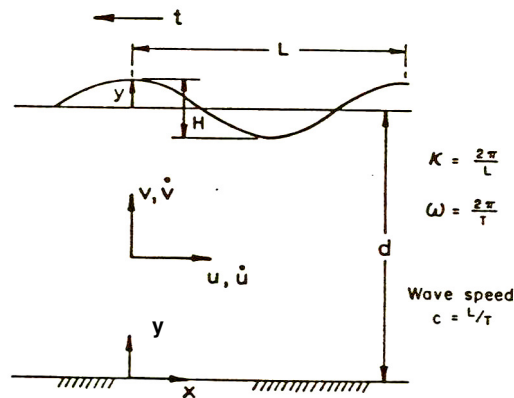


FIGURA II.1 – Trem de onda progressivo.

O problema para qualquer teoria de onda é determinar a velocidade potencial, Φ , (ou a sua função de fluxo, Ψ) pertencente a região do fluido. O problema de valor de contorno em duas dimensões pode ser apresentado como a seguir:

1 – Equação diferencial

$$\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} = 0 \quad (\text{An. 2.3})$$

onde $\dot{u} = \frac{\partial \Phi}{\partial x}$, $\dot{v} = \frac{\partial \Phi}{\partial y}$ e $\dot{w} = \frac{\partial \Phi}{\partial z}$ (não considerado ao assumirmos que estamos trabalhando em duas dimensões). A equação acima representa a equação de Laplace para duas dimensões.

2 – Condições de contorno.

A 1ª condição de contorno é dada no fundo do mar, e significa que a velocidade vertical no fundo do mar é nula:

$$\frac{\partial \Phi}{\partial y} = 0 \text{ em } y = -d \quad (\text{An. 2.4})$$

A superfície livre é governada por duas condições de contorno: cinemática e dinâmica.

A 2ª condição de contorno, superfície livre cinemática, afirma que, uma partícula na superfície livre do fluido em um dado instante de tempo permanecerá na superfície livre.

$$\frac{\partial \eta}{\partial t} + \frac{\partial \Phi}{\partial x} \frac{\partial \eta}{\partial x} - \frac{\partial \Phi}{\partial y} = 0 \quad (\text{An. 2.5})$$

A 3ª condição de contorno é a condição da superfície livre dinâmica, deriva da equação de Bernoulli, e assume que a pressão atmosférica externa ao fluido é constante em sua superfície.

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial \Phi}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial \Phi}{\partial y} \right)^2 \right] + g\eta = 0 \text{ em } y = \eta \quad (\text{An. 2.6})$$

onde η representa a superfície livre.

A função potencial, Φ , deve satisfazer a equação de Laplace e as três condições de contorno. Este é um problema de difícil solução devido as condições de contorno de superfície livre serem não lineares e deverem ser satisfeitas na superfície livre que se encontra em constante mudança.

II.1.1.1- TEORIA LINEAR DE ONDA DE AIRY

A mais simples e mais utilizada de todas as teorias é a teoria de onda de pequenas amplitudes. Esta teoria de onda é também conhecida como Teoria de Airy ou Teoria de onda sinusoidal. Ela é baseada na consideração de que a altura de onda é pequena quando comparada com o comprimento de onda ou a profundidade. Esta consideração permite que as condições de contorno de superfície livre sejam linearizadas, pois permite que a altura de onda que esteja além dos termos de primeira ordem seja eliminada. Esta consideração também permite que as condições de contorno de superfície livre sejam satisfeitas no nível médio da superfície do fluido, mais que na superfície livre oscilante.

A solução para Φ é assumida como tendo a forma de uma série de potência em termos de um parâmetro adimensional ε , que é definido em termos da declividade da onda (altura de onda / comprimento de onda) como:

$$\varepsilon = \frac{kH}{2} = \frac{\pi H}{\lambda} \quad (\text{An. 2.7})$$

onde k é o número de onda, definido como $k = \frac{2\pi}{\lambda}$. Então:

$$\Phi = \sum_{n=1}^{\infty} \varepsilon^n \Phi_n \quad (\text{An. 2.8})$$

onde Φ_n é a n -ésima ordem da solução para Φ . Similarmente, o perfil de onda, η , pode ser definido como:

$$\eta = \sum_{n=1}^{\infty} \varepsilon^n \eta_n \quad (\text{An. 2.9})$$

Como a teoria linear é dirigida a uma solução de primeira ordem (linear na altura de onda, H , ou declividade de onda, ε), podemos obter uma nova condição de contorno resultante da combinação das equações, já simplificadas, An. 2.5 e An. 2.6. As condições simplificadas se tornam, $\frac{\partial \eta}{\partial t} - \frac{\partial \Phi}{\partial y} = 0$ e $\frac{\partial \Phi}{\partial t} + g\eta = 0$ que combinadas resultam na nova condição, $\frac{\partial^2 \Phi}{\partial t^2} - g \frac{\partial \Phi}{\partial z} = 0$.

Ainda assumindo a premissa de que a teoria é dirigida a uma solução de primeira ordem, podemos assumir que somente o primeiro termo da série em Φ e η é mantido na substituição das condições de contorno de superfície livre. Dessa forma, solucionando o problema de valor de contorno pela técnica da separação de variáveis, obtemos a expressão para a velocidade potencial de primeira ordem, $\Phi = \varepsilon \Phi_1$:

$$\Phi = \frac{gH}{2\omega} \frac{\cosh(ks)}{\cosh(kd)} \sin(\theta) \quad (\text{An. 2.10})$$

onde $s = y + d$ (eixo vertical de um sistema de coordenadas auxiliar com origem no fundo do mar, no fundo $y = -d$ e $s = 0$) e $\theta = k(x - ct)$. Assim utilizando as simplificações citadas acima, podemos escrever:

$$\eta = \frac{H}{2} \cos(\theta) \quad (\text{An. 2.11})$$

Substituindo o valor da velocidade potencial nas condições de contorno de superfície livre, nós podemos obter a relação de dispersão:

$$\omega^2 = gk \tanh(kd) \quad (\text{An. 2.12})$$

Da combinação entre as equações An. 2.10 e An. 2.12 podemos obter uma forma alternativa de representar Φ .

$$\Phi = \frac{\pi H}{kT} \frac{\cosh(ks)}{\sinh(kd)} \sin(\theta) \quad (\text{An. 2.13})$$

Podemos expressar agora o comprimento de onda pela seguinte relação:

$$\lambda = \frac{gT^2}{2\pi} \tanh(kd) \quad (\text{An. 2.14})$$

Podemos observar da equação An. 2.14, que o comprimento de onda é dependente do período e da profundidade. Dessa forma, necessitamos de um processo iterativo para sua determinação.

Conforme definimos, a velocidade da partícula fluida nas direções X e Y podem ser obtidas das seguintes expressões:

$$\dot{u} = \frac{\partial \Phi}{\partial x} \quad \text{e} \quad \dot{v} = \frac{\partial \Phi}{\partial y} \quad (\text{An. 2.15})$$

Assim, diferenciando a equação An. 2.13 com respeito à x e y respectivamente, a velocidade horizontal da partícula fluida passa a ser dada por:

$$\dot{u} = \frac{\pi H}{T} \frac{\cosh(ks)}{\sinh(kd)} \cos(\theta) \quad (\text{An. 2.16})$$

e a velocidade vertical da partícula fluida é:

$$\dot{v} = \frac{\pi H}{T} \frac{\sinh(ks)}{\sinh(kd)} \sin(\theta) \quad (\text{An. 2.17})$$

De posse das velocidades, podemos facilmente calcular as acelerações da partícula fluida nas direções x e y .

$$\ddot{u} = \frac{\partial u}{\partial t} = \frac{2\pi^2 H}{T^2} \frac{\cosh(ks)}{\sinh(kd)} \sin(\theta) \quad (\text{An. 2.18})$$

$$\ddot{v} = \frac{\partial v}{\partial t} = -\frac{2\pi^2 H}{T^2} \frac{\sinh(ks)}{\sinh(kd)} \cos(\theta) \quad (\text{An. 2.19})$$

Algumas vezes se torna conveniente expressarmos as velocidades e acelerações, efetuando suas deduções, a partir da equação An. 2.10, assim:

$$\dot{u} = \frac{gkH}{2\omega} \frac{\cosh(ks)}{\cosh(kd)} \cos(\theta) \quad (\text{An. 2.20})$$

$$\dot{v} = \frac{gkH}{2\omega} \frac{\sinh(ks)}{\cosh(kd)} \sin(\theta) \quad (\text{An. 2.21})$$

$$\ddot{u} = \frac{\partial u}{\partial t} = \frac{gkH}{2} \frac{\cosh(ks)}{\cosh(kd)} \sin(\theta) \quad (\text{An. 2.22})$$

$$\ddot{v} = \frac{\partial v}{\partial t} = -\frac{gkH}{2} \frac{\sinh(ks)}{\cosh(kd)} \cos(\theta) \quad (\text{An. 2.23})$$

Os deslocamentos da partícula fluida em torno de sua posição média podem ser obtidos pela integração de \dot{u} e \dot{v} no tempo aplicando condições de contorno apropriadas para a constante de integração.

$$\xi = -\frac{H}{2} \frac{\cosh(ks)}{\sinh(kd)} \sin(\theta) \quad (\text{An. 2.24})$$

$$\eta = \frac{H}{2} \frac{\sinh(ks)}{\sinh(kd)} \cos(\theta) \quad (\text{An. 2.25})$$

Algumas aproximações podem ser efetuadas nas expressões acima. Notar que para valores altos da variável x , podemos escrever que, $\tanh(x) \approx 1$ (válido para $x > \pi$), e $\tanh(x) \approx x$ (válido para $x < \pi$). Outras aproximações para as equações acima que podemos assumir são, segundo (CHAKRABARTI, 1987), para os casos de ondas em águas profundas: $\frac{\cosh(ks)}{\sinh(kd)} = \frac{\sinh(ks)}{\sinh(kd)} = e^{ky}$ e para ondas em águas rasas

$$\frac{\cosh(ks)}{\sinh(kd)} = \frac{1}{kd} \text{ e } \frac{\sinh(ks)}{\sinh(kd)} = 1 + \frac{y}{d}.$$

Podemos classificar as ondas de acordo com a profundidade das águas nas quais elas se propagam, em: profundas; intermediárias e rasas. Esta classificação tem origem na relação de dispersão.

A Tabela II.1, a seguir, apresenta um resumo da classificação das ondas a partir da sua profundidade (SCOFANO e NUNES, 1997). A Figura II.2 exhibe a órbita das partículas e os perfis de velocidades para diversas profundidades.

Tabela II.1

Classificação das ondas de acordo com a profundidade

Classificação	d/λ	$2\pi d/\lambda$	$\tanh(2\pi d/\lambda)$	λ
Águas Profundas	$> 1/2$	$> \pi$	≈ 1	$\lambda = gT^2/2\pi$
Águas Intermediárias	$1/20$ a $1/2$	$\pi/10$ a π	$\tanh(2\pi d/\lambda)$	$\lambda = \frac{gT^2}{2\pi} \tanh(kd)$
Águas Rasas	$< 1/20$	$< \pi/10$	$\approx 2\pi d/\lambda$	$\lambda = T\sqrt{gd}$

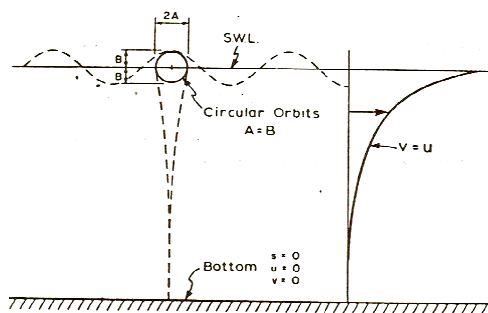


FIGURA II.2a – Águas profundas.

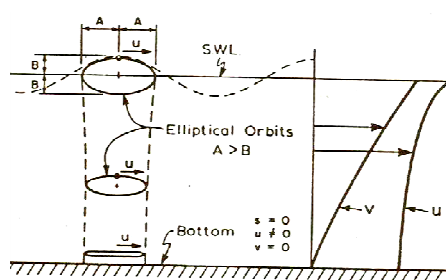


FIGURA II.2b – Águas intermediárias.

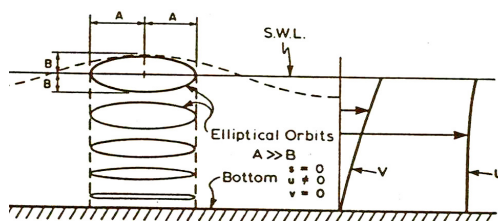


FIGURA II.2c – Águas rasas.

FIGURA II.2 – Órbita das partículas fluidas e perfis de velocidade.

Para uma dada profundidade e um dado período, há um limite superior para a altura de onda na qual ela torna-se instável e se quebra. A estabilidade da onda será função da relação entre a sua altura e o seu comprimento (H/λ), que deverá ser inferior a $1/7$. Em águas rasas as ondas podem suportar declividade ligeiramente superior a este valor, contudo em nenhuma situação a onda poderá manter sua estabilidade se o ângulo da crista for inferior a 120° (SCOFANO e NUNES, 1997), ver Figura II.3 a seguir.

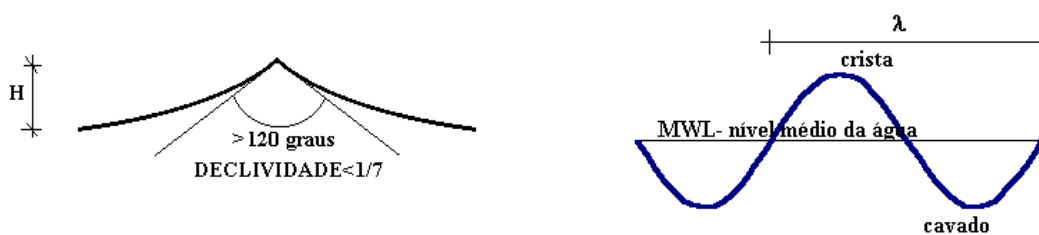


FIGURA II.3 – Declividade limite da onda.

As ondas também podem ser classificadas por períodos, tendo relação com as forças geradoras. Nesta classificação o espectro das ondas oceânicas é tratado do mesmo modo que o espectro das ondas eletromagnéticas. Similarmente, as ondas

oceânicas são divididas em períodos ou faixas de frequência, variando desde as ondas capilares (altíssima frequência, com período na faixa de até 1/10s), até as ondas de super-maré (baixíssima frequência, com período maiores do que 24h). As ondas de gravidade, com períodos entre 1 e 30s são as mais importantes, compondo o espectro que resulta da ação do vento na superfície do mar, ver Tabela II.2 a seguir (NUNES *et al.*, 1996 *apud* RIBEIRO, 1999).

