



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
E INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS

LUCAS GOES BATISTA

**ANÁLISE DE COMPORTAMENTO DINÂMICO
DEVIDO AO *HEAVE* EM SISTEMAS DE
REVESTIMENTO E *RISER* DE PERFURAÇÃO**

CAMPINAS
2016

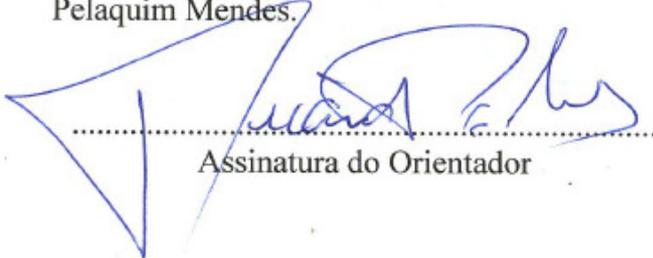
LUCAS GOES BATISTA

**ANÁLISE DE COMPORTAMENTO DINÂMICO
DEVIDO AO *HEAVE* EM SISTEMAS DE
REVESTIMENTO E *RISER* DE PERFURAÇÃO**

Dissertação de Mestrado apresentada à Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências da Universidade Estadual de Campinas como parte dos requisitos exigidos para obtenção do título de Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo, na área de Exploração.

Orientador: Prof. Dr. José Ricardo Pelaquim Mendes

Este exemplar corresponde à versão final da Dissertação defendida pelo aluno Lucas Goes Batista, e orientada pelo Prof. Dr. José Ricardo Pelaquim Mendes.



Assinatura do Orientador

CAMPINAS
2016

Agência(s) de fomento e nº(s) de processo(s): Não se aplica.

Ficha catalográfica
Universidade Estadual de Campinas
Biblioteca da Área de Engenharia e Arquitetura
Luciana Pietrosanto Milla - CRB 8/8129

B32a Batista, Lucas Goes, 1986-
Análise de comportamento dinâmico devido ao *heave* em sistemas de revestimento e *riser* de perfuração / Lucas Goes Batista. – Campinas, SP : [s.n.], 2016.

Orientador: José Ricardo Pelaquim Mendes.
Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências.

1. Estruturas marítimas - Dinâmica. 2. Poços de petróleo. 3. Engenharia de petróleo. 4. Revestimentos. I. Mendes, José Ricardo Pelaquim, 1971-. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Informações para Biblioteca Digital

Título em outro idioma: Dynamic behavior analysis due to *heave* in casing and drilling *riser* systems

Palavras-chave em inglês:

Maritime structures - Dynamics

Petroleum wells

Petroleum engineering

Casing

Área de concentração: Exploração

Titulação: Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo

Banca examinadora:

José Ricardo Pelaquim Mendes [Orientador]

Celso Kazuyuki Morooka

Isamu Ikeda Junior

Data de defesa: 11-07-2016

Programa de Pós-Graduação: Ciências e Engenharia de Petróleo

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA E
INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

**ANÁLISE DE COMPORTAMENTO DINÂMICO
DEVIDO AO *HEAVE* EM SISTEMAS DE
REVESTIMENTO E *RISER* DE PERFURAÇÃO**

Autor: Lucas Goes Batista

Orientador: José Ricardo Pelaquim Mendes

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:

**Prof. Dr. José Ricardo Pelaquim Mendes, Presidente
DE/FEM/UNICAMP**

**Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka
DE/FEM/UNICAMP**

**Prof. Dr. Isamu Ikeda Junior
PETROBRAS/BA**

A Ata da defesa com as respectivas assinaturas dos membros encontra-se no processo de vida acadêmica do aluno.

Campinas, 11 de julho de 2016.

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho à minha família; pais, irmãos, esposa e filhos, por serem os que ajudam a nortear a minha vida e os que me trouxeram até aqui.

AGRADECIMENTOS

Este trabalho somente foi possível com a ajuda e suporte de diversas pessoas, às quais expressei meus sinceros agradecimentos.

À minha esposa, Liliane, pelo amor, incentivo e motivação diários desprendidos e pelo suporte e apoio neste e em todos os nossos projetos nos últimos 11 anos. Ao meu filho, Leonardo, que tornou este período longe de casa mais leve e descontraído, e à minha filha, Clara, ainda por chegar, mas já emana felicidade para todos nós.

Aos meus pais, os quais ao longo da minha vida forjaram o meu caráter e personalidade e sempre me ensinaram o valor da educação, do conhecimento, da dedicação e da disciplina. Ao meu pai, Antônio Ubirajara, pelas longas conversas nas quais, por meio de exemplos de história e da vida, me ensinou os valores. À minha mãe, Maria Luiza, por estar sempre presente e me mostrar que dedicação e disciplina nos leva ao objetivo pretendido e por me ensinar a ser perseverante. E à minha segunda mãe, Helena, por ajudar a me cuidar desde que tenho consciência de mim.

Ao meu irmão, Uirassu, que fazia questão de me ensinar antecipadamente assuntos que aprenderia na escola e instigar minha curiosidade pelo novo e pelo avanço do conhecimento. Ao meu irmão, Igor, por sempre desafiar o meu potencial, nas mais diversas áreas e mostrar que podemos mais. E à minha irmã, Carolina, por ser a prova viva de que oportunidade, esforço e estudo podem mudar o rumo de uma vida.

Ao meu orientador, Dr. José Ricardo P. Mendes, pela confiança e paciência, pelos ensinamentos e direcionamentos sobre o projeto e sobre pesquisa, e por estar sempre disponível para aconselhar.

Ao Dr. Kazuo Miura, por compartilhar seu vasto saber e experiência técnica nas mais diversas áreas, por me apresentar a este tema, incentivar, guiar e dar o suporte necessário para o avanço do trabalho.

À Petrobras, por investir no aperfeiçoamento técnico dos seus empregados.

Aos gerentes Matheus Pedrassa e Luiz Carlos Veiga, por patrocinarem, incentivarem e viabilizarem a liberação integral para este mestrado. Aos colegas da UP, especialmente da Engenharia de Poços, pela excelência do trabalho em equipe que forneceram muitas das bases de conhecimento necessárias para este trabalho.

Aos colegas da Petrobras que contribuíram em distintas fases para a realização deste trabalho: Isamu Ikeda, Cristiano Agostini, André Bueno, Diogo Paes e Hugo Santos.

Aos colegas da pós-graduação em Ciência e Engenharia de Petróleo, pela amizade e companheirismo, em especial aos colegas Roberto Barragan e Marcelo Jaculli, pelas frutíferas discussões técnicas sobre o tema.

Aos professores e funcionários da pós-graduação, pela receptividade e por estarem sempre dispostos a ajudar, em especial ao Prof. Euclides Bonet e ao Prof. Sérgio Iatchuk; e a Alice Kiyoka, Giselle Palermo e Michelle Fulaneto.

RESUMO

Com o desafio de construir poços mais extensos em lâminas d'água cada vez mais profundas, torna-se mais difícil dimensionar, fabricar e instalar sistemas de elementos tubulares que suportem os carregamentos a que essas condições os submetem. Além das cargas estáticas, as quais os projetistas estão acostumados a dimensionar, existem as cargas dinâmicas propagadas nesses sistemas devido ao movimento da sonda, causado pelas ondas, correntezas e ventos. E, apesar de ter havido alguns casos de falha, cuja causa provável atribui-se a esforços dinâmicos, a maioria dos projetos de sistemas de elementos tubulares não leva em conta essas cargas. Por esses motivos, o objetivo deste trabalho é verificar se o comportamento dinâmico axial de sistemas de elementos tubulares gerado pelo *heave* da embarcação pode comprometer a integridade desses sistemas. Para esse fim, propõe-se um modelo analítico e analisa-se esse comportamento em operações que envolvem sistemas de revestimento e de *riser* de perfuração utilizados na construção de poços em águas profundas. Por meio desse modelo, as forças dinâmicas geradas por esses movimentos são obtidas e comparadas com a resistência dos tubos dos sistemas estudados. E, por fim, propõe-se um procedimento para se determinar os limites operacionais, de modo a se preservar a integridade dos elementos tubulares.

Apesar de utilizar algumas equações e modelagem já utilizadas na literatura, a modelagem da condição de contorno na sapata e a aplicação de modelo analítico para análise do comportamento dinâmico axial de revestimento são originais deste trabalho.

Palavras Chave: Comportamento Dinâmico; Revestimento; *Riser* de Perfuração; Construção de Poços; Engenharia de Petróleo; Dimensionamento.

ABSTRACT

Well construction in increasingly water depths makes harder to design, manufacture and install tubular systems to support loads imposed on them. In addition to the static loads, that designers are accustomed, dynamic loads are present in surface casing due to rig movement caused by waves, currents and wind. In recent history, there are some cases of unexpected break off or disconnection at the top while running surface casing. Although there were some cases of failure, which probable cause is attributed to the dynamic loads, most of tubular systems projects do not take into account these charges. For these reasons, the aim of this study is to verify if tubular axial dynamic behavior generated by the vessel heave may compromise the integrity of these systems. For this reasons, an analytical model is proposed, and this behavior is analyzed in operations involving casing and drilling risers systems used in well construction in deep waters. Through this model the dynamic forces generated by these movements are obtained and compared with the tubular's resistance of systems studied. Finally, it proposes a procedure to determines the operational limits, in order to preserve the tubular's physical integrity.

Although it uses some equations and modeling already published, the modeling of the boundary condition on the float shoe and the application of a analytical model to analyze the casing axial dynamic behavior are original.

Key words: Dynamic Behavior; Casing; Drilling *Riser*; Well Construction; Petroleum Engineering; Design.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 3.1 - Esquemático de um sistema de <i>riser</i> de perfuração marítimo típico (Adaptado de <i>Petroleum Engineering Hand Book</i> , 2006)	35
Figura 3.2 – Diferentes tipos de revestimento em um poço (Adaptado de Rahman & Chilingarian, 1995).....	37
Figura 3.3 - Tubos de revestimento (Fonte: Chongsheng, 2015).....	38
Figura 3.4 - Conexão de revestimento (Fonte: Tenaris Hydril, 2012)	38
Figura 3.5 - Sapata flutuante (Fonte: Halliburton, 2006).....	39
Figura 3.6 - Suspensor de revestimento (Fonte: Drill-Quip, 2011).....	39
Figura 3.7 - Superposição de inúmeras ondas regulares senoidais resulta em um mar irregular (Fonte: Pierson et al., 1955).....	42
Figura 3.8 - Definição do movimento da embarcação em seis graus de liberdade	43
Figura 4.1 – Configuração e coordenada dos sistemas.....	45
Figura 4.2 –Configuração do sistema de <i>riser</i> de perfuração.....	47
Figura 4.3 – Configuração da descida apenas do revestimento.....	50
Figura 4.4 - Configuração da descida de revestimento combinado.....	51
Figura 4.5 - Configuração do sistema de revestimento e coluna de assentamento	54
Figura 4.6 - <i>RAO Heave</i> de um navio petroleiro parado (Adaptado de Journée e Massie, 2001).....	58
Figura 4.7 - Definição de densidade espectral.....	59
Figura 4.8 –Variação do coeficiente de inércia em chapas (Keulegan e Carpenter, 1958).....	62
Figura 4.9 – Estudo do balanço de forças de um elemento tubular pendurado em uma sonda	63
Figura 4.10 - Idealização matemática de um sistema de elementos tubulares com segmentos com diferentes características	68
Figura 5.1 - <i>RAO</i> do <i>heave</i> da sonda <i>Glomar Challenger</i> (Adaptado de Peterson, 1984).....	73
Figura 5.2 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para <i>riser</i> de 3000 m	78
Figura 5.3 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para revestimento puro de 1500 m	78

Figura 5.4 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final da coluna de assentamento de 1500 m no sistema de revestimento e coluna de assentamento de 3000 m	79
Figura 5.5 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final do revestimento de 1500 m no sistema de revestimento e coluna de assentamento de 3000 m....	79
Figura 5.6 - Comportamento da amplitude do deslocamento ao longo de todo o comprimento para <i>riser</i> de 3000 m	80
Figura 5.7 - Comportamento da amplitude do deslocamento ao longo de todo o comprimento para revestimento de 1500 m.....	80
Figura 5.8 - Comportamento da amplitude do deslocamento ao longo de todo o comprimento para sistema de coluna de assentamento e revestimento de 3000 m	81
Figura 5.9 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final do revestimento de 1500 m no sistema de revestimento e coluna de assentamento de 3000 m – Enfase na primeira frequência natural	83
Figura 5.10 - Comportamento da fase da extremidade final do revestimento de 1500 m no sistema de revestimento e coluna de assentamento de 3000 m – Enfase na primeira frequência natural	84
Figura 5.11 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para <i>risers</i> de 1000, 1500, 2000, 2500 e 3000 m - Focando no primeiro período de ressonância	87
Figura 5.12 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para <i>risers</i> de 1000, 1500, 2000, 2500 e 3000 m - Focando no período mínimo de mar registrado.....	87
Figura 5.13 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para revestimentos de 500 e 1000 m - Focando no primeiro período de ressonância.....	88
Figura 5.14 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para revestimentos de 1500, 2000, 2500 e 3000 m - Focando no primeiro período de ressonância	88
Figura 5.15 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para revestimentos de 500, 1000, 1500, 2000, 2500 e 3000 m - Focando no período mínimo de mar registrado	89
Figura 5.16 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para sistemas de revestimento e coluna de assentamento de 1000, 1500, 2000, 2500 e 3000 m - Focando no primeiro período de ressonância	89

Figura 5.17 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para sistemas de revestimento e coluna de assentamento de 1000, 1500, 2000, 2500 e 3000 m - Focando no período mínimo de mar registrado.....	90
Figura 5.18 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para <i>riser</i> com comprimento de 3000 m e espessuras de 0,500, 0,875, 1,500, e 2,000 in - Focando no primeiro período de ressonância.....	94
Figura 5.19 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para revestimento com comprimento de 1500 m e espessuras de 0,625, 0,750, 0,812, e 1,000 in - Focando no primeiro período de ressonância.....	95
Figura 5.20 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para revestimento com comprimento de 1500 m e espessuras de 0,625, 0,750, 0,812, e 1,000 in - Focando no período mínimo de mar registrado.....	95
Figura 5.21 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final na coluna de assentamento para sistema de 3000 m e espessuras de revestimento de 0,625, 0,750, 0,812, e 1,000 in - Focando no período mínimo de mar registrado.....	96
Figura 5.22 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final no revestimento para sistema de 3000 m e espessuras de revestimento de 0,625, 0,750, 0,812, e 1,000 in - Focando no período mínimo de mar registrado.....	96
Figura 5.23 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para <i>riser</i> com comprimento de 3000 m e diversos valores de massa pendurada - Focando no primeiro período de ressonância.....	99
Figura 5.24 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para <i>riser</i> com comprimento de 3000 m e diversos valores de massa pendurada - Focando no período mínimo de mar registrado.....	100
Figura 5.25 - Valores de <i>heave</i> ao longo do intervalo de 12:30:01 às 13:00:00 para <i>riser</i> a 2100 m de profundidade.....	106
Figura 5.26 - Valores de carga no gancho ao longo do intervalo de 12:30:01 às 13:00:00 para <i>riser</i> a 2100 m de profundidade.....	106
Figura 5.27 - Valores de <i>heave</i> ao longo do tempo de registro para a descida de revestimento a 909 m de profundidade.....	109
Figura 5.28 - Valores de carga no gancho ao longo do tempo de registro para a descida de revestimento a 909 m de profundidade.....	110
Figura 5.29 - Mapa de operação para sistema de <i>riser</i> de perfuração de 2500 m.....	114

Figura 5.30 - Mapa de operação para sistema de <i>riser</i> de perfuração de 3000 m.....	114
Figura 5.31 - Mapa de operação para sistema de revestimento e coluna de assentamento de 2500 m com revestimento de 1500 m.....	115
Figura 5.32 - Mapa de operação para sistema de revestimento e coluna de assentamento de 3000 m com revestimento de 1500 m.....	115

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 - Critérios de projeto recomendados na <i>API RP 16Q</i> (2010)	49
Tabela 5.1 - Dados de entrada relativos ao movimento da embarcação.....	73
Tabela 5.2 - Dados de entrada para simulação de sistemas de <i>riser</i>	74
Tabela 5.3 - Valores adotados para cálculo do comprimento do segmento de <i>riser</i> com flutuadores	75
Tabela 5.4 - Dados do conjunto <i>LMRP</i> e <i>BOP</i>	75
Tabela 5.5 - Dados de entrada para simulação de sistemas de revestimento puro	76
Tabela 5.6 - Dados da coluna de assentamento - <i>Drill Pipe</i>	76
Tabela 5.7 - Frequências naturais e amplitude do deslocamento da extremidade final para <i>riser</i> de 3000 m.....	81
Tabela 5.8 - Frequências naturais e amplitude do deslocamento da extremidade final para revestimento de 1500 m	81
Tabela 5.9 - Frequência natural e amplitude do deslocamento da extremidade final para sistema de 3000 m com coluna de assentamento e revestimento	82
Tabela 5.10 - Amplitude do deslocamento da extremidade final para a primeira frequência natural em diversos comprimentos de <i>riser</i>	90
Tabela 5.11 - Amplitude do deslocamento da extremidade final máxima no intervalo de período registrado em bacia do Atlântico sul em diversos comprimentos de <i>riser</i>	90
Tabela 5.12 - Amplitude do deslocamento da extremidade final para primeira frequência natural em diversos comprimentos de revestimento.....	91
Tabela 5.13 - Amplitude do deslocamento da extremidade final máxima no intervalo de período registrado em bacia do Atlântico sul em diversos comprimentos de revestimento	91
Tabela 5.14 - Amplitude do deslocamento da extremidade final para sistemas de revestimento e coluna de assentamento de diversos comprimentos	91
Tabela 5.15 - Amplitude do deslocamento da extremidade final máxima no intervalo de período registrado em bacia do Atlântico sul em diversos comprimentos de sistemas de revestimento e coluna de assentamento.....	91
Tabela 5.16 - Amplitude do deslocamento da extremidade final para a primeira frequência natural para o <i>riser</i> de 3000 m em diversas espessuras.....	97
Tabela 5.17 - Amplitude do deslocamento da extremidade final para primeira frequência natural para o revestimento de 1500 m em diversas espessuras.....	97

Tabela 5.18 - Amplitude do deslocamento da extremidade final máxima no intervalo de período registrado em bacia do Atlântico sul em revestimento com comprimentos de 1500 m e espessuras de 0,625, 0,750, 0,812, e 1,000 in.....	97
Tabela 5.19 - Amplitude do deslocamento da extremidade final para sistema de revestimento e coluna de assentamento de 3000 m na primeira frequência natural em diversas espessuras de revestimento	97
Tabela 5.20 - Amplitude do deslocamento da extremidade final para primeira frequência natural para o <i>riser</i> de 3000 m em diversos valores de massa pendurada.....	99
Tabela 5.21 - Amplitude do deslocamento da extremidade final máxima no intervalo de período registrado em bacia do Atlântico sul em <i>risers</i> com comprimentos de 1000, 2000 e 3000 m e diversos valores de massa pendurada	99
Tabela 5.22 - Amplitude da força dinâmica máxima para <i>risers</i> de 1000, 2000 e 3000 m em pares de amplitude e período de <i>heave</i> registrados em bacia do Atlântico sul	103
Tabela 5.23 - Amplitude da força dinâmica máxima para revestimentos de 500, 1500 e 3000 m em pares de amplitude e período de <i>heave</i> registrados em bacia do Atlântico sul	104
Tabela 5.24 - Amplitude da força dinâmica máxima para sistemas de 1000, 2000 e 3000 m em pares de amplitude e período de <i>heave</i> registrados em bacia do Atlântico sul.....	104
Tabela 5.25 - Resultados para o intervalo de 12:30:01 às 13:00:00.....	107
Tabela 5.26 - Resultados para o intervalo de 13:00:01 às 13:30:00.....	107
Tabela 5.27 - Resultados para o intervalo de 13:30:01 às 14:00:00.....	108
Tabela 5.28 - Resultados para o intervalo de 14:00:01 às 14:30:00.....	108
Tabela 5.29 - Resultados para o intervalo de 14:30:01 às 15:00:00.....	108
Tabela 5.30 - Dados de entrada de <i>heave</i> medido após tratamento estatístico.....	110
Tabela 5.31 - Dados de carga dinâmica no gancho medidos após tratamento estatístico	110
Tabela 5.32 - Dados de entrada do revestimento descido durante as medições.....	111

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

<i>API</i>	- <i>American Petroleum Institute</i>
<i>BAP</i>	- <i>Base Adaptadora de Produção</i>
<i>BOP</i>	- <i>Blowout Preventer</i>
<i>BSEE</i>	- <i>Bureau of Safety and Enviromental Enforcement</i>
<i>ISSC</i>	- <i>International Ship Structures Congress</i>
<i>ITTC</i>	- <i>International Towing Tank Conference</i>
<i>JONSWAP</i>	- <i>Joint North Sea Wave Project</i>
<i>LMRP</i>	- <i>Lower Marine Riser Package</i>
<i>MMS</i>	- <i>Minerals Management Service</i>
<i>RAO</i>	- <i>Response Amplitude Operator</i>
<i>RP</i>	- <i>Recommended Practice</i>
<i>Spec.</i>	- <i>Specification</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

A	- Área da seção transversal do elemento tubular
A_i	- Área interna do <i>riser</i> somada à área interna das linhas auxiliares
A_P	- Área da seção transversal do corpo pendurado
A_S	- Área da seção transversal
A_{SDP}	- Área da seção transversal do <i>Drill Pipe</i>
A_{SR}	- Área da seção transversal das juntas de <i>riser</i>
A_{SC}	- Área da seção transversal do revestimento
B_n	- Força de empuxo devida aos flutuadores do <i>riser</i>
C	- Coeficiente de amortecimento estrutural
C_a	- Coeficiente de massa adicionada
C_D	- Coeficiente de arrasto
C_{DT}	- Coeficiente de arrasto normal
C_m	- Coeficiente inercial
D	- Diâmetro
D_{eDP}	- Diâmetro externo do <i>Drill Pipe</i>
D_{iDP}	- Diâmetro interno do <i>Drill Pipe</i>
D_{ieq}	- Diâmetro interno Equivalente
D_{iC}	- Diâmetro interno do revestimento
E	- Módulo de elasticidade do elemento tubular
E_{DP}	- Módulo de elasticidade do <i>Drill Pipe</i>
E_C	- Módulo de elasticidade do revestimento
F_D	- Força de arrasto
F_H	- Força hidrodinâmica
F_I	- Força inercial
H	- Altura de <i>heave</i> entre picos e vales subsequentes
H_m	- Altura da coluna de fluido de perfuração
H_w	- Altura da lâmina d'água
K_C	- Número de Keulegan-Carpenter
L	- Comprimento do sistema de elementos tubulares
M_P	- Massa do corpo pendurado
N	- Número de tensionadores

RAO_H	- <i>Response Amplitude Operator</i> do <i>Heave</i>
R_f	- Fator de eficiência do tensionador
R_{TDP}	- Resistência à tração do <i>Drill Pipes</i>
R_{TC}	- Resistência à tração do revestimento
T	- Período
T_D	- Força dinâmica
$T_{Dmáx}$	- Força dinâmica máxima
T_s	- Período significativo
$T_{máx}$	- Tração máxima
$T_{mín}$	- Tração mínima na extremidade superior do <i>riser</i>
$T_{SRmín}$	- Tração mínima no anel tensionador
U_0	- Deslocamento do <i>heave</i> da embarcação
U_{0a}	- Amplitude do <i>heave</i> da embarcação
$U_{0a1/3}$	- Amplitude significativa do <i>heave</i>
U_L	- Amplitude do deslocamento da extremidade inferior do sistema
V	- Volume
V_P	- Volume do corpo pendurado
W_S	- Peso aparente do <i>riser</i>
d_m	- Peso específico do fluido de perfuração
d_w	- Peso específico da água do mar
e	- Espessura
f_{bt}	- Fator de perda de fluabilidade
f_{wt}	- Fator de tolerância do <i>riser</i>
m	- Massa linear do elemento tubular
n	- Número de tensionadores com falha repentina
k_{DP}	- Rigidez do <i>Drill Pipe</i>
k_{eq}	- Rigidez equivalente
k_C	- Rigidez do revestimento
t	- Tempo
u	- Deslocamento em um ponto no sistema de elementos tubulares
v	- Velocidade
v_a	- Velocidade da oscilação
z	- Posição na coordenada axial

α	- Amortecimento devido à interação fluido e sistema
ζ	- Deslocamento de onda
ζ_a	- Amplitude de onda
ρ	- Densidade do fluido
$\sigma_{m\acute{a}x}$	- Tensão máxima
σ_{yDP}	- Tensão limite de escoamento do <i>Drill Pipe</i>
σ_{yC}	- Tensão limite de escoamento do revestimento
ω	- Frequência angular
ω_s	- Frequência angular significativa

SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO.....	22
1.1.	Objetivos.....	23
1.2.	Estrutura do Texto	23
2.	REVISÃO DA LITERATURA.....	25
2.1.	Ondas e Movimento da Embarcação	26
2.2.	Interação Corpo Fluido e Amortecimento Estrutural	28
2.3.	Vibrações Induzidas por <i>Heave</i> em Elementos Tubulares	30
3.	CONCEITOS BÁSICOS.....	33
3.1.	<i>Riser</i> de Perfuração	33
3.2.	Revestimento	36
3.3.	Instalação de <i>Riser</i> e Revestimento	39
3.4.	Ondas	41
3.5.	Movimento da Embarcação	43
4.	METODOLOGIA.....	45
4.1.	Descrição dos Problemas	45
4.1.1.	<i>Riser</i> de Perfuração.....	46
4.1.2.	Revestimento Puro.....	49
4.1.3.	Revestimento e Coluna de Assentamento	52
4.2.	Movimentação das Sondas.....	55
4.2.1.	Movimentação das Sondas Obtida por Dados de Mar	56
4.2.2.	Movimentação das Sondas Obtida por Dados de <i>Heave</i>	58
4.3.	Força Hidrodinâmica e Massa Adicionada.....	60
4.4.	Modelagem do Movimento dos Elementos Tubulares	62
5.	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	71
5.1.	Dados de Mar Coletados em Bacia do Atlântico Sul.....	72
5.2.	Dados Gerais dos Elementos Tubulares Utilizados nas Simulações	74
5.3.	Amplitudes dos Deslocamentos x Frequência de Excitação	76
5.4.	Testes de Sensibilidade	84
5.4.1.	Modificando o Comprimento	85
5.4.2.	Modificando a Espessura.....	92

5.4.3. Modificando a Massa Pendurada.....	98
5.5. Análise de Forças Dinâmicas.....	100
5.6. Comparação de Resultados com Dados Reais de Força Dinâmica	105
5.6.1. <i>Riser</i> de Perfuração.....	105
5.6.2. Revestimento Puro.....	109
5.6.3. Análise das Comparações.....	111
5.7. Mapa de Operação	112
6. CONCLUSÃO.....	116
REFERÊNCIAS	118
APÊNDICE A – Linearização do Termo do Arrasto	123
APÊNDICE B – Compatibilidade de Condições na Interseção de Segmentos.....	126

1. INTRODUÇÃO

Durante a construção de poços de petróleo, o uso de elementos tubulares que auxiliam nesse processo é uma constante que se repete em várias etapas. Esses elementos tubulares são utilizados para várias finalidades como: revestir o poço, auxiliar na descida de equipamentos, realizar a perfuração do poço, guiar a produção até a superfície. Todos estão submetidos a esforços durante os diversos momentos do seu uso e a ocorrência de falha em qualquer um desses equipamentos tem potencial para causar grande transtorno às empresas que os operam, desde vultosos prejuízos financeiros até perdas de vidas de trabalhadores. Então, todos os projetos relativos a tais equipamentos são elaborados para evitar a falha desses em qualquer hipótese.