Tabela II.2

Classificação das ondas oceânicas por período

Classificação	Período (<i>t</i>)
Ondas Capilares	$<0.1 \text{ s}$
Ondas de Ultra-gravidade	$0.1 < T < 1 \text{ s}$
Ondas de Gravidade	$1 < T < 30 \text{ s}$
Ondas de Infra-gravidade	$30 < T < 5 \text{ min}$
Ondas de Período Longo	$5 \text{ min} < T < 12 \text{ h}$
Ondas de Maré	$12 \text{ h} < T < 24 \text{ h}$
Ondas de Super-maré	$T > 24 \text{ h}$

II.1.1.2 – VELOCIDADE DE PROPAGAÇÃO DAS ONDAS

A partir da equação An. 2.12 apresentada anteriormente, obtida através da Teoria Linear de Ondas de Airy, pode-se determinar a velocidade de propagação das ondas, c , também denominada de celeridade. Resultados de ensaios experimentais mostram que o perfil de onda senoidal apresentado pela Teoria de Airy funciona satisfatoriamente para obtenção dos parâmetros das ondas oceânicas (NUNES *et al.*, 1996 *apud* RIBEIRO, 1999)

$$c = \sqrt{\frac{g\lambda}{2\pi} \tanh \frac{2\pi d}{\lambda}} \quad (\text{An. 2.26})$$

Para o caso de águas profundas, de acordo com a classificação apresentada na tabela II.1, quando $d \geq \lambda/2$ a função tangente hiperbólica tende a 1, assim, usando-se $g = 9.81 \text{ m/s}^2$ a celeridade da onda fica expressa por:

$$c_p = 1.25\sqrt{\lambda} \quad (\text{An. 2.27})$$

Para o caso de águas rasas, de acordo com a classificação apresentada na Tabela II.1, quando $d \leq \lambda/25$, a função tangente hiperbólica tende a $2\pi d/\lambda$. Usando-se $g = 9.81m/s^2$, a celeridade da onda fica expressa por:

$$c_R = 3.13\sqrt{d} \quad (\text{An. 2.28})$$

Observando as equações An. 2.27 e An. 2.28 apresentadas anteriormente, pode-se verificar que a velocidade da onda em águas profundas é uma função do comprimento da onda, λ , enquanto que em água rasas, é somente função da profundidade d . Em geral, todas as ondas se propagam com a mesma celeridade em águas rasas, enquanto que em águas profundas aquelas de maior comprimento irão se propagar mais rapidamente do que as mais curtas. Usando a equação básica que relaciona a celeridade, c , com o comprimento da onda, λ , e o período, T , tem-se que:

$$\frac{1}{T} = \frac{c_R}{\lambda_R} = \frac{c_P}{\lambda_P} \quad (\text{An. 2.29})$$

Pode-se notar que o período permanece constante quando as ondas se propagam de águas profundas para as rasas, variando somente a celeridade, c , e o seu comprimento, λ (SCOFANO e NUNES , 1997).

ANEXO III

LINEARIZAÇÃO DO TERMO DE ARRASTO SEGUNDO LEIRA

III.1 – INTRODUÇÃO (DANTAS, 2000)

As forças de origem hidrodinâmica que atuam sobre os membros estruturais esbeltos são calculadas com o auxílio da fórmula de Morison. Segundo esta formulação, a força aleatória induzida, força de arrasto, sobre qualquer seção do membro é expressa em função do quadrado da velocidade relativa fluido-estrutura.

A não linearidade presente na parcela de arrasto da fórmula de Morison proíbe o uso da teoria de processos randômicos lineares e compromete a determinação da resposta dinâmica das estruturas *offshore* pelo método da análise aleatória no domínio da frequência.

Vale à pena ressaltar que a aplicação da formulação de Morison é considerada válida somente em elementos estruturais cuja razão entre a dimensão significativa, no

caso de tubos, o diâmetro, e o comprimento de onda seja pequena. Esta formulação fornece forças de arrasto e de inércia sem considerar alterações na forma da onda incidente, e é geralmente aceita para relações diâmetro/comprimento de onda menores que 0,2 (BREBBIA e WALKER, 1979 *apud* DANTAS, 2000).

As estruturas que apresentam grandes diâmetros estão fora desta faixa, e deve-se levar em consideração a mudança de forma das ondas devida aos efeitos de difração. Para estes casos, a força de inércia torna-se dominante (TORRES, 1993 *apud* DANTAS, 2000).

Linearizações de expressões não lineares têm sido aplicadas vastamente em diferentes áreas da ciência como um método versátil de aproximação e simplificação. No campo da engenharia *offshore*, métodos de linearização equivalente e estocástico têm sido propostos e usados por diferentes autores para simplificar o cálculo da força de arrasto na equação de Morison. Isto permite o uso da análise aleatória no domínio da frequência para o cálculo da resposta dinâmica de uma dada estrutura esbelta, reduzindo significativamente o custo computacional quando comparado com a integração passo a passo das equações do movimento no domínio do tempo.

O processo de linearização proposto por Bernt J. Leira (LEIRA, 1987 *apud* DANTAS, 2000) segue em linhas gerais os mesmos passos do processo de linearização proposto por Rodenbush. O cálculo dos coeficientes ocorre no sistema local do elemento mediante a condição de minimização do erro médio quadrático.

Neste processo de cálculo, os coeficientes de linearização são determinados avaliando as integrais duplas através da integração numérica, utilizando aqui neste trabalho, a regra trapezoidal.

III.1.1 – FORMULAÇÃO MATEMÁTICA

Escrevendo a expressão da força como:

$$\vec{F}^D = \frac{1}{2} \rho_w C_D D |\vec{\dot{v}}_n + \vec{U}_n| (\vec{\dot{v}}_n + \vec{U}_n) \cong \frac{1}{2} \rho_w C_D D [\vec{L}1 \vec{\dot{v}}_n + \vec{L}2 \vec{U}_n] \quad (\text{An. 3.1})$$

onde \vec{U}_n é o vetor de velocidade da corrente normal ao elemento; $\dot{v}_n = \dot{u}_n - \dot{r}_n$ é o vetor normal da velocidade relativa da partícula fluida devido à onda e à estrutura; \dot{u}_n e \ddot{u}_n são os vetores de velocidade e aceleração normal da partícula fluida.

$$\text{E as matrizes } \vec{L}1 \text{ e } \vec{L}2 \text{ têm a forma } \vec{L}1 = \begin{bmatrix} L_{1,1} & L_{1,2} \\ L_{2,1} & L_{2,2} \end{bmatrix} \text{ e } \vec{L}2 = \begin{bmatrix} C_x & 0 \\ 0 & C_y \end{bmatrix}$$

Podemos escrever o erro desta aproximação como sendo:

$$\vec{e} = \left\{ \vec{L}1 \vec{v}_n + \vec{L}2 \vec{U}_n - \left| \vec{v}_n + \vec{U}_n \right| \left(\vec{v}_n + \vec{U}_n \right) \right\} \quad (\text{An. 3.2})$$

$$\text{ou ainda, } \vec{e} = \begin{bmatrix} L_{1,1} \dot{v}_x + L_{1,2} \dot{v}_y + C_x U_x - \left| \dot{v}_n + U_n \right| \left(\dot{v}_x + U_x \right) \\ L_{2,1} \dot{v}_x + L_{2,2} \dot{v}_y + C_y U_y - \left| \dot{v}_n + U_n \right| \left(\dot{v}_y + U_y \right) \end{bmatrix} \text{ e o erro quadrático como:}$$

$$\begin{aligned} [\vec{e}^T \cdot \vec{e}] &= [L_{1,1} \dot{v}_x + L_{1,2} \dot{v}_y + C_x U_x - \left| \dot{v}_n + U_n \right| \left(\dot{v}_x + U_x \right)]^2 \\ &+ [L_{2,1} \dot{v}_x + L_{2,2} \dot{v}_y + C_y U_y - \left| \dot{v}_n + U_n \right| \left(\dot{v}_y + U_y \right)]^2 \end{aligned} \quad (\text{An. 3.3})$$

As expressões para L1 e L2 são obtidas tais que minimizarão o erro médio quadrático da equação An. 3.1. Tais coeficientes serão determinados impondo-se as seguintes condições:

$$\frac{\partial}{\partial L_{1,i,j}} E[\vec{e}^T \cdot \vec{e}] = 0 \quad (\text{An. 3.4})$$

$$\frac{\partial}{\partial L_{2,i,j}} E[\vec{e}^T \cdot \vec{e}] = \frac{\partial}{\partial C_i} E[\vec{e}^T \cdot \vec{e}] = 0 \quad (\text{An. 3.5})$$

Efetuada as derivadas parciais como indicado, constituímos um sistema de seis equações:

$$\frac{\partial}{\partial L_{1,1}} [\vec{e}^T \cdot \vec{e}] = 2 [L_{1,1} \dot{v}_x + L_{1,2} \dot{v}_y + C_x U_x - \left| \dot{v}_n + U_n \right| \left(\dot{v}_x + U_x \right)] \dot{v}_x = 0 \quad (\text{An. 3.6})$$

$$\frac{\partial}{\partial L_{1,2}} [\vec{e}^T \cdot \vec{e}] = 2[L_{1,1}\dot{v}_x + L_{1,2}\dot{v}_y + C_x U_x - |\dot{v}_n + U_n|(\dot{v}_x + U_x)]\dot{v}_y = 0 \quad (\text{An. 3.7})$$

$$\frac{\partial}{\partial L_{2,1}} [\vec{e}^T \cdot \vec{e}] = 2[L_{2,1}\dot{v}_x + L_{2,2}\dot{v}_y + C_y U_y - |\dot{v}_n + U_n|(\dot{v}_y + U_y)]\dot{v}_x = 0 \quad (\text{An. 3.8})$$

$$\frac{\partial}{\partial L_{2,2}} [\vec{e}^T \cdot \vec{e}] = 2[L_{2,1}\dot{v}_x + L_{2,2}\dot{v}_y + C_y U_y - |\dot{v}_n + U_n|(\dot{v}_y + U_y)]\dot{v}_y = 0 \quad (\text{An. 3.9})$$

$$\frac{\partial}{\partial C_x} [\vec{e}^T \cdot \vec{e}] = 2[L_{1,1}\dot{v}_x + L_{1,2}\dot{v}_y + C_x U_x - |\dot{v}_n + U_n|(\dot{v}_x + U_x)]U_x = 0 \quad (\text{An. 3.10})$$

$$\frac{\partial}{\partial C_y} [\vec{e}^T \cdot \vec{e}] = 2[L_{2,1}\dot{v}_x + L_{2,2}\dot{v}_y + C_y U_y - |\dot{v}_n + U_n|(\dot{v}_y + U_y)]U_y = 0 \quad (\text{An. 3.11})$$

Dividindo as quatro primeiras equações por 2, podemos reescrevê-las como:

$$L_{1,1}(\dot{v}_x)^2 + L_{1,2}\dot{v}_y\dot{v}_x + C_x U_x \dot{v}_x - |\dot{v}_n + U_n|(\dot{v}_x + U_x)\dot{v}_x = 0 \quad (\text{An. 3.12})$$

$$L_{1,1}\dot{v}_x\dot{v}_y + L_{1,2}(\dot{v}_y)^2 + C_x U_x \dot{v}_y - |\dot{v}_n + U_n|(\dot{v}_x + U_x)\dot{v}_y = 0 \quad (\text{An. 3.13})$$

$$L_{2,1}(\dot{v}_x)^2 + L_{2,2}\dot{v}_y\dot{v}_x + C_y U_y \dot{v}_x - |\dot{v}_n + U_n|(\dot{v}_y + U_y)\dot{v}_x = 0 \quad (\text{An. 3.14})$$

$$L_{2,1}\dot{v}_x\dot{v}_y + L_{2,2}(\dot{v}_y)^2 + C_y U_y \dot{v}_y - |\dot{v}_n + U_n|(\dot{v}_y + U_y)\dot{v}_y = 0 \quad (\text{An. 3.15})$$

e ainda,

$$L_{1,1}(\dot{v}_x)^2 + L_{1,2}\dot{v}_y\dot{v}_x + C_x U_x \dot{v}_x = |\dot{v}_n + U_n|(\dot{v}_x + U_x)\dot{v}_x \quad (\text{An. 3.16})$$

$$L_{1,1}\dot{v}_x\dot{v}_y + L_{1,2}(\dot{v}_y)^2 + C_x U_x \dot{v}_y = |\dot{v}_n + U_n|(\dot{v}_x + U_x)\dot{v}_y \quad (\text{An. 3.17})$$

$$L_{2,1}(\dot{v}_x)^2 + L_{2,2}\dot{v}_y\dot{v}_x + C_y U_y \dot{v}_x = |\dot{v}_n + U_n|(\dot{v}_y + U_y)\dot{v}_x \quad (\text{An. 3.18})$$

$$L_{2,1}\dot{v}_x\dot{v}_y + L_{2,2}(\dot{v}_y)^2 + C_y U_y \dot{v}_y = \left| \dot{v}_n + U_n \right| (\dot{v}_y + U_y) \dot{v}_y \quad (\text{An. 3.19})$$

Considerando a hipótese de $\vec{L}1$ ser uma matriz simétrica, podemos reescrever as quatro últimas expressões na forma matricial como:

$$\vec{v}_n (\vec{v}_n)^T \cdot \vec{L}1 + \vec{v}_n [\vec{L}2 \vec{U}_n]^T = \vec{v}_n \left| \vec{v}_n + \vec{U}_n \right| (\vec{v}_n + \vec{U}_n)^T \quad (\text{An. 3.20})$$

Procedendo da mesma forma com as equações An. 3.10 e An. 3.11 após dividi-las por $2U_x$ e $2U_y$, respectivamente, chega-se a:

$$\vec{L}1 \cdot \vec{v}_n + \vec{L}2 \vec{U}_n = \left| \vec{v}_n + \vec{U}_n \right| (\vec{v}_n + \vec{U}_n) \quad (\text{An. 3.21})$$

Aplicando o operador $E[\]$ em ambos os lados das expressões, temos:

$$E[\vec{v}_n (\vec{v}_n)^T \cdot \vec{L}1] + E[\vec{v}_n [\vec{L}2 \vec{U}_n]^T] = E[\vec{v}_n \left| \vec{v}_n + \vec{U}_n \right| (\vec{v}_n + \vec{U}_n)^T] \quad (\text{An. 3.22})$$

$$E[\vec{L}1 \cdot \vec{v}_n] + E[\vec{L}2 \vec{U}_n] = E[\left| \vec{v}_n + \vec{U}_n \right| (\vec{v}_n + \vec{U}_n)] \quad (\text{An. 3.23})$$

Desenvolvendo An. 3.22 e An. 3.23,

$$E[\vec{v}_n (\vec{v}_n)^T] \vec{L}1 + E[\vec{v}_n [\vec{L}2 \vec{U}_n]^T] = E[\vec{v}_n \left| \vec{v}_n + \vec{U}_n \right| (\vec{v}_n + \vec{U}_n)^T] \quad (\text{An. 3.24})$$

$$\vec{L}1 \cdot E[\vec{v}_n] + \vec{L}2 \vec{U}_n = E[\left| \vec{v}_n + \vec{U}_n \right| (\vec{v}_n + \vec{U}_n)] \quad (\text{An. 3.25})$$

Sabendo-se que $E[\vec{v}_n] = 0$ chega-se finalmente a:

$$E[\vec{v}_n (\vec{v}_n)^T] \vec{L}1 = E[\vec{v}_n \left| \vec{v}_n + \vec{U}_n \right| (\vec{v}_n + \vec{U}_n)^T] \quad (\text{An. 3.26})$$

$$\vec{L}2 \vec{U}_n = E[\left| \vec{v}_n + \vec{U}_n \right| (\vec{v}_n + \vec{U}_n)] \quad (\text{An. 3.27})$$

onde o termo $E[\vec{v}_n (\vec{v}_n)^T] = 0$ de An. 3.26 pode ser identificado com a matriz (2x2) de covariâncias das velocidades do fluido normais ao elemento.

A expressão An. 3.26 pode ainda ser simplificada utilizando o resultado do seguinte teorema, cuja prova encontra-se no apêndice I da bibliografia (ATALIK e UTKU, 1976 *apud* DANTAS, 2000):

Considere uma função $q(y)$ de n variáveis:

$$q(\vec{y}) = q(y_1, y_2, \dots, y_n) \quad (\text{An. 3.28})$$

onde,

y : é um vetor com distribuição gaussiana com média zero;

$q(y)$: é suficientemente suave tal que sua primeira derivada parcial em relação a y_i , $i = 1, 2, \dots, n$ existe;

$$|q(\vec{y})| < A \exp \left[\sum_{j=1}^n (y_j)^a \right] : \text{para } a < 2 \text{ e qualquer que seja } A > 0.$$

Então,

$$E[\vec{y} q(\vec{y})] = E[\vec{y} \vec{y}^T] E[\nabla q(\vec{y})] \quad (\text{An. 3.29})$$

onde

$$\nabla^T = \left[\frac{\partial}{\partial y_1}, \frac{\partial}{\partial y_2}, \dots, \frac{\partial}{\partial y_n} \right] \quad (\text{An. 3.30})$$

Aplicando este resultado no lado direito da equação An. 3.26:

$$E[\vec{v}_n | \vec{v}_n + \vec{U}_n | (\vec{v}_n + \vec{U}_n)^T] = E[\vec{v}_n (\vec{v}_n)^T] E[\nabla | \vec{v}_n + \vec{U}_n | (\vec{v}_n + \vec{U}_n)^T] \quad (\text{An. 3.31})$$

chegamos a:

$$E[\vec{v}_n (\vec{v}_n)^T] L1 = E[\vec{v}_n (\vec{v}_n)^T] E[\nabla |\vec{v}_n + \vec{U}_n| (\vec{v}_n + \vec{U}_n)^T] \quad (\text{An. 3.32})$$

$$\bar{L}1 = E[\nabla |\vec{v}_n + \vec{U}_n| (\vec{v}_n + \vec{U}_n)^T] \quad (\text{An. 3.33})$$

Aplicando o operador $\nabla^T = \left[\frac{\partial}{\partial \dot{v}_x}, \frac{\partial}{\partial \dot{v}_y} \right]$, temos:

$$\bar{L}1 = E \left[\left[\begin{array}{c} \frac{\partial}{\partial \dot{v}_x} \\ \frac{\partial}{\partial \dot{v}_y} \end{array} \right] \cdot \left[\dot{v}_n + U_n |(\dot{v}_x + U_x) \quad \dot{v}_n + U_n |(\dot{v}_y + U_y) \right] \right] \quad (\text{An. 3.34})$$

$$\bar{L}1 = E \left[\left[\begin{array}{c} \frac{\partial}{\partial \dot{v}_x} \\ \frac{\partial}{\partial \dot{v}_y} \end{array} \right] \cdot \left[\dot{v}_n + U_n \left[(\dot{v}_x + U_x) \quad (\dot{v}_y + U_y) \right] \right] \right] \quad (\text{An. 3.35})$$

$$\bar{L}1 = E \left[\left[\begin{array}{c} \frac{\partial}{\partial \dot{v}_x} \\ \frac{\partial}{\partial \dot{v}_y} \end{array} \right] \cdot \left\{ (\dot{v}_x + U_x)^2 + (\dot{v}_y + U_y)^2 \right\}^{1/2} \cdot \left[(\dot{v}_x + U_x) \quad (\dot{v}_y + U_y) \right] \right] \quad (\text{An. 3.36})$$

$$\bar{L}1 = E \left[\left[\begin{array}{c} \frac{\partial}{\partial \dot{v}_x} \\ \frac{\partial}{\partial \dot{v}_y} \end{array} \right] \left[\left\{ (\dot{v}_x + U_x)^4 + (\dot{v}_x + U_x)^2 \cdot (\dot{v}_y + U_y)^2 \right\}^{1/2} \right] \quad \left[\begin{array}{c} \frac{\partial}{\partial \dot{v}_x} \\ \frac{\partial}{\partial \dot{v}_y} \end{array} \right] \left[\left\{ (\dot{v}_y + U_y)^4 + (\dot{v}_y + U_y)^2 \cdot (\dot{v}_x + U_x)^2 \right\}^{1/2} \right] \right] \quad (\text{An. 3.37})$$

Efetuada as derivadas parciais para cada elemento da matriz:

$$L_{1,1} = E \left[\frac{\partial}{\partial \dot{v}_x} \left[\left\{ (\dot{v}_x + U_x)^4 + (\dot{v}_x + U_x)^2 \cdot (\dot{v}_y + U_y)^2 \right\}^{1/2} \right] \right] \quad (\text{An. 3.38})$$

$$L_{1,1} = E \left[\left(\frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\sqrt{(\dot{v}_x + U_x)^4 + (\dot{v}_x + U_x)^2 \cdot (\dot{v}_y + U_y)^2}} \right) \left[4(\dot{v}_x + U_x)^3 + 2(\dot{v}_x + U_x) \cdot (\dot{v}_y + U_y)^2 \right] \right] \quad (\text{An. 3.39})$$

$$L_{1,1} = E \left[\left(\frac{1}{(\dot{v}_x + U_x) \sqrt{(\dot{v}_x + U_x)^2 + (\dot{v}_y + U_y)^2}} \right) \left[2(\dot{v}_x + U_x)^3 + (\dot{v}_x + U_x) \cdot (\dot{v}_y + U_y)^2 \right] \right] \quad (\text{An. 3.40})$$

$$L_{1,1} = E \left[\frac{2(\dot{v}_x + U_x)^2 + (\dot{v}_y + U_y)^2}{\sqrt{(\dot{v}_x + U_x)^2 + (\dot{v}_y + U_y)^2}} \right] = E \left[\frac{2(\dot{v}_x + U_x)^2 + (\dot{v}_y + U_y)^2}{|\dot{v}_n + U_n|} \right] \quad (\text{An. 3.41})$$

$$L_{1,2} = E \left[\frac{\partial}{\partial \dot{v}_x} \left[((\dot{v}_y + U_y)^4 + (\dot{v}_x + U_x)^2 \cdot (\dot{v}_y + U_y)^2)^{1/2} \right] \right] \quad (\text{An. 3.42})$$

$$L_{1,2} = E \left[\left(\frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\sqrt{(\dot{v}_y + U_y)^4 + (\dot{v}_x + U_x)^2 \cdot (\dot{v}_y + U_y)^2}} \right) \left[2(\dot{v}_x + U_x) \cdot (\dot{v}_y + U_y)^2 \right] \right] \quad (\text{An. 3.43})$$

$$L_{1,2} = E \left[\left(\frac{1}{(\dot{v}_y + U_y) \sqrt{(\dot{v}_x + U_x)^2 + (\dot{v}_y + U_y)^2}} \right) \left[(\dot{v}_x + U_x) \cdot (\dot{v}_y + U_y)^2 \right] \right] \quad (\text{An. 3.44})$$

$$L_{1,2} = E \left[\frac{(\dot{v}_x + U_x) \cdot (\dot{v}_y + U_y)}{\sqrt{(\dot{v}_x + U_x)^2 + (\dot{v}_y + U_y)^2}} \right] = E \left[\frac{(\dot{v}_x + U_x) \cdot (\dot{v}_y + U_y)}{|\dot{v}_n + U_n|} \right] \quad (\text{An. 3.45})$$

$$L_{2,1} = E \left[\frac{\partial}{\partial \dot{v}_y} \left[((\dot{v}_x + U_x)^4 + (\dot{v}_x + U_x)^2 \cdot (\dot{v}_y + U_y)^2)^{1/2} \right] \right] \quad (\text{An. 3.46})$$

$$L_{2,1} = E \left[\left(\frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\sqrt{(\dot{v}_x + U_x)^4 + (\dot{v}_x + U_x)^2 \cdot (\dot{v}_y + U_y)^2}} \right) \left[2(\dot{v}_y + U_y) \cdot (\dot{v}_x + U_x)^2 \right] \right] \quad (\text{An. 3.47})$$

$$L_{2,1} = E \left[\left(\frac{1}{(\dot{v}_x + U_x) \sqrt{(\dot{v}_x + U_x)^2 + (\dot{v}_y + U_y)^2}} \right) \left[(\dot{v}_y + U_y) \cdot (\dot{v}_x + U_x)^2 \right] \right] \quad (\text{An. 3.48})$$

$$L_{2,1} = E \left[\frac{(\dot{v}_x + U_x) \cdot (\dot{v}_y + U_y)}{\sqrt{(\dot{v}_x + U_x)^2 + (\dot{v}_y + U_y)^2}} \right] = E \left[\frac{(\dot{v}_x + U_x) \cdot (\dot{v}_y + U_y)}{|\dot{v}_n + U_n|} \right] \quad (\text{An. 3.49})$$

$$L_{2,2} = E \left[\frac{\partial}{\partial \dot{v}_y} \left[((\dot{v}_y + U_y)^4 + (\dot{v}_x + U_x)^2 \cdot (\dot{v}_y + U_y)^2)^{1/2} \right] \right] \quad (\text{An. 3.50})$$

$$L_{2,2} = E \left[\left(\frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\sqrt{(\dot{v}_y + U_y)^4 + (\dot{v}_x + U_x)^2 \cdot (\dot{v}_y + U_y)^2}} \right) \left[4(\dot{v}_y + U_y)^3 + 2(\dot{v}_y + U_y) \cdot (\dot{v}_x + U_x)^2 \right] \right] \quad (\text{An. 3.51})$$

$$L_{2,2} = E \left[\left(\frac{1}{(\dot{v}_y + U_y) \sqrt{(\dot{v}_x + U_x)^2 + (\dot{v}_y + U_y)^2}} \right) \left[2(\dot{v}_y + U_y)^3 + (\dot{v}_y + U_y) \cdot (\dot{v}_x + U_x)^2 \right] \right] \quad (\text{An. 3.52})$$

$$L_{2,2} = E \left[\frac{(\dot{v}_x + U_x)^2 + 2(\dot{v}_y + U_y)^2}{\sqrt{(\dot{v}_x + U_x)^2 + (\dot{v}_y + U_y)^2}} \right] = E \left[\frac{(\dot{v}_x + U_x)^2 + 2(\dot{v}_y + U_y)^2}{|\dot{v}_n + U_n|} \right] \quad (\text{An. 3.53})$$

Finalmente, a matriz constitutiva por coeficientes de linearização dinâmicos pode ser escrita:

$$\tilde{L}1 = E \left\{ \begin{bmatrix} \frac{2(\dot{v}_x + U_x)^2 + (\dot{v}_y + U_y)^2}{|\dot{v}_n + U_n|} & \frac{(\dot{v}_x + U_x) \cdot (\dot{v}_y + U_y)}{|\dot{v}_n + U_n|} \\ \frac{(\dot{v}_x + U_x) \cdot (\dot{v}_y + U_y)}{|\dot{v}_n + U_n|} & \frac{(\dot{v}_x + U_x)^2 + 2(\dot{v}_y + U_y)^2}{|\dot{v}_n + U_n|} \end{bmatrix} \right\} \quad (\text{An. 3.54})$$

E de acordo com a equação An. 3.27 podemos escrever, os termos de \vec{L}_2 :

$$C_i = \frac{1}{U_i} E \left[\left(\vec{v}_n + \vec{U}_n \right) \left(\vec{v}_i + \vec{U}_i \right) \right] \quad (\text{An. 3.55})$$

onde o índice $i = x, y$ denota as direções das componentes de velocidade contidas no plano normal ao elemento no seu sistema de coordenadas locais.