Com o passar dos anos, as empresas, tanto operadoras quanto fabricantes, vêm investindo em novos modelos de dimensionamento e novos materiais. Isso aumenta a complexidade dos projetos e demanda maior estudo dos níveis de segurança para os quais são submetidos. Além disso, outros fatores podem induzir incertezas no desempenho dos elementos tubulares, como a variabilidade dimensional, a variabilidade de resistência dos materiais e a variabilidade das condições naturais. As normas utilizadas no projeto e dimensionamento dessas estruturas apresentam, em sua maioria, dimensionamento voltado para as cargas estáticas e desconsideram algumas importantes cargas dinâmicas.

As cargas dinâmicas se tornam importantes à medida que os projetos de poços *offshore* atingem profundidades cada vez maiores de lâmina d'água. Nesses projetos, são mais utilizadas as sondas de posicionamento dinâmico, as quais estão mais sujeitas aos movimentos causados por fatores ambientais. Nesse cenário, está aumentando o número de casos de falhas durante a operação com esses elementos tubulares, seja falha dos próprios tubos, de suas conexões ou da cunha que auxilia na sustentação desses.

A maioria dos trabalhos e pesquisas sobre cargas dinâmicas nesta área se encontram voltados para os movimentos laterais (*in-line*). Porém, com o aprofundamento da lâmina d'água e distanciamento da costa nos projetos tem-se observado problemas que indicam causas nos movimentos axiais (verticais) destes elementos tubulares. Por este motivo, este trabalho foca no estudo do comportamento dinâmico devido ao *heave* da embarcação.

1.1. Objetivos

O objetivo principal deste trabalho é verificar se o comportamento dinâmico axial de sistemas de elementos tubulares gerado pelo *heave* da embarcação pode comprometer a integridade desses sistemas. Para isso, um modelo analítico é proposto, o comportamento dinâmico devido ao *heave* dos elementos tubulares é analisado em operações que envolvem sistemas de revestimento e de *riser* de perfuração utilizados na construção de poços em águas profundas. Por meio desse modelo, as forças dinâmicas geradas por esses movimentos são obtidas e comparadas com a resistência dos tubos dos sistemas estudados.

1.2. Estrutura do Texto

A fim de cumprir essas etapas e concatenar esta dissertação em uma sequência que propicie o melhor entendimento do trabalho realizado, essa foi dividida em seis capítulos.

No capítulo dois é realizada a revisão da literatura e descrito o desenvolvimento dos temas envolvidos nesta dissertação ao longo dos anos. Esse capítulo busca também destacar as principais referências que servem de base de conhecimento para o desenvolvimento do modelo proposto.

O terceiro capítulo trata de conceitos básicos sobre *riser* de perfuração, revestimento e instalação de ambos sobre ondas e movimentos da embarcação, os quais são pré-requisitos para o completo entendimento do trabalho. Nesse capítulo referenciaram-se algumas bibliografias que podem ser exploradas para maior aprofundamento desses assuntos.

No capítulo quatro é apresentada a metodologia, a qual consiste na descrição de como o problema e os sistemas escolhidos serão tratados, delimitando suas premissas e abordagem. Define-se como serão obtidos e tratados os dados de entrada de ondas e *heave*. E, ao final, realiza-se o detalhamento de toda a modelagem analítica do movimento dinâmico e o equacionamento necessário.

O quinto capítulo apresenta os resultados das simulações e sua discussão para os sistemas propostos. Esse capítulo segue uma sequência lógica, na qual inicialmente são apresentados os dados de entrada. A seguir são realizadas simulações para verificar se o comportamento dos resultados do modelo é condizente com a teoria e com resultados de trabalhos anteriores. Posteriormente se analisa se as forças dinâmicas realmente podem comprometer a integridade de sistemas de elementos tubulares. E, por último, estabelece-se a relação do modelo proposto com a prática, por intermédio da comparação de dados calculados com dados reais medidos, e sugere-se um mapa operacional para ser utilizado durante as operações.

No sexto e último capítulo são apresentadas as conclusões do trabalho, discutindo-se a relevância e a aplicabilidade dos resultados obtidos.

2. REVISÃO DA LITERATURA

As cargas dinâmicas em elementos tubulares durante a construção de poços foram se tornando preocupação na indústria do petróleo à medida que a exploração foi se direcionando para regiões *offshore* de grande profundidade de lâmina d'água. Todos os elementos tubulares envolvidos na construção de poços – *risers* de perfuração, coluna de perfuração, revestimento, coluna de produção e coluna de assentamento de equipamentos – tornaram-se objetos de estudos devido às novas condições de instalação e trabalho que começavam a ser submetidos.

Existem alguns relatos de falhas de elementos tubulares, os quais, devido às suas características, poderiam ser atribuídos às cargas dinâmicas sofridas durante a operação. Muitos desses relatos não chegam ao conhecimento do público e são mantidos em relatórios internos das empresas operadoras. A maioria deles levanta a possibilidade de a causa das falhas ser devida a esforços dinâmicos, mas os resultados são inconclusivos por também sugerirem possibilidade de desgaste, falha na fabricação ou na manutenção de materiais.

A agência de controle e fiscalização ambiental e de segurança das operações de exploração *offshore*, *Bureau of Safety and Environmental Enforcement (BSEE)*, que pertence ao *Minerals Management Service (MMS)* do Departamento de Interior dos Estados Unidos, emitiu dois alertas de segurança que reproduzem conclusões similares: “*Safety Alert No. 213: Marine Riser Failure*” (2003) e “*Safety Alert No. 230: Equipment Failure on Deepwater Rig While Running Casing in Open Waters*” (2005), os quais concluem que possivelmente as falhas ocorreram devido às cargas dinâmicas presentes nos elementos tubulares.

No primeiro, em uma sonda com duas torres, o *riser* de perfuração estava conectado a um poço por meio de uma das torres, a aproximadamente 1800 m da lâmina d'água, enquanto na outra torre era preparada a descida de um revestimento em um poço adjacente. As juntas do *riser* se desconectaram a aproximadamente 800 m de profundidade, além de ter havido separação também do *riser* e do *lower marine riser package (LMRP)*. O relatório diz que o momento da quebra se deu durante um movimento ascendente de *heave*, porém não revela suspeita alguma sobre possíveis

causas, apenas sugere que essas serão investigadas. Não foram encontrados outros relatórios relativos a esse incidente.

O segundo alerta de segurança produziu relatório mais detalhado sobre a ocorrência. Em “*OCS Report: Investigation of Equipment Failure, Green Canyon Block 242, Well No. 1*” (2005), o MMS expõe como foi a operação que levou à falha do equipamento e quais as condições que a cercaram. Nesse caso, aproximadamente 935 m de revestimento de superfície – com *drill pipe* no seu interior para operação de cimentação – e mais 30 m de coluna de assentamento haviam sido descidos e, em dado momento, no qual o conjunto estava pendurado na mesa rotativa da sonda através da cunha. A cunha e a coluna desassentaram-se da mesa rotativa saltando cerca de 1 m para cima. O relatório define que a causa raiz não pode ser afirmada com segurança por não haver registros de indicadores de peso do sistema, porém, relaciona as condições ambientais e as cargas dinâmicas como causas prováveis, além de listar como desafios a modelagem e monitoramento dessas cargas para melhor entendimento dos problemas.

Um dos principais movimentos da embarcação, os quais geram cargas dinâmicas nesses elementos tubulares, é o *heave* gerado pelas ondas do mar. Alguns autores estudaram estas cargas dinâmicas induzidas pelo *heave* em diversos elementos tubulares.

Porém, para calcular essas cargas dinâmicas é preciso entender como modelar os elementos que as geram, as ondas e como o movimento dessas é transmitido para as embarcações. Além disso, a partir do formato e do movimento que os elementos tubulares fazem dentro da água, entender como se comporta o fluido ao redor desses elementos e modelar os parâmetros que geram as forças de contato entre o fluido e o corpo. É necessário também compreender como a própria estrutura dos elementos tubulares influencia as cargas às quais serão submetidos. E, a partir da junção destes conhecimentos, aplicá-los na resolução da equação de movimento do corpo.

2.1. Ondas e Movimento da Embarcação

Em Pierson *et al.* (1955), os autores iniciam um novo método de observação e de modelagem estatística das ondas do mar. Começou-se a modelar a onda do mar, a qual é

irregular, como a superposição de infinitas ondas regulares senoidais de variadas amplitudes, frequências e direções, em que a distribuição das características da onda formada é descrita por uma função gaussiana. A superposição dessas ondas regulares e seus parâmetros eram representados por um espectro, a partir do qual poderia se prever seu comportamento.

A modelagem do espectro de onda foi aprimorada para mares totalmente desenvolvidos em locais mais distantes da costa (Pierson e Moskowitz, 1963). Nesse trabalho, Pierson e Moskowitz chegam a uma equação que descreve o espectro de onda em função das frequências, conhecida como espectro de Pierson-Moskowitz.

Para descrever de forma mais eficaz as ondas de regiões próximas às costas, no trabalho de Hasselmann *et al.* (1973) fizeram-se ajustes no espectro de Pierson-Moskowitz a partir de observações e coletas de dados no Mar do Norte, o que gerou nova equação para representação do espectro de ondas também dependente da frequência, conhecida como espectro de *JONSWAP*.

Outros espectros são citados por Chakrabarti (1987) e Journée e Massie (2001), como o espectro de Bretschneider, os modelos do ISSC (*International Ship Structures Congress*) e do ITTC (*International Towing Tank Conference*). Nessas mesmas referências são descritos os métodos para se obter o movimento da embarcação por meio das funções de transferência, conhecidas como *Response Amplitude Operators (RAO's)*, a partir do movimento das ondas e seu espectro. Com esses conhecimentos, é possível modelar e obter o movimento na extremidade superior do elemento tubular que está fixo na embarcação.

Os espectros de Pierson-Moskowitz e *JONSWAP* são os mais utilizados em projetos no Brasil. Esses espectros teóricos que descrevem comportamentos de ondas irregulares são utilizados quando não se possuem os dados medidos de onda ou *heave*. No caso deste trabalho, são utilizados dois tipos de dados: os dados reais de onda coletados e tratados para o planejamento de operações de uma bacia típica do Atlântico sul e os dados de *heave* de sondas coletados durante operações de descida de elementos tubulares, ambos de origem confidencial.

Os primeiros dados estão tratados no formato de ondas regulares e apenas precisam ser transformados em *heave* da embarcação por intermédio das funções de transferência. Enquanto os dados de *heave* são dados brutos de oscilação irregular, os quais, para serem transformados em dados de oscilações regulares que podem ser

utilizados no modelo, passam por um tratamento estatístico, conforme proposto por Journée e Massie (2001). Esse tratamento estatístico é realizado a partir do espectro formado pelos próprios dados de *heave*, sem se utilizarem espectros teóricos mencionados anteriormente. Isso faz com que a aproximação para oscilação regular seja o mais fiel possível à realidade.

2.2. Interação Corpo Fluido e Amortecimento Estrutural

As interações entre os elementos tubulares em movimento e o fluido em que eles estão imersos são importantes para este estudo. A força de arrasto é uma das forças geradas por essas interações quando um corpo imerso em um fluido possui velocidade em relação a esse fluido.

Nesse caso, como se estudam apenas as cargas dinâmicas induzidas pelo movimento de *heave*, o movimento dos elementos tubulares ocorre apenas na direção axial (vertical). Por esse fato, existem duas interações com o fluido que geram a força de arrasto; a interação do fluido com as paredes internas e externas do elemento tubular, a qual propicia uma força de arrasto tangencial, e a interação do fluido com pontos de redução ou aumento de diâmetro da abertura ou externo do elemento tubular, a qual propicia uma força de arrasto normal.

Textos clássicos de mecânica dos fluidos tratam extensivamente do assunto (Pritchard, 2011) – força de arrasto tangencial e normal. Esse material apresenta equações consolidadas para o cálculo das forças de arrastos tangencial e normal, bem como diversos coeficientes de arrasto para as mais variadas formas geométricas.

Mais ligado à área marítima, Newman (1977) discorre sobre o assunto de corpos em movimento imersos no mar e as forças que nesse se apresentam, incluídas as forças de arrasto.

Trazendo-se para a realidade de movimentos axiais de elementos tubulares imersos no oceano, vários trabalhos demonstram como modelar a interação do fluido que gera força de arrasto normal na extremidade inferior do elemento tubular, a exemplo dos de Chung e Whitney (1981), Sparks *et al.*, (1982), Azpiazu e Nguyen, (1984) e Park *et al.*, (2010). Esses trabalhos retratam que a força de arrasto normal na

extremidade inferior do elemento tubular deve ser modelada na condição de contorno dessa extremidade por meio do balanço de forças.

Dessas referências, apenas Spark *et al.* (1982) tratam da modelagem de forças de arrasto normal quando há mudança de diâmetros e características dos elementos tubulares por intermédio da solução individual de cada elemento e posterior superposição pelo produto das soluções. Quanto ao arrasto tangencial exercido nas paredes internas e externas, apenas Park *et al.* (2010) inserem esse efeito na modelagem do movimento do elemento tubular induzido pelo *heave*. Chung e Whitney (1981) explicam que mudanças de diâmetro, as quais rapidamente voltam ao diâmetro original, como flanges de conexão entre juntas de *risers* e *tool joints* de *drill pipes*, podem ter seus efeitos de interação com fluidos desconsiderados.

As mesmas referências que tratam do arrasto normal na extremidade final do elemento tubular também incluem na equação de movimento do elemento o amortecimento estrutural. Todas tratam o amortecimento estrutural como uma constante, o que pode ser uma boa aproximação, mas desconsideram sua variação com a mudança da frequência de oscilação. Peterson (1984) mostra que a energia perdida por ciclo, devido ao amortecimento estrutural, depende da frequência da oscilação e também da constante elástica da estrutura, a qual, nesse caso, é função da área da seção transversal e do comprimento do elemento tubular.

Outro tipo de interação com o fluido que influencia na modelagem é quando o corpo está em movimento acelerado e alguma componente do fluxo atinge perpendicularmente esse corpo. Esse tipo de interação gera, além da força de arrasto normal, força hidrodinâmica de inércia. Essa componente de inércia da força hidrodinâmica é introduzida pela pressão instável gerada pela oscilação do fluxo e pela massa adicionada.

Morison *et al.* (1977) discorrem sobre o assunto e apresentam a equação de Morison, a qual define a força hidrodinâmica em fluxos oscilatórios e perpendiculares. Nessa equação está presente o coeficiente de inércia que acrescenta a influência da massa adicionada na força.

No presente trabalho, o acréscimo de massa adicionada se dá apenas na direção axial, nos pontos onde há aumento ou diminuição de diâmetros de aberturas ou diâmetro externo dos elementos tubulares. Por isso, a geometria na qual ocorre a interação que gera a massa adicionada tem uma forma bem peculiar e não foi apresentada em estudos

anteriores. Alguns dos autores que estudam o movimento dinâmico de elementos tubulares usados na construção de poços sequer mencionam a massa adicionada e os que a mencionam não informam o seu valor ou como foi calculada.

Por esse motivo, o autor buscou na literatura como obter os valores de massa adicionada de geometrias próximas das estudadas. Newman (1977) mostra que para geometrias circulares de duas dimensões, quando o movimento acelerado se dá na direção axial, a massa adicionada é igual a zero.

Muitos trabalhos, como os de Sarpkaya (1963), Sarpkaya (1974) e Vikestad *et al.* (2000), apresentam cálculos ou experimentos para obtenção da massa adicionada em cilindros, porém, em todos o movimento estudado é lateral e não axial. O cilindro também pode não representar muito bem os elementos tubulares em questão, considerando-se que os cilindros estudados foram sempre fechados e maciços.

No trabalho de Keulegan e Carpenter (1958), muito citado na área, encontrou-se a geometria mais próxima daquela que gera a massa adicionada nos elementos tubulares. Esse trabalho estuda o coeficiente de inércia e coeficientes de arrasto teórica e experimentalmente em cilindros no movimento lateral e experimentalmente em chapas no movimento axial – esse último se aproxima das geometrias em questão dos elementos tubulares. Diferentemente de Newman, Keulegan e Carpenter, antes dele, chegam a valores experimentais diferentes de zero para geometrias circulares de duas dimensões (chapas) em movimentos acelerados axiais oscilatórios. Além disso, chegam à conclusão de que a massa adicionada varia com a velocidade média, período, diâmetro e espessura da chapa. Essa foi a modelagem utilizada neste trabalho para determinar a massa adicionada.

2.3. Vibrações Induzidas por *Heave* em Elementos Tubulares

A princípio, os estudos de vibração em elementos tubulares usados em construção de poços eram restritos às colunas de perfuração, devido ao movimento rápido de descida e parada brusca, por não haver no início construção de poços com embarcações oscilando em profundidades de lâmina d'água que justificassem o estudo de vibrações

induzidas pelo *heave*. Porém, esses estudos das colunas de perfuração começam a dar o caminho que as modelagens deveriam seguir.

Os prováveis precursores no estudo de vibrações axiais em colunas de perfuração foram Bailey e Finnie (1960) e Vreeland (1961), cujos trabalhos estudam as vibrações axiais e torcionais das colunas de perfuração.

A partir das décadas de 70 e 80, quando começaram a se perfurar poços com mais de 500 m de lâmina d'água utilizando-se embarcações flutuantes, iniciaram-se os estudos de vibrações de elementos tubulares induzidas pelo *heave*. Os estudos pioneiros desse assunto não ocorreram na indústria de petróleo, mas na indústria da mineração, inicialmente com o trabalho de Chung (1976) e Chung e Whitney (1981). Esses trabalhos começaram a demonstrar a equação de movimento e sua solução, bem como deram início à modelagem das condições de contorno. Porém, ficaram restritos ao estudo do movimento, não calcularam esforços, e aos *risers* de mineração que possuem características únicas.

Sparks *et al.* (1982) trazem a modelagem da vibração induzida pelo *heave* para a indústria do petróleo, mais precisamente para *risers* de perfuração de poços. Nesse trabalho, além de trazerem mais uma contribuição importante, a modelagem de elementos tubulares com mais de um segmento com características diferentes, também chegaram ao cálculo da força na extremidade superior do elemento. Porém, Sparks *et al.* propõem, como única condição de contorno na interseção entre os segmentos com características diferentes, a igualdade entre o movimento de deslocamento na extremidade inferior do segmento logo acima e na extremidade superior do segmento logo abaixo, fazendo com que as forças internas nesses mesmos pontos sejam diferentes.

Niedzwecki e Thampi (1988) acrescentam à condição de contorno entre segmentos de características diferentes a igualdade entre as forças dinâmicas internas – causadas pela deformação do elemento tubular – na extremidade inferior do segmento logo acima e na extremidade superior do segmento logo abaixo, o que é mais adequado supor.

É importante ressaltar que a solução da equação de movimento nos trabalhos de Chung e Whitney (1981), de Sparks *et al.* (1982) e Niedzwecki e Thampi (1988) foi elaborada analiticamente com a linearização de apenas um termo referente à força de arrasto. Trabalhos seguiram posteriormente estudando o mesmo comportamento axial

em diferentes elementos tubulares, muitos baseados nessas soluções, outros abordando a solução numérica, os quais terminam por se diferenciarem na abordagem dos estudos e variações nas condições de contorno.

Podem ser citados como estudos de *risers* de perfuração os trabalhos de Wang (1983), Azpiazu e Nguyen (1984), Trim (1991) e Morooka *et al.* (2005) e, na área de coluna de perfuração, Peterson (1984). Fazem-se presentes na área de instalação de revestimentos com colunas de assentamento (*drill pipe*), a qual também é escopo deste trabalho, os estudos de Everage *et al.* (2004) e Zheng *et al.*. As diferenças entre esses dois estudos e o presente trabalho estão na abordagem da modelagem, no fato dos autores dos primeiros considerarem o revestimento totalmente aberto em sua extremidade final, o que não ocorre na prática. Além disso, nesta dissertação são estudadas as descidas do revestimento com e sem coluna de assentamento. Outra diferença reside no fato de a modelagem desta dissertação ser analítica enquanto a dos trabalhos citados é numérica.

Recentemente, o trabalho de Batista *et al.* (2016) mostra resultados da modelagem analítica do comportamento dinâmico devido ao *heave* de sistemas de revestimento com e sem coluna de assentamento. Esse trabalho é proveniente de modelagem, simulações e testes preliminares que serviram de base inicial para esta dissertação.

A área de vibrações em elementos tubulares, apesar de ser tema que abrange diferentes áreas e diferentes abordagens de análise, a equação de onda deduzida por D'Alembert, em 1746, é a base da raiz desse problema. E, a partir dela, cada trabalho direciona sua análise para as mais diversas possibilidades, seja por meio de detalhes diferentes nas condições de contorno, estudo de parâmetros específicos, diferentes análises de sensibilidade; o leque de caminhos possíveis é muito vasto.

3. CONCEITOS BÁSICOS

Os elementos tubulares são parte importante da construção de um poço de petróleo, por estarem presentes em todos os poços de petróleo construídos com o objetivo de produção ou injeção na indústria de petróleo moderna. Esses elementos tubulares devem revestir os poços, guiar a produção ou injeção ou auxiliar na descida de materiais e equipamentos em poços *offshore* com materiais que possuam resistência e atendam aos requisitos de funcionalidade específicos do projeto.

3.1. *Riser* de Perfuração

Os *risers* de perfuração são elementos tubulares usados na construção de poços marítimos, cuja cabeça do poço está no leito marinho (completação molhada). O *riser* interliga a cabeça do poço e a sonda e tem como principais objetivos guiar objetos da sonda de perfuração para o poço ou do poço para a sonda de perfuração e servir de retorno dos fluidos de perfuração e completação para a sonda, evitando seu vazamento no mar.

O *riser* é composto por tubos de aço, conhecidos como juntas de *riser*, que possuem flanges em suas extremidades para interligação. Essas juntas possuem grande diâmetro, para permitir a passagem de objetos como broca, revestimentos e seus suspensores, ferramentas de perfilagem, entre outros. O comprimento dos tubos varia normalmente entre 15 e 25 m; algumas juntas podem ter comprimentos menores para servirem de complemento para atingir o comprimento total desejado do *riser*. Assim, durante a instalação do *riser*, à medida esse que desce em direção ao fundo do mar os tubos são conectados através dos seus flanges um a um, até atingir a cabeça do poço no leito marinho.

O *riser* é montado na plataforma da sonda de perfuração. Na mesa rotativa da sonda são instalados dois equipamentos, o *guimbal* e o *spider*, os quais auxiliam na conexão e desconexão das juntas de *riser* durante a montagem e desmontagem desse. Enquanto ocorre a conexão dos flanges das juntas de *riser*, a coluna de *riser* já descida é

apoiada no *spider*. E o *spider* fica sobre o *guimbal*, o qual redistribui as cargas que atuam no topo do *riser* e também atenua as rotações da embarcação que são passadas ao *riser* (Sevillano, 2013).

O *riser* de perfuração também possui linhas auxiliares, externas ao condutor principal de acesso ao poço; as diferentes linhas possuem diferentes funções. A linha de *kill* tem a função de bombear fluido para dentro do poço, porém, até a profundidade do *blowout preventer (BOP)*; este fluido não passa pelo caminho principal de acesso ao poço e pode ser bombeado mesmo com uma das válvulas do *BOP* fechada. A linha de *choke* serve para o retorno do fluido do poço, também por um caminho alternativo ao principal, mesmo com uma das válvulas do *BOP* fechada. Essas linhas são bastante utilizadas principalmente em situações de *kick*, na qual é preciso realizar o procedimento de controle de poço e circular fluido com o *BOP* fechado. Outras linhas auxiliares também fazem parte do *riser*, como as linhas das bombas *booster*, que quando ligadas injetam fluido durante a perfuração na profundidade do *BOP*, o qual retorna pelo *riser* e ajuda no carreamento dos cascalhos e limpeza do *riser*, e as linhas hidráulicas que fazem o papel de controle das várias funções do *BOP*.

Outra função importante do *riser* é descer, conectados à sua extremidade final, o *lower marine riser package (LMRP)* e *blowout preventer (BOP)*. O *BOP*, quando conectado à cabeça do poço, é o equipamento de segurança, possui válvulas que fecham em situações de necessidade, isolam o poço do meio ambiente e evitam contaminações. O *LMRP* é um equipamento que se desconecta do *BOP* nos casos em que a sonda precise se afastar da cabeça do poço, deixando o *BOP* conectado a essa para manter o poço fechado.

O equipamento que conecta o *LMRP* ao *riser* é a junta flexível, um elemento tubular que atua como ponto de dobra, permite certa inclinação do *riser* em relação ao *LMRP*, reduz os esforços nesse devido ao momento fletor. Também existe uma junta flexível na extremidade superior do *riser* a qual permite uma inclinação entre o *riser* e a sonda.

A junta flexível da extremidade superior é conectada à sonda por meio da junta telescópica e do anel tensionador. A junta telescópica é composta por dois tubos; um é conectado ao anel tensionador que está conectado à sonda e o outro é conectado à junta flexível do *riser*, o que permite o movimento relativo entre o *riser* e a sonda e evita, assim, uma tração maior no *riser* quando esse ou a sonda são deslocados lateralmente.

O anel tensionador, o qual possui cabos para interligação com a sonda por intermédio de cilindros com pistões, tem como objetivo compensar o movimento de *heave* da sonda, mantendo a tração praticamente constante no topo do *riser* por meio do movimento dos cabos e pistões.

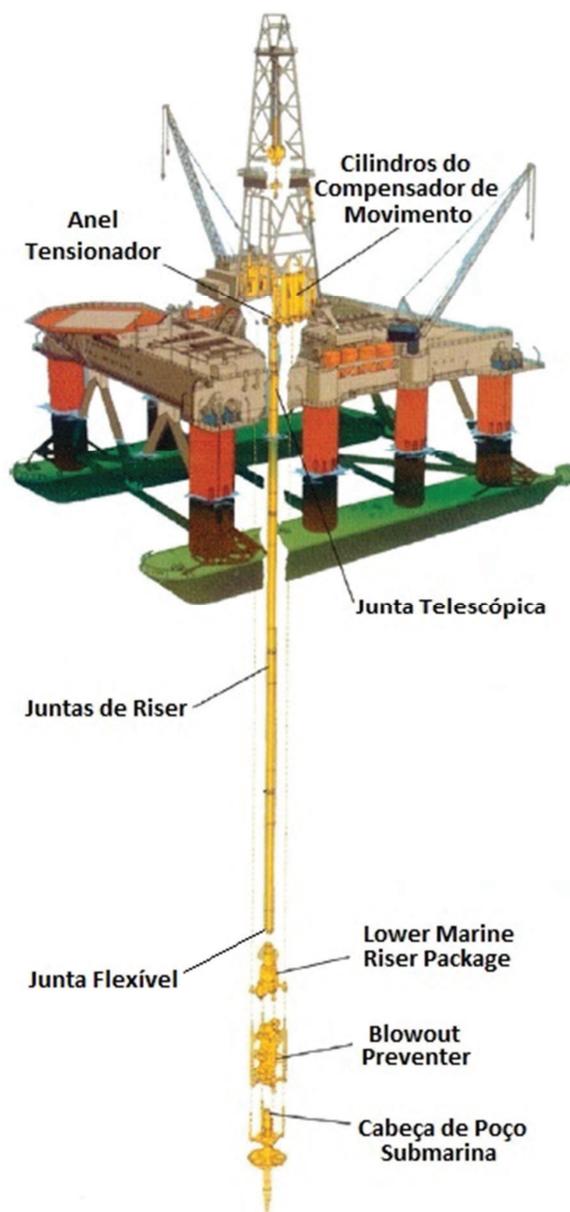


Figura 3.1 - Esquemático de um sistema de *riser* de perfuração marítimo típico (Adaptado de *Petroleum Engineering Hand Book*, 2006)

É importante lembrar que o anel tensionador, a junta telescópica e a junta flexível os quais fazem parte da extremidade superior do *riser* só são instalados quando todas as juntas de *riser* foram descidas. Dessa forma, quando o *BOP* está desconectado da cabeça do poço e o *riser* está sendo descido ou retirado, o *riser* não possui equipamento

algum que compense seu movimento relativo com a sonda, estando sua extremidade superior fixa na sonda.