A avaliação do valor esperado de cada elemento das matrizes que definem os coeficientes de linearização se faz com o uso da função gaussiana binormal de

probabilidades $P(\dot{v}_n) = \frac{1}{2\pi\sqrt{\det(\vec{S})}} e^{-\frac{1}{2}[\dot{v}_n]^T [\vec{S}^{-1}] \dot{v}_n}$, onde $\vec{S}_{(2 \times 2)}$ é a matriz de covariância da

velocidade normal do fluido.

$$L_{1,1} = \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{2(\dot{v}_x + U_x)^2 + (\dot{v}_y + U_y)^2}{|\dot{v}_n + U_n|} P(\dot{v}_n) d\dot{v}_x d\dot{v}_y \quad (\text{An. 3.56})$$

$$L_{1,2} = \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{(\dot{v}_x + U_x) \cdot (\dot{v}_y + U_y)}{|\dot{v}_n + U_n|} P(\dot{v}_n) d\dot{v}_x d\dot{v}_y \quad (\text{An. 3.57})$$

$$L_{2,1} = \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{(\dot{v}_x + U_x) \cdot (\dot{v}_y + U_y)}{|\dot{v}_n + U_n|} P(\dot{v}_n) d\dot{v}_x d\dot{v}_y \quad (\text{An. 3.58})$$

$$L_{2,2} = \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{(\dot{v}_x + U_x)^2 + 2(\dot{v}_y + U_y)^2}{|\dot{v}_n + U_n|} P(\dot{v}_n) d\dot{v}_x d\dot{v}_y \quad (\text{An. 3.59})$$

$$C_x = \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{1}{U_x} |\dot{v}_n + U_n| (\dot{v}_x + U_x) P(\dot{v}_n) d\dot{v}_x d\dot{v}_y \quad (\text{An. 3.60})$$

$$C_y = \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{1}{U_y} |\dot{v}_n + U_n| (\dot{v}_y + U_y) P(\dot{v}_n) d\dot{v}_x d\dot{v}_y \quad (\text{An. 3.61})$$

A matriz S de covariância referente ao sistema local do elemento pode ser obtida através da matriz de covariância $C\bar{O}V_{global}$ no sistema global:

$$\bar{S} = [\bar{N}^{(1)}, \bar{N}^{(2)}]^T C\bar{O}V_{global} [\bar{N}^{(1)}, \bar{N}^{(2)}] \quad (\text{An. 3.62})$$

onde $\bar{N}^{(1)}$ e $\bar{N}^{(2)}$ denotam vetores unitários ortogonais entre si contidos no plano normal ao elemento. Eles são definidos em função do vetor unitário tangente \bar{E} satisfazendo as seguintes condições (LANGLEY, 1984 *apud* DANTAS, 2000):

$$\bar{N}^{(1)} \cdot \bar{E} = 0 \quad (\text{An. 3.63})$$

$$(\bar{N}^{(1)} \times \bar{E}) \cdot \bar{k} = 0 \quad (\text{An. 3.64})$$

$$\bar{N}^{(2)} = \bar{N}^{(1)} \times \bar{E} \quad (\text{An. 3.65})$$

onde \bar{k} denota a componente vertical da base canônica do R3. Para um elemento não vertical chegamos a:

$$\bar{N}^{(1)} = \frac{1}{\sqrt{(1 - E_3^2)}} \begin{bmatrix} E_1 E_3 \\ E_2 E_3 \\ E_3^2 - 1 \end{bmatrix} \quad (\text{An. 3.66})$$

$$\bar{N}^{(2)} = \frac{1}{\sqrt{(1 - E_3^2)}} \begin{bmatrix} -E_2 \\ E_1 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (\text{An. 3.67})$$

A matriz de covariância no sistema global, utilizada para calcular \bar{S} através da equação An. 3.62, pode ser definida como:

$$C\bar{O}V_{global} = E [\bar{v} \cdot \bar{v}^T] \quad (\text{An. 3.68})$$

onde \dot{v} é a velocidade relativa no sistema de referência global.

Uma vez calculada a força de arrasto por unidade de comprimento, no sistema de referência local do elemento, utilizando a equação An. 3.1, podemos transformá-la para o sistema de referência global fazendo uso dos vetores $\vec{N}^{(1)}$ e $\vec{N}^{(2)}$.

$$\vec{F}^D_{xyz} = [\vec{N}^{(1)}, \vec{N}^{(2)}] \vec{F}^D \quad (\text{An. 3.69})$$

ANEXO IV

ANÁLISE NÃO LINEAR

IV.1 – INTRODUÇÃO

O que caracteriza um problema como tendo comportamento linear é a proporcionalidade entre a resposta do sistema e o carregamento aplicado. Ou seja, para um determinado nível de carregamento somos capazes de prever o comportamento da resposta que deverá ser proporcional ao aumento do nível de carregamento. Estruturas cujo comportamento não se enquadrem dentro deste critério de proporcionalidade são consideradas como de comportamento não-linear.

Basicamente o comportamento não-linear pode ser definido como de origem geométrica ou física. A não-linearidade física vem do comportamento do material da estrutura quando submetida a tensões crescentes, podendo se plastificar sob determinados níveis de tensão alterando o comportamento linear do material. No caso de ser atingida a tensão de escoamento, a estrutura passa a sofrer deslocamentos sob carga constante, podendo levar a ruptura no caso de materiais com comportamento

elasto-plástico perfeito. O comportamento de um material quando submetido à esforços é uma característica intrínseca, portanto, devem ser avaliados caso à caso como serão efetuadas as considerações sobre o comportamento do material.

O ANFLEX considera apenas a não-linearidade geométrica devido basicamente a grandes deslocamentos e interação axial-transversal, que são efeitos pronunciados em sistemas estruturais do tipo linha de ancoragem e *risers*. Um outro efeito importante de não-linearidade geométrica é o da instabilidade (problemas de flambagem elástica).

Em estruturas de comportamento linear, os deslocamentos são infinitesimais, fazendo com que a configuração deformada se confunda com a original. No caso de estruturas flexíveis, os deslocamentos podem ter a mesma ordem de grandeza das dimensões da estrutura, fazendo com que seja necessário tratar as equações de equilíbrio na configuração deformada.

Em teoria de vigas, os efeitos axial e transversal são desacoplados. Em peças submetidas simultaneamente à tração / compressão e flexão, aparece a interação entre estes efeitos e esta se torna ainda mais pronunciada no caso de estruturas esbeltas, como *risers*. Tanto em *risers*, como em linhas de ancoragem, o aumento da tração corresponde a um enrijecimento do sistema.

Na análise de linhas em geral, existem ainda outros efeitos que contribuem para o comportamento não-linear do sistema, tais como:

- O valor da força de arraste, que é proporcional ao quadrado da velocidade relativa fluido-estrutura;
- As forças hidrodinâmicas são funções da posição e orientação de cada membro da estrutura (efeito da interação fluido estrutura);
- No caso de cabos, há ausência de rigidez à compressão, o que se aplica em parte para os *risers* na medida em que se teriam problemas de instabilidade;

- A variação do comprimento da linha que fica em contato com o fundo, no caso de configurações do tipo catenária;
- A variação da posição da extremidade superior da linha devido ao movimento da unidade flutuante a que está conectada;

A análise não-linear geométrica oferece como uma de suas grandes dificuldades o tratamento apropriado das grandes rotações. Abaixo, se encontra a Figura IV.1, onde são exibidas uma linha de amarração e sua discretização em uma malha de elementos finitos.

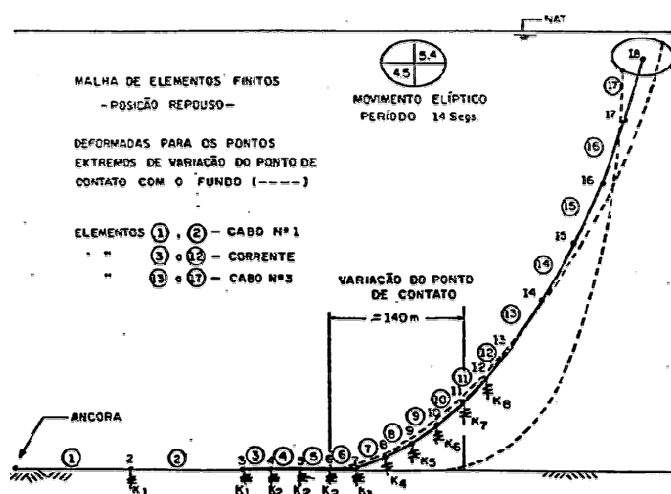


FIGURA IV.1 – Linha de amarração discretizada como uma malha de elementos finitos.

Os procedimentos numéricos adotados para análises não-lineares consistem em realizar uma série de análises lineares procurando-se obter melhores aproximações a cada novo ciclo. O carregamento aplicado para um novo ciclo será a diferença entre a carga aplicada e as forças resistentes causadas pela deformação da estrutura (vetor de desequilíbrio ou de resíduo). Pode-se adotar um método puramente iterativo, que consiste em aplicar o carregamento com seu valor total e realizar iterações sucessivas até atingir o equilíbrio. A Figura IV.2 abaixo ilustra o procedimento para um sistema de um grau de liberdade.

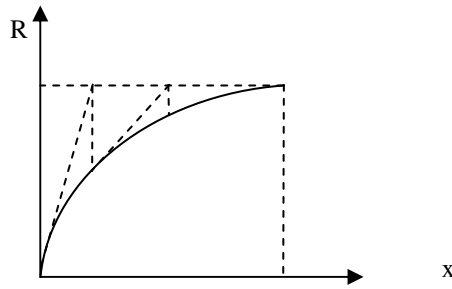


FIGURA IV.2 – Procedimento numérico iterativo de análise não linear.

Em aplicações a problemas reais no ANFLEX, emprega-se sempre o algoritmo incremental-iterativo. Nas análises estáticas, a matriz de rigidez é reavaliada a cada iteração e nas análises dinâmicas a matriz de rigidez é reavaliada apenas no início de cada intervalo de tempo.

No ANFLEX, adotou-se um critério de convergência em função dos deslocamentos, podendo-se opcionalmente, também controlar o processo a partir do desequilíbrio de forças. O mais usual em aplicações práticas é adotar-se apenas deslocamentos. O critério de força, uma vez especificado, não substitui o de deslocamentos, passando a se constituir num teste adicional realizado.

IV.1.1 – FUNDAMENTOS DA MECÂNICA DO CONTÍNUO

A mecânica do contínuo é o ramo da mecânica que trata das tensões e deformações, considerando-se o material como um meio contínuo.

Para deslocamentos e deformações consideradas infinitesimais, a teoria linear é válida. As deformações unitárias lineares de uma barra submetida a esforços em um plano, no limite para X e Y tendendo a zero, são dadas pelas equações abaixo:

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u_x}{\partial X} \quad (\text{An. 4.1})$$

$$\varepsilon_y = \frac{\partial u_y}{\partial Y} \quad (\text{An. 4.2})$$

$$\varepsilon_{xy} = \frac{1}{2} Y_{xy} \approx \frac{1}{2} \left[\frac{\partial u_x}{\partial Y} + \frac{\partial u_y}{\partial X} \right] \quad (\text{An. 4.3})$$

De acordo com a teoria da elasticidade não-linear, para levar em conta grandes deformações, termos de segunda ordem precisam ser somados (NOVOZHILOV, 1953 *apud* MOURELLE, 1993) e a equação An. 4.1 fica então da seguinte forma:

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u_x}{\partial X} + \frac{1}{2} \left[\frac{\partial u_y}{\partial X} \right]^2 \quad (\text{An. 4.4})$$

Para o caso tridimensional, e colocando-se em notação tensorial, a equação para as deformações passa a ser escrita como:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left[\frac{\partial u_i}{\partial X_j} + \frac{\partial u_j}{\partial X_i} + \frac{\partial u_k}{\partial X_i} \frac{\partial u_k}{\partial X_j} \right] \quad (\text{An. 4.5})$$

A análise de deslocamentos e deformações de um corpo, normalmente envolve todos os tipos de deformação simultaneamente, o que torna complexa sua consideração. No caso geral, quando o corpo sofre um deslocamento no espaço, este pode ser dividido em duas partes: uma que não causa deformação, chamada de corpo rígido; e outra que efetivamente causa as deformações. A separação destas partes é uma tarefa difícil notadamente para problemas tridimensionais.

O trabalho virtual interno total de um corpo pode ser calculado por (BATHE, 1982):

$$\delta w = \sigma_{ij} \delta e_{ij} \quad (\text{An. 4.6})$$

$$\delta W = S_{ij} \delta E_{ij} \quad (\text{An. 4.7})$$

onde w é o trabalho virtual por unidade de volume após a deformação e W é o trabalho virtual por unidade de volume na configuração indeformada.

Após a caracterização das tensões e deformações, é necessário considerar equações que levem em consideração o comportamento do material quando submetido a solicitações externas, isto é feito através das equações constitutivas que resultam da generalização da lei de Hooke:

$$\vec{S} = \vec{C}\vec{E} \quad (\text{An. 4.8})$$

O ANFLEX trata apenas a não-linearidade geométrica, sendo o material considerado como idealmente elástico. Isto significa que um corpo formado por este material recupera totalmente a sua forma original após a remoção das forças causadoras do estado de tensões e do estado de deformações. Sendo assim, a equação An. 4.8 pode ser escrita de forma incremental para ser empregada nas equações de equilíbrio do corpo:

$$\Delta\vec{S} = \vec{C}\Delta\vec{E} \quad (\text{An. 4.9})$$

Para a descrição do movimento, a forma que melhor se adequou aos problemas da mecânica dos sólidos foi a descrição referencial, na qual o movimento é relacionado a uma configuração de referência. Este método se chama Lagrangeano, total ou atualizado. As formulações lagrangeanas total e atualizada são equivalentes (MOURELLE, 1993).

Uma alternativa às tradicionais formulações lagrangeanas é a formulação Lagrangeana total com elemento de referência co-rotacionado. Nesta, a configuração de referência original C_0 é deslocada juntamente com o elemento como um corpo rígido. Esta configuração auxiliar C_{0n} é colocada o mais próximo possível da configuração C_n , ver figura abaixo.

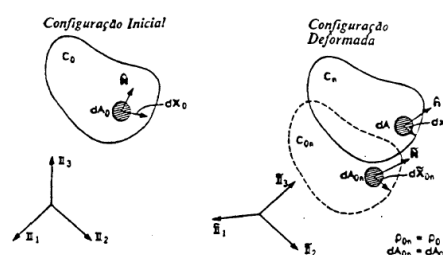


FIGURA IV.3 – Formulação Lagrangeana com elemento de referência.

A formulação co-rotacionada é praticamente idêntica à formulação Lagrangeana total, na medida em que se emprega uma configuração de referência indeformada. No entanto, em função do sistema de referência indeformado se deslocar juntamente com o elemento, algumas simplificações empregadas na formulação Lagrangeana atualizada são utilizadas.

O equilíbrio de um elemento infinitesimal pode ser integrado ao longo de todo o elemento em termos do princípio dos trabalhos virtuais.

$$\int \bar{S} \delta \bar{E} dV_o = \int \bar{t}_o \delta \bar{u} dA_o + \int \bar{f}_o \delta \bar{u} dV_o \quad (\text{An. 4.10})$$

onde \bar{S} é o segundo tensor de tensão de Piola-Kirchhoff, $\delta \bar{E}$ é o tensor de deformações virtuais e $\delta \bar{u}$ é o vetor de deslocamentos virtuais. O termo do lado esquerdo da equação representa o trabalho virtual das forças internas, enquanto que os dois termos do lado direito da equação representam o trabalho virtual das forças externas, de superfície e de volume respectivamente.

A solução das equações de equilíbrio associadas à problemas não-lineares são resolvidas em termos de uma abordagem incremental, na qual se faz uma linearização em torno de cada configuração de equilíbrio.

$$\int (\bar{S} \delta \Delta \bar{E} + \Delta \bar{S} \delta \bar{E}) dV_o = \delta \Delta W \quad (\text{An. 4.11})$$

onde Δ indica um pequeno incremento entre as configurações C_n e C_{n+1} , e $\delta \Delta W$ é o incremento do trabalho virtual das forças externas. O primeiro termo do lado esquerdo da equação resultará na matriz de rigidez geométrica, enquanto que o segundo termo corresponde à matriz de rigidez do material ou matriz de rigidez linear.

Um dos principais desafios de análise não linear geométrica foi o tratamento das grandes rotações e a apropriada separação dos deslocamentos de corpo rígido daqueles que causam deformações dentro de um campo de deslocamentos (MALVERN, 1969 *apud* MOURELLE, 1993).

Com o intuito de superar este desafio, no ANFLEX, o que se fez foi adaptar o elemento de pórtico espacial formulado por BENJAMIN, 1982, que se vale da formulação Lagrangeana atualizada. Foi modificada a forma de descrição do movimento, deixando de usar a configuração do incremento ou intervalo de tempo anterior como referência e passando a usar a configuração indeformada co-rotacionada. Em função disso, a forma de se considerarem as rotações no espaço foi totalmente alterada, mas os termos das matrizes de rigidez linear e geométrica puderam ser integralmente aproveitados.

IV.1.1.1 – DINÂMICA NÃO LINEAR

O cálculo de estruturas marítimas está invariavelmente associado à consideração dos efeitos das ondas, que ao passarem induzem cargas que além de terem importância devido à sua magnitude, tem como característica principal o fato de serem variáveis no tempo, ou seja, de caráter dinâmico.

A resposta dinâmica de um sistema estrutural difere da resposta estática devido à presença de efeitos inerciais. Um carregamento constante ao longo do tempo não é capaz de despertar efeitos de inércia, a não ser, que seja aplicado de forma brusca como uma carga de impacto.

A possibilidade de uma estrutura responder dinamicamente a um dado carregamento periódico depende de suas características intrínsecas traduzidas por seus modos naturais de vibração. Um sistema estrutural apresenta resposta dinâmica quando o carregamento tem um período ou componente harmônico próximo de um de seus períodos naturais e uma distribuição espacial não ortogonal ao modo natural correspondente.

Os modos naturais de vibração de linhas de ancoragem e *risers*, frequentemente encontram períodos e cargas de onda em uma mesma faixa (de 3 a 15 segundos). Nos casos em que a linha se encontra conectada a uma instalação flutuante, o movimento induzido pela onda se constituirá em mais uma fonte de excitação dinâmica para a linha (MOURELLE, 1993).

O comportamento não linear das linhas marítimas, faz com que os modos e períodos naturais se alterem na medida em que o sistema estrutural responde ao carregamento, algumas vezes resultando numa fuga da situação de ressonância (MOURELLE, 1993).

IV.1.1.1.1 – EQUAÇÃO DE EQUILÍBRIO DINÂMICO

O princípio dos trabalhos virtuais empregado na dedução das equações do equilíbrio, apresentado anteriormente nas equações An. 4.10 a An. 4.11, está relacionado ao problema estático e não pode ser empregado na formulação de problemas dinâmicos. No entanto é possível estender o princípio para problemas dinâmicos através do princípio de D'Alembert (MOURELLE, 1993). Aplicando-se a segunda lei de Newton ao termo correspondente às forças de volume externas da equação An. 4.10 tem-se:

$$\int \vec{S} \delta \vec{E} dV_o = \int \vec{t}_o \delta \vec{u} dA_o + \int (\vec{f}_o - \rho_o \ddot{\vec{u}}) \delta \vec{u} dV_o \quad (\text{An. 4.12})$$

Nos sistemas dinâmicos a inércia é representada pela massa do sistema no caso de grau de liberdade translacional, e pelo momento de inércia da massa, também conhecido como massa rotacional, no caso de grau de liberdade rotacional. Portanto, genericamente a massa constitui um dos elementos de sistema dinâmico. Na dinâmica das estruturas a massa do sistema é considerada como uma grandeza constante.

As propriedades elásticas do sistema são caracterizadas pela mola, que pode ser translacional ou rotacional, dependendo se está associada a uma translação ou rotação. O amortecedor caracteriza as resistências ao movimento, portanto representam a forma pela qual o sistema dissipa energia.

Resumindo, um sistema dinâmico possui três componentes ou elementos básicos para sua caracterização, a saber:

- Massa que armazena energia cinética;

- Mola que armazena energia elástica;
- Amortecedor que dissipa energia.

Tomando-se a equação do equilíbrio em sua forma incremental, equação An. 4.11, e acrescentando-se o termo correspondente ao amortecimento viscoso, tem-se a equação incremental do equilíbrio dinâmico baseada na conjugação do princípio dos trabalhos virtuais e no princípio de D'Alembert:

$$\int (\vec{S} \delta \Delta \vec{E} + \Delta \vec{S} \delta \vec{E}) dV_o + \int \rho_o \Delta \vec{\ddot{u}} \delta \vec{u} dV_o + \int c \Delta \vec{\dot{u}} \delta \vec{u} dV_o = \int \Delta \vec{t}_o \delta \vec{u} dA_o + \int \Delta \vec{f}_o \delta \vec{u} dV_o \quad (\text{An. 4.13})$$

Após a discretização do contínuo em elementos finitos, a equação de equilíbrio pode ser representada de acordo com os vetores de forças nodais que compõem o equilíbrio dinâmico para um tempo t qualquer:

$$\vec{F}_{INT}^{(t)} + \vec{F}_I^{(t)} + \vec{F}_D^{(t)} = \vec{F}_{EXT}^{(t)} \quad (\text{An. 4.14})$$

onde

- \vec{F}_{INT} : é o vetor de forças internas;
- \vec{F}_I : é o vetor de forças de inércia;
- \vec{F}_D : é o vetor de forças de amortecimento viscoso;
- \vec{F}_{EXT} : é o vetor de forças externas.

A equação An. 4.14, semi-discreta, em termos das incógnitas nodais, que são os deslocamentos, velocidades e acelerações, pode ser expressa da seguinte forma:

$$\vec{M} \vec{\ddot{u}}(t) + \vec{C} \vec{\dot{u}}(t) + \vec{K} \vec{u}(t) = \vec{F}(t) \quad (\text{An. 4.15})$$

onde:

- \vec{M} : é a matriz de massa

\vec{C} : é a matriz do amortecimento viscoso (gerada pelo amortecimento estrutural, propriamente dito, e pelo amortecimento hidrodinâmico originado pela consideração da velocidade relativa fluido estrutura da parcela de arrasto da equação de Morison)

\vec{K} : é a matriz de rigidez (geométrica e linear)

\vec{F} : é o vetor de forças externas

$\vec{\ddot{u}}$, $\vec{\dot{u}}$ e \vec{u} : são os vetores de acelerações, velocidades e deslocamentos nodais.

A equação An. 4.15 é um sistema de equações diferenciais ordinárias de segunda ordem. Esta mesma equação pode ser obtida partindo da equação de equilíbrio estático para flexão de uma viga submetida à tração axial, incorporando-se forças de inércia e um mecanismo de perda de energia (amortecimento, assumido como viscoso), e aplicando o princípio de D' Alembert.

As não linearidades na matriz de massa são oriundas da dependência da massa adicional com o comprimento molhado dos elementos. No caso da matriz de rigidez a não linearidade é principalmente devido aos grandes deslocamentos da estrutura. A não linearidade na matriz de amortecimento estrutural é devido a esta ser representada por um modelo de Rayleigh (CLOUGH e PIENZEN, 1975 *apud* MOURELLE, 2001), que por sua vez é uma combinação entre as matrizes de massa e de rigidez. O vetor de forças nodais \vec{F} , inclui os carregamentos de peso próprio e empuxo, deslocamentos prescritos, cargas externas aplicadas e cargas ambientais.

É importante notar que a rigidez, a estabilidade, e as forças de pressão estão agrupadas em uma matriz, a matriz de rigidez \vec{K} , que é definida como $\vec{K}_f + \vec{K}_s + \vec{K}_p$. Esta matriz é denominada rigidez do elemento. O primeiro termo, \vec{K}_f , é a rigidez à flexão originada diretamente da curvatura do elemento. O termo de estabilidade axial, \vec{K}_s , descreve a componente lateral da força devido à carga axial. O termo \vec{K}_p representa a força lateral devido ao diferencial de pressão.

Os dois últimos termos são geralmente combinados, $\vec{K}_g = \vec{K}_s + \vec{K}_p$, este termo é conhecido como rigidez geométrica, que é o nome apropriado para a clássica matriz de estabilidade para forças axiais, devido ao fato de poder ser escrita unicamente em termos de tração e propriedades geométricas do elemento.

$$\vec{K} = \vec{K}_f + \vec{K}_g \quad (\text{An. 4.16})$$

O problema de valor inicial consiste em calcular a função $\vec{u}(t)$ que satisfaz a equação An. 4.15 em todos os tempos t , sendo $0 \leq t \leq t_{max}$, e às condições iniciais (MOURELLE, 1993):

$$\begin{aligned} \vec{u}(0) &= \vec{u}_o \\ \vec{\dot{u}}(0) &= \vec{\dot{u}}_o \end{aligned} \quad (\text{An. 4.17})$$

onde os vetores \vec{u}_o e $\vec{\dot{u}}_o$ são conhecidos.

A solução do problema não-linear passa por uma abordagem incremental, ficando a equação do equilíbrio escrita em função dos incrementos de deslocamentos, velocidades e acelerações, entre os tempos t e $t + \Delta t$, de acordo com a equação An. 4.13.

A equação An. 4.15 foi chamada de semi-discreta, uma vez que o meio contínuo já havia sido discretizado através do método dos elementos finitos. Dessa forma, as integrais ao longo do domínio foram substituídas por incógnitas nodais e suas matrizes associadas. A equação do movimento estará completamente discretizada no momento em que se proceder à discretização no tempo.

$$\vec{M}^{t+\Delta t} \Delta \vec{\ddot{u}}(t) + \vec{C}^{t+\Delta t} \Delta \vec{\dot{u}}(t) + \vec{K}^{t+\Delta t} \Delta \vec{u}(t) = \vec{F}_{EXT}^{t+\Delta t} - \left(\vec{F}_{INT}^t + \vec{F}_I^t + \vec{F}_D^t \right) \quad (\text{An. 4.18})$$

A equação An. 4.18 ao referenciar grandezas envolvidas em dois valores específicos de tempo, já se refere ao sistema discretizado também no tempo.

A solução numérica para as equações de equilíbrio é obtida estabelecendo-se equações para cada elemento, tornando o *riser* um sistema de n equações descrevendo a relação força-deslocamento em todos os graus de liberdade. Combinado-se todas as equações para elementos conectados a um nó particular, de uma forma consistente com os requisitos de equilíbrio no nó e compatibilidade entre elementos, obtêm-se as equações relacionando forças e deslocamentos em todos os graus de liberdade globais no nó.

É importante ressaltar neste ponto que o *riser* deve ser modelado por meio de uma malha de elementos que seja cuidadosamente discretizada de modo a evitar erros numéricos devido a uma malha grosseira, e que, no entanto, possa ser analisada com um esforço computacional razoável.

O nível de discretização aceitável depende da representação numérica, da variação de tração, da variação espacial das propriedades do *riser* e da magnitude das cargas aplicadas, do conteúdo de frequência do carregamento, e da acurácia desejada nos resultados.

O comprimento do elemento finito é controlado pelos seguintes critérios (GARRET, 1974 *apud* SOUZA, 1998):

- a) Próximo a uma extremidade o comprimento do elemento não deve exceder a:

$$C = \sqrt{\frac{EI}{T}} \quad (\text{An. 4.19})$$

- b) Afastado das extremidades o comprimento do elemento não deve exceder a:

$$C = \frac{\pi}{\omega} \sqrt{\frac{T}{m}} \quad (\text{An. 4.20})$$

Onde T é a tração atuante, e ω é a maior frequência a ser incluída na análise.

- c) O coeficiente entre comprimentos sucessivos não deve exceder 1:2.

O valor do comprimento afastado das extremidades foi definido de modo a modelar um período transversal de vibração de uma viga tracionada como sendo igual ao período de corte.

A resposta linear ou não-linear no domínio do tempo para o problema de valor inicial descrito nas equações An. 4.15 e An. 4.17 é obtida através de um operador de integração.

Antes de proceder à integração dinâmica pode-se realizar uma transformação de coordenadas de forma que, ao invés de se trabalhar com os deslocamentos relativos a cada grau de liberdade, se emprega um número selecionado de modo naturais de vibração capazes de representar a resposta dinâmica (DIKA, 1986, TRIANTAFILLOW, 1985 *apud* MOURELLE, 1993).

Quando se realizam transformações de coordenadas antes de proceder à integração das equações dinâmicas usualmente se chama de método da superposição modal. No caso em que nenhuma transformação é feita, chama-se método direto de integração. No ANFLEX emprega-se o método da integração direta.

Em função da atratividade representada pelos algoritmos com capacidade dissipativa e da ausência desta capacidade no método da aceleração média constante, Hilber iniciou um trabalho que resultou numa nova família de métodos de integração chamada de método alfa, ou método HHT, em função das iniciais dos 3 autores: Hilber, Hughes e Taylor (HILBER *et. al*, 1977 *apud* MOURELLE, 1993). No ANFLEX (ANFLEX, 2006), são utilizados os métodos da aceleração média constante e HHT.

IV.1.1.1.2 – CONSIDERAÇÕES SOBRE AMORTECIMENTO

Além do efeito de inércia o comportamento dinâmico traz associado o efeito de amortecimento, que está sempre presente em modelos reais. Teoricamente pode-se estudar a resposta forçada de um sistema estrutural sem levar em conta o amortecimento, mas em termos práticos isto não acontece.

O amortecimento está ligado à dissipação de energia do sistema durante a vibração. As energias mecânicas do sistema, cinéticas ou potenciais, são transformadas em outras formas de energia, como calor, por exemplo. Este mecanismo de transformação de energia é bastante complexo e não totalmente entendido (MOURELLE, 1993).

O que se faz usualmente é assumir que a força de amortecimento é proporcional à magnitude da velocidade. Este amortecimento é chamado viscoso ou estrutural.

Em estruturas *offshore* que apresentam grandes deslocamentos, como linhas, em geral, o amortecimento devido ao fluido torna-se de grande importância. No modelo utilizado para consideração de cargas hidrodinâmicas, este efeito aparece no cálculo da força de arraste, que é proporcional ao quadrado da velocidade relativa fluido-estrutura. Este tipo de amortecimento provoca um efeito tão pronunciado que é comum se desprezar o efeito do amortecimento interno da estrutura neste tipo de análise (MOURELLE, 1993).

O amortecimento que pode ser observado numa estrutura é resultante de uma série de mecanismos que levam à perda de energia. O que se faz é estabelecer as propriedades de amortecimento de uma estrutura por comparação com o amortecimento observado em estruturas semelhantes, ou através de medições em modelos experimentais. A nível de projeto de plataformas fixas, existem valores que são usualmente assumidos e que até constam de recomendações ou normas (da ordem de 2 a 4%) (MOURELLE, 1993).