Em lâminas d'água profundas, o peso do próprio *riser* pode gerar excesso de tração nas juntas mais próximas à sonda. Por esse fato, em alguns casos, podem ser instalados os flutuadores em algumas de suas juntas. Os flutuadores têm como objetivo aumentar o empuxo ao longo do *riser*, compensar o seu peso, de maneira a diminuir consideravelmente a tração nas juntas desse. A quantidade de flutuadores e suas posições podem variar em cada projeto, bem como sua densidade e diâmetro.

3.2. Revestimento

O revestimento é um tipo de elemento tubular utilizado na construção do poço e as três características abaixo podem ser listadas como as principais e mais gerais em todos os tipos de revestimento (Byrom, 2015):

- Manter a integridade e estabilidade estrutural do poço;
- Evitar que os fluidos das formações entrem no poço;
- Evitar que os fluidos que estão no poço entrem nas formações.

Além dessas características, o revestimento tem a importante função de controlar as pressões durante a perfuração, ou seja, quando um revestimento é instalado permite o aumento da pressão interna do poço sem prejuízo das formações de menor profundidade revestidas por esse. Considerando-se apenas os equipamentos que permanecem no poço após a sua construção, os revestimentos representam o maior custo de todo o poço, o que torna prioridade a seleção de revestimentos adequados em um projeto de poço.

Os poços normalmente são perfurados e revestidos em várias etapas, as quais são chamadas de fase. Cada fase possui um revestimento que, além dos objetivos gerais explicitados anteriormente, possuem objetivos específicos. A Figura 3.2 mostra alguns tipos de revestimento.

Todos os tipos de revestimentos são formados por tubos que se interligam por meio de conexões. Esses tubos e conexões são compostos de materiais das mais variadas ligas de aço. A escolha da liga de aço adequada ao poço depende do potencial e do tipo de corrosão que os elementos presentes no poço podem causar aos tubos. Na

maioria dos casos, os tubos são de aço de baixa liga com, no máximo, 5% de metais diferentes de ferro, que têm melhor desempenho para corrosão. Mas, em poços com presença de elementos mais agressivos, as ligas podem apresentar maior porcentagem de elementos como cromo, níquel, molibdênio e manganês.

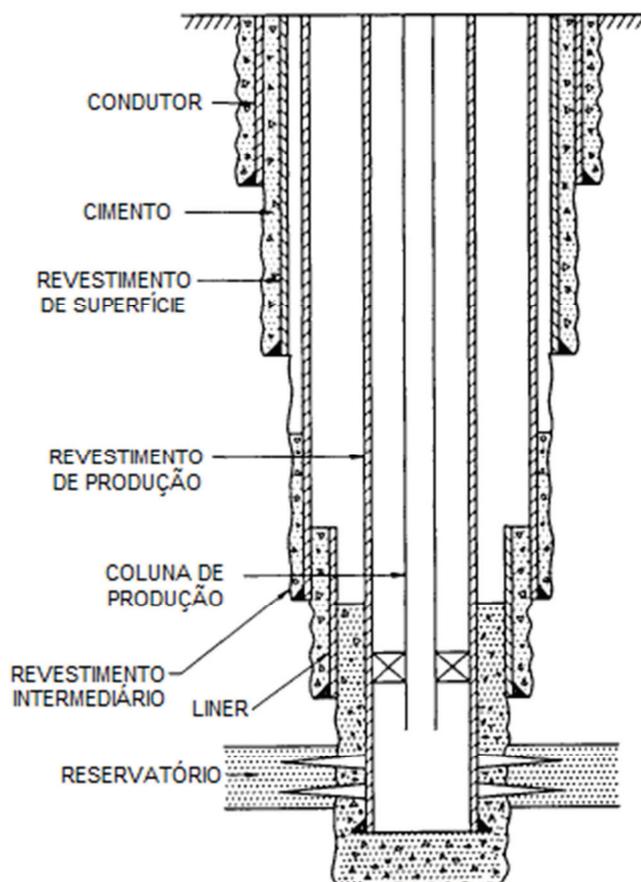


Figura 3.2 – Diferentes tipos de revestimento em um poço (Adaptado de Rahman & Chilingarian, 1995).

Como se pode ver na Figura 3.2, à medida que o poço ganha profundidade, os revestimentos instalados têm o seu diâmetro diminuído. Existem revestimentos de diversos diâmetros; o *American Petroleum Institute (API)* padroniza que tubos são considerados revestimentos quando têm diâmetros entre 4 1/2 e 20 in (*API Spec. 5CT*, 2012). Menores do que 4 1/2 in são considerados pelo *API* tubos de produção e maiores do que 20 in não têm especificações normatizadas pelo *API*. Porém, os fabricantes de tubo podem produzir tubos com especificações diferentes, desde que o cliente as aceite. Assim, hoje existem revestimentos condutores que chegam a 36 in de diâmetro, os quais estão sendo utilizados em construção de poços.

O mesmo revestimento pode ter partes com diâmetros e massa linear diferentes e, nesse caso, pode ser chamado de revestimento combinado. Normalmente isso acontece quando o diâmetro da fase perfurada é muito menor que o diâmetro do revestimento anterior, assim, a parte inferior do revestimento tende a ter um diâmetro menor em relação às partes superiores.



Figura 3.3 - Tubos de revestimento (Fonte: Chongsheng, 2015)



Figura 3.4 - Conexão de revestimento (Fonte: Tenaris Hydril, 2012)

Os tubos produzidos para serem usados como revestimentos também podem possuir variados comprimentos (Figura 3.3). O comprimento mais comum mede cerca de 12 m, porém, são usados também comprimentos menores de modo que podem ser combinados para atingir o comprimento total desejado do revestimento com maior precisão. Esses tubos, à medida que são descidos no poço são interligados por conexões um a um na sonda para formar o revestimento que pode atingir centenas ou até milhares de metros.

As conexões, assim como os tubos, possuem especificações *API*, contudo, também podem ser produzidas com especificações do fabricante; denominam-se conexões *premium* as conexões que possuem especificações de fabricantes. As conexões *premium* geralmente possuem requisitos mais exigentes que as conexões *API*, como vedação metal-metal e eficiência de resistência a tração de 100% - resistência igual à do tubo. A Figura 3.4 mostra um tipo de conexão usada em revestimentos.

Pode-se afirmar que os revestimentos são formados basicamente por tubos e conexões, mas esses possuem mais dois componentes. Um deles, a sapata flutuante (Figura 3.5), fica na extremidade inferior do revestimento e é a primeira peça do revestimento a ser descida no poço. O outro, o suspensor de revestimento (Figura 3.6), fica na extremidade superior, e é a última peça do revestimento a ser descida no poço.

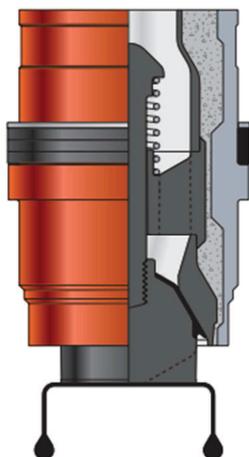


Figura 3.5 - Sapata flutuante (Fonte: Halliburton, 2006)

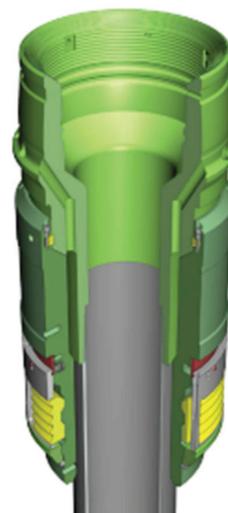


Figura 3.6 - Suspensor de revestimento (Fonte: Drill-Quip, 2011)

A sapata flutuante tem o objetivo de auxiliar na cimentação depois que o revestimento atinge a profundidade desejada. Durante o bombeio do cimento para o anular do revestimento, a sapata flutuante impede que o cimento, devido ao desbalanceio hidrostático, retorne para o interior do revestimento, mantendo o cimento no anular até que termine a reação de pega.

O susensor do revestimento, também conhecido como *pack-off*, tem a função de ancorar os revestimentos na cabeça do poço. Dessa forma, parte do peso do revestimento é sustentada pela cabeça do poço enquanto a outra parte é sustentada pelo cimento aderido no revestimento e na parede do poço.

3.3. Instalação de *Riser* e Revestimento

O foco deste trabalho é o estudo de cargas dinâmicas axiais dos elementos tubulares de *riser* de perfuração e revestimentos utilizados em poços submarinos, durante sua instalação. Então, é preciso entender de forma básica como se dá a instalação desses elementos.

Conforme mencionado, tanto o *riser* quanto os revestimentos são formados por várias seções de tubos. Para serem instalados no poço submarino e cumprirem as suas funções esses precisam descer por toda a lâmina d'água.

No caso do *riser*, a descida termina quando sua extremidade inferior, o BOP, é conectada à cabeça do poço que está no fundo do mar. Para isso ocorrer, é necessário conectar o BOP ao LMRP, e este à junta flexível. Essas conexões são feitas na sonda de perfuração e, então, começa a descida do BOP. Para o BOP ir ganhando profundidade são conectadas, também na sonda, as juntas de *riser*, uma a uma. Durante a descida não existe compensação de movimento e é neste caso que as juntas do *riser* mais sofrem esforços devido à cargas dinâmicas.

A descida termina quando o número de juntas de *riser* é suficiente para o *BOP* chegar próximo à profundidade da cabeça do poço. Vale lembrar que para finalizar a instalação, na extremidade superior do *riser* ainda são conectados a junta flexível, a junta telescópica e o anel tensionador. Somente após essa instalação, o *riser* passa a possuir compensação de movimento, diminuindo os efeitos das cargas dinâmicas nos seus elementos.

Quanto aos revestimentos, a descida termina quando sua extremidade superior, o suspensor de revestimento, é conectada à cabeça do poço. Essa diferença traz uma peculiaridade do revestimento em relação ao *riser*, a qual é o revestimento precisar de equipamento auxiliar que o leve até a cabeça do poço.

Nesse ponto, entra na instalação mais um elemento tubular que auxilia a descida do revestimento. Na maioria dos casos, esse elemento auxiliar é o próprio *drill pipe* da sonda que está realizando a instalação. Os tubos do *drill pipe* são tubos de aço, de comprimento padrão em torno de 9 m, os quais possuem os diâmetros menores que o revestimento; em sondas marítimas de lâmina d'água profunda, costuma-se usar *drill pipe* de 5 ½ ou 6 5/8 in de diâmetro.

Assim, para se instalar um revestimento no poço é preciso conectar tubo a tubo de revestimento na sonda e isso é feito à medida que se desce o revestimento. Quando o revestimento atinge o comprimento projetado, sua última parte, o suspensor de revestimento, é conectada. É necessário compreender que a instalação não termina aqui porque o suspensor é conectado ao revestimento na sonda de perfuração e esse deve ser ancorado na cabeça do poço que está no fundo do mar.

Para descer todo o revestimento, inclusive o seu suspensor, começa a conexão do *drill pipe*. À medida que se conectam mais tubos de *drill pipe* na sonda, um a um ou por seção – três tubos previamente conectados –, o revestimento vai sendo descido. Assim, o comprimento total de *drill pipe* a ser conectado deve ter aproximadamente o comprimento da profundidade da lâmina d'água.

A descida do conjunto revestimento e *drill pipe* é realizada sem compensação de movimento. O compensador de movimento da sonda somente é ativado em dois momentos; quando o revestimento realiza sua entrada no poço e durante a conexão do suspensor do revestimento na cabeça do poço. Então, assim como o *riser*, na maior parte do tempo de instalação o conjunto revestimento e *drill pipe* estão sujeitos a esforços devido a cargas dinâmicas.

Em instalações onde a lâmina d'água ultrapassa os 1000 m, a descida tanto do *riser* quanto do revestimento pode durar horas e, em algumas vezes, até mais de um dia. Dentro desse espaço de tempo, as condições ambientais – ondas, correntes e vento – podem mudar drasticamente e gerar esforços que podem prejudicar a integridade desses equipamentos.

3.4. Ondas

As ondas marítimas causam cargas periódicas nas estruturas que estão na superfície do oceano. Não importa se essas estruturas são fixas ou flutuantes (Journée e Massie, 2001). Porém, para o caso de esforços dinâmicos em elementos tubulares usados na construção de poços *offshore*, quando são usadas estruturas fixas, não são encontrados relatos de problemas com esses elementos, em razão de ser baixa a transmissão do movimento da onda para a embarcação fixa. Também há a tendência que as estruturas fixas fiquem em lâminas d'água menores onde também não são encontrados relatos de problemas dessa natureza.

Em lâminas d'água mais profundas, acima de 1000 m, a tendência é a utilização de sondas flutuantes na construção de poços. Juntando-se os dois fatores, aumenta-se a probabilidade de ocorrência de problemas com elementos tubulares devido a cargas dinâmicas geradas por ondas.

As ondas marítimas podem ser geradas de vários modos (Journée e Massie, 2001):

- Ondas geradas por um navio ou outra estrutura flutuante devido ao seu movimento, seja o deslocamento a uma velocidade constante ou ao próprio movimento oscilatório;
- Ondas geradas pela interação do vento com a superfície do oceano;
- Ondas geradas por forças astronômicas: marés;
- Ondas geradas por terremotos ou deslizamentos submarinos: tsunamis.

As ondas podem ser classificadas como regulares (ou harmônicas) e irregulares. As ondas regulares possuem amplitude e período constante ao longo de sua propagação. Pode-se afirmar que na natureza é quase impossível observar uma onda regular, porém, os parâmetros que regem o comportamento das ondas regulares são utilizados para entender e modelar as ondas irregulares.

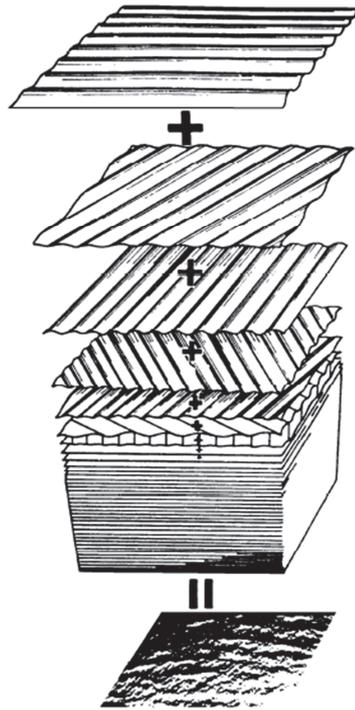


Figura 3.7 - Superposição de inúmeras ondas regulares senoidais resulta em um mar irregular (Fonte: Pierson et al., 1955)

As ondas irregulares são as observadas na natureza, as quais podem ser definidas como a superposição de inúmeras ondas regulares de diferentes amplitudes, períodos, fases e direções (Figura 3.7). Dessa forma, modelar uma onda irregular torna-se tarefa difícil. Não existe solução matemática única para todos os problemas relacionados a ondas irregulares, inclusive em casos mais simples são necessárias aproximações. Todavia, em casos práticos, aproximações lineares mais simples podem funcionar.

3.5. Movimento da Embarcação

Uma embarcação possui seis graus de liberdade para movimentação. Desses, três movimentos são translacionais e três são rotacionais em relação ao seu centro de gravidade (G), representados na Figura 3.8 e descritos abaixo:

- *Surge* é o movimento translacional na direção longitudinal (eixo x), onde o positivo é em direção a proa;
- *Sway* é o movimento translacional na direção lateral (eixo y), onde o positivo é em direção a bombordo;
- *Heave* é o movimento translacional na direção vertical (eixo z), onde o positivo é para cima;
- *Roll* é o movimento rotacional em relação ao eixo x (ϕ), onde o positivo é no sentido anti-horário;
- *Pitch* é o movimento rotacional em relação ao eixo y (θ), onde o positivo é no sentido anti-horário;
- *Yaw* é o movimento rotacional em relação ao eixo z (ψ), onde o positivo é no sentido anti-horário.

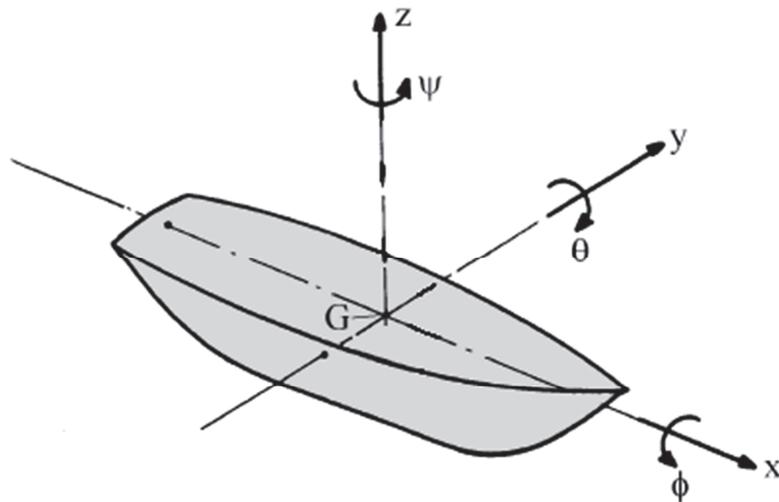


Figura 3.8 - Definição do movimento da embarcação em seis graus de liberdade

Qualquer movimentação do navio pode ser definida como uma combinação desses seis movimentos. Neste trabalho, o foco são as cargas dinâmicas induzidas em elementos tubulares pelo movimento de *heave*, o qual por sua vez é gerado pela ação das ondas.

As funções de transferência, também conhecidas como *Response Amplitude Operators (RAO's)*, indicam como o movimento de oscilação da onda é transferido para a embarcação. Para cada grau de liberdade podem existir várias funções de transferência, as quais variam de acordo com a inclinação que a onda atinge a embarcação. E a própria *RAO* é função da amplitude e do período das ondas.

A partir dessas informações, destaca-se que poderá haver dois tipos de análise, a depender do objetivo e dos dados disponíveis. A análise pós-operação, em que se obtém o *heave* registrado da embarcação durante a operação a ser analisada e partindo-se diretamente do tratamento desses dados pode-se calcular quais cargas dinâmicas devido ao *heave* estiveram presentes nos elementos tubulares durante a operação. E a análise pré-operação (ou análise de projeto), em que é necessário ter disponível os dados de mar da região onde será realizada a operação, tratar e transformar esses dados em *heave* por meio da *RAO* e posteriormente inferir, pelo cálculo, as cargas dinâmicas que poderão se fazer presentes nos elementos tubulares durante a operação.

4. METODOLOGIA

4.1. Descrição dos Problemas

Neste trabalho, será estudado o comportamento do movimento e das cargas dinâmicas relacionados a *riser* de perfuração e revestimentos com e sem coluna de assentamento utilizados para construção de poços *offshore* em águas de lâmina d'água profunda. Na maioria dos casos, as sondas de perfuração e completação marítima (embarcações) utilizadas dispõem de sistema de posicionamento dinâmico e estão sujeitas ao movimento causado pelas ondas do mar.

Os problemas a serem analisados consistem em sistemas, nos quais se tem elementos tubulares, *riser* de perfuração com conjunto *BOP* pendurado, apenas revestimento ou coluna de assentamento (*drill pipe*) com revestimento. Em todos os casos, a extremidade superior do sistema fixa e conectada à embarcação, sujeita ao movimento dessa. A extremidade inferior está livre, variando sua condição de contorno em cada sistema.

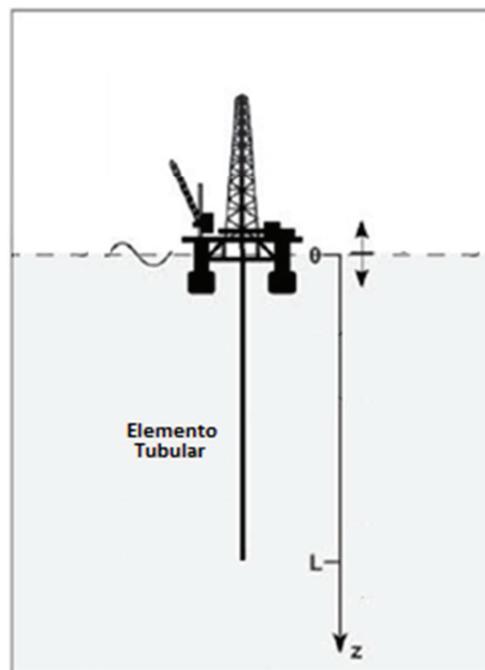


Figura 4.1– Configuração e coordenada dos sistemas

No presente trabalho, o problema é descrito em um sistema de coordenadas cartesianas, conforme a Figura 4.1, no qual o movimento axial, no eixo z, é desacoplado dos movimentos laterais, nos eixos x e y. Essa suposição é prática e razoável (Chung e Whitney, 1981). O eixo z tem sua origem na extremidade superior do sistema de elementos tubulares, quando esse está no ponto de equilíbrio, e sua orientação positiva para baixo.

Os sistemas estarão sujeitos a um deslocamento vertical periódico na sua extremidade superior, causado pelo *heave* da embarcação. O *heave* surge da interação das ondas do mar com a embarcação e é transmitido ao longo do comprimento dos elementos tubulares.

Neste estudo, assume-se que não há a utilização de compensador de *heave*, o que na prática ocorre quando os elementos tubulares não estão conectados ao gancho da sonda – por exemplo, no momento das conexões, quando estão pendurados na mesa rotativa – e quando o sistema tem um peso maior do que o suportável pelo compensador de *heave* da sonda. Carregamentos ambientais, como vento e correnteza marítima, foram desconsiderados, levando-se em consideração apenas o efeito das ondas, por meio do *heave*. Foram desprezados ressaltos devido a conexões, *tool joints* ou equipamentos periféricos. A força de amortecimento leva em consideração o amortecimento devido ao fluido e o amortecimento estrutural.

4.1.1. *Riser* de Perfuração

Os equipamentos que fazem parte do *riser* de perfuração, quando esse está conectado à cabeça do poço, foram descritos no Capítulo 3, bem como os equipamentos usados para ancoragem na sonda durante as etapas de instalação. Porém, a configuração estudada neste trabalho é com o sistema de *riser* desconectado da cabeça do poço.

Ao se considerar que o *riser* está desconectado da cabeça do poço, apresenta-se uma situação que em vez de o *riser* estar com a sua extremidade superior conectada ao anel tensionador, essa extremidade estará conectada ao conjunto *spider* e *gimbal* ou ao gancho da sonda. A fim de desprezar a possibilidade de haver a compensação de *heave*, este estudo considera a situação em que o mesmo está ancorado no conjunto *spider* e *gimbal* ou conectado ao gancho com o compensador de *heave* da sonda inativo. Essas situações ocorrem em momentos de conexão ou desconexão de juntas de *riser* ou durante o aguardo de

operações – como instalação de base adaptadora de produção (BAP) com barco – com o *BOP* suspenso. Dessa forma, nessa configuração, o anel tensionador, a junta telescópica e a junta flexível – que fariam parte da extremidade superior do *riser* – não estão instalados. O *riser* teria em sua configuração apenas as juntas de *riser*, a junta flexível que liga as juntas de *riser* ao *LMRP*, o próprio *LMRP* e o *BOP*. Ao se tratar de situações em lâmina d'água profunda, acrescentam-se flutuadores envolvendo algumas das juntas de *riser*.

Como para este trabalho a junta flexível representa um pequeno comprimento comparado ao comprimento total do *riser* e, além disso, apenas o movimento axial é considerado, a junta flexível é aproximada como mais uma junta de *riser*, ou seja, rígida e com características similares de diâmetros e material. Enquanto o conjunto *LMRP* e *BOP* será tratado na modelagem como uma massa pontual pendurada nas juntas de *riser*; apenas para o cálculo da massa adicionada e arrasto normal a sua forma será aproximada a um prisma retangular com uma abertura central no formato de um cilindro que vai da sua extremidade superior à inferior. A Figura 4.2 mostra como é a configuração.

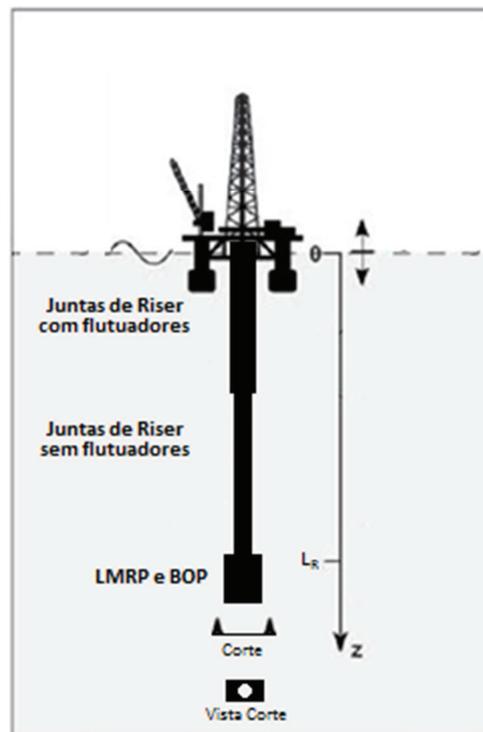


Figura 4.2–Configuração do sistema de *riser* de perfuração

É importante ressaltar que as juntas de *riser* são de diâmetro interno e externo único, modificando o diâmetro externo apenas na presença de flutuadores para fins de cálculo do arrasto e da massa adicionada. São desconsiderados ressaltos de diâmetros devido às

conexões. Além disso, a extremidade superior é considerada fixa à embarcação, assim, o movimento de *heave* é transmitido completamente para essa extremidade, independentemente de a ancoragem estar no conjunto *spider* e *gimbal* ou no gancho da sonda.

Determinar o comprimento do trecho de *riser* revestido por flutuadores que será utilizado em cada configuração é outra etapa importante do processo. A prática recomendada pela *API RP 16Q* (2010) para o cálculo da quantidade de flutuadores passa pela determinação da tração mínima na extremidade superior do *riser*, T_{min} , seguindo o procedimento de cálculo descrito pelas Equações (4.1) e (4.2).

$$T_{min} = T_{SRmin} \cdot \left[\frac{N}{R_f \cdot (N - n)} \right] \quad (4.1)$$

$$T_{SRmin} = W_S \cdot f_{wt} - B_n \cdot f_{bt} + A_i (d_m \cdot H_m - d_w \cdot H_w) \quad (4.2)$$

Onde T_{SRmin} é a tração mínima no anel tensionador, R_f é o fator de eficiência que relaciona a tração no anel tensionador e a tração dos tensionadores (geralmente adota-se o valor entre 0,90 e 0,95), N é o número de tensionadores, n é o número de tensionadores em que são admitidas falhas repentinas, W_S é o peso aparente do *riser* (peso quando descontando o empuxo), f_{wt} é o fator de tolerância aplicado ao peso aparente do *riser* (adota-se o valor de 1,05), B_n é a força de empuxo devido aos flutuadores, f_{bt} é o fator de perda de flutuabilidade devido ao uso contínuo dos flutuadores (adota-se o valor de 0,96), A_i é a área interna do *riser* somada à área interna das linhas auxiliares, d_m é o peso específico do fluido de perfuração, H_m é a altura da coluna de fluido de perfuração, d_w é o peso específico da água do mar e H_w é a altura da lâmina d'água.

Um dos objetivos para *riser* de perfuração é realizar estudos de sensibilidade, com o intuito de verificar a importância da variação de parâmetros. Comprimento total do sistema, espessura das juntas de *riser* e massa pendurada na extremidade inferior são variados. E são verificados impactos na amplitude do movimento oscilatório da extremidade inferior e na amplitude da força dinâmica máxima.

Outro objetivo é obter, a partir de dados reais medidos de *heave*, por meio do modelo proposto, a carga dinâmica induzida na extremidade superior do sistema e comparar com os dados reais medidos de carga no gancho registrados para o mesmo *heave*.