As estruturas, em geral, são governadas por amortecimentos sub-críticos, ou seja, menores que o crítico, ver Figura IV.4. Os valores adotados para amortecimento estrutural chegam no máximo a 5% do crítico, relativos à modos de vibração que efetivamente contribuem para a resposta dinâmica.

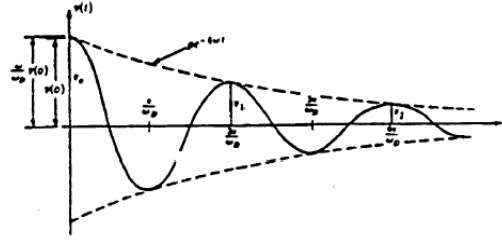


FIGURA IV.4 – Decremento logarítimo.

A forma usual de consideração do amortecimento estrutural é através do modelo de Rayleigh.

$$\vec{C} = \alpha \vec{M} + \beta \vec{K} \quad (\text{An. 4.21})$$

A matriz \vec{C} é montada como uma combinação linear das matrizes de massa \vec{M} e de rigidez \vec{K} . Este modelo tem a limitação de que podem ser representados percentuais de amortecimento crítico relativos apenas a dois modos de vibração da estrutura. Sendo assim, assumem-se taxas de amortecimento crítico, ξ_1 e ξ_2 , relativas à duas frequências naturais ω_1 e ω_2 da estrutura.

Os valores de α e β são expressos segundo as equações apresentadas abaixo:

$$\alpha = \frac{2\omega_1\omega_2(\xi_1\omega_2 - \xi_2\omega_1)}{(\omega_2^2 - \omega_1^2)} \quad (\text{An. 4.22})$$

$$\beta = \frac{2(\xi_2\omega_2 - \xi_1\omega_1)}{(\omega_2^2 - \omega_1^2)}$$

As curvas da Figura IV.5 relacionam fatores de amortecimento e frequências, correspondentes ao modelo de Rayleigh. O termo proporcional à rigidez é representado pela reta partindo da origem. O termo proporcional à massa fornece a curva exponencial que tende a zero na medida em que aumenta o valor da frequência.

Quando são especificados valores não nulos para as constantes α e β , a curva de amortecimento resultante corresponde à soma das outras duas, e também se encontra representada na figura.

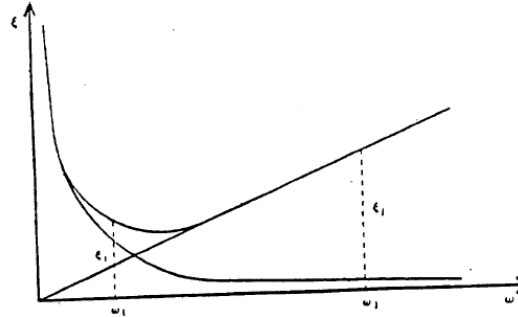


FIGURA IV.5 – Representação dos termos constituintes do amortecimento.

Dados os valores de α e β , o valor do amortecimento relativo a uma frequência qualquer ω_i será dada pela expressão:

$$\xi_i = \frac{1}{2} \left(\frac{\alpha}{\omega_i} + \beta \omega_i \right) \quad (\text{An. 4.23})$$

Em análise de *risers*, o amortecimento estrutural é geralmente desconhecido. O amortecimento do fluido é bastante significativo, podendo ser da ordem de 10% do amortecimento crítico. O amortecimento estrutural pode ser empregado como uma forma de limitar ou até eliminar a resposta dinâmica para frequências muito altas ou muito baixas, que não sejam importantes para a resposta global do sistema e que prejudicam o bom condicionamento do algoritmo de integração das equações dinâmicas (MOURELLE, 1993).

O modelo de Rayleigh é empregado estabelecendo-se frequências de corte, ou limites de frequências entre as quais se realiza a resposta dinâmica da estrutura.

Na Figura IV.5, acima, pode-se observar que para frequências muito abaixo de ω_i e frequências muito acima de ω_i o amortecimento vai se tornando cada vez maior, de forma irreal inclusive. Dessa forma, o que ocorre é que o modelo funciona como um filtro de frequências que estejam fora do intervalo selecionado. A utilização deste modelo com este objetivo tem sido criticada por alguns autores (MOURELLE, 1993).

IV.2 – CONDIÇÕES DE CONTORNO

IV.2.1 – CONDIÇÕES DE CONTORNO NO TOPO

Um dos fatores importantes na análise de *risers* são os movimentos impostos ao topo do *riser* pela embarcação a qual estão conectados. Para a realização de uma análise desacoplada de *risers* é necessária a definição dos movimentos a serem impostos ao *riser* pela embarcação (SOUZA, 1998).

A interação entre as ondas do mar e a embarcação resulta em forças que podem ser separadas em três categorias (API, 1993):

- Forças de primeira ordem que oscilam na frequência das ondas, induzindo movimentos de primeira ordem que são também conhecidos como movimentos de alta frequência ou movimentos na frequência das ondas;
- Forças de segunda ordem com frequências abaixo da frequência das ondas, induzindo movimentos de segunda ordem, também denominados movimentos de baixa frequência;
- Componente permanente das forças de segunda ordem conhecidas como forças de deriva lenta média das ondas. Uma forma gráfica da representação dos movimentos citados é apresentada na Figura IV.6.

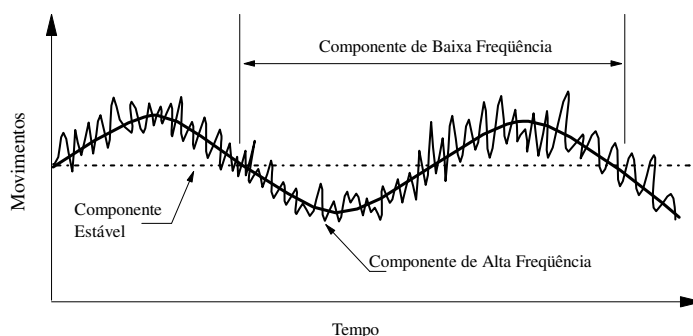


FIGURA IV.6 – Componentes de forças de onda.

Os deslocamentos totais a serem considerados nas análises de *risers* incluem os movimentos em regime permanente e os movimentos oscilatórios. Os movimentos citados são obtidos a partir de análises de verificação do sistema de amarração para estruturas flutuantes ancoradas, ou em análises de verificação de esforços nos tendões para o caso de estruturas do tipo TLP.

Os movimentos da embarcação na frequência das ondas podem ser obtidos de ensaios em modelos reduzidos para ondas regulares ou aleatórias, ou por análises computacionais usando técnicas no domínio do tempo ou da frequência.

A técnica no domínio da frequência, geralmente mais utilizada, envolve a determinação inicial do operador de amplitude de resposta (RAO) varrendo a faixa de frequência das ondas. Um espectro de resposta da embarcação pode então ser obtido pela integração dos RAOs com o espectro de mar atuante.

Os movimentos na frequência das ondas ocorrem em seis graus de liberdade: *surge*, *sway*, *heave*, *roll*, *pitch* e *yaw*, tendo-se usado a terminologia inglesa por ser a mais difundida no âmbito dos projetos *offshore*. A representação gráfica de tais movimentos está apresentada na Figura IV.7. Estes movimentos, em geral, são considerados independentes da rigidez do sistema de amarração da embarcação (SOUZA, 1998).

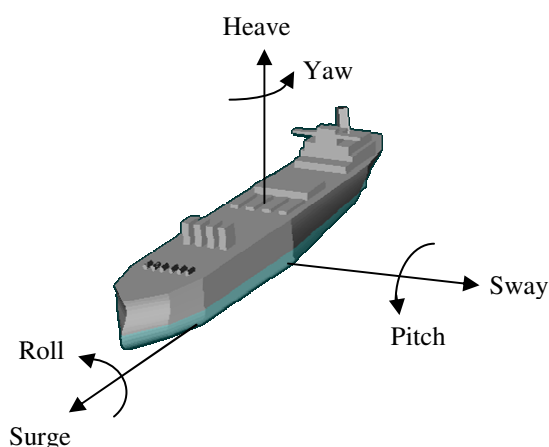


FIGURA IV.7 – Representação dos graus de liberdade de um sistema flutuante.

As forças que induzem os movimentos de baixa frequência seguem uma lei quadrática, onde, no caso de mar regular são proporcionais ao quadrado da altura da

onda. No entanto, em mar aleatório, os movimentos de baixa frequência devidos às forças de segunda ordem, não crescem tão rápidos com a altura de onda como as forças, tendo em vista que a resistência ao movimento da embarcação, devido aos efeitos viscosos de arraste e os períodos da onda também aumentarem com o tempo (SOUZA, 1998).

Apesar das forças geradoras dos movimentos de segunda ordem serem bastante inferiores às de primeira ordem das ondas, tais forças podem apresentar frequências muito próximas da frequência natural de uma embarcação ancorada. Neste caso, o movimento horizontal pode ser significativamente pronunciado devido às forças oscilatórias de deriva.

Uma outra condição de contorno importante no topo dos *risers* é o elemento de conexão com a embarcação. Nas análises extremas de *risers* flexíveis o efeito da rigidez do conector é geralmente desprezado e as análises são realizadas com a extremidade superior considerada como rotulada. Já para *risers* rígidos a rigidez da ligação de topo é de extrema importância na determinação dos esforços próximos a esta região. Em geral para estes casos é utilizada uma *flex joint*, permitindo ao *riser* articular no topo com uma resistência à flexão bastante reduzida. A modelagem da junta pode ser feita como um elemento fictício com rigidezes equivalentes às da *flex joint*, ou diretamente por mola que define as rigidezes nos seis graus de liberdade. Tal junta pode ser modelada nos programas computacionais para análises de *risers*, como, o ANFLEX e o ALFREQ.

IV.2.2 – CONDIÇÕES DE CONTORNO NO FUNDO

As condições de contorno no fundo podem variar em função do tipo de *riser* a ser analisado. Os *risers* verticais de produção e perfuração, por exemplo, estarão conectados diretamente à cabeça de poço ou a uma estrutura independente instalada para fazer a ligação horizontal às linhas de produção. Nestes casos, a rigidez do sistema de cabeça de poço ou da estrutura de ligação deve ser modelada da melhor forma possível de modo a fornecer esforços mais realistas na coluna de *riser* (ROVERI *et al.*, 1995 *apud* SOUZA, 1998).

Para o caso de *risers* de produção com configurações em catenária, nas quais a catenária se apóia sobre o fundo do mar, este oferece uma reação vertical ao peso do *riser*, resultando ainda em reações laterais e axiais de atrito, aos movimentos laterais e axiais respectivamente. Tendo em vista que os movimentos impostos ao topo do *riser* são transmitidos à região em que o *riser* toca o fundo sob a forma de deslocamentos transversais e verticais, os valores de coeficientes de reação vertical e os coeficientes de atrito do solo com o material do *riser* são de grande importância na obtenção de uma resposta correta do sistema. Tais parâmetros são em geral obtidos a partir de amostragem do solo superficial do leito marinho e posterior realização de ensaios para determinação e características de resistência utilizadas para o cálculo dos coeficientes desejados.

O contato variável com o fundo é uma importante fonte de não linearidade e se associa diretamente ao valor da reação vertical no topo. Na medida em que a posição do ponto de contato varia, um comprimento maior ou menor da linha estará pendurado na plataforma.

Os elementos finitos empregados não incorporam em suas formulações a consideração do contato com o fundo. A solução encontrada foi de se empregarem molas não lineares na direção vertical associadas tanto aos nós que inicialmente estão em contato com o fundo, como também àqueles que podem vir a ter contato ao longo da análise (estimativa) (MOURELLE, 2001).

Quando se emprega a opção de modelagem de fundo, qualquer nó que apresente cota *Z* abaixo da linha do piso marinho receberá a ação de uma mola bi-linear. Para aplicações usuais este procedimento é satisfatório. Em outras palavras, quando o nó apresenta um deslocamento no sentido positivo, de afastamento do fundo, este entra num trecho de rigidezes e reações nulas, já para deslocamentos negativos, existe uma rigidez calculada de tal forma que se admite um certo recalque em função do peso próprio dos elementos.

A consideração do solo marítimo no programa ANFLEX é basicamente efetuada considerando a existência de molas não lineares, seja para representar o apoio oferecido, ou para representar a atuação do fenômeno da fricção. No caso do apoio, associaram-se

molares de comportamento bilinear e para o caso da fricção molas elasto-plásticas em um modelo histerético.

As molas geradas pela interface admitem um recalque de 2cm. Isto é feito, pois o emprego de valores muito altos de rigidez pode conduzir a problemas numéricos. Vale alertar, no entanto, que não raro a reação do solo tem um papel determinante na resposta do *riser*, e, portanto, o valor de rigidez a ser empregado deve ser calculado de forma criteriosa e como função das características do solo na locação (MOURELLE, 2001). A Figura IV.8 representa a curva força deslocamento bilinear utilizada para representar o solo.

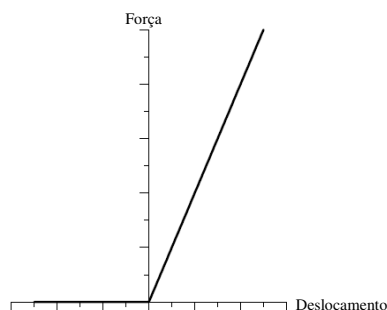


FIGURA IV.8 – Curva força deslocamento bilinear usada.

Para representar o fenômeno da fricção foi idealizado um modelo de mola elasto-plástica envolvendo pequenas deformações e grandes deslocamentos. A fricção de um *riser* com o solo é evidentemente não linear sendo seu comportamento do tipo histerético, conforme pode ser visto na Figura IV.9, abaixo. Como consequência a adoção desta formulação temos a introdução de um amortecimento histerético no modelo numérico quando da análise dinâmica.

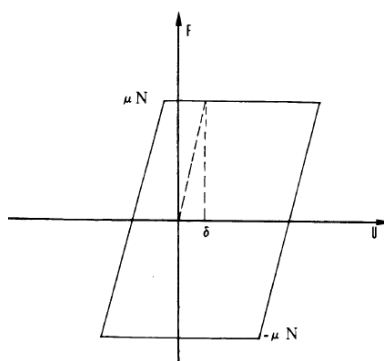


FIGURA IV.9 – Curva força deslocamento para representar o efeito de fricção.

Na figura acima temos que N representa a força normal de reação do solo, μ o coeficiente de atrito, F a força de atrito, U o deslocamento e δ o deslocamento a partir do qual é mobilizada toda a força de atrito.

ANEXO V

VARIÁVEIS E PROCESSOS ALEATÓRIOS

V.1 – ANÁLISE ESTATÍSTICA DOS PROCESSOS

V.1.1 – ANÁLISE DETERMINÍSTICA E ANÁLISE ALEATÓRIA

O conceito de processo determinístico se aprofunda em oposição ao conceito de processo estocástico. Suponha-se que se registrem várias vezes – e sempre sobre as mesmas condições – as vibrações de um dado equipamento, obtendo-se um conjunto de registros que se denomina por processo. Suponha-se, ainda, que estes registros obtidos (realizações desse processo) são idênticos, quer sejam regulares ou irregulares. Pode-se, então, dizer que esse processo é determinístico (portanto não estocástico), já que as características de uma próxima realização desse processo são, em princípio, conhecidas (AZEVEDO, 1996).

Um sinal determinístico é um sinal no qual o seu comportamento é fixo e pode ser determinado por uma expressão matemática ou uma tabela. Por esta razão, estes

sinais são relativamente fáceis de serem analisados, podendo-se, então, assumir considerações sobre o seu comportamento passado e futuro.

Um exemplo de um processo determinístico é um conjunto de movimentos de um mesmo pêndulo em que as condições iniciais (posição e velocidade) sejam inequivocamente conhecidas. Nessas condições, é possível deduzir uma expressão matemática que traduza, inequivocamente, o movimento do pêndulo para cada vez que o mesmo seja colocado em movimento.

No entanto, se os registros efetuados (cada uma das realizações do processo) diferirem entre si, ainda que as condições sejam idênticas, então o processo diz-se estocástico ou de natureza aleatória. As diferenças encontradas de registro para registro derivam, neste caso, de variabilidades naturais e não podem ser controladas pelo observador.

Assim, um sinal aleatório, randômico ou estocástico possui muitas incertezas relativas ao seu comportamento. A palavra estocástica, normalmente sinônima de conjectural, ou de natureza aleatória, provém do grego *stokhastikos*, que significa “habilidoso no objetivo”. Posteriormente, a palavra passou a ter o significado de conjectura ou de tentativa de obtenção de um resultado, tendo sido finalmente adotada para descrever um fenômeno aleatório (AZEVEDO, 1996). Sinais aleatórios não podem ser caracterizados por uma simples equação matemática e seus valores futuros não podem ser preditos com exatidão. Para analisar seu comportamento, devem-se utilizar métodos probabilísticos e estatísticos.

O conceito de imprevisibilidade está, portanto, associado à noção de processos estocásticos, em relação aos quais se pode dizer que a sua previsibilidade é puramente estatística. Estes processos só podem, portanto, ser descritos através da sua probabilidade de ocorrência, ainda que sejam função de uma variável determinística. Essa variável é usualmente o tempo, mas pode também ser qualquer outra.

Na realidade, poderíamos afirmar que de um ponto de vista formal, não existem fenômenos estritamente determinísticos. Mesmo em relação ao exemplo do movimento pendular poderá conjecturar-se que as condições de fixação do pêndulo não são

estáveis, que o movimento do ar circundante e o conseqüente atrito não serão constantes ao longo do tempo, que as condições iniciais do movimento não são exatamente as mesmas e são, elas próprias, aleatórias.

Deve-se, portanto, entender que todos os fenômenos têm, por natureza, características aleatórias, embora, em alguns casos, se possa com suficiente aproximação admitir que sejam simulados e estudados assumindo que possuem um caráter determinístico – que é, em grande parte, o caso parte dos fenômenos que são estudados em engenharia.

V.1.1.1 – ESTACIONARIDADE E ERGODICIDADE

Os processos estacionários são aqueles em que as propriedades estatísticas não variam com o tempo. Os processos não estacionários são caracterizados por terem as suas propriedades estatísticas variando com o tempo e por suas propriedades estatísticas conjuntas em dois instantes diferentes serem função desses mesmos instantes e não da sua diferença temporal.

A classe de processos estocásticos estacionários é caracterizada pelo fato de as suas propriedades estatísticas serem invariantes relativamente a qualquer translação no tempo. Também as propriedades estatísticas conjuntas para dois instantes diferentes não são uma função desses instantes, mas, sim, da diferença temporal. Este fato permite que as propriedades estatísticas de processos estacionários sejam muito mais fáceis de determinar do que as de um processo não estacionário.

No caso apresentado na Figura V.1, abaixo, a estacionaridade pode ser visualmente observada pelo fato do conjunto de valores ter simultaneamente a média e a envoltória constantes ao longo do tempo (AZEVEDO, 1996). Dada a natureza do sinal, pode-se, portanto, dizer que as características estatísticas são independentes do tempo e partindo do princípio que todas as realizações terão idênticas características, o processo pode ser considerado estacionário.

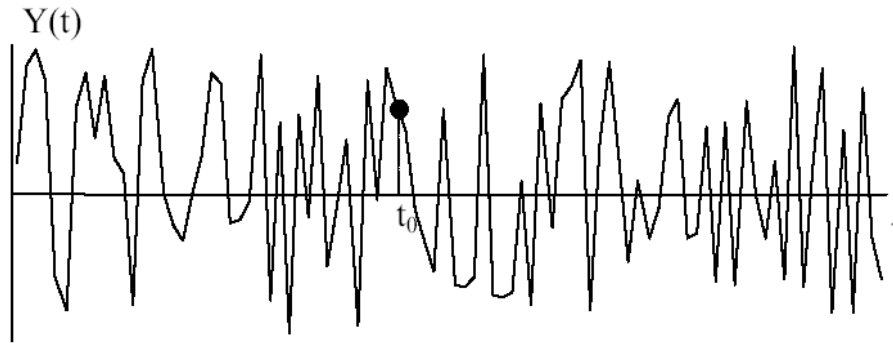


FIGURA V.1 – Realização de um processo estocástico estacionário.

A Figura V.2 é constituída por uma série de realizações $y_i(t)$, todas elas semelhantes à exibida na Figura V.1.

O processo pode ser interpretado como um processo bidimensional, ou seja, como um processo $y(i, t)$.

Se por um lado, fixarmos um dado $i = i'$, então a função $y(t)$ para $i = i'$ é chamada uma realização do processo e os valores que assume podem ser definidos através de uma função densidade de probabilidade.

Já para um dado valor de $t = t'$, $y(i, t')$ é uma função do espaço de realizações i , ou seja, $y(i)$ para $t = t'$ é uma variável aleatória unidimensional definida através de uma função densidade de probabilidade (por exemplo, o conjunto de valores indicado para t igual a t_1 ou t_2 na Figura V.2).

Uma subclasse dos processos estacionários são os processos ergódicos. Estes processos são caracterizados pelo fato de as propriedades estatísticas de qualquer uma das realizações desse processo serem iguais. Daqui, resulta que as médias temporais de todas as realizações são iguais às médias de qualquer uma das realizações.

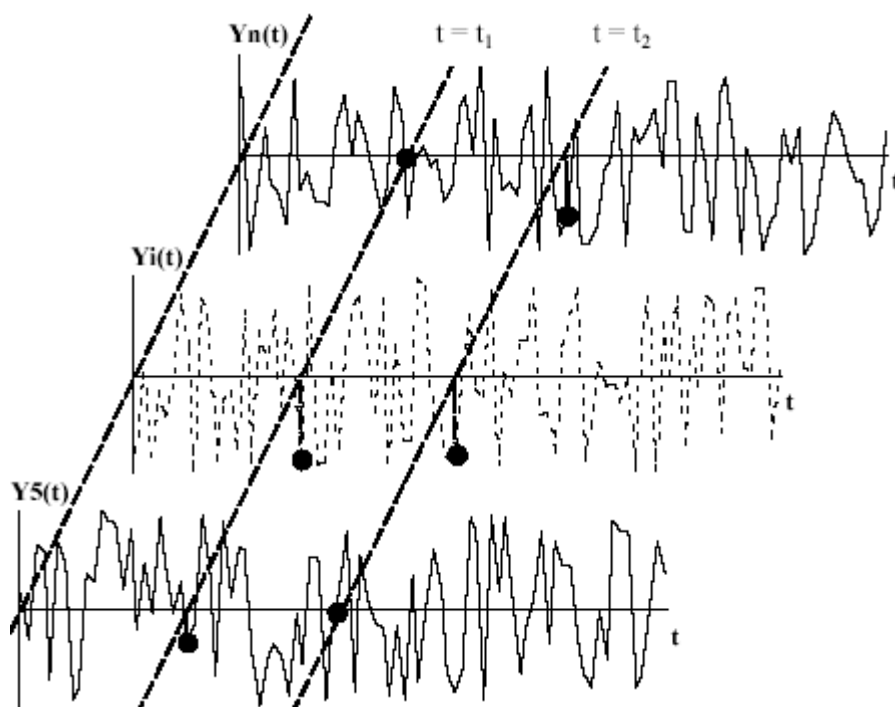


FIGURA V.2 – Múltiplas realizações de um processo estocástico estacionário.

No caso da Figura V.2, o processo é dito ergódico, já que cada um dos sinais $x_i(t)$ (realizações do processo estocástico estacionário) tem um valor médio que, dadas as características das realizações, é o mesmo para todos os sinais. A estatística de um conjunto de valores é igual, quer a amostragem seja efetuada numa só realização para todos os valores de t , quer o seja para um dado valor t' para todas as realizações.

Pode-se concluir que um processo ergódico é necessariamente um processo estacionário, sendo que o inverso não é verdadeiro. Tal verifica-se porque, se num instante genérico (na Figura V.2 para t igual à t_1 ou t_2), a média dos valores registrados para cada realização for igual à média dos valores registrados ao longo do tempo para cada uma das realizações, então, a estatística de cada uma das realizações não é dependente do tempo.

A grande vantagem de lidar com processos ergódicos é a de bastar uma realização do processo para poder inferir propriedades estatísticas sobre todo o processo.

V.1.2 – PARÂMETROS ESTÁTÍSTICOS E DISTRIBUIÇÕES DE PROBABILIDADES

Abaixo se encontram as definições de alguns parâmetros que deverão ser usados nas análises.

V.1.2.1 – FUNÇÃO DENSIDADE DE PROBABILIDADE

Sendo X uma variável aleatória (realização de um processo aleatório), a sua função densidade de probabilidades $f_X(x)$ é definida de acordo com a equação An. 5.1 e a Figura V.3.

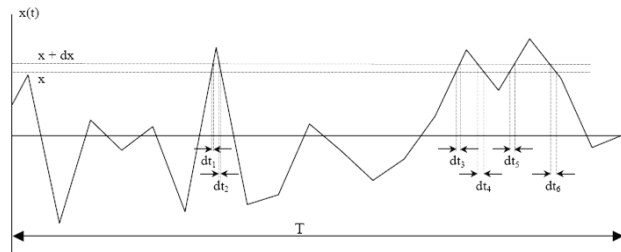


FIGURA V.3 – Avaliação da função densidade de probabilidade de um processo.

$$P(x \leq X \leq x + \frac{dx}{2}) = \frac{\sum dt_i}{T} = f_X(x)dx \quad (\text{An 5.1})$$

Quando a distribuição dada pela equação An. 5.1 se ajusta a uma distribuição Normal, o processo é chamado de processo aleatório Gaussiano. Um processo Gaussiano é um dos poucos casos em que é possível obter a solução analítica para a estatística de extremos (BAZÁN, 2005).

A função densidade de probabilidades pode ser utilizada para avaliar a probabilidade da variável aleatória X assumir valores entre a e b da seguinte forma.

$$P(a \leq X \leq b) = \int_a^b f_X(x)dx \quad (\text{An 5.2})$$

As condições que devem ser atendidas para que uma função possa ser considerada uma função densidade de probabilidades podem ser obtidas em SAGRILO *et al.*, (2004).

V.1.2.2 – FUNÇÃO CUMULATIVA DE PROBABILIDADE

A função cumulativa de probabilidades $F_X(x)$ de X significa a probabilidade da variável X assumir valores menores ou iguais a x e é definida da seguinte forma:

$$F_X(a) = \int_{-\infty}^a f_X(x) dx \quad (\text{An 5.3})$$

A função cumulativa também deve satisfazer a algumas condições – maiores informações podem ser obtidas em SAGRILO *et al.*, (2004).

As representações gráficas das funções densidade de probabilidade e cumulativa de probabilidades encontram-se na Figura V.4 abaixo.

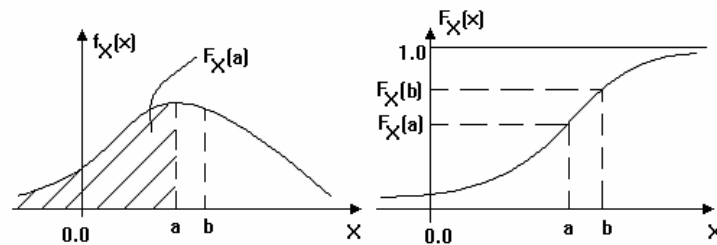


FIGURA V.4 – Funções densidade e cumulativa de probabilidades.

V.1.2.3 – VALORES CARACTERÍSTICOS DE UMA VARIÁVEL ALEATÓRIA

O valor médio, ou a média, ou valor esperado, ou o primeiro momento de $f_X(x)$ de uma variável aleatória X é definido como:

$$E(X) = \mu_X = \int_{-\infty}^{+\infty} x \cdot f_X(x) dx \quad (\text{An 5.4})$$

O valor médio quadrático é definido da seguinte forma:

$$E(X^2) = \int_{-\infty}^{+\infty} x^2 \cdot f_X(x) dx \quad (\text{An 5.5})$$

A variância, também chamada de momento de segunda ordem, mede a dispersão dos valores da variável em torno da média e é definida como:

$$\text{Var}(X) = \int_{-\infty}^{+\infty} (x - \mu_X)^2 \cdot f_X(x) dx = E(X^2) - \mu_X^2 \quad (\text{An 5.6})$$

O desvio padrão de X é definido como a raiz quadrada da variância:

$$\sigma_X = \sqrt{\text{Var}(X)} \quad (\text{An 5.7})$$

Outro parâmetro de interesse em nossas análises é a moda, que corresponde ao valor mais provável da variável aleatória, ou seja, é aquele para o qual o valor da função densidade de probabilidades é máximo. Este parâmetro será utilizado na determinação do máximo extremo mais provável.

V.1.2.4 – DISTRIBUIÇÕES DE PROBABILIDADES

Várias funções matemáticas podem representar uma função distribuição de probabilidades, elas somente necessitam respeitar algumas condições – informações, consultar SAGRILO *et al.*, (2004). Na literatura, existem várias funções que atendem aos requisitos de uma função de distribuição de probabilidades e que podem ser utilizadas na prática da engenharia. Abaixo estão citadas algumas destas funções que são de nosso interesse prático:

- Distribuição normal ou Gaussiana;
- Distribuição de Rice;

- Distribuição de Rayleigh;
- Tipo I ou Gumbel;
- Tipo III ou Weibull.