E como principal objetivo, a partir dos valores obtidos de cargas dinâmicas induzidas pelo *heave*, verificar o impacto dessas cargas na possibilidade de falha do *riser*. Essa verificação é realizada por intermédio da comparação entre a carga máxima imposta ao *riser* – soma da carga estática com a amplitude da carga dinâmica – em determinada situação com a sua resistência, a qual é determinada por critério de projeto. Os critérios recomendados na *API RP 16Q* (2010) para *risers* de perfuração desconectados do poço, os quais são o caso de estudo, estão na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 - Critérios de projeto recomendados na *API RP 16Q* (2010)

Parâmetros de projeto	<i>Riser</i> desconectado
Ângulo máximo da junta flexível	90% do nominal
Tensão máxima ($\sigma_{máx}$)	67% da tensão limite de escoamento do material da junta de <i>riser</i>

Para esta dissertação, apenas o critério de tensão máxima, $\sigma_{máx}$, é válido, por não ser considerado o movimento lateral do elemento tubular e, portanto, não haver ângulo de inclinação. Para obter o valor da tração máxima, $T_{máx}$, admitida nas juntas de *riser*, basta multiplicar a tensão máxima pela área da seção transversal das juntas de *riser*, A_{SR} , conforme a Equação (4.3).

$$T_{máx} = \sigma_{máx} \cdot A_{SR} \quad (4.3)$$

4.1.2. Revestimento Puro

Em poços submarinos, na parte inicial da instalação do revestimento, apenas tubos de revestimento são descidos e depois de atingido o seu comprimento projetado, esse tem que ser levado até sua posição no poço, com o auxílio da coluna de assentamento. Uma vertente do trabalho estuda o comportamento axial do revestimento durante sua instalação, quando apenas tubos de revestimento foram descidos, ou seja, sem a presença da coluna de assentamento.

Os revestimentos usados em construção de poços submarinos possuem variados diâmetros e comprimentos. Normalmente têm diâmetros que variam de 7 a 36 in e

comprimentos que vão de centenas de metros a valores maiores que 3000 m, a depender do seu objetivo. As principais características e classificações dos revestimentos e dos elementos que os formam foram apresentados no Capítulo 3.

Assim como no caso dos *risers* de perfuração, os revestimentos são considerados com sua extremidade superior fixa e sem compensação de *heave*, o que faz com que essa acompanhe o movimento da sonda. Essa configuração pode ocorrer em duas situações: quando o revestimento está ancorado na mesa rotativa por intermédio da cunha ou se o revestimento está conectado ao gancho por meio do elevador com o compensador de *heave* inativo. Essas situações se fazem presentes em momentos de conexão de tubos de revestimento ou quando o peso do revestimento é grande o suficiente para o compensador não suportar sua carga.

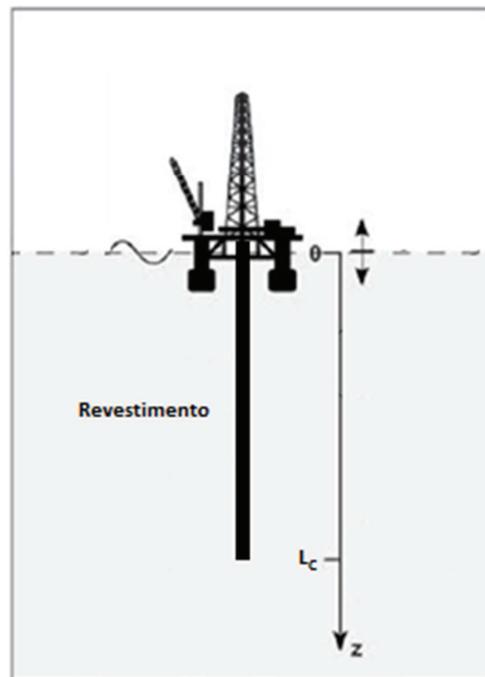


Figura 4.3 – Configuração da descida apenas do revestimento

O revestimento é modelado como um tubo de diâmetros internos e externos contínuos, desconsiderando-se eventuais ressaltos devido às conexões; apenas na altura da sapata flutuante, em sua extremidade final, considera-se uma redução da abertura do revestimento devido à presença da válvula que auxilia na cimentação. Essa redução de abertura impacta nas interações da extremidade final com o fluido – arrasto e massa adicionada –, mas é desprezada a influência na massa do revestimento e também na massa pendurada na extremidade final. A Figura 4.3 mostra a configuração da descida apenas do revestimento.

Um dos modelos de válvulas da sapata flutuante comumente usada em revestimentos possui um comprimento de 20 cm (0,2 m) e área aberta ao fluxo de 45,9 cm² (0,00459 m²). O diâmetro externo das sapatas é de 4 ¼ in (0,108 m). Se os diâmetros internos dos revestimentos usados na construção de poços submarinos forem maiores que o diâmetro externo das sapatas, a diferença de diâmetro entre eles é preenchida com cimento (Halliburton, 2006). Como geralmente se usa um conjunto de duas válvulas na extremidade inferior do revestimento, este trabalho modela a sapata flutuante como uma redução da área interna do revestimento para 0,00459 m² nos seus últimos 0,4 m.

O revestimento também pode ter a característica, antes mencionada, de ser um revestimento combinado, ou seja, composto por segmentos de revestimento com características como massa linear e diâmetros diferentes. Essas configurações de revestimento também podem ser modeladas considerando-se a influência do movimento e das forças internas na interseção de cada segmento. Nesse caso, também deve ser considerado o impacto da mudança de diâmetro, a qual ocorre no encontro entre os dois segmentos, nas interações do corpo e fluido – arrasto e massa adicionada. A Figura 4.4 mostra a configuração da descida da configuração de revestimento combinado.

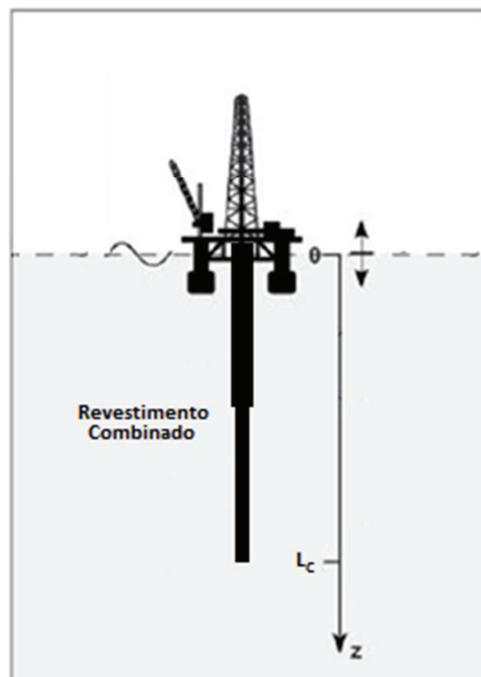


Figura 4.4 - Configuração da descida de revestimento combinado

Um dos objetivos para a configuração apenas com revestimento é realizar estudos de sensibilidade, com o intuito de verificar a importância da variação de parâmetros como

comprimento total do sistema, espessura e diâmetro dos revestimentos. É verificado o impacto na amplitude do movimento oscilatório da extremidade inferior e na amplitude da força dinâmica máxima.

Outro objetivo é, assim como no *riser* de perfuração, utilizar dados reais medidos de *heave*, calcular a carga dinâmica induzida na extremidade superior do revestimento e comparar com os dados reais medidos de carga no gancho registrados para o mesmo *heave*.

O objetivo principal é verificar o impacto dessas cargas na possibilidade de falha do revestimento, a partir dos valores obtidos de cargas dinâmicas induzidas pelo *heave*. Essa verificação é realizada por meio da comparação entre a carga máxima imposta ao revestimento – soma da carga estática com a amplitude da carga dinâmica – em determinada situação com a sua resistência. O *API Bulletin 5C3* (1994) estabelece critérios para o cálculo das resistências à tração, à pressão interna e ao colapso do tubo. Para o cálculo dessas resistências, o critério de falha do tubo é o limite de escoamento do material. Como este trabalho lida apenas com cargas axiais, a resistência à tração, R_{TC} , é a adequada para se realizar as comparações. O cálculo da resistência é realizado por meio da Equação (4.4).

$$R_{TC} = \sigma_{yC} \cdot A_{SC} \quad (4.4)$$

Onde σ_{yC} é a tensão limite de escoamento do material do revestimento e A_{SC} é a área da seção transversal do revestimento. Em projetos de construção de poços *offshore*, as conexões do revestimento têm a mesma resistência à tração que os tubos, por isso está sendo desconsiderado o cálculo da sua resistência. Caso a resistência da conexão seja menor que a do tubo, o que ocorre em alguns projetos, é preciso considerar a conexão como ponto fraco e utilizar sua resistência na comparação.

4.1.3. Revestimento e Coluna de Assentamento

Conforme mencionado, quando todo o comprimento do revestimento projetado é descido em poços submarinos, o mesmo precisa ser levado até o local onde será instalado para que a sapata esteja na profundidade desejada no poço e o suspensor de revestimento seja

ancorado na cabeça do poço. As colunas de assentamento são os elementos tubulares que auxiliam nessa descida.

No caso da instalação de revestimentos, as colunas de assentamento são compostas pelos próprios *drill pipes* da sonda de perfuração. Os *drill pipes* são interligados ao suspensor do revestimento – peça que compõe a extremidade superior do revestimento – por meio da ferramenta de instalação do suspensor e de uma redução, a qual faz a interligação dos diferentes diâmetros de revestimento e *drill pipe*.

Essas colunas de assentamento terão comprimentos máximos próximos ao da profundidade da lâmina d'água, pois é a profundidade aproximada até onde essas levam o revestimento. Hoje há situações de lâminas d'água próximas a 3000 m de profundidade. O diâmetro nominal dos *drill pipes* utilizados em projetos *offshore* de lâminas d'água profundas são de 5 ½ ou 6 5/8 in. Os revestimentos possuem as mesmas características daqueles mencionados na seção anterior.

Nessa configuração, teremos novamente segmentos de elementos tubulares com características diferentes de diâmetros internos e externos e limites de escoamento e consequentemente diferentes massa linear e resistência à tração; o revestimento será o segmento inferior e a coluna de assentamento será o segmento superior da configuração. A coluna de assentamento como segmento superior tem sua extremidade superior fixa e sem compensação de *heave*, acompanhando totalmente o movimento da sonda. Essa configuração pode ocorrer em duas situações: quando a coluna de assentamento está ancorada na mesa rotativa por meio da cunha ou se a coluna de assentamento está conectada ao gancho por meio do elevador com o compensador de *heave* inativo. Essas situações se fazem presentes em momentos de conexão de *drill pipes* ou quando o peso do sistema – revestimento e coluna de assentamento – é grande o suficiente para o compensador não suportar sua carga.

Tanto o revestimento quanto a coluna de assentamento são modelados como tubos de diâmetros internos e externos contínuos em cada segmento, desconsiderando-se eventuais ressalto devido às conexões e *tool joints*. A sapata flutuante, também presente nessa configuração, é modelada exatamente da mesma forma que foi descrita na seção anterior. O suspensor de revestimento e a sua ferramenta de instalação são considerados como mais um tubo de revestimento, ou seja, terão suas características aproximadas às características do próprio revestimento. Como o comprimento que esses equipamentos ocupam no sistema como um todo é muito pequeno, essa aproximação se torna razoável. Também é considerado o impacto da mudança de diâmetro, o qual ocorre no encontro entre os dois segmentos, nas

interações do corpo e fluido – arrasto e massa adicionada e a influência do movimento e das forças internas na interseção de cada segmento. A Figura 4.5 mostra a configuração do sistema descrito.

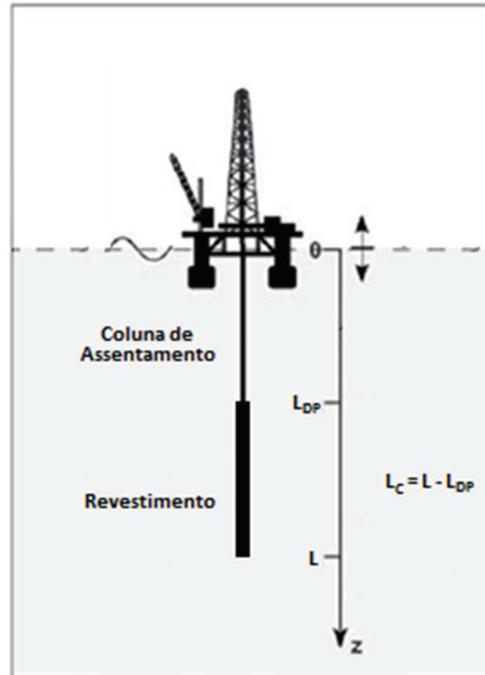


Figura 4.5 - Configuração do sistema de revestimento e coluna de assentamento

Para o sistema de revestimento e coluna de assentamento são realizados estudos de sensibilidade. O intuito é o de verificar a importância da influência da variação de parâmetros como comprimento total do sistema e espessura do revestimento na amplitude do movimento oscilatório da extremidade inferior do sistema e na amplitude da força dinâmica máxima.

O relatório do *MMS* (2005) trata de uma falha ocorrida em um sistema dessa mesma configuração. Nesse relatório, consta uma operação que levou à falha da cunha e da coluna de assentamento durante a descida de um revestimento.

Existe uma peculiaridade na situação descrita no relatório. Para auxiliar na cimentação do revestimento, esse foi descido com uma coluna de *drill pipe* no interior em todo o seu comprimento. Isso influencia em alguns aspectos a modelagem, a rigidez do segmento do sistema representada pelo revestimento na Figura 4.5 e a área da seção transversal dessa mesma parte. Para contornar essa peculiaridade, na modelagem pode ser considerada uma rigidez equivalente deste segmento, k_{eq} , calculada pela Equação (4.5), a qual considera que o revestimento e o *drill pipe* que está no seu interior estão em paralelo (Meirovitch, 1986). Como o módulo de elasticidade do *drill pipe*, E_{DP} , e do revestimento, E_C , são iguais, a partir

da Equação (4.5), considerando-se o diâmetro externo do segmento igual ao diâmetro externo do revestimento, encontra-se o diâmetro interno equivalente do segmento, D_{ieq} , por meio da Equação (4.6).

$$k_{eq} = k_{DP} + k_C = E_{DP} A_{SDP} + E_C A_{SC} \quad (4.5)$$

$$D_{ieq} = \sqrt{D_{iDP}^2 + D_{iC}^2 - D_{eDP}^2} \quad (4.6)$$

Onde k_{DP} é a rigidez do *drill pipe*, k_C é a rigidez do revestimento, A_{SDP} é a área da seção transversal do *drill pipe* no interior do revestimento, A_{SC} é a área da seção transversal do revestimento, D_{iDP} é o diâmetro interno do *drill pipe*, D_{iC} é o diâmetro interno do revestimento e D_{eDP} é o diâmetro externo do *drill pipe*. Por falta de maiores detalhes nos dados de entrada necessários não foi possível simular essa situação do relatório.

Contudo, nas outras simulações realizadas, a partir dos valores obtidos de cargas dinâmicas induzidas pelo *heave*, é possível verificar o impacto dessas cargas na possibilidade de falha do revestimento ou da coluna de assentamento. Assim como no caso do revestimento visto na Equação (4.4), o cálculo da resistência à tração dos *drill pipes*, R_{TDP} , que compõem a coluna de assentamento, também é proposto no *API Bulletin 5C3* (1994) por meio da Equação (4.7).

$$R_{TDP} = \sigma_{yDP} \cdot A_{SDP} \quad (4.7)$$

Onde σ_{yDP} é a tensão limite de escoamento do material do *drill pipe*.

4.2. Movimentação das Sondas

Nesta seção demonstra-se como chegar aos parâmetros de entrada de amplitude e frequência da movimentação da extremidade superior dos elementos tubulares, a qual é fixa à sonda. Com os dados disponíveis há duas formas de chegar a esses parâmetros. Uma forma é por meio dos dados de mar da região onde será realizada a operação; esses dados costumam

revelar valores de amplitude e período de ondas em determinados intervalos de tempo ao longo de um ano. Outra forma é por meio dos próprios dados de *heave* da sonda que realizou a operação; esses dados precisam ser trabalhados para serem adequados como dados de entrada do modelo. Isso porque o modelo somente aceita como dado de entrada oscilações harmônicas regulares com apenas uma amplitude e frequência por vez, assim, a realidade composta de movimentos oscilatórios irregulares precisa ser aproximada por meio de métodos matemáticos.

4.2.1. Movimentação das Sondas Obtida por Dados de Mar

Na fase de projeto de construção de um poço em águas profundas, não é possível haver medições do *heave* de uma sonda que ainda não realizou a operação. Sabendo-se que cada sonda tem características próprias e responde de forma diferente ao impacto das ondas, bem como que as ondas em diferentes épocas do ano possuem características diferentes, não é adequado utilizar os dados de *heave* de uma sonda que não seja a que será usada no projeto e nem dados de *heave* da sonda que será utilizada no projeto em diferentes situações. Nesse caso, o mais adequado é tentar prever, de forma estimada e probabilística, os movimentos de *heave* que pode haver na sonda escolhida no projeto, por meio dos dados de mar da região onde ocorrerá a construção do poço e do *Response Amplitude Operator (RAO)* da própria sonda.

Por exemplo, em um caso de coleta de dados meteoceanográficos para o planejamento de operações de uma bacia do Atlântico sul foram registradas os dados de ondas – amplitudes, períodos e direções – durante um ano, em 25 pontos diferentes. A cada intervalo de três horas, em cada ponto, os dados de onda irregular foram traduzidos em uma amplitude, um período e uma direção, aproximando os dados medidos para uma gama de 75712 dados de ondas regulares. Esses dados são utilizados nesta dissertação.

O movimento das ondas regulares em um determinado ponto, ζ , pode ser descrito pela Equação (4.8).

$$\zeta = \zeta_a \cdot \cos(\omega t) \quad (4.8)$$

Onde ζ_a é a amplitude da onda, ω é a frequência da onda e t é o tempo.

As amplitudes dessas ondas variam em intervalos estatísticos, os quais vão do intervalo de 0 a 0,5 m até o intervalo de 9,5 a 10 m. Seus períodos variam do intervalo de 3 a 4 segundos até o intervalo de 20 a 21 segundos. O relatório sobre a coleta e tratamento desses dados apresenta a frequência que se repete a cada intervalo de amplitude e período ao longo do ano e ao longo de cada um dos quatro trimestres do ano. A partir dessas informações, é possível prever quais as amplitudes e períodos de ondas que podem ocorrer durante as operações de construção de um poço, bem como a probabilidade dessa ocorrência.

No caso da vibração induzida pelo *heave* em elementos tubulares, o movimento das ondas não é transmitido diretamente para a extremidade superior desses elementos, mas sim através do *heave* da embarcação. Por esse motivo, é preciso obter a resposta da embarcação à excitação das ondas. As funções de transferência, ou *RAO's*, cumprem o papel de relacionar os movimentos das embarcações com as características de amplitude e período das ondas incidentes. O movimento de *heave* da embarcação, U_0 , pode ser descrito pela Equação (4.9) e o *RAO* do *heave*, RAO_H , é a relação, dependente da frequência, entre a amplitude do *heave* e a amplitude da onda, mostrado na Equação (4.10).

$$U_0 = U_{0a} \cdot \cos(\omega t) \quad (4.9)$$

$$RAO_H = \frac{U_{0a}}{\zeta_a} \quad (4.10)$$

Onde U_{0a} é a amplitude do *heave* da embarcação.

É necessário observar que é feita uma simplificação que não impacta nos resultados deste trabalho. Esta simplificação desconsidera a possível defasagem entre o movimento da onda e o movimento de *heave* da embarcação e considera a mesma frequência de onda transmitida para o *heave* (Journée e Massie, 2001).

Cada sonda possui suas funções de transferência, geralmente expressas em gráficos, em que no eixo das coordenadas está a relação da amplitude do movimento da embarcação com a amplitude da onda, e no eixo das abscissas está o período (ou frequência) da onda, que coincide com o período (ou frequência) do movimento da embarcação. É importante ressaltar que os *RAO's* variam também com a direção que a onda atinge a embarcação. A Figura 4.6

mostra duas funções de transferência de *heave* para uma embarcação: uma com a onda atingindo a embarcação a 90° em relação à proa e outra a 180° .

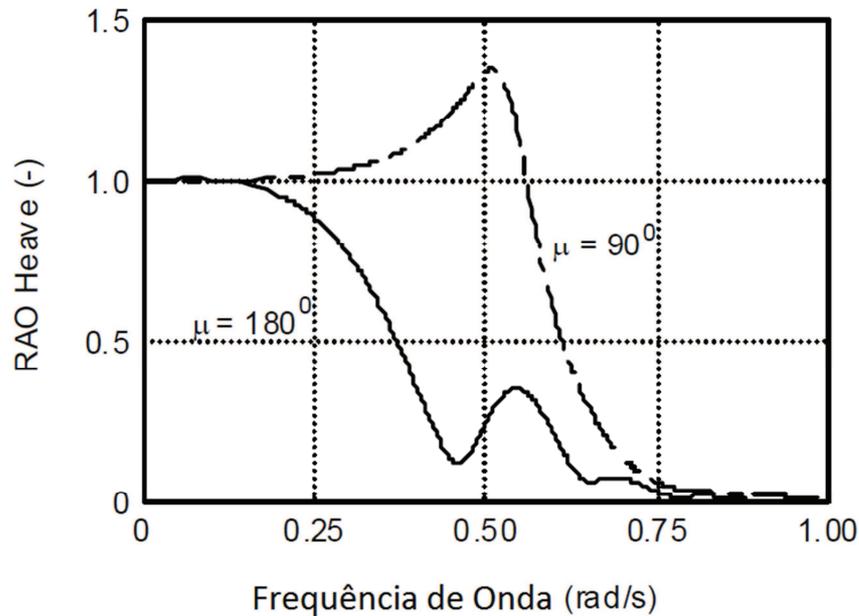


Figura 4.6 - *RAO Heave* de um navio petroleiro parado (Adaptado de Journée e Massie, 2001)

Então, com os dados de ondas regulares e as funções de transferência da embarcação que realizará as operações de construção do poço é possível obter os valores de amplitude e período de *heave* que podem ocorrer na sonda. Esses dados de *heave*, obtidos por meio desse método, são usados como dados de entrada no modelo para o cálculo do comportamento da vibração axial dos elementos tubulares e das forças dinâmicas induzidas pelo *heave*.

4.2.2. Movimentação das Sondas Obtida por Dados de *Heave*

Outra forma de se obterem os dados de entrada necessários para a simulação do modelo dos elementos tubulares é por intermédio dos próprios dados de *heave* medidos na embarcação. A utilização desses dados é mais adequada quando é realizada uma análise pós-operação, para comparação de estudos com dados medidos ou para investigação de ocorrências. Todavia, os dados medidos de *heave* na embarcação são oscilações irregulares com amplitude e período variando constantemente ao longo do tempo. Para a inserção desses dados no modelo proposto é preciso determinar o intervalo de tempo em que ocorreu a

operação e aproximar a oscilação irregular do *heave* medido para uma oscilação regular, conforme Equação (4.9). Como foi apresentado no Capítulo 2, o método utilizado para realizar essa aproximação é o tratamento estatístico proposto por Journée e Massie (2001).

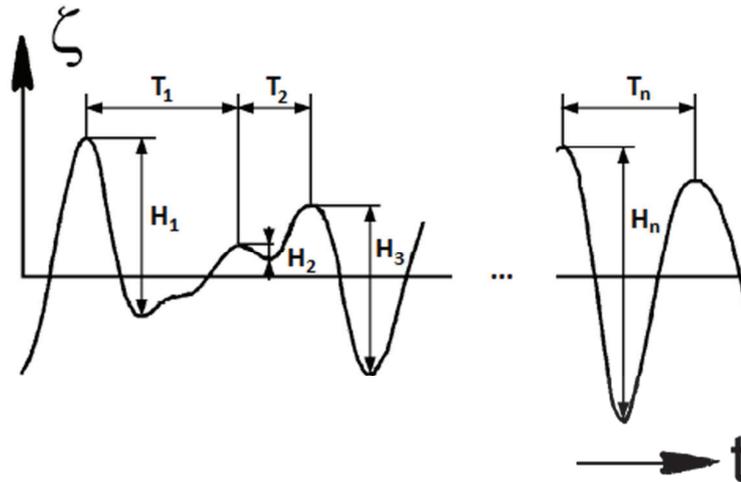


Figura 4.7 - Definição de densidade espectral

Os dados de *heave* medidos na embarcação são apresentados pela distância que o centro de massa da sonda está em relação ao seu ponto de equilíbrio, ou seja, o ponto que o centro de massa está em relação ao nível do mar a cada segundo. Para realizar o tratamento estatístico desses dados, inicialmente são colhidos os valores de picos e vales registrados ao longo do intervalo estudado e calculadas as alturas, H_i , entre picos e vales subsequentes. Posteriormente são coletados os tempos decorridos entre picos subsequentes (período), T_i . Na Figura 4.7 é possível visualizar como esses parâmetros são obtidos. Com essas informações é possível calcular as amplitudes, U_{0ai} , e as frequências, ω_i , presentes na oscilação irregular do *heave*, como mostram as Equações (4.11) e (4.12).

$$U_{0ai} = \frac{H_i}{2} \quad (4.11)$$

$$\omega_i = \frac{2\pi}{T_i} \quad (4.12)$$

O próximo passo é a obtenção da amplitude e o período – consequentemente a frequência – do *heave* que aproxima a oscilação irregular para uma oscilação regular. Os parâmetros estatísticos que ajustam o modelo espectral para uma forma regular são estes:

- A amplitude significativa do *heave*, $U_{0a1/3}$, que é a média do um terço maior das amplitudes de *heave* registradas;
- O período significativo, T_s , que é o intervalo médio de tempo que decorre entre dois picos sucessivos.

A partir desses parâmetros pode-se calcular a frequência significativa do *heave* e obter uma representação de oscilação regular para esse, como mostram as Equações (4.13) e (4.14) respectivamente.

$$\omega_s = \frac{2\pi}{T_s} \quad (4.13)$$

$$U_0 = U_{0a1/3} \cdot \cos(\omega_s t) \quad (4.14)$$

Então, com os dados de *heave* transformados em oscilações regulares por meio desse método, esses são usados como entrada no modelo para o cálculo do comportamento da vibração axial dos elementos tubulares e das forças dinâmicas induzidas pelo *heave*.

4.3. Força Hidrodinâmica e Massa Adicionada

Na mecânica dos fluidos, o sentido físico de massa adicionada é a adição de inércia a um sistema devido à aceleração ou desaceleração de um corpo que desloca um volume do fluido que o cerca enquanto possui movimento relativo a esse. A força se opõe ao movimento do corpo devido à massa adicionada. Para o caso de vibração axial de elementos tubulares induzida pelo *heave*, a massa adicionada se faz presente em pontos dos elementos onde são consideradas mudanças de diâmetros internos ou externos, por serem os únicos locais que recebem fluxo perpendicular (*in-line*) às suas áreas. Isso ocorre quando há elementos de

características diferentes, como no caso da descida de revestimento e coluna de assentamento, e também ocorrem na extremidade final dos elementos tubulares em todos os casos estudados.

A modelagem da força hidrodinâmica presente em um corpo devido a um fluxo perpendicular oscilatório é feita semiempiricamente pela equação de Morison (Morison *et al.*, 1950). Essa equação explicita duas componentes da força hidrodinâmica, F_H , associadas a dois coeficientes empíricos. A força inercial, F_I , a qual está relacionada ao coeficiente inercial, C_m , e a força de arrasto, F_D , a qual está relacionada ao coeficiente de arrasto, C_D . A Equação (4.15) mostra a equação de Morison.

$$F_H = \underbrace{\rho \cdot V \cdot \frac{\partial v}{\partial t} + C_a \cdot \rho \cdot V \cdot \frac{\partial v}{\partial t}}_{F_I} + \underbrace{\frac{1}{2} C_D \cdot \rho \cdot A_S \cdot v^2}_{F_D} = \underbrace{C_m \cdot \rho \cdot V \cdot \frac{\partial v}{\partial t}}_{F_I} + \underbrace{\frac{1}{2} C_D \cdot \rho \cdot A_S \cdot v^2}_{F_D} \quad (4.15)$$

$$C_m = 1 + C_a \quad (4.16)$$

Onde, ρ é a densidade do fluido, V , A_S e v são, respectivamente, o volume, a área da seção transversal e a velocidade do corpo e C_a é o coeficiente de massa adicionada que se relaciona com o coeficiente inercial por meio da Equação (4.16).

O coeficiente de inércia é obtido empiricamente e depende, além do movimento, do formato dos corpos que acelerados geram a massa adicionada. Keulegan e Carpenter (1958) realizaram experimentos para determinar o comportamento do coeficiente de inércia em corpos circulares em forma de chapa, que mais se aproximam dos formatos estudados nesta dissertação. Por meio desses experimentos, chegaram à conclusão de que o coeficiente de inércia em uma oscilação depende principalmente dos parâmetros de amplitude da velocidade da oscilação, v_a , período da oscilação, T , e diâmetro da chapa, D . A partir desses parâmetros, criaram um valor de referência adimensional, mais tarde batizado de número de Keulegan-Carpenter, K_C , descrito pela Equação (4.17).

$$K_C = \frac{v_a \cdot T}{D} \quad (4.17)$$

Depois de realizar experimentos para diferentes diâmetros, períodos e amplitudes de velocidade, chegou-se à relação entre coeficiente de inércia e número de Keulegan-Carpenter

descrita pela Figura 4.8. Essa relação, por intermédio do método de mínimos quadrados, foi transformada em uma equação polinomial de 5ª ordem, Equação (4.18), para números de Keulegan-Carpenter menores ou iguais a 16; e em uma equação logarítmica, Equação (4.19), para números de Keulegan-Carpenter maiores que 16.

$$C_m = -3.10^{-5} \cdot K_C^5 + 0,0016 K_C^4 - 0,0301 K_C^3 + 0,2029 K_C^2 - 0,2553 K_C + 1,2969 \quad (4.18)$$

$$C_m = 1,6217 \ln(K_C) - 3,247 \quad (4.19)$$

É por meio desse método que se obtém a influência da massa adicionada e finalmente da força hidrodinâmica no comportamento da vibração axial induzida pelo *heave* nos elementos tubulares.

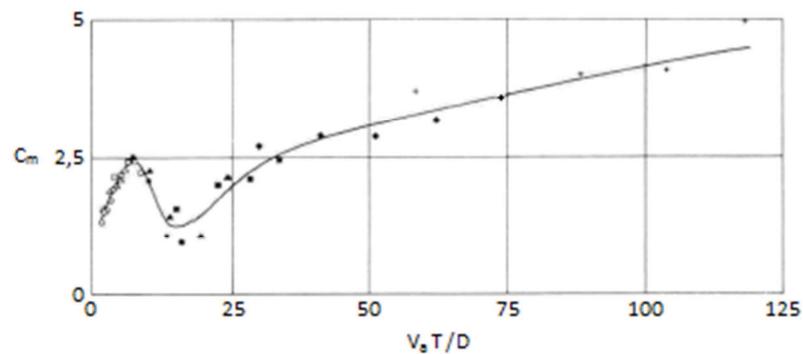


Figura 4.8 –Variação do coeficiente de inércia em chapas (Keulegan e Carpenter, 1958)

4.4. Modelagem do Movimento dos Elementos Tubulares

Esta seção é dedicada a descrever como foram obtidas as soluções da equação de movimento e as equações de amplitude do deslocamento ao longo do comprimento dos sistemas e de máxima amplitude de força dinâmica em cada situação simulada. Dedicar-se também a demonstrar quais suas diferenças em termos de parâmetros e condições de contorno e como essas são modeladas. É a partir dessas equações que são realizadas todas as simulações e obtenção dos resultados deste trabalho.

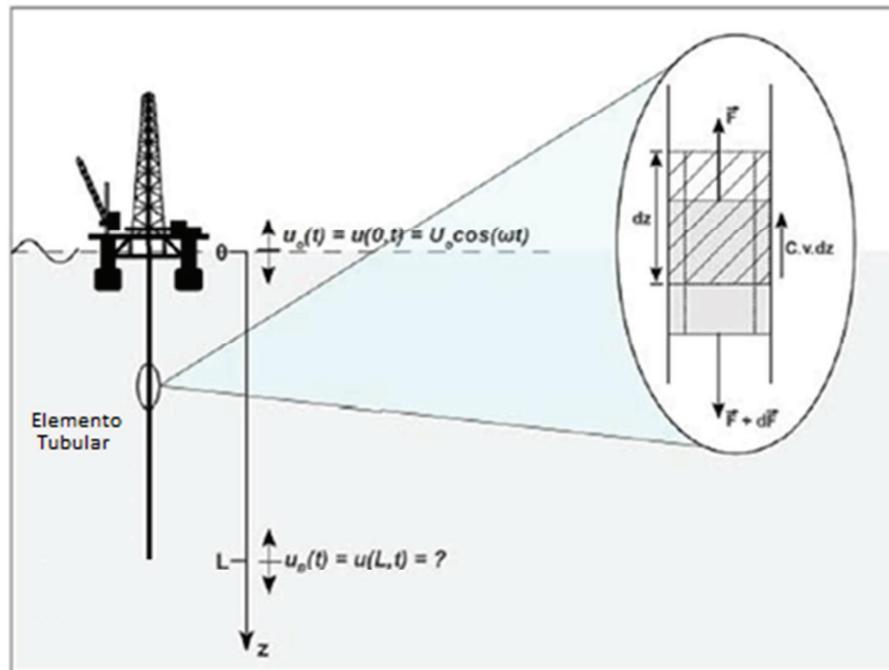


Figura 4.9 – Estudo do balanço de forças de um elemento tubular pendurado em uma sonda

A equação de movimento de elementos tubulares que oscilam na direção axial devido ao *heave* pode ser descrita por meio do balanço de forças internas do elemento infinitesimal de comprimento destacado (dz) na Figura 4.9, como mostra a Equação (4.20).

$$m \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} dz = \frac{\partial F}{\partial z} dz - (\alpha + C) \frac{\partial u}{\partial t} dz \quad (4.20)$$

O peso próprio e empuxo, como forças estáticas, não estão considerados porque não influenciariam diretamente na vibração. A força axial, F , ao longo do corpo, está relacionada com a deformação dos elementos tubulares, o que leva à Equação (4.21), equação de movimento reorganizada.

$$m \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + (C + \alpha) \frac{\partial u}{\partial t} - EA \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} = 0 \quad (4.21)$$

Onde m , E , e A são, respectivamente a massa linear, o módulo de elasticidade e a área da seção transversal do elemento tubular e u é o deslocamento de um determinado ponto. O

coeficiente C é o coeficiente de amortecimento estrutural intrínseco às características do elemento tubular e depende da frequência de oscilação, ω , e esse é descrito por Peterson (1984) conforme a Equação (4.22).

$$C = \frac{1}{2000} \frac{EA}{\pi \omega L^2} \quad (4.22)$$

Onde L é o comprimento total do elemento tubular. O coeficiente α se refere ao amortecimento linear devido à interação do fluido com a parede do elemento tubular e é descrito por Park *et al.* (2010), conforme a Equação (4.23).

$$\alpha = \frac{4}{3\pi} \rho C_{DT} A U_{0a} \omega \quad (4.23)$$

Onde C_{DT} é o coeficiente de arrasto normal entre o fluido e o elemento tubular.

Conforme comentado anteriormente, nessa modelagem o *heave* tem amplitude e período constante, conseqüentemente frequência constante. Assim, a condição de contorno das extremidades superiores dos sistemas de elementos tubulares ($z = 0$) é a mesma em todas as situações. Por estar conectada, a sonda repete o seu movimento e é dependente apenas do tempo, sendo representada pela Equação (4.24).

$$u(0, t) = U_{0a} \cdot \cos(\omega t) \quad (4.24)$$

A condição de contorno da extremidade inferior ($z = L$), que está livre, é obtida por meio do balanço de forças que pode ser descrito pelas Equações (4.25) e (4.26).

$$-EA \frac{\partial u}{\partial z} - \frac{1}{2} \rho A_P C_D \left(\left| \frac{\partial u}{\partial t} \right| \cdot \frac{\partial u}{\partial t} \right) = M \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (4.25)$$

$$M = M_P + C_m \cdot \rho \cdot V_P \quad (4.26)$$

Onde A_P , M_P e V_P são respectivamente a área da seção transversal, a massa e o volume do corpo pendurado na extremidade final do elemento – seja ele o conjunto *LMRP* e *BOP* para *riser* ou a sapata flutuante para revestimento – e M inclui a influência da inércia da massa, M_P , e da inércia hidrodinâmica que inclui a massa adicionada.

Em todos os casos estudados a condição de contorno da extremidade inferior apresenta um termo referente à força de arrasto, a qual é proporcional ao quadrado da velocidade, portanto, um termo não linear. A fim de se obter uma solução analítica e partindo-se da premissa de que o deslocamento é harmônico simples, o termo pode ser linearizado pela Equação (4.27). Essa linearização foi feita por Chung e Whitney (1982) e por Weaver e Timoshenko (1990) e está detalhada no Apêndice A.

$$\left| \frac{\partial u}{\partial t} \right| \frac{\partial u}{\partial t} \approx \frac{8}{3\pi} U_L \frac{\partial u}{\partial t} \omega \quad (4.27)$$

Onde U_L é a amplitude do deslocamento da extremidade inferior dos elementos tubulares. Vale observar que U_L , a princípio, é um valor desconhecido e somente é possível obtê-lo por meio de iteração, até sua convergência.

O interesse deste trabalho é no comportamento permanente dos sistemas, nos quais os termos transitórios são desprezíveis. Então, a solução proposta, por intermédio da separação de variáveis, para a equação de movimento é no domínio da frequência, conforme a Equação (4.28).

$$u(z, t) = U(z) \cdot e^{i\omega t} \quad (4.28)$$

Cabe observar que, como mostrado na Equação (4.24), o ângulo de fase na extremidade superior é considerado nulo, se tratando de um ponto de referência. As demais posições tem o ângulo de fase igual ao argumento do número complexo obtido através das soluções, e esse ângulo representa defasagem do movimento em uma determinada posição em relação ao movimento da extremidade superior.

Considerando-se a linearização da Equação (4.27) e a solução sugerida na Equação (4.28) e substituindo-as na equação de movimento – Equação (4.21) – e nas equações de condições de contorno – Equações (4.24) e (4.25) –, obtém-se a solução definitiva do problema, descrita pela Equação (4.29).

$$U(z, t) = U_{0a} [\cos(\gamma z) + Z \operatorname{sen}(\gamma z)] e^{i\omega t} \quad (4.29)$$

Onde

$$Z = \frac{\gamma \operatorname{sen}(\gamma L) + \beta \cos(\gamma L)}{\gamma \cos(\gamma L) + \beta \operatorname{sen}(\gamma L)} \quad (4.30)$$

$$\gamma = \sqrt{\frac{m\omega^2 - i\omega(C + \alpha)}{EA}} \quad (4.31)$$

E

$$\beta = \omega^2 \left(\frac{M - \frac{4}{3\pi} i\rho A_p C_D U_L}{EA} \right) \quad (4.32)$$

A partir da Equação (4.29) é possível obter o deslocamento em qualquer ponto do elemento tubular, inclusive em sua extremidade final, L . É importante ressaltar que para a obtenção dos resultados é necessário realizarem-se iterações para se obter a amplitude na extremidade final do elemento tubular, U_L . Para isso, determina-se um valor inicial dessa amplitude igual à amplitude do *heave*, U_{0a} , e por meio das iterações chega-se à convergência pela Equação (4.33).

$$U_L = U_{0a} \left[\frac{1}{\cos(\gamma L) + \frac{\beta}{\gamma} \operatorname{sen}(\gamma L)} \right] \quad (4.33)$$

Outra grandeza importante nas análises dos resultados deste trabalho é a força dinâmica presente ao longo do elemento tubular, T_D , a qual é descrita pela Equação (4.34).

$$T_D(z,t) = EA \frac{\partial u}{\partial z} - \frac{1}{2} \rho A_p C_D \left(\left| \frac{\partial u}{\partial t} \right| \cdot \frac{\partial u}{\partial t} \right) \Big|_L \quad (4.34)$$

O primeiro termo da direita se refere à força devida à deformação em um ponto qualquer do elemento tubular e o segundo termo é a força de arrasto normal na extremidade inferior desse. Para se obter a amplitude da força dinâmica máxima basta calcular a força dinâmica na extremidade superior ($z = 0$). A força máxima está na extremidade superior porque, para o intervalo de períodos de ondas do mar e *heave* medidos e utilizados neste trabalho para o cálculo dessa força, os tubos estão sempre totalmente tracionados ou totalmente comprimidos ao longo do seu comprimento. Assim, a força dinâmica máxima no elemento tubular é dada pela Equação (4.35).

$$T_{Dm\acute{a}x}(0,t) = \left[EA \gamma U_{0a} Z - \frac{1}{2} \rho A_p C_D \left(\left| i \omega U_L e^{i\alpha} \right| i \omega U_L \right) \right] e^{i\alpha} \quad (4.35)$$

Esta solução, tal como descrita nas Equações (4.29) e (4.35), vale apenas para um sistema de elementos tubulares que tenha a mesma característica de massa linear e diâmetros ao longo de todo o seu comprimento. Nesta dissertação, apenas em uma parte dos estudos de revestimento puro se aplica essa equação, considerando-se que para sistemas de *riser* de perfuração – os quais possuem em parte do seu comprimento flutuadores que modificam essas características –, revestimento combinado ou na configuração de revestimento e coluna de assentamento, essas características se modificam ao menos uma vez ao longo dos seus comprimentos.

Dessa forma, sabendo-se das condições de contorno das extremidades superior e inferior do sistema é preciso determinar as condições de contorno nas interseções dos segmentos com diferentes características. Toma-se a Figura 4.10 como base, a qual assume que a configuração do sistema de elementos tubulares possui N segmentos com diferentes características.

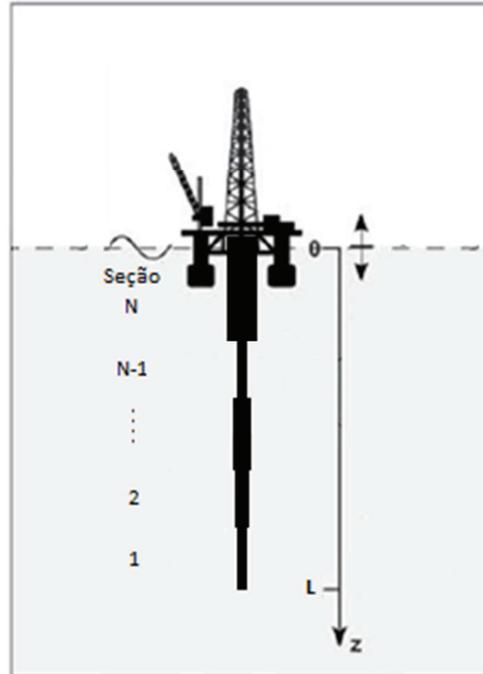


Figura 4.10 - Idealização matemática de um sistema de elementos tubulares com segmentos com diferentes características

A solução definitiva para a obtenção do deslocamento e a força dinâmica interna ao longo do sistema nessa configuração é análoga à solução apresentada anteriormente e pode ser descrita pelas Equações (4.36) e (4.37).

$$U_n(z, t) = U_{0n} [\cos(\gamma_n z) + Z_n \text{sen}(\gamma_n z)] e^{i\omega t} \quad (4.36)$$

$$F_n(z, t) = E_n A_n \frac{\partial u}{\partial z} \quad (4.37)$$

Onde n é o índice que denota o n ésimo segmento do sistema de elementos tubulares.

Como condições de contorno na interseção entre segmentos, conforme estabelecido por Niedzweki e Thampi (1988), a extremidade inferior do segmento acima e a extremidade superior do segmento abaixo compartilham o mesmo movimento, sendo assim a mesma amplitude de deslocamento, Equação (4.38), e também a mesma intensidade de força dinâmica interna, F_n , ou seja, a mesma intensidade de força causada pela deformação, Equação (4.39).

$$U_{n+1}(L_{n+1}, t) = U_n(0, t) \quad (4.38)$$

$$F_{n+1}(L_{n+1}, t) = F_n(0, t) \quad (4.39)$$

Estas condições de contorno acrescentadas ao sistema fazem com que os parâmetros U_{0n} , Z_n , γ_n e β_n tenham novos significados e esses são expressos pelas Equações (4.40), (4.41), (4.42), (4.43) e (4.44). O método para se chegar à Equação (4.44) é descrito no Apêndice B.

$$U_{0n} = U_{Ln+1} = U_{0n+1} [\cos(\gamma_{n+1}L_{n+1}) + Z_{n+1} \text{sen}(\gamma_{n+1}L_{n+1})] e^{i\omega t} \quad (4.40)$$

$$Z_n = \frac{\gamma_n \text{sen}(\gamma_n L_n) + \beta_n \cos(\gamma_n L_n)}{\gamma_n \cos(\gamma_n L_n) + \beta_n \text{sen}(\gamma_n L_n)} \quad (4.41)$$

$$\gamma_n = \sqrt{\frac{m_n \omega^2 - i\omega(C_n + \alpha_n)}{E_n A_n}} \quad (4.42)$$

$$\beta_1 = \omega^2 \left(\frac{M_1 - \frac{4}{3\pi} i\rho A_P C_D U_{L1}}{E_1 A_1} \right) \quad (4.43)$$

$$\beta_{n+1} = Z_n \gamma_n \frac{E_n A_n}{E_{n+1} A_{n+1}} \quad (4.44)$$

A partir da Equação (4.36) é possível se obter o deslocamento em qualquer ponto do sistema. Porém, assim como na configuração anterior, fazem-se necessárias iterações para obtenção do resultado final. Estas iterações são realizadas até a amplitude na extremidade final do sistema, U_{L1} , convergir. Para isso, determina-se um valor inicial dessa amplitude igual à amplitude do *heave*, U_{0a} , e por meio das iterações chega-se à convergência pela Equação (4.45).

$$U_{L_1} = U_{01} \left[\frac{1}{\cos(\gamma_1 L_1) + \frac{\beta_1}{\gamma_1} \text{sen}(\gamma_1 L_1)} \right] \quad (4.45)$$

Para o cálculo da força dinâmica em qualquer ponto do sistema, basta se identificar em qual segmento está esse ponto e aplicar a Equação (4.46).

$$T_{Dn}(z, t) = E_n A_n \frac{\partial u}{\partial z} - \sum_{i=1}^n \frac{1}{2} \rho A_{Pi} C_D \left(\left| \frac{\partial u}{\partial t} \right| \cdot \frac{\partial u}{\partial t} \right) \Big|_{L_i} \quad (4.46)$$

O primeiro termo da direita se refere à força devido à deformação em um ponto qualquer do segmento em questão no sistema; o segundo termo é o somatório das forças de arrasto normal na extremidade inferior do próprio segmento e dos segmentos abaixo desse.

Por fim, para se obter a amplitude da força dinâmica máxima basta, como antes, calcular a força dinâmica na extremidade superior ($z = 0$). Assim, a força dinâmica máxima neste sistema é dada pela Equação (4.47).

$$T_{Dmáx}(0, t) = \left[E_N A_N \gamma_N U_{0a} Z_N - \sum_{n=1}^N \frac{1}{2} \rho A_{Pn} C_D \left(|i\omega U_{Ln} e^{i\alpha}| \cdot i\omega U_{Ln} \right) \right] e^{i\alpha} \quad (4.47)$$

Por meio dessas equações será possível a obtenção dos resultados, os quais são observados no capítulo seguinte, desde a obtenção das amplitudes do deslocamento ao longo dos sistemas para diversas frequências, passando pelos testes de sensibilidade e cálculo das forças dinâmicas, até a confecção dos mapas operacionais.

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Este capítulo é dividido em sete seções. Na primeira e na segunda seção são introduzidos os dados de entrada, os quais são provenientes de dados reais de onda coletados e tratados para o planejamento de operações de uma bacia do Atlântico sul, a qual não pode ser citada pelo caráter sigiloso da informação. Além desses, os dados das características dos elementos tubulares – *riser* de perfuração, revestimento e coluna de assentamento – usados nas simulações. Esses dados são utilizados nas demais seções e servem como base para as conclusões dos estudos.

Na terceira seção são realizadas simulações em todos os sistemas de elementos tubulares propostos para verificar o comportamento da amplitude do deslocamento ao longo do comprimento dos sistemas em relação à frequência de excitação. Na quarta seção são realizados testes de sensibilidade relativos à variação de determinados parâmetros dos sistemas como comprimento, espessura e massa pendurada, verificando-se como se comportam os sistemas em relação à amplitude do deslocamento da extremidade final e o período de excitação. Essas seções têm o objetivo de verificar se o modelo se comporta, de forma geral, de acordo com a teoria e de acordo com modelos estudados na literatura.

Na quinta seção são efetuadas as simulações que são o objetivo cerne deste trabalho. São calculadas, por meio do modelo proposto, as forças dinâmicas a partir dos pares de amplitude e frequência de *heave* obtidos dos dados reais de onda em todos os sistemas. Obtidos esses resultados, pode-se concluir se o comportamento dinâmico axial de sistemas de elementos tubulares gerado pelo *heave* da embarcação pode comprometer a integridade desses sistemas.

Nas sexta e sétima seções são realizadas comparações de valores de forças dinâmicas calculadas com valores de forças dinâmicas medidas a partir de valores de *heave* medidos da embarcação em casos de operações com sistemas de *riser* de perfuração e revestimento puro. Também são sugeridos e mostrados mapas de operação que indicam em quais valores de amplitude e período de *heave* a operação tem ou não possibilidade de comprometer a integridade dos sistemas para determinada profundidade.

Essas seções fecham os resultados ao trazer uma visão do modelo associado à prática. Inicialmente ao comparar valores calculados com valores reais e posteriormente ao criar um

mapa que pode ser usado diretamente na prática pelos responsáveis pelo projeto e operação dos sistemas de elementos tubulares.

5.1. Dados de Mar Coletados em Bacia do Atlântico Sul

Como descrito no Capítulo 4, a partir de dados metoceanográficos para o planejamento de operações de uma bacia do Atlântico sul foram obtidos os dados de ondas – amplitudes, períodos e direções – durante um ano, em 25 pontos diferentes. A cada intervalo de três horas, em cada ponto, os dados de onda irregular foram traduzidos em uma amplitude, um período e uma direção, aproximando-se os dados medidos para uma gama de 75712 dados de ondas regulares.

Nesses dados coletados, as amplitudes das ondas variam em intervalos estatísticos que vão do intervalo de 0 a 0,5 m até o intervalo de 9,5 a 10 m; seus períodos variam do intervalo de 3 a 4 segundos até o intervalo de 20 a 21 segundos. O relatório sobre a coleta e tratamento desses dados apresenta a quantidade de repetições de cada intervalo de amplitude e período ao longo do ano e ao longo de cada um dos quatro trimestres do ano.

Para as simulações desta dissertação são selecionados os dados de maior amplitude e menor período – maior frequência – dentro de cada intervalo de período. Com essa seleção obtém-se 18 pares de amplitude e período de onda, os quais ainda não servem como dados de entrada para o modelo, pois a amplitude se trata da amplitude de onda e, para entrada, é necessária a amplitude do *heave*.

A amplitude do *heave* pode ser estimada por meio da *RAO* da embarcação, conforme mostrado no Capítulo 4. Para a obtenção da amplitude do *heave* neste trabalho foi considerada a *RAO* de uma sonda real, *Glomar Challenger*, retirada do trabalho de Peterson (1984) e mostrada na Figura 5.1. Considerou-se também que as ondas atingem a embarcação no ângulo de 90°, por existir para cada ângulo de incidência uma relação entre *heave* e onda diferente.

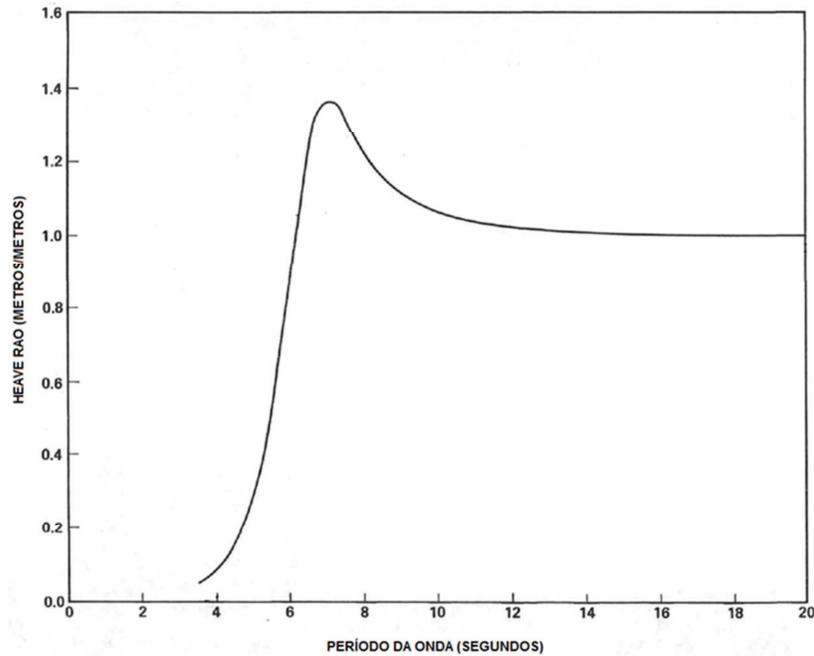


Figura 5.1 - RAO do heave da sonda *Glomar Challenger* (Adaptado de Peterson, 1984)

Tabela 5.1 - Dados de entrada relativos ao movimento da embarcação

Amplitude da onda (m)	Amplitude do <i>heave</i> (m)	Período (s)	Frequência (rad/s)
2,0	0,18	3	2,09
3,5	1,05	4	1,57
3,5	3,15	5	1,26
4,5	6,17	6	1,05
5,0	6,05	7	0,90
6,0	6,66	8	0,79
9,0	9,54	9	0,70
9,5	9,86	10	0,63
9,5	9,70	11	0,57
9,5	9,64	12	0,52
6,5	6,56	13	0,48
8,5	8,50	14	0,45
8,5	8,50	15	0,42
10,0	10,00	16	0,39
5,5	5,50	17	0,37
5,5	5,50	18	0,35
3,5	3,50	19	0,33
3,5	3,50	20	0,32

A partir de todas essas informações são obtidos os dados de entrada de movimento da extremidade superior dos sistemas de elementos tubulares, os quais estão conectados e fixos à sonda que transmite esses movimentos. Esses dados de entrada são a amplitude e a frequência do *heave*. Os 18 pares de amplitude e frequência do *heave* são mostrados na Tabela 5.1, juntamente com a amplitude e o período de onda utilizados para se obter cada um desses.

Quanto a esses dados de entrada, deve-se chamar atenção para o período mínimo registrado, 3 segundos – ou para a frequência máxima registrada, 2,09 rad/s –, porque esse valor vai balizar um importante parâmetro, os períodos de ressonância (ou frequências naturais) dos sistemas. Caso os valores de ressonância estejam dentro do intervalo registrado, isso se constitui forte indicativo da possibilidade de problemas estruturais nos sistemas estudados, como visto nas seções a seguir.

5.2. Dados Gerais dos Elementos Tubulares Utilizados nas Simulações

O *riser* escolhido como objeto deste estudo é tipicamente utilizado em projetos de poços *offshore* em lâmina d'água profunda. É estudado um sistema de *riser* de perfuração projetado para lâmina d'água de 3000 m e este valor de comprimento é completamente compatível com a realidade atual de construção de poços em lâminas d'água profunda.

Na Tabela 5.2 estão descritos alguns dos dados de entrada considerados nesta etapa de resultados.

Tabela 5.2 - Dados de entrada para simulação de sistemas de *riser*

Massa linear do <i>riser</i> sem flutuador- kg/m (lb/ft)	317,52 (215)
Módulo de elasticidade do <i>riser</i> - GPa (psi)	2,1x10 ¹¹ (3x10 ⁷)
Diâmetro externo do <i>riser</i> - m (in)	0,5334 (21)
Diâmetro interno do <i>riser</i> - m (in)	0,489 (19,25)
Comprimento da junta do <i>riser</i> - m (ft)	22,86 (75)
Resistência à tração do <i>riser</i> - kN (klbf)	19600 (4455)
Massa linear do <i>riser</i> com flutuador- kg/m (lb/ft)	640,37 (433)
Diâmetro externo do módulo de flutuabilidade - m (in)	1,2446 (49)
Densidade do fluido no entorno (água do mar) - kg/m³ (lb/gal)	1018 (8,55)

A partir desses dados de entrada, dos dados assumidos na Tabela 5.3 e das Equações (4.1) e (4.2) é obtido o comprimento de *riser* que estará envolto com módulos de flutuabilidade. Esse comprimento é considerado na simulação como o comprimento do

segmento superior do *riser*, sendo o segmento inferior livre de flutuadores, conforme mostrado na Figura 4.2.

Tabela 5.3 - Valores adotados para cálculo do comprimento do segmento de *riser* com flutuadores

T_{mín} - kN (klbf)	6600 (1500)	R_f	0,9
W_s - kN (klbf)	8043 (1828)	A_i - m² (in²)	0,2317 (359,15)
f_{wt}	1,05	d_m - kg/m³ (lbf/gal)	1429 (8,55)
f_{bt}	0,96	H_m - m (ft)	3000 (9843)
N	12	d_w - kg/m³ (lbf/gal)	1018 (12)
n	2	H_w - m (ft)	3000 (9843)

A força decorrente do empuxo dos flutuadores, Bn , para essa configuração de *riser* com 3000 m de comprimento e sistema de tensionadores é de 6534 kN (1485 klbf). Dessa forma, 79 juntas de *riser* devem ser instaladas com flutuadores indicando que o segmento superior de *riser* com flutuadores tem o comprimento de 1806 m. Então, o segmento inferior de *riser* sem flutuadores tem 1194 m de comprimento.

Para completar os dados de entrada, são necessários alguns dados do conjunto *LMRP* e *BOP*, os quais estão descritos na Tabela 5.4.

Tabela 5.4 - Dados do conjunto *LMRP* e *BOP*

Massa do conjunto <i>LMRP</i> e <i>BOP</i> - kg (lb)	396870 (874948)
Comprimento do conjunto <i>LMRP</i> e <i>BOP</i> - m (ft)	18,03 (59,16)
Área externa do conjunto <i>LMRP</i> e <i>BOP</i> - m² (in²)	2,94 (4557)
Área interna do conjunto <i>LMRP</i> e <i>BOP</i> - m² (in²)	0,1781 (276)

Para o revestimento foi escolhido um revestimento de superfície também tipicamente utilizado em projetos de poços *offshore* em lâmina d'água profunda. O comprimento do revestimento é de 1500 m, comprimento também compatível com o utilizado em alguns projetos.

Na Tabela 5.5 estão descritos todos os dados de entrada considerados nesta etapa de resultados. Essa configuração de revestimento é utilizada tanto nas simulações de sistema de revestimento puro quanto nas simulações de sistemas de revestimento e coluna de assentamento.

Tabela 5.5 - Dados de entrada para simulação de sistemas de revestimento puro

Massa linear do revestimento - kg/m (lb/ft)	232,16	(156)
Módulo de elasticidade do revestimento - GPa (psi)	2,1x10 ¹¹	(3x10 ⁷)
Diâmetro externo do revestimento - m (in)	0,508	(20)
Diâmetro interno do revestimento - m (in)	0,4699	(18,5)
Resistência à tração do revestimento - kN (klbf)	15840	(3651)
Área interna da sapata flutuante - m² (in²)	0,00459	(7,115)
Comprimento da sapata flutuante - m (ft)	0,4	(1,31)
Densidade do fluido no entorno (água do mar) - kg/m³ (lb/gal)	1018	(8,55)

A coluna de assentamento são *drill pipes* típicos de sondas utilizadas nos mesmos projetos. O comprimento da coluna de assentamento é de 1500 m, o qual totaliza o comprimento do sistema de revestimento e coluna de assentamento de 3000 m. Na Tabela 5.6 estão descritos os dados da coluna de assentamento considerados.

Tabela 5.6 - Dados da coluna de assentamento - *Drill Pipe*

Massa linear da coluna de assentamento - kg/m (lb/ft)	70,03	(47)
Módulo de elasticidade da coluna de assentamento - GPa (psi)	2,1x10 ¹¹	(3x10 ⁷)
Diâmetro externo da coluna de assentamento - m (in)	0,168	(6,625)
Diâmetro interno da coluna de assentamento - m (in)	0,130	(5,125)
Resistência à tração da coluna de assentamento - kN (klbf)	9238	(2076)

Os dados mostrados nesta seção sofrem pequenas alterações em algumas simulações; quando isso ocorre, chama-se a atenção para a nova característica adotada para a respectiva simulação.

5.3. Amplitudes dos Deslocamentos x Frequência de Excitação

Nesta seção são estudados os comportamentos das amplitudes do deslocamento ao longo do comprimento dos sistemas de *riser* de perfuração, de revestimento puro e de revestimento e coluna de assentamento em diversas frequências de excitação de *heave*. Faz-se

isso para determinar e entender como esse deslocamento se comporta, quais os valores que pode atingir e encontrar as primeiras frequências naturais do sistema, definindo-se qual ou quais estão dentro do intervalo real de frequências registradas na bacia do Atlântico sul.

Os dados dos sistemas de elementos tubulares utilizados para as simulações foram detalhados anteriormente. Entre os pares de amplitude e período de *heave*, foi escolhido o par que possui a amplitude de *heave* no valor de 6,17 m, por ser o par a apresentar valores mais significativos de deslocamento e força dinâmica fora da ressonância na maioria dos casos.

A seguir, são observados os comportamentos das amplitudes do deslocamento da extremidade final do sistema de *riser* de perfuração na Figuras 5.2, do sistema de revestimento puro na Figura 5.3, da coluna de assentamento do sistema de revestimento e coluna de assentamento na Figura 5.4 e do revestimento do sistema de revestimento e coluna de assentamento na Figura 5.5. Observou-se como o comportamento dos módulos das amplitudes do deslocamento ao longo de todo o comprimento do *riser* na Figura 5.6, do revestimento puro na Figura 5.7 e do sistema de revestimento e coluna de assentamento na Figura 5.8, em que é possível observar os modos de vibração dentro do intervalos de frequência estudados em cada sistema. Também são registradas as frequências naturais do sistema com as respectivas amplitudes de deslocamento da extremidade final do *riser*, do revestimento puro e do revestimento e coluna de assentamento nas Tabelas 5.7, 5.8 e 5.9 respectivamente. Essas configurações são simuladas em frequências de até 30 rad/s, justamente para poder tentar se vislumbrar maior gama de frequências naturais dos sistemas, a fim de entender melhor o comportamento desses.

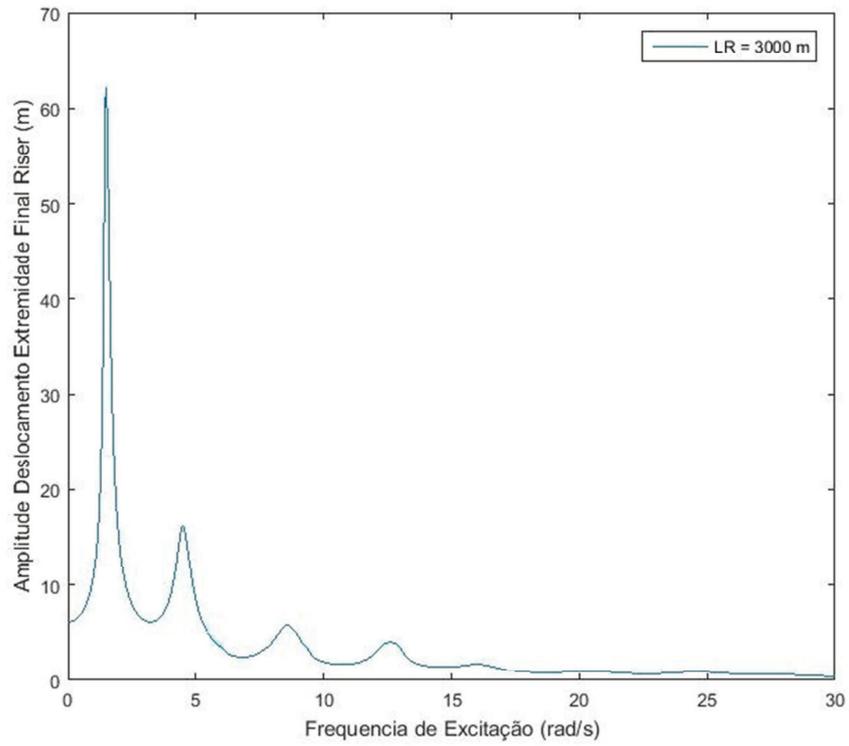


Figura 5.2 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para riser de 3000 m

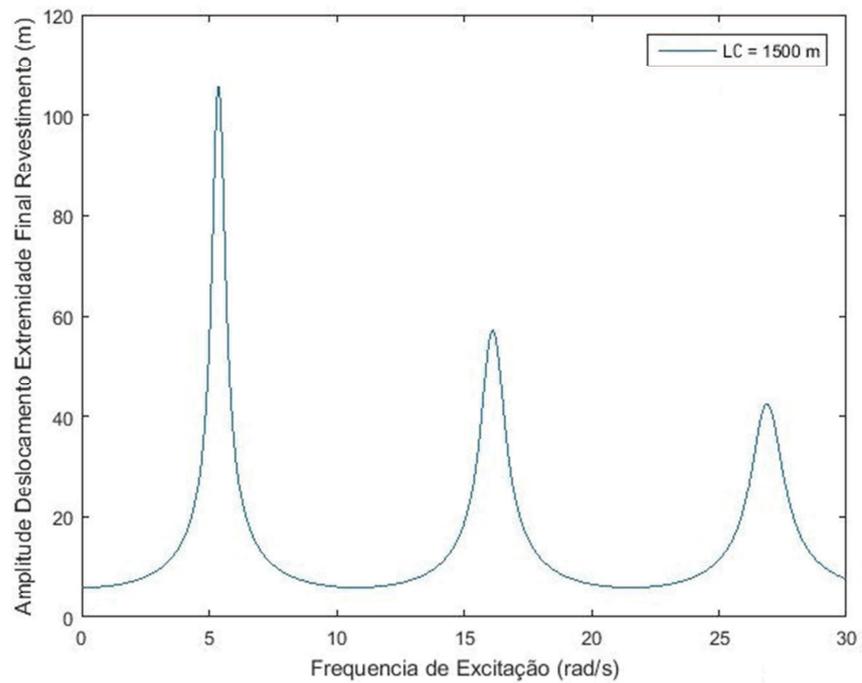


Figura 5.3 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para revestimento puro de 1500 m

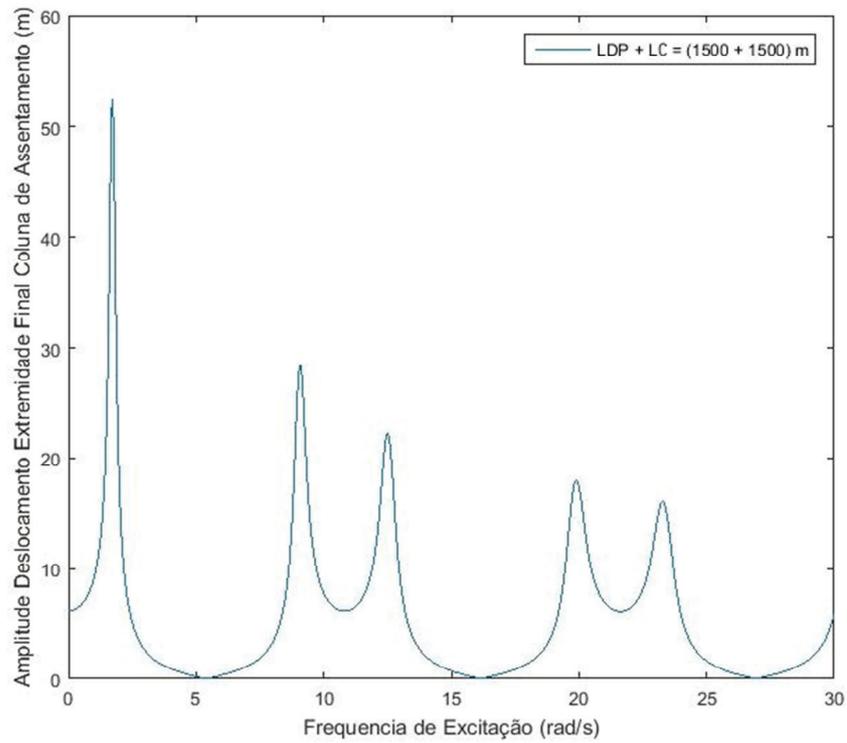


Figura 5.4 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final da coluna de assentamento de 1500 m no sistema de revestimento e coluna de assentamento de 3000 m

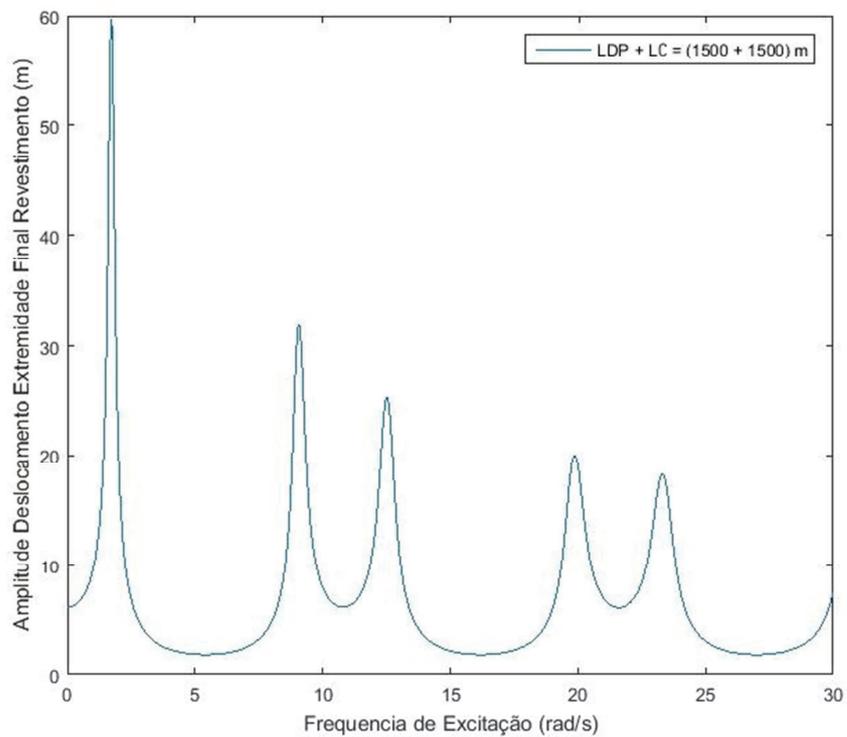


Figura 5.5 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final do revestimento de 1500 m no sistema de revestimento e coluna de assentamento de 3000 m

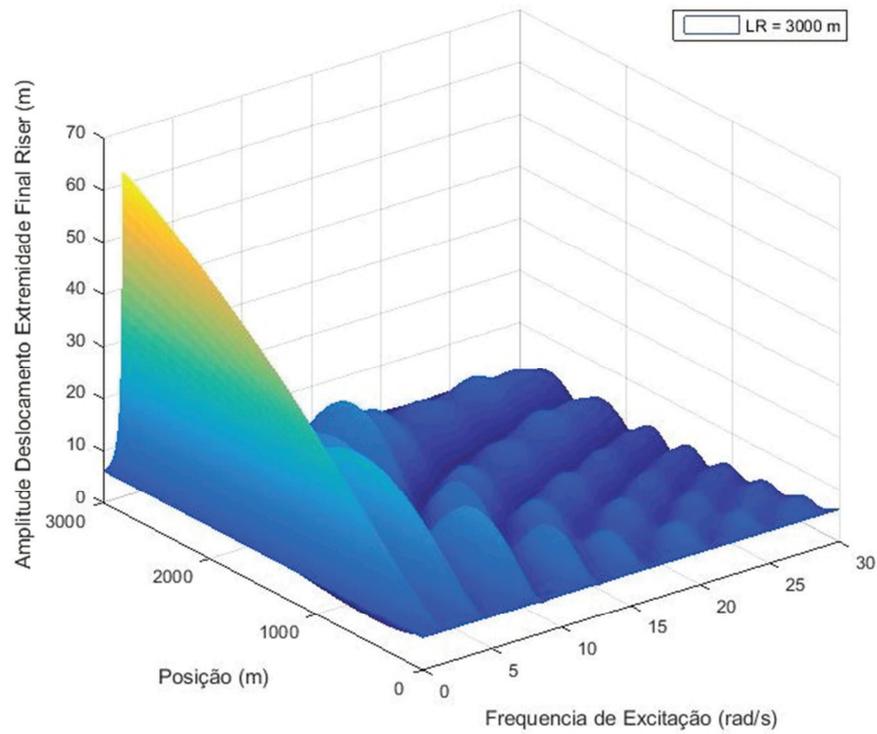


Figura 5.6 - Comportamento da amplitude do deslocamento ao longo de todo o comprimento para *riser* de 3000 m

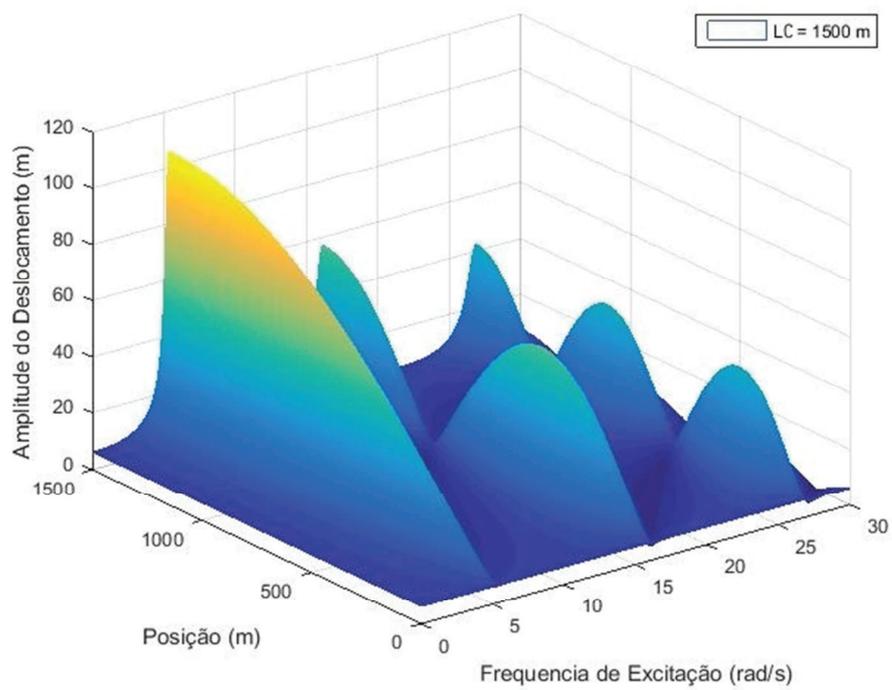


Figura 5.7 - Comportamento da amplitude do deslocamento ao longo de todo o comprimento para revestimento de 1500 m

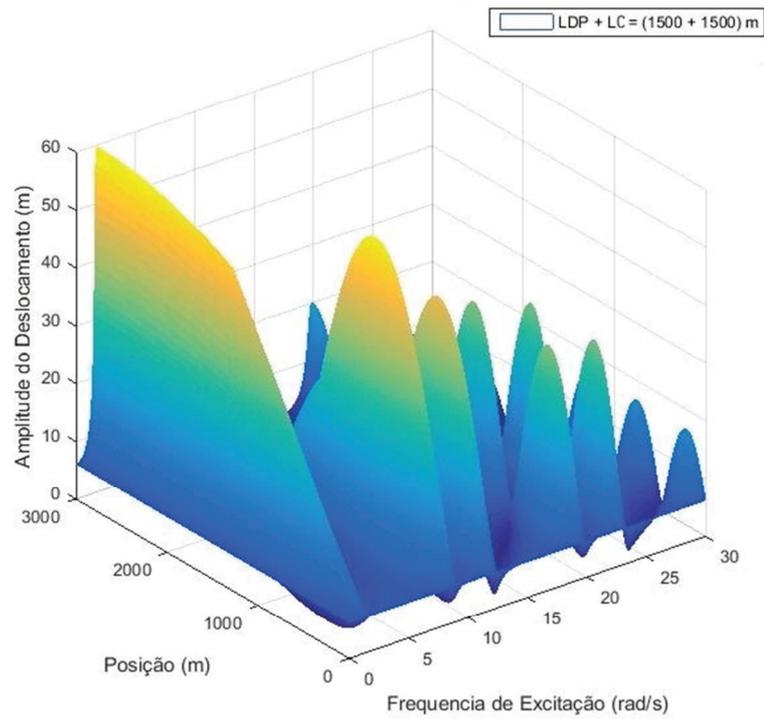


Figura 5.8 - Comportamento da amplitude do deslocamento ao longo de todo o comprimento para sistema de coluna de assentamento e revestimento de 3000 m

Tabela 5.7 - Frequências naturais e amplitude do deslocamento da extremidade final para riser de 3000 m

Frequências naturais	Amplitude da extremidade final
1,49 rad/s	62,20 m
4,49 rad/s	16,19 m
8,58 rad/s	5,82 m
12,57 rad/s	4,07 m

Tabela 5.8 - Frequências naturais e amplitude do deslocamento da extremidade final para revestimento de 1500 m

Frequências naturais	Amplitude da extremidade final
5,37 rad/s	105,70 m
16,12 rad/s	57,23 m
26,88 rad/s	42,41 m

Tabela 5.9 - Frequência natural e amplitude do deslocamento da extremidade final para sistema de 3000 m com coluna de assentamento e revestimento

Frequências naturais	Amplitude da extremidade final da coluna de assentamento	Amplitude da extremidade final do revestimento
1,72 rad/s	52,38 m	59,75 m
9,07 rad/s	28,34 m	31,94 m
12,52 rad/s	22,25 m	25,33 m
19,88 rad/s	17,99 m	20,01 m
23,31 rad/s	16,06 m	18,26 m

Nota-se que para o mesmo intervalo de frequência, de 0 a 30 rad/s, cada sistema apresenta diferentes quantidades de frequências naturais encontradas. Para o *riser*, as primeiras sete ou oito frequências naturais se fazem presentes, sendo possível o registro das quatro primeiras; para o revestimento puro é possível observar e registrar as primeiras três frequências naturais, e para o sistema de revestimento e coluna de assentamento são observadas e registradas as cinco primeiras frequências naturais. Esses dados são interessantes, por ser justamente na frequência natural e em valores próximos a essa, que se observam os maiores valores de amplitudes de deslocamento ao longo do sistema. Os sistemas que apresentam maior número de frequências naturais dentro de um intervalo fixo de frequências, apresentam maiores possibilidades de ocorrência de grandes deslocamentos.

Levando-se em consideração os valores de frequência de *heave* reais registrados e apresentados nesta dissertação, cujo maior valor de frequência é 2,09 rad/s, observa-se que tanto a configuração de sistema de *riser* quanto a configuração de sistema de revestimento e coluna de assentamento possuem frequências naturais dentro de valores reais, o que certamente impõe valores de amplitudes de deslocamento significativos em parte desse intervalo. Isso não ocorre na configuração de sistema de revestimento puro, porém, mesmo sem possuir frequências naturais dentro do intervalo real, a configuração de revestimento puro pode acarretar valores de amplitude significativos porque antes mesmo de atingir a frequência natural, a amplitude do deslocamento cresce à medida que a frequência cresce dentro do intervalo real.

Uma importante constatação, que se dá pelo fato de o intervalo real abarcar apenas a primeira frequência natural ou ser menor do que essa em todos os casos, mostra que ao longo do comprimento do sistema ou ele estará totalmente em expansão, ou totalmente em contração; conseqüentemente ou totalmente em tração, ou totalmente em compressão devido à deformação. Essa conclusão é importante por confirmar que a força dinâmica máxima nos

casos reais registrados para os sistemas de elementos tubulares sempre estará na extremidade superior desses, o que ratifica as Equações (4.35) e (4.47) demonstradas no Capítulo 4.

Além da análise do comportamento por meio das amplitudes em relação a frequência, é realizada também a análise da defasagem entre a extremidade superior, que é o ponto de excitação e os nós de excitação onde ocorre às ressonâncias em variadas frequências, inclusive na frequência de ressonância. Essa análise verifica se o ângulo em que ocorre a ressonância é de 90° ou -90° como versa a teoria. Verificou-se que os resultados do modelo condizem com a teoria, também neste ponto. As Figuras 5.9 e 5.10 são um dos exemplos que demonstram esse fato. Esse exemplo trata da primeira frequência natural no sistema de revestimento e coluna de assentamento de 3000 m, mostrando o comportamento das fases em diversas frequências, e enfatizando que na frequência natural, 1,72 rad/s, o ângulo de defasagem entre a extremidade superior e a extremidade final do sistema é -90° .

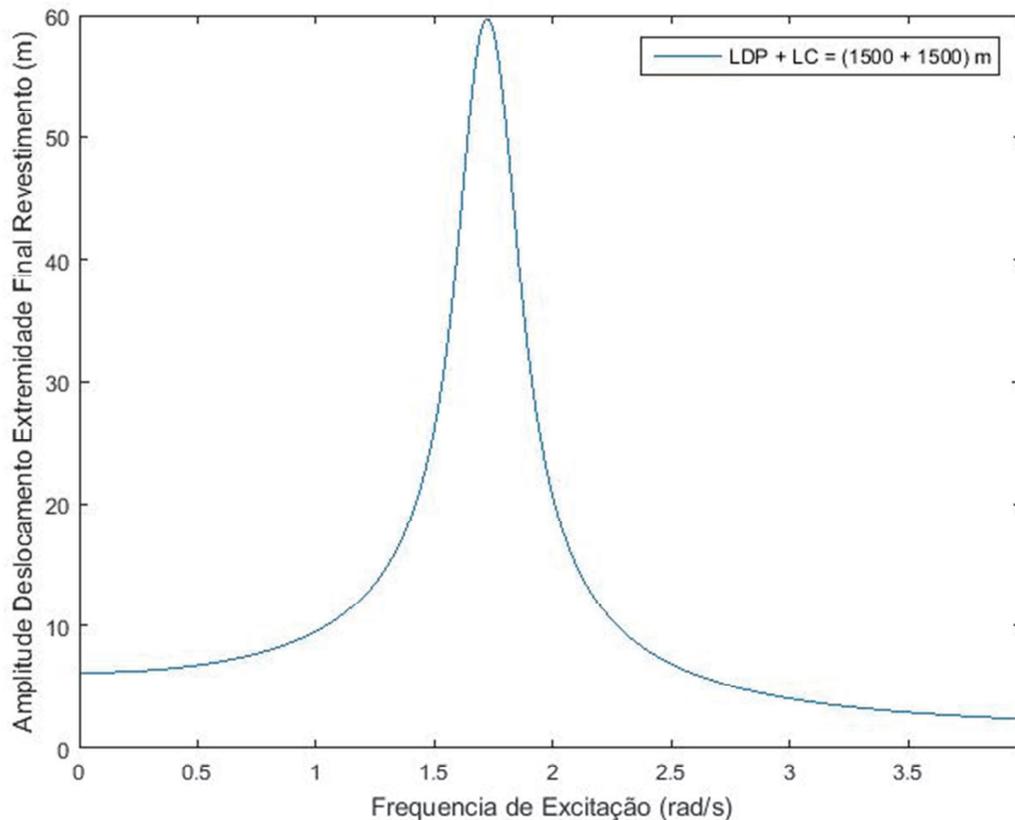


Figura 5.9 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final do revestimento de 1500 m no sistema de revestimento e coluna de assentamento de 3000 m – Ênfase na primeira frequência natural

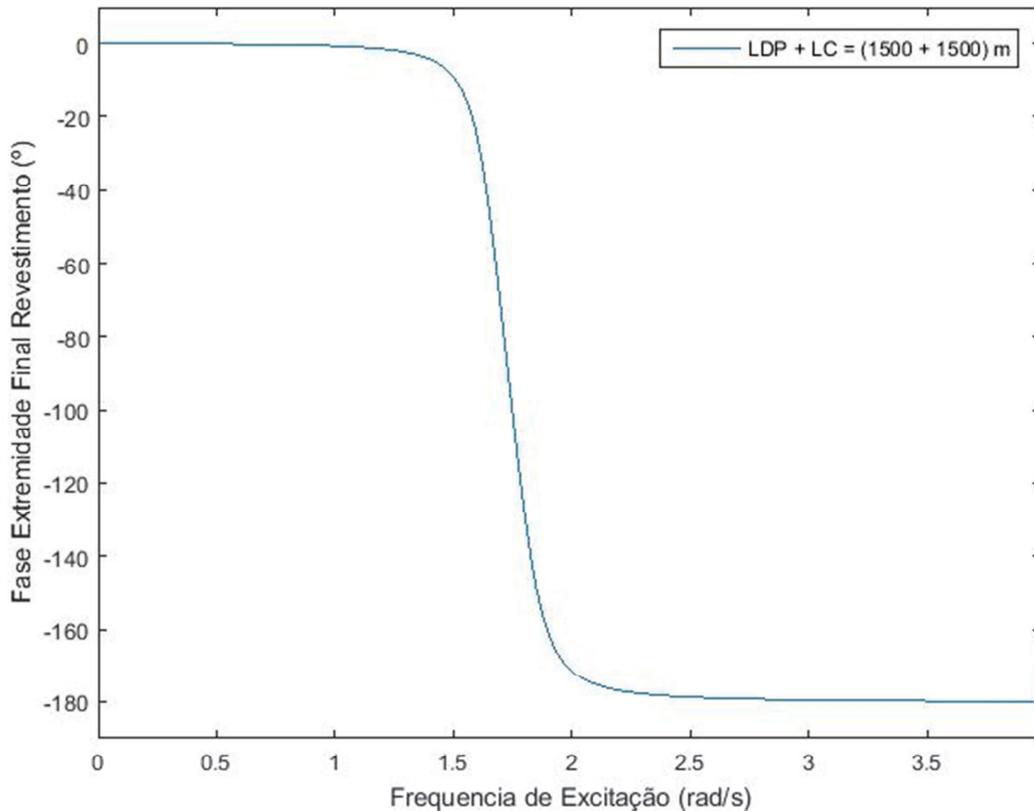


Figura 5.10 - Comportamento da fase da extremidade final do revestimento de 1500 m no sistema de revestimento e coluna de assentamento de 3000 m – Ênfase na primeira frequência natural

5.4. Testes de Sensibilidade

Nesta seção são realizados testes de sensibilidade mudando-se o comprimento e a espessura de elementos tubulares nos sistemas de *riser* de perfuração, revestimento puro e revestimento e coluna de assentamento e mudando-se também a massa pendurada apenas no sistema de *riser*. O objetivo desses testes é verificar se o modelo proposto se comporta de acordo com a teoria verificada em outros trabalhos, como o do Chung e Whitney (1981) e o de Sparks *et al.* (1982).

5.4.1. Modificando o Comprimento

Utilizando-se os dados dos elementos tubulares descritos na seção 5.2 e a amplitude de *heave* de 6,17 m, nesta seção são realizados testes de sensibilidade da amplitude do deslocamento da extremidade final de cada um dos três sistemas – *riser* de perfuração, revestimento puro e revestimento e coluna de assentamento – modificando-se apenas o parâmetro de comprimento dos elementos tubulares.

No caso do sistema de *riser* de perfuração, os testes são realizados em relação a comprimentos de sistemas de 1000, 1500, 2000, 2500, e 3000 m; no sistema de revestimento puro em relação a comprimentos de revestimento de 500, 1000, 1500, 2000, 2500 e 3000 m; e no sistema de revestimento e coluna de assentamento em relação a comprimentos de revestimento de 1000, 1500, 2000, 2500 e 3000 m. Salienta-se que em cada um desses comprimentos, metade é revestimento e outra metade coluna de assentamento.

Inicialmente são observados os comportamentos das amplitudes das extremidades finais de cada sistema em intervalos de período que abrangem o primeiro período de ressonância (consequentemente a primeira frequência natural) de cada comprimento de sistema. Posteriormente foca-se nas análises para um intervalo no qual o período mínimo é o menor período registrado nos dados de espectro de onda da bacia do Atlântico sul, que é 3 segundos.

A Figura 5.11 e a Tabela 5.12, as quais retratam o sistema de *riser* de perfuração, as Figuras 5.13 e 5.14 e a Tabela 5.14, as quais retratam o sistema de revestimento puro e a Figura 5.16 e a Tabela 5.16, as quais que retratam o sistema de revestimento e coluna de assentamento, mostram claramente a tendência de comportamento dos períodos de ressonância e da amplitude do deslocamento da extremidade final dos sistemas. Observa-se que quanto maior o comprimento do sistema descido, independentemente de qual seja, maior será o período de excitação em que ocorre a ressonância. Esse comportamento era esperado e está de acordo com o observado em outros modelos (Chung e Whitney, 1981). Observa-se que devido a esse comportamento, apenas uma parte dos períodos de ressonância se encontram dentro do espectro real de dados registrados, nos casos dos sistemas de *riser* e de revestimento e coluna de assentamento, e esses pertencem aos maiores comprimentos simulados. No caso do sistema de revestimento puro nenhum período de ressonância se encontra dentro do intervalo real para os comprimentos simulados.

Na Figura 5.12 e na Tabela 5.13 pode-se visualizar o comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final do *riser* dentro do intervalo de período que faz parte do espectro registrado. Para esse intervalo, os três maiores comprimentos – 2000, 2500 e 3000 m – apresentam período de ressonância e os dois menores comprimentos – 1000 e 1500 m – não apresentam, o que faz com que os três maiores comprimentos apresentem amplitudes de deslocamento máximas muito superiores aos demais. Cabe registrar que mesmo sem possuir período de ressonância dentro do intervalo real de dados, os *risers* de comprimento 1000 e 1500 m, chegam a apresentar amplitudes de quase o dobro e mais que o triplo da amplitude do *heave* respectivamente.

Na Figura 5.15 e na Tabela 5.15 pode-se visualizar o comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final do revestimento puro dentro do mesmo intervalo de período que faz parte do espectro registrado. Para esse intervalo, mesmo sem haver períodos de ressonância dentro deste intervalo, tem-se o aumento da amplitude do deslocamento para revestimentos maiores, independentemente do período de excitação. Cabe registrar que para o maior revestimento, de 3000 m, a amplitude máxima na extremidade final chega a quase três vezes a amplitude do *heave*, pois o período de ressonância foi o que mais se aproximou do intervalo real.

Na Figura 5.17 e na Tabela 5.17 pode-se visualizar dentro do intervalo real o comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final do sistema de revestimento e coluna de assentamento. Assim como no caso do *riser*, para esse intervalo, apenas alguns dos maiores comprimentos – 2500 e 3000 m – apresentam período de ressonância resultando em amplitudes muito maiores que os outros – 1000, 1500 e 2000 m – os quais não apresentam período de ressonância. Apesar disso, amplitudes para comprimento de 2000 m chegam a apresentar três vezes o valor do *heave*.

Essas observações levam a crer que, em algumas condições, são apresentados deslocamentos significativos ao longo desses três sistemas, principalmente na sua extremidade final. Consequentemente a força dinâmica fica mais crítica em profundidades maiores e pode gerar problemas durante a instalação desses equipamentos.

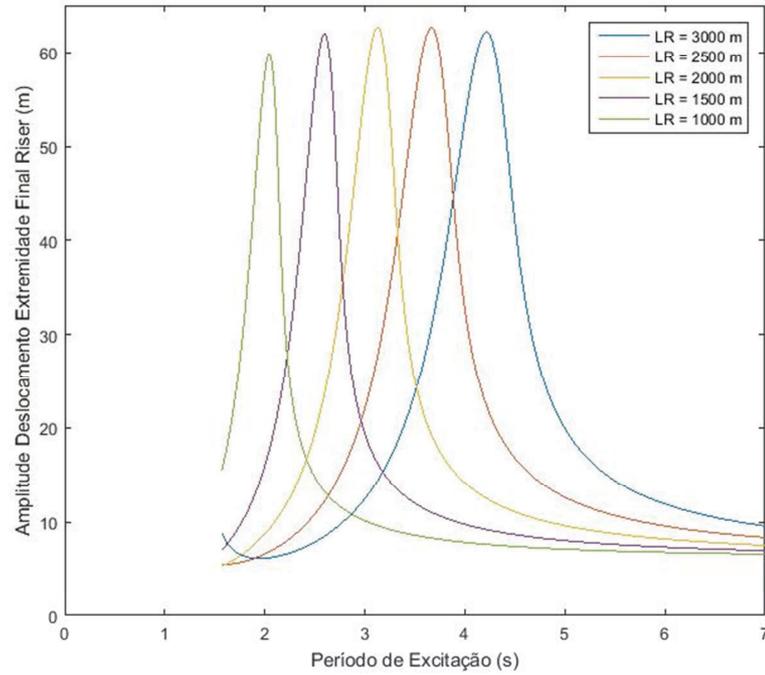


Figura 5.11 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para *risers* de 1000, 1500, 2000, 2500 e 3000 m - Focando no primeiro período de ressonância

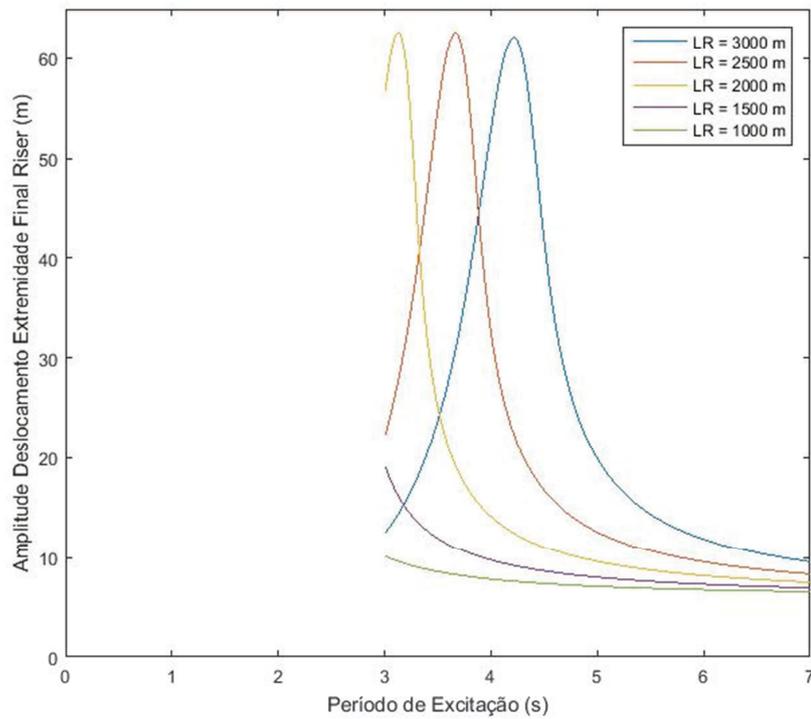


Figura 5.12 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para *risers* de 1000, 1500, 2000, 2500 e 3000 m - Focando no período mínimo de mar registrado

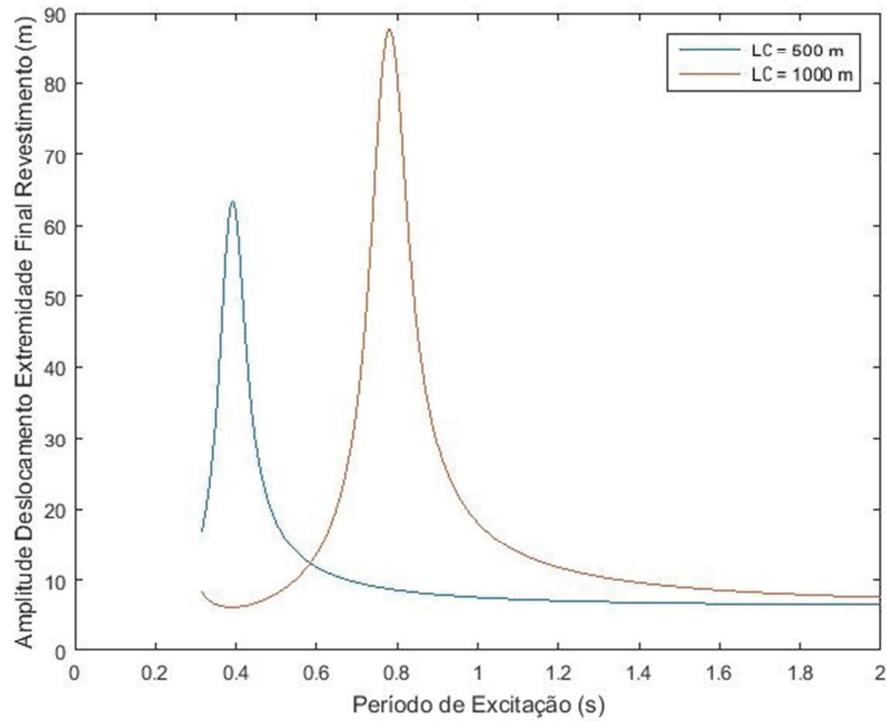


Figura 5.13 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para revestimentos de 500 e 1000 m - Focando no primeiro período de ressonância

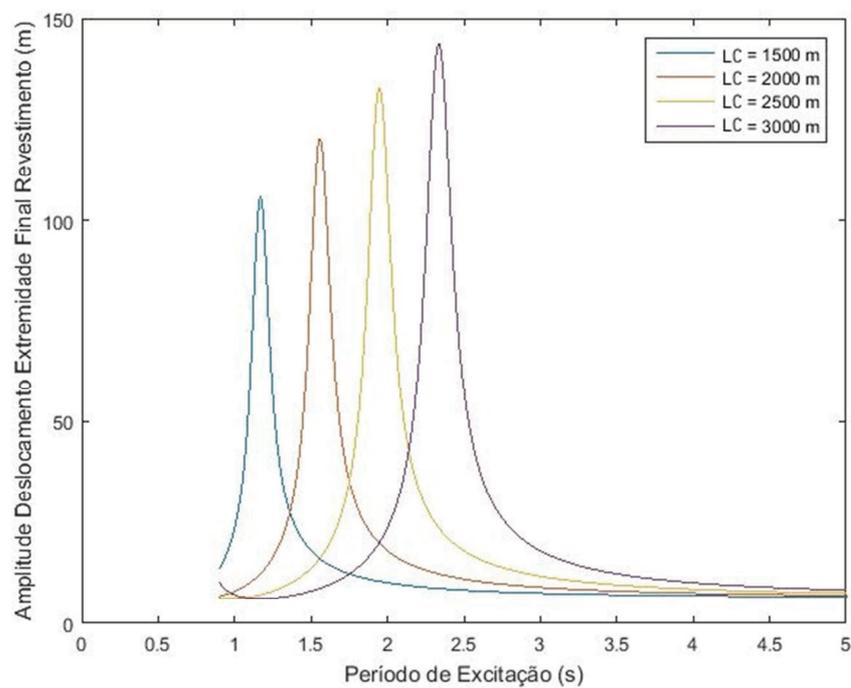


Figura 5.14 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para revestimentos de 1500, 2000, 2500 e 3000 m - Focando no primeiro período de ressonância

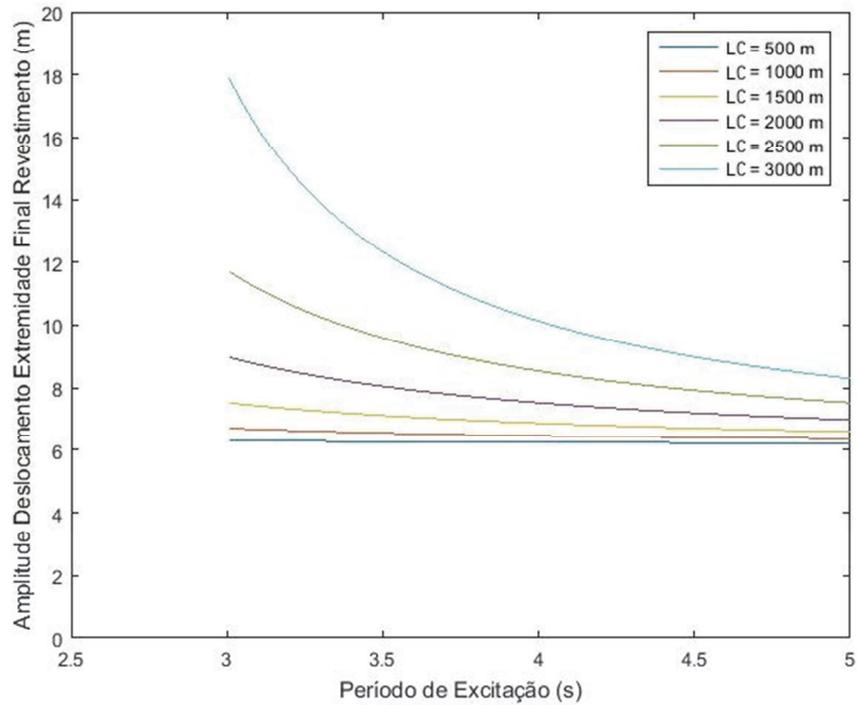


Figura 5.15 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para revestimentos de 500, 1000, 1500, 2000, 2500 e 3000 m - Focando no período mínimo de mar registrado

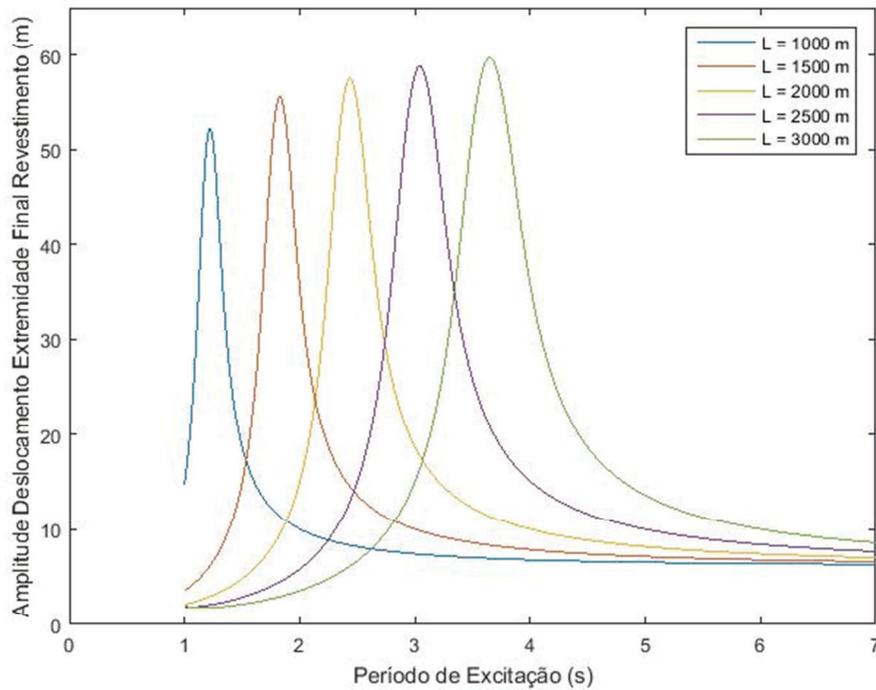


Figura 5.16 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para sistemas de revestimento e coluna de assentamento de 1000, 1500, 2000, 2500 e 3000 m - Focando no primeiro período de ressonância

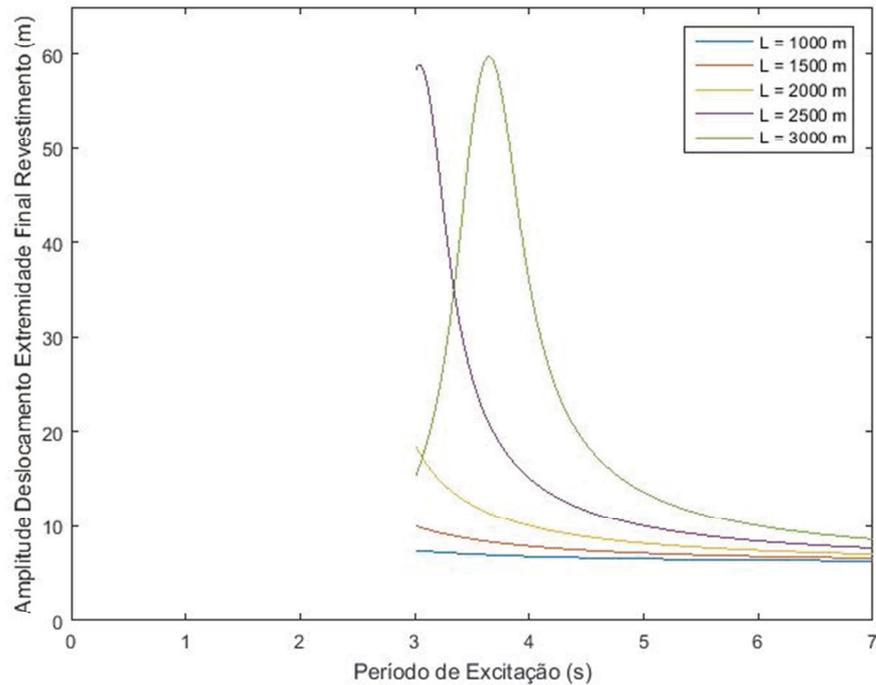


Figura 5.17 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para sistemas de revestimento e coluna de assentamento de 1000, 1500, 2000, 2500 e 3000 m - Focando no período mínimo de mar registrado

Tabela 5.10 - Amplitude do deslocamento da extremidade final para a primeira frequência natural em diversos comprimentos de *riser*

Comprimento do <i>riser</i>	Frequência natural	Período de ressonância	Amplitude da extremidade final
1000 m	3,07 rad/s	2,05 s	59,86 m
1500 m	2,42 rad/s	2,60 s	62,01 m
2000 m	2,01 rad/s	3,13 s	62,71m
2500 m	1,71 rad/s	3,67 s	62,64 m
3000 m	1,49 rad/s	4,22 s	62,20 m

Tabela 5.11 - Amplitude do deslocamento da extremidade final máxima no intervalo de período registrado em bacia do Atlântico sul em diversos comprimentos de *riser*

Comprimento do <i>riser</i>	Amplitude da extremidade final
1000 m	10,12 m
1500 m	19,18 m
2000 m	62,71m
2500 m	62,64 m
3000 m	62,20 m

Tabela 5.12 - Amplitude do deslocamento da extremidade final para primeira frequência natural em diversos comprimentos de revestimento

Comprimento do revestimento	Frequência natural	Período de ressonância	Amplitude da extremidade final
500 m	16,01 rad/s	0,39 s	63,56 m
1000 m	8,05 rad/s	0,78 s	87,74 m
1500 m	5,37 rad/s	1,17 s	105,70 m
2000 m	4,03 rad/s	1,56 s	120,30 m
2500 m	3,23 rad/s	1,95 s	132,90 m
3000 m	2,69 rad/s	2,34 s	144,00 m

Tabela 5.13 - Amplitude do deslocamento da extremidade final máxima no intervalo de período registrado em bacia do Atlântico sul em diversos comprimentos de revestimento

Comprimento do revestimento	Amplitude da extremidade final
500 m	6,30 m
1000 m	6,72 m
1500 m	7,54 m
2000 m	8,98 m
2500 m	11,71 m
3000 m	18,07 m

Tabela 5.14 - Amplitude do deslocamento da extremidade final para sistemas de revestimento e coluna de assentamento de diversos comprimentos

Comprimento da coluna de assentamento	Comprimento do revestimento	Frequência natural	Período de ressonância	Amplitude da extremidade final
500 m	500 m	5,15 rad/s	1,22 s	52,28 m
750 m	750 m	3,43 rad/s	1,83 s	55,64 m
1000 m	1000 m	2,58 rad/s	2,44 s	57,59 m
1250 m	1250 m	2,07 rad/s	3,04 s	58,84 m
1500 m	1500 m	1,72 rad/s	3,65 s	59,75 m

Tabela 5.15 - Amplitude do deslocamento da extremidade final máxima no intervalo de período registrado em bacia do Atlântico sul em diversos comprimentos de sistemas de revestimento e coluna de assentamento

Comprimento da coluna de assentamento	Comprimento do revestimento	Amplitude da extremidade final
500 m	500 m	7,47 m
750 m	750 m	10,03 m
1000 m	1000 m	18,55 m
1250 m	1250 m	58,84 m
1500 m	1500 m	59,75 m

5.4.2. Modificando a Espessura

Nesta seção são realizados testes de sensibilidade da amplitude do deslocamento da extremidade final de todos os sistemas ao modificar a espessura dos elementos tubulares. Para o sistema de *riser* de perfuração as espessuras de *riser* analisadas são 0,500, 0,875, 1,500, e 2,000 in. No sistema de revestimento puro e no sistema de revestimento e coluna de assentamento, apenas a espessura do revestimento é modificada; as espessuras de revestimento analisadas são 0,625, 0,750, 0,812, e 1,000 in. Ao mudar as espessuras do *riser* e do revestimento, varia-se apenas o diâmetro interno desses de acordo com a respectiva espessura, mantendo-se as demais características dos sistemas.

Para o sistema de revestimento puro são observados os comportamentos das amplitudes do deslocamento da extremidade final em intervalos de período que abrangem o primeiro período de ressonância (consequentemente a primeira frequência natural) e em um intervalo no qual o período mínimo é o menor período registrado nos dados de espectro de onda da bacia do Atlântico sul, que é 3 segundos. Para os sistemas de *riser* e revestimento e coluna de assentamento não é necessária essa separação, pois os períodos de ressonância, em todos os casos de espessura, estão dentro do intervalo real registrado.

Analisando-se o sistema de *riser* de perfuração, logo se observa que os períodos de ressonância são diferentes para cada espessura estudada. Isso ocorre pelo fato de estar sendo modificada a área de seção transversal do *riser*, assim, a massa linear e a constante elástica desse modificam-se de forma proporcional, porém, a massa pendurada – conjunto *LMRP* e *BOP* – permanece inalterada. Por esse fato e observando-se a Figura 5.18 e a Tabela 5.16, percebe-se que ao aumentar a espessura do *riser* o período de ressonância diminui, o que leva à conclusão de que a modificação da espessura desse segmento tem mais influência na composição da rigidez do sistema do que na massa. Ainda se observando essas figuras e tabelas, pode-se notar que as amplitudes do deslocamento da extremidade final do *riser* aumentam em todos os comprimentos do sistema quando a espessura do *riser* aumenta. Esses resultados se mostram de acordo com a teoria e modelos que a representaram anteriormente (Chung e Whitney, 1981).

Agora, ao analisar o sistema de revestimento puro, a Figura 5.19 e a Tabela 5.17 mostram claramente que diferentes espessuras de revestimento têm o mesmo primeiro período

de ressonância – consequentemente a mesma primeira frequência natural. Porém, é possível observar que na ressonância e em regiões próximas, há aumento da amplitude do deslocamento na extremidade final do revestimento quando se aumenta a espessura desse. A explicação do comportamento de não se modificar o período de ressonância se deve ao fato de o revestimento ser considerado uniforme e não haver massa alguma pendurada na extremidade final do mesmo. Assim, a espessura influencia na mesma proporção a massa linear do sistema e a área da sua seção transversal, as quais têm influência proporcionalmente inversa sobre o período no qual ocorre a ressonância, o que anula a influência uma da outra e resulta em um comportamento conforme com a teoria.

Na Figura 5.20 e na Tabela 5.18, vê-se que em períodos dentro do intervalo de períodos registrados nos dados de mar da bacia do Atlântico sul, que estão distantes da ressonância, as espessuras analisadas não possuem influência determinante na amplitude do deslocamento da extremidade final do revestimento e apresentam diferença muito pequena para os maiores comprimentos.

Para o sistema de revestimento e coluna de assentamento, diferentemente do observado para o revestimento puro, os períodos de ressonância não são os mesmos para diferentes espessuras. Isso ocorre pelo fato de estar sendo modificada a área de seção transversal de apenas um segmento do sistema, no caso o revestimento. Assim, a massa e constante de elasticidade do sistema como um todo não variam mais de forma proporcional. Percebe-se, observando-se as Figuras 5.21 e 5.22 e a Tabela 5.19, que ao aumentar a espessura do revestimento o período de ressonância aumenta, o que leva à conclusão de que a modificação da espessura desse segmento tem mais influência na composição da massa do sistema do que na constante de elasticidade.

Ainda observando-se essas figuras e tabelas, pode-se notar que as amplitudes do deslocamento da extremidade final da coluna de assentamento em todos os comprimentos de sistema aumentam quando a espessura do revestimento aumenta. Isso ocorre porque, ao se analisar a ótica da coluna de assentamento, essa reconhece o revestimento como uma massa pendurada, a qual também aumenta ao aumentar a espessura do revestimento e consequentemente aumenta a amplitude de deslocamento da coluna de assentamento. Isso não ocorre em relação à amplitude de deslocamento da extremidade final do revestimento, a qual ora aumenta e ora diminui ao se aumentar a espessura do revestimento.

Dessa forma, conclui-se que a mudança da espessura do *riser* e revestimento nos sistemas de *riser* de perfuração e revestimento e coluna de assentamento, respectivamente,

podem influenciar o comportamento dinâmico devido ao *heave* de forma relevante. Essas mudanças de espessura inclusive podem deslocar para diferentes valores de amplitude e período de *heave* a possibilidade de falhas nos elementos tubulares. Em configurações de revestimento puro com características constantes ao longo do seu comprimento, a mudança da espessura não influencia o comportamento dinâmico devido ao *heave* de forma relevante. Mesmo apresentando diferenças nas amplitudes de deslocamento na ressonância, isso não torna a influência relevante, considerando-se que ao atingir a ressonância ou regiões próximas os problemas gerados não ocorrerão por essas pequenas diferenças de amplitude. Além disso, nos comprimentos estudados, nenhum valor de período de ressonância está dentro de intervalos reais de período de onda.

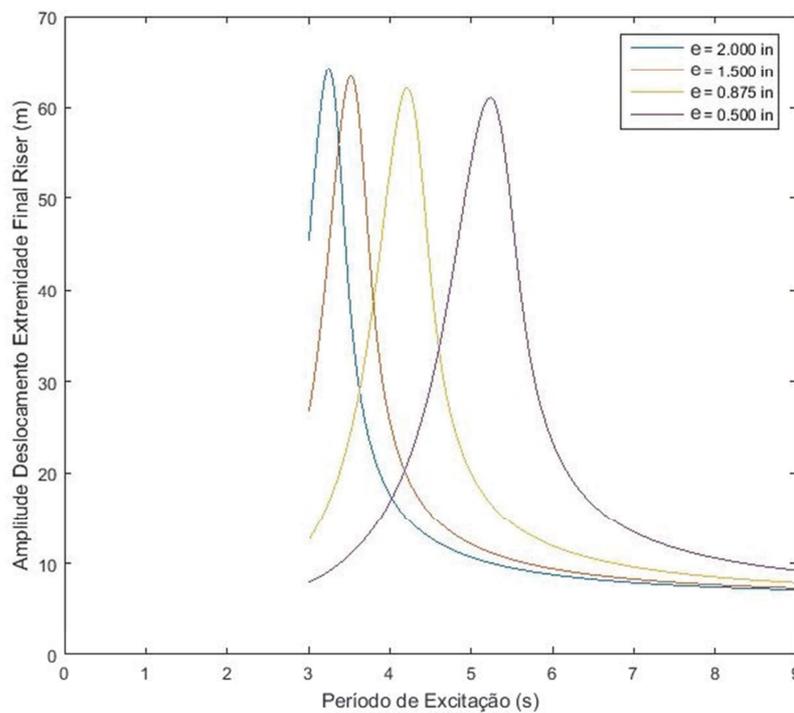


Figura 5.18 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para *riser* com comprimento de 3000 m e espessuras de 0,500, 0,875, 1,500, e 2,000 in - Focando no primeiro período de ressonância

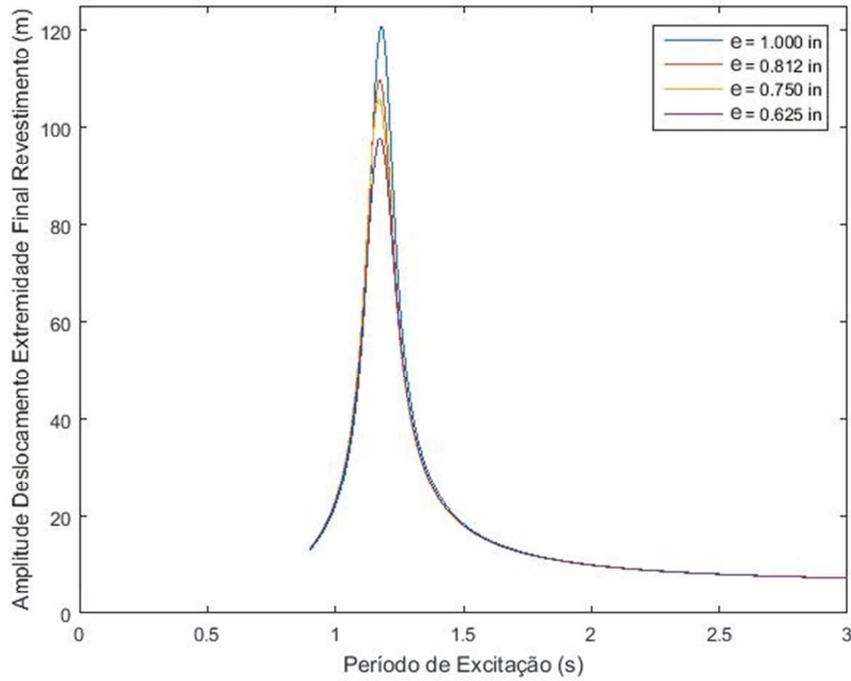


Figura 5.19 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para revestimento com comprimento de 1500 m e espessuras de 0,625, 0,750, 0,812, e 1,000 in - Focando no primeiro período de ressonância

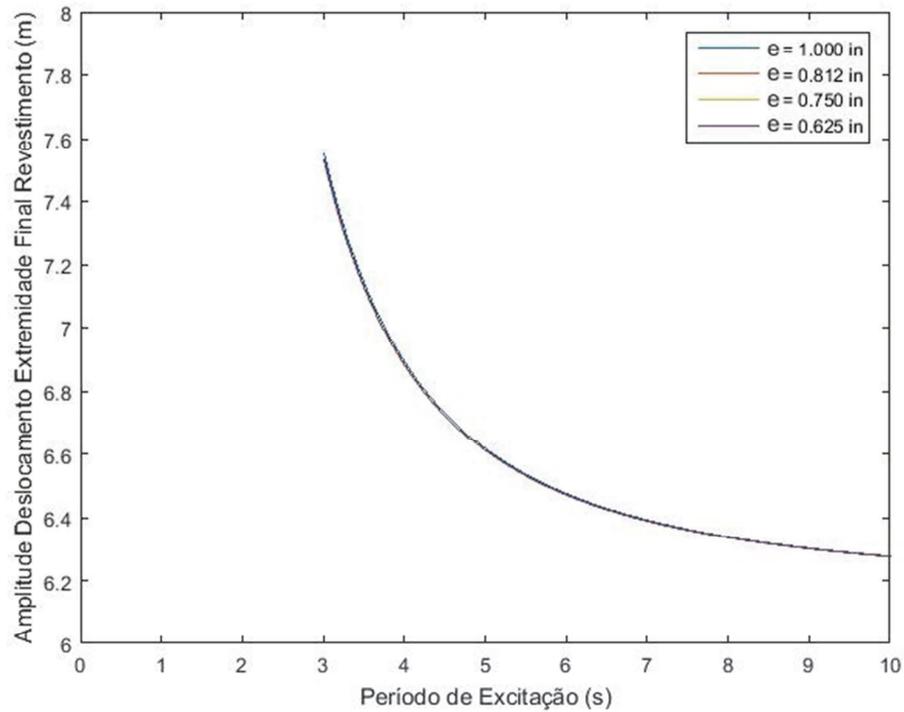


Figura 5.20 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para revestimento com comprimento de 1500 m e espessuras de 0,625, 0,750, 0,812, e 1,000 in - Focando no período mínimo de mar registrado

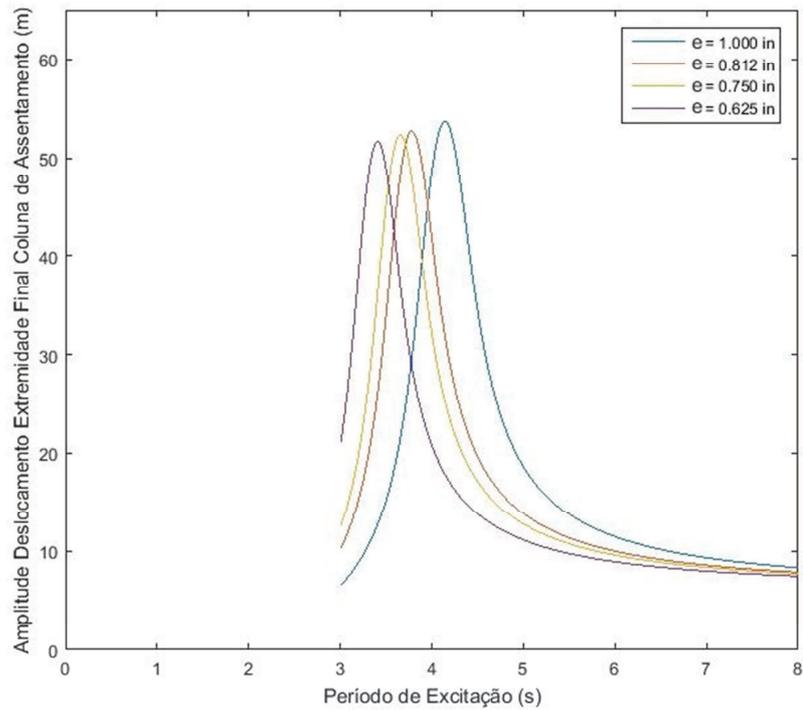


Figura 5.21 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final na coluna de assentamento para sistema de 3000 m e espessuras de revestimento de 0,625, 0,750, 0,812, e 1,000 in - Focando no período mínimo de mar registrado

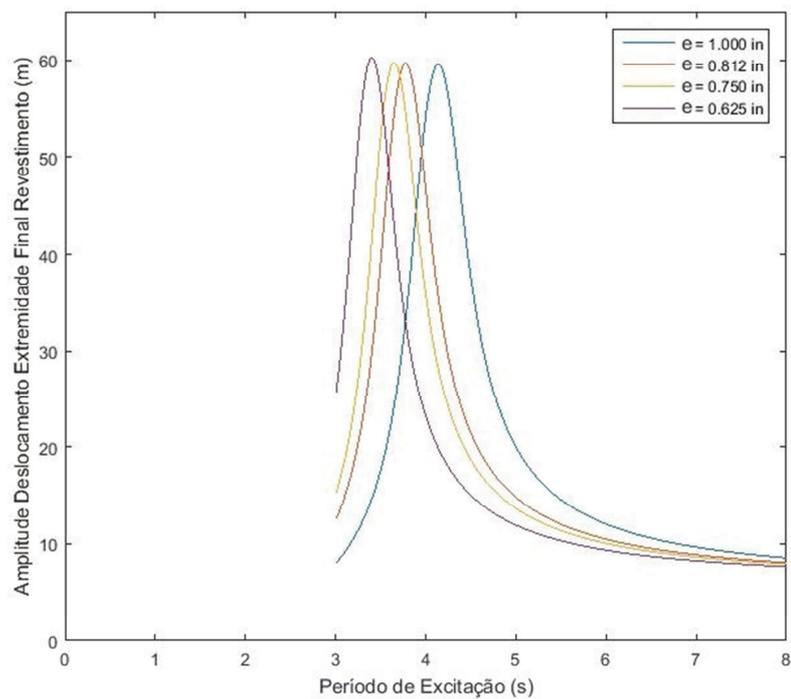


Figura 5.22 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final no revestimento para sistema de 3000 m e espessuras de revestimento de 0,625, 0,750, 0,812, e 1,000 in - Focando no período mínimo de mar registrado

Tabela 5.16 - Amplitude do deslocamento da extremidade final para a primeira frequência natural para o *riser* de 3000 m em diversas espessuras

Espessura do riser	Frequência natural	Período de ressonância	Amplitude da extremidade final
0,500 in	1,20 rad/s	5,24 s	61,13 m
0,875 in	1,49 rad/s	4,22 s	62,20 m
1,500 in	1,78 rad/s	3,53 s	63,51 m
2,000 in	1,93 rad/s	3,26 s	64,27 m

Tabela 5.17 - Amplitude do deslocamento da extremidade final para primeira frequência natural para o revestimento de 1500 m em diversas espessuras

Espessura do revestimento	Frequência natural	Período de ressonância	Amplitude da extremidade final
0,625 in	5,37 rad/s	1,17 s	97,82 m
0,750 in	5,37 rad/s	1,17 s	105,70 m
0,812 in	5,37 rad/s	1,17 s	109,70 m
1,000 in	5,37 rad/s	1,17 s	120,80 m

Tabela 5.18 - Amplitude do deslocamento da extremidade final máxima no intervalo de período registrado em bacia do Atlântico sul em revestimento com comprimentos de 1500 m e espessuras de 0,625, 0,750, 0,812, e 1,000 in

Comprimento do revestimento	Amplitude da extremidade final - 0,625 in	Amplitude da extremidade final - 0,750 in	Amplitude da extremidade final - 0,812 in	Amplitude da extremidade final - 1,000 in
1500 m	7,53 m	7,54 m	7,54 m	7,56 m

Tabela 5.19 - Amplitude do deslocamento da extremidade final para sistema de revestimento e coluna de assentamento de 3000 m na primeira frequência natural em diversas espessuras de revestimento

Espessura do revestimento	Frequência natural	Período de ressonância	Amplitude da extremidade final da coluna de assentamento	Amplitude da extremidade final do revestimento
0,625 in	5,51 rad/s	3,40 s	51,69 m	60,28 m
0,750 in	1,72 rad/s	3,65 s	52,38 m	59,75 m
0,812 in	4,99 rad/s	3,79 s	52,78 m	59,68 m
1,000 in	4,55 rad/s	4,13 s	53,72 m	59,59 m

5.4.3. Modificando a Massa Pendurada

Nesta seção é realizado teste de sensibilidade da amplitude do deslocamento da extremidade final apenas no sistema de *riser* em relação a diferentes massas penduradas do conjunto *LMRP* e *BOP*, por ser o único dos sistemas a possuir em sua composição massa pendurada considerável. As análises são elaboradas com nenhuma massa pendurada e com massas de $3,97 \times 10^5$, 7×10^5 e 10^6 kg. Ao se mudar a massa pendurada, mantém-se a área interna do conjunto *LMRP* e *BOP* e varia-se apenas a área externa desse, e todas as outras características do sistema são mantidas.

Novamente observa-se o comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final do *riser* em intervalos de período que abrangem o primeiro período de ressonância (consequentemente a primeira frequência natural) e em um intervalo no qual o período mínimo é o menor período registrado nos dados de espectro de onda da bacia do Atlântico sul, que é 3 segundos.

A Figura 5.23 e a Tabela 5.20 mostram claramente que, quanto maior a massa pendurada, maior é o período de ressonância – consequentemente maior a frequência natural. Esse resultado se comporta de acordo com a explicação teórica, pois, sendo o período de ressonância proporcional à raiz da massa, ao se aumentar a massa aumenta-se o período; conforme também as modelagens realizadas anteriormente (Chung e Whitney, 1981). Também é possível observar a tendência de que, quanto maior a massa pendurada, menor é a amplitude do deslocamento da extremidade final do *riser*. Isso ocorre pelo aumento significativo da área externa da massa pendurada, aumentando assim o arrasto e consequentemente diminuindo o deslocamento.

Nas Figuras 5.24 e na Tabela 5.21, vê-se que em períodos dentro do intervalo de períodos registrados nos dados de mar da bacia do Atlântico sul, apenas a configuração com a massa pendurada nula possui período de ressonância fora do intervalo real.

Assim, este estudo mostra que a mudança do valor da massa pendurada em um sistema de *riser* de perfuração influencia de forma significativa tanto no período de ressonância do sistema quanto na amplitude do deslocamento da extremidade final do mesmo. Em várias configurações também é apresentada a possibilidade de se atingir valores consideravelmente altos de amplitude de deslocamento, chegando a pouco mais de dez vezes o valor da amplitude do *heave* no intervalo real de dados em uma das configurações. Esses valores, por

sua vez, transformam-se em forças dinâmicas de grande intensidade que podem levar os elementos tubulares à falha.

Tabela 5.20 - Amplitude do deslocamento da extremidade final para primeira frequência natural para o *riser* de 3000 m em diversos valores de massa pendurada

Massa pendurada	Frequência natural	Período de ressonância	Amplitude da extremidade final
0 kg	2,13 rad/s	2,95 s	63,21 m
396870 kg	1,49 rad/s	4,22 s	62,20 m
700000 kg	1,26 rad/s	4,99 s	58,89 m
1000000 kg	1,11 rad/s	5,66 s	56,96 m

Tabela 5.21 - Amplitude do deslocamento da extremidade final máxima no intervalo de período registrado em bacia do Atlântico sul em *risers* com comprimentos de 1000, 2000 e 3000 m e diversos valores de massa pendurada

Comprimento do <i>riser</i>	Amplitude da extremidade final - 0 kg	Amplitude da extremidade final - $3,97 \times 10^5$ kg	Amplitude da extremidade final - 7×10^5 kg	Amplitude da extremidade final - 10^6 kg
3000 m	61,69 m	62,20 m	58,89 m	56,96 m

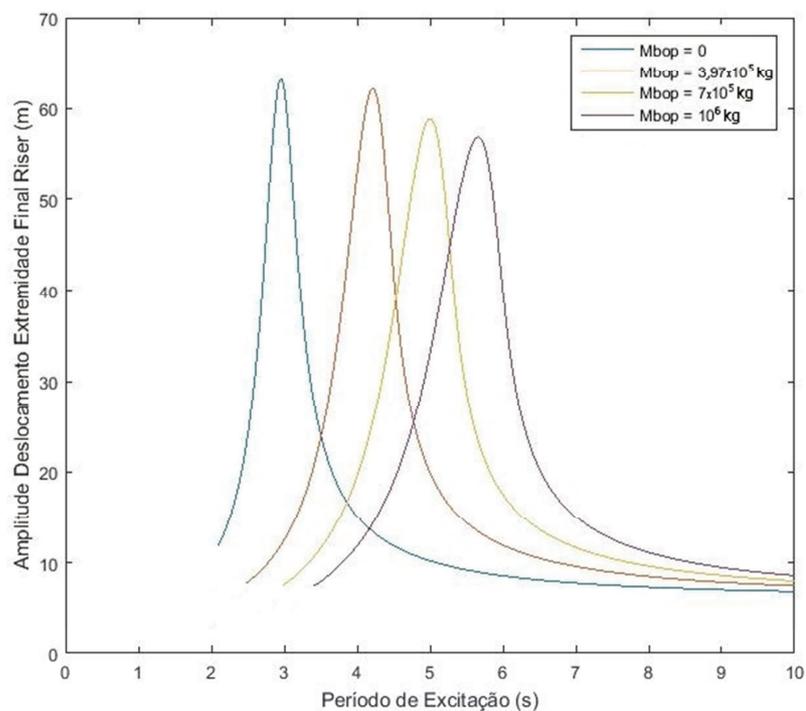


Figura 5.23 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para *riser* com comprimento de 3000 m e diversos valores de massa pendurada - Focando no primeiro período de ressonância

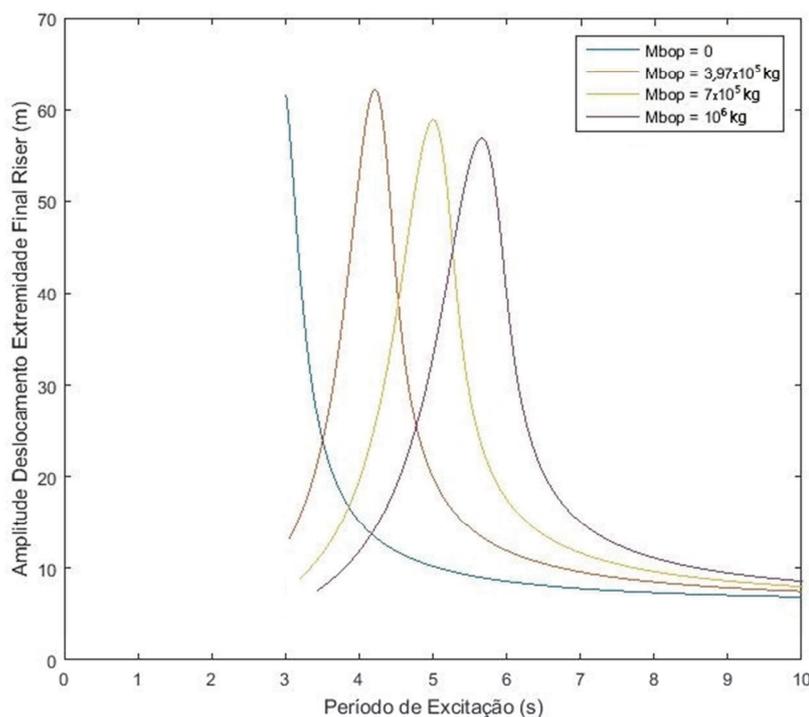


Figura 5.24 - Comportamento da amplitude do deslocamento da extremidade final para *riser* com comprimento de 3000 m e diversos valores de massa pendurada - Focando no período mínimo de mar registrado

5.5. Análise de Forças Dinâmicas

O objetivo desta seção é mostrar o mapeamento das forças dinâmicas máximas nos sistemas estudados – *riser* de perfuração, revestimento puro e revestimento e coluna de assentamento – para cada par de amplitude e período (ou frequência) de *heave* registrado nos dados de onda da bacia do Atlântico sul, mostrados anteriormente e, principalmente, verificar se essas forças dinâmicas têm intensidade suficiente para comprometer a integridade desses elementos tubulares descidos no poço, por meio de uma análise de extremos.

Para o sistema de *riser* de perfuração são calculadas as forças dinâmicas máximas para comprimentos de 1000, 2000 e 3000 m; para o sistema de revestimento puro são calculadas as forças dinâmicas máximas para comprimentos de 500, 1500 e 3000 m e para o sistema de revestimento e coluna de assentamento são calculadas as forças dinâmicas máximas para comprimentos de 1000, 2000 e 3000 m. Para o último sistema, o revestimento representa a metade do comprimento e a coluna de assentamento a outra metade. Os demais dados de entrada são mantidos de acordo com a seção 5.2. Os cálculos para esta seção são feitos por

meio da Equação (4.47) para os sistemas de *riser* de perfuração e de revestimento e coluna de assentamento; e da Equação (4.35) para o sistema de revestimento puro, as quais foram apresentadas no Capítulo 4.

De início, pode-se observar nas Tabelas 5.22, 5.23 e 5.24 que quanto maior o comprimento do sistema descido maior será a amplitude da força dinâmica máxima sofrida por esse, exceto para valores de períodos menores que o período de ressonância. Isso era esperado, observando-se o comportamento da amplitude dos deslocamentos vistos anteriormente.

Analisando-se as amplitudes das forças dinâmicas calculadas para o sistema de *riser* de perfuração na Tabela 5.22, observa-se que para o comprimento de *riser* de 1000 m a amplitude da força dinâmica máxima é registrada no par de amplitude 6,17 m e período de 6 segundos, e não possui período de ressonância dentro do intervalo de dados analisado. Essa força dinâmica máxima é igual a 6,02 MN (1324 klbf), que equivale a 30,71% da resistência à tração do *riser* em questão. Para o *riser* de 2000 m, a amplitude da força dinâmica máxima é registrada no par de amplitude 0,18 m e período de 3,13 segundos, pois é onde ocorre a ressonância nessa configuração. A força dinâmica máxima é de 45,9 MN (10105 klbf), correspondente a 234,35% do valor de resistência à tração do revestimento. No *riser* de 3000 m tem-se uma força dinâmica máxima de 86 MN (19108 klbf), equivalente a 443,14% da resistência à tração do *riser* estudado. Essa força é obtida, também na ressonância, no par de amplitude 1,05 m e período de 4,22 segundos.

Ou seja, a força dinâmica sozinha seria capaz de levar o *riser* à falha em alguns casos; mesmo considerando-se que a amplitude do *heave* é muito baixa, apenas 0,18 m para o caso de *riser* de 2000 m e 1,05 m para o caso de *riser* de 3000 m, o fator determinante é estar em ressonância.

Porém, não seria necessário a força dinâmica atingir 100% da resistência do *riser* para se chegar à falha, pois não está sendo levado em consideração que existem também as forças estáticas aplicadas ao sistema. Simplificando e considerando-se como cargas estáticas apenas o peso próprio do *riser* e do conjunto *LMRP* e *BOP* e o empuxo, e aplicando-se o fator de segurança de 1,3, para a falha dos sistemas de *riser* estudados bastaria uma força dinâmica que atingisse cerca de 60% da resistência desse para ser considerada a falha devido à tração nesse critério de projeto, o que amplia consideravelmente o intervalo de situações que podem ocasionar a falha.

Observando-se, agora, os resultados da Tabela 5.23 para sistemas de revestimento puro, vê-se que para todos os comprimentos de revestimento estudados a amplitude da força dinâmica máxima é registrada no par de amplitude 6,17 m e período de 6 segundos. O revestimento de 500 m tem a força dinâmica máxima igual a 794 kN (174,7 klbf), equivalente a 5,01% da resistência à tração do revestimento em questão. Para o revestimento de 1500 m é encontrada a amplitude de força dinâmica máxima de 2,45 MN (538,4 klbf), que representa 15,47% do valor de resistência à tração do revestimento. No revestimento de 3000 m tem-se uma força dinâmica máxima de 5,44 MN (1196,1 klbf), equivalente a 34,34% da resistência do revestimento estudado. Pode-se considerar que esses valores de força dinâmica ainda estão longe de atingir a resistência à tração do material, porém, cabe frisar que as forças estáticas não estão sendo levadas em consideração nessa comparação.

Simplificando e considerando-se como cargas estáticas apenas o peso próprio do revestimento e o empuxo, e ao final somando-se a carga estática à maior carga dinâmica registrada, pode-se chegar a valores de 74,83% da resistência do material. E, ao se aplicar o fator de segurança padrão para cálculos de tração e compressão (1,3), esse valor pode chegar a 97,28% da resistência à tração do revestimento. Assim, a chance de falha do equipamento é remota, mas possível, principalmente porque nem todas as conexões e cunhas utilizadas em descidas de revestimento suportam 100% do esforço que o tubo de revestimento suporta.

Por último, ao se analisarem os sistemas de revestimento e coluna de assentamento na Tabela 5.24, para os sistemas de 1000 e 2000 m a amplitude da força dinâmica máxima é registrada no par de amplitude 6,17 m e período de 6 segundos. O sistema de 1000 m tem a força dinâmica máxima igual a 1,07 MN (235,6 klbf), equivalente a 11,59% da resistência à tração da coluna de assentamento, na qual é aplicada a força. Para o sistema de 2000 m é encontrada a amplitude de força dinâmica máxima de 2,43 MN (534,3 klbf), 25,73% do valor de resistência a tração da coluna de assentamento.

No sistema de 3000 m, a força dinâmica máxima é atingida na ressonância, quando o período de *heave* é de 3,65 segundos e a amplitude máxima de *heave* registrada nesse período é de 0,18 m. Esse sistema tem, para esses parâmetros de *heave*, a força dinâmica máxima igual a 10,3 MN (2260,5 klbf), equivalendo a 108,86% da resistência da coluna de assentamento. Ou seja, a força dinâmica sozinha seria capaz de levar a coluna de assentamento à falha; mesmo considerando-se que a amplitude do *heave* é muito baixa, apenas 0,18 m, o fator determinante é estar em ressonância.

Todavia, assim como no sistema de *riser*, por não considerar que existem também as forças estáticas aplicadas ao sistema, não seria