Grande parte dos fenômenos físicos pode ser considerado fenômenos lineares, estacionários, ergódicos e Gaussianos sendo o comportamento Gaussiano assegurado pelo Teorema do Limite Central.

Dessa forma, um processo aleatório terá sua distribuição de probabilidade aproximadamente Gaussiana se seus registros forem gerados pela superposição de um grande número de fontes aleatórias estatisticamente independentes (TORRES, 1984).

Para estados de mar de curta duração, considerando a Teoria Linear de Airy, a elevação da superfície do mar $\eta(t)$ em relação ao nível das águas tranquilas, para uma dada localização no oceano, pode ser considerada um processo aleatório estacionário, ergódico, Gaussiano com média zero, gerado pela contribuição de um número infinito de ondas harmônicas de amplitude infinitesimal (DANTAS, 2000). Sendo representado, então, pela função densidade de probabilidade de Gauss, mostrada abaixo.

$$f_X(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_X} e^{\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{x-\mu_X}{\sigma_X}\right)^2\right]} \quad (\text{An 5.8})$$

Esta distribuição possui como parâmetros somente a média e o desvio padrão. Sua função cumulativa de probabilidades só pode ser avaliada por meio de integração numérica ou através de tabelas disponíveis em livros de probabilidade e estatística e é dada por (BAZÁN, 2005):

$$F_X(x) = \int_{-\infty}^x f_X(x) dx \quad (\text{An 5.9})$$

Substituindo as variáveis nas distribuições de Gauss, obtemos as funções densidade e cumulativa de probabilidade das elevações do mar:

$$f_{\eta}(\eta) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_{\eta}} e^{-\left(\frac{\eta^2}{2\sigma_{\eta}^2}\right)} \quad (\text{An 5.10})$$

$$F_{\eta}(\eta) = \int_{-\infty}^{\eta} f_{\eta}(\eta) d\eta \quad (\text{An 5.11})$$

Sendo σ_{η} o seu desvio padrão.

Assumindo-se as características gaussianas e de estacionaridade do sinal de elevações, observa-se que ele satisfaz às condições de existência da série de Fourier e possui, portanto, a seguinte característica:

$$\sigma_{\eta}^2 = \int_0^{\infty} S_{\eta\eta}(\omega) d\omega = \sum_{n=1}^N \frac{A_n^2}{2} \quad (\text{An 5.12})$$

com $S_{\eta\eta}(\omega)$ sendo conhecido como o auto-espectro de elevações que é uma representação no domínio da frequência dos coeficientes de Fourier da série (CHAKRABARTI, 1987 *apud* DANTAS, 2000), ver Capítulo III.

A relação entre a distribuição de probabilidade da resposta de um sistema linear em função da distribuição de probabilidade da solicitação é difícil de ser determinada, exceto para o caso das solicitações cuja distribuição é Gaussiana. Isto demonstra que a resposta de um sistema linear é Gaussiana se a solicitação também o for (TORRES, 1984).

Uma variável X segue a chamada distribuição de probabilidades de Weibull de dois parâmetros se a sua FDP – função densidade de probabilidade – for da seguinte forma:

$$f_X(x) = \frac{x^{\lambda_w - 1}}{(\alpha_w)^{\lambda_w}} \lambda_w e^{-\left(\frac{x}{\alpha_w}\right)^{\lambda_w}} \quad (\text{An 5.13})$$

Os parâmetros desta distribuição são α_w e λ_w , conhecidos como parâmetros de escala e de forma respectivamente. A FCP – função cumulativa de probabilidades – da distribuição de Weibull é dada pela seguinte expressão:

$$F_X(x) = 1 - e^{-\left(\frac{x}{\alpha_w}\right)^{\lambda_w}} \quad (\text{An 5.14})$$

A média μ_x e o desvio padrão σ_x desta distribuição, em função dos seus parâmetros α_w e λ_w , são dados por:

$$\mu_x = \alpha_w \Gamma\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right) \quad (\text{An 5.15})$$

$$\sigma_x = \alpha_w \sqrt{\Gamma\left(1 + \frac{2}{\lambda_w}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)} \quad (\text{An 5.16})$$

onde $\Gamma(\cdot)$ é a função gama definida por:

$$\Gamma(x) = \int_0^{\infty} t^{x-1} e^{-t} dt \quad (\text{An 5.17})$$

sendo x um número real diferente de zero e de qualquer inteiro negativo.

Deve-se observar que, no caso de λ_w ser igual a 1, a distribuição de Weibull transforma-se na distribuição exponencial, enquanto que no caso de λ_w ser igual a 2, ela se transforma na distribuição de Rayleigh. Em outras palavras, as distribuições de Rayleigh e exponencial constituem-se em casos particulares da distribuição de Weibull (BAZÁN, 2005).

V.1.2.5 – PARÂMETROS ESTATÍSTICOS DA AMOSTRA

A partir da existência de uma amostra coletada da variável aleatória X (que representa o fenômeno de interesse), igual a $x = (x_1, x_2, \dots, x_m)$, podem ser definidos os valores característicos da amostra. A média da amostra é dada por:

$$\bar{X} = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m x_i \quad (\text{An 5.18})$$

A variância da amostra é dada por:

$$s_x^2 = \frac{1}{m-1} \sum_{i=1}^m (x_i - \bar{X})^2 \quad (\text{An 5.19})$$

O desvio padrão é definido por:

$$s_x = \sqrt{\text{variância}} = \sqrt{s_x^2} \quad (\text{An 5.20})$$

Estes valores são representativos da amostra em questão e, portanto, podem não representar a população total da variável X , exceto no caso em que a amostra seja suficientemente grande.

V.1.2.6 – PARÂMETROS ESTATÍSTICOS DAS DISTRIBUIÇÕES TEÓRICAS

Os parâmetros definidos nas equações An. 5.18 a An. 5.20 são apenas uma aproximação dos parâmetros reais da variável aleatória X . Porém na prática, é necessário estimar de alguma forma os parâmetros estatísticos da variável aleatória de interesse, o que pode ser feito de várias maneiras. Duas destas maneiras são o método dos momentos e o método da regressão linear. Será descrito no próximo item como funciona o método dos momentos.

V.1.2.6.1 – MÉTODO DOS MOMENTOS

Neste método, assume-se que os momentos da amostra, valores característicos, da variável aleatória são iguais aos da sua população.

De posse dos valores característicos da amostra pode-se calcular os parâmetros das distribuições de probabilidades, ou seja, devem-se igualar os momentos da distribuição de probabilidades aos momentos obtidos da amostra.

Por exemplo, para uma variável aleatória X com distribuição normal, têm-se:

$$E(X) = \mu_x \approx \bar{X} \quad (\text{An 5.21})$$

$$\text{Var}(X) = \sigma_x^2 \approx s_x^2 \quad (\text{An 5.22})$$

V.1.2.7 – DISTRIBUIÇÕES DE PROBABILIDADES DE VALORES EXTREMOS

Em engenharia de estruturas, na grande maioria dos casos, estamos interessados no cálculo dos valores extremos de uma determinada variável aleatória, sejam eles mínimos ou máximos. Surgiu, então, a chamada estatística de extremos, ou estatística de ordem, que, a partir da função de distribuição de probabilidades de uma variável aleatória X , permite calcular a distribuição de valores extremos da mesma.

Segundo a distribuição teórica de extremos, as funções que representam as distribuições de valores extremos máximos e mínimos são dadas por:

$$F_{x_e}(x_e) = [F_X(x_e)]^N \quad (\text{máximos}) \quad (\text{An 5.23})$$

$$F_{x_e}(x_e) = [1 - F_X(x_e)]^N \quad (\text{mínimos}) \quad (\text{An 5.24})$$

onde $F_X(x_e)$ é a função distribuição cumulativa de probabilidades da variável aleatória X , chamada de distribuição parente ou inicial, x_e corresponde ao valor extremo e N

refere ao número de amostras da variável X coletadas durante um determinado período de tempo. As correspondentes funções densidades de probabilidades são obtidas de suas derivadas de acordo com as equações abaixo:

$$f_{X_e}(x_e) = \frac{dF_{X_e}(x_e)}{dx_e} = N[F_X(x_e)]^{N-1} f_X(x_e) \quad (\text{máximos}) \quad (\text{An 5.25})$$

$$f_{X_e}(x_e) = \frac{F_{X_e}(x_e)}{dx_e} = N[1 - F_X(x_e)]^{N-1} f_X(x_e) \quad (\text{mínimos}) \quad (\text{An 5.26})$$

Consultar SAGRILO, 2000 e BAZÁN, 2005 para maiores informações.

V.1.2.7.1 – DISTRIBUIÇÕES ASSINTÓTICAS DE VALORES EXTREMOS

Através de várias pesquisas no passado, estatísticos observaram que as distribuições de extremos tendem a distribuições assintóticas quando N tende a infinito. Foi também observado que a forma de distribuição assintótica depende basicamente do comportamento das extremidades de interesse (máximos ou mínimos) da distribuição parente da variável investigada (SAGRILO *et al.*, 2004).

A distribuição exata de valor máximo extremo convergirá assintoticamente a uma, de três formas assintóticas limite quando N tende a infinito, dependendo do comportamento da cauda da distribuição inicial (ANG *et al.*, 1984 *apud* BAZÁN, 2005). As formas limite são comumente classificadas como formas assintóticas Tipo I ou Gumbel, Tipo II ou Frechet e Tipo III ou Weibull.

A forma assintótica Tipo I provém de distribuições iniciais com cauda exponencialmente decrescente (ANG *et al.*, 1984 *apud* BAZÁN, 2005). A distribuição de Weibull, assim como a distribuição Normal, é um exemplo de distribuição inicial com cauda exponencialmente decrescente.

Se o processo aleatório original é representado por uma série temporal Gaussiana, então a distribuição dos máximos (ou picos) dessa série temporal,

identificados genericamente na Figura V.5, é caracterizada pela chamada distribuição de Rice (GRAN, 1992). A distribuição dos máximos também pode ser representada por uma distribuição de Rayleigh, que corresponde a um caso específico da distribuição de Rice, quando se trata de um processo de banda estreita.

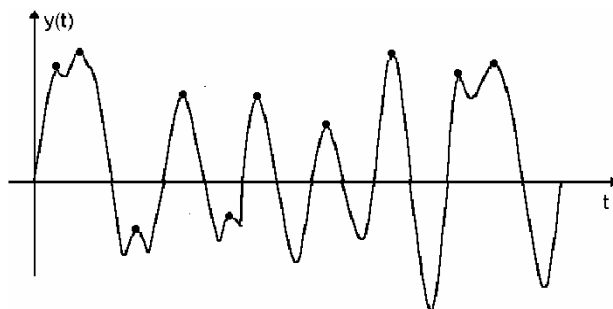


FIGURA V.5 – Identificação dos picos ou máximos de um processo aleatório.

Assumindo-se independência estatística entre os picos, pode-se demonstrar que a distribuição de probabilidades do pico máximo extremo para um tempo T (por exemplo, 3 horas) é uma do Tipo I para qualquer processo aleatório Gaussiano, independentemente da largura de banda (GRAN, 1992).

Quando o processo aleatório em questão não é Gaussiano, não conhecemos a distribuição dos picos da série temporal que representa o processo e conseqüentemente também desconhecemos a distribuição do pico máximo extremo. Uma maneira de vencer esta dificuldade na prática é identificar os picos de uma dada realização do processo e ajustar uma distribuição de probabilidades aos mesmos. Depois disto, assume-se independência estatística entre os picos e aplica-se a Estatística de Ordem para obter a sua respectiva distribuição do valor extremo.

A função cumulativa de Weibull comumente é utilizada como modelo para máximos (picos) de séries temporais encontradas em análises de estruturas *offshore* (BAZÁN, 2005), esta pode ser vista na equação An. 5.14. Os parâmetros da distribuição de Weibull podem ser obtidos segundo as equações An. 5.15 e An. 5.16.

No desenvolvimento de nossas análises, será utilizado o procedimento de ajuste conhecido como Weibull-*tail*, empregado como modelo para os máximos de séries temporais não-Gaussianas comumente encontradas na análise de estruturas *offshore*. O

procedimento de ajuste *Weibull-tail* da maior ênfase ao trecho final da função de distribuição, por ser a região da curva onde se encontram os valores extremos. No modelo *Weibull-tail* a distribuição de Weibull é usada como modelo matemático para os máximos de uma série temporal (ZURITA, 1999). Em consequência, a distribuição do pico máximo extremo pode ser modelada pela distribuição assintótica Tipo I conforme descrito abaixo.

A partir da distribuição parente, ou inicial, de picos de Weibull se ajusta a função cumulativa de probabilidades, dada por uma distribuição do Tipo I (Gumbel), para os valores máximos extremos. O correspondente valor médio e desvio padrão do valor máximo extremo de N realizações de uma variável aleatória com a distribuição de Weibull como distribuição inicial são dados pelas equações abaixo.

$$\mu_{X_e} = u_N + \frac{0,57722}{\alpha_N} \quad (\text{An 5.27})$$

$$\sigma_{X_e} = \frac{\pi}{\alpha_N \sqrt{6}} \quad (\text{An 5.28})$$

Os parâmetros u_N e α_N da distribuição Tipo I, para o valor máximo extremo de N realizações independentes, de uma variável aleatória com distribuição de Weibull de parâmetros α_w e λ_w , podem ser também obtidos como:

$$u_N = \alpha_w [\ln(N)]^{\frac{1}{\lambda_w}} \quad (\text{An 5.29})$$

$$\alpha_N = \frac{\lambda_w}{\alpha_w} [\ln(N)]^{\frac{\lambda_w - 1}{\lambda_w}} \quad (\text{An 5.30})$$

Assim, o correspondente valor médio e desvio padrão do valor máximo extremo de N realizações de uma variável aleatória com a distribuição de Weibull como distribuição inicial são dados, de acordo com as equações An. 5.27 e An. 5.28, por:

$$\mu_{X_e}^w = \alpha_w \left\{ [\ln(N)]^{\frac{1}{\lambda_w}} + \frac{0,57722}{\lambda_w} [\ln(N)]^{\frac{1-\lambda_w}{\lambda_w}} \right\} \quad (\text{An 5.31})$$

$$\sigma_{X_e} = \frac{\pi}{\sqrt{6}} \frac{\alpha_w}{\lambda_w} [\ln(N)]^{\frac{1-\lambda_w}{\lambda_w}} \quad (\text{An 5.32})$$

De posse destes resultados, pode-se calcular a função cumulativa de probabilidades dos máximos extremos, dada por:

$$F_{X_e}(x_e) = e^{-e^{[-\alpha_N(x_e - \mu_N)]}} \quad (\text{An 5.33})$$

A boa qualidade desta aproximação depende do tipo de distribuição inicial e do número de máximos individuais, N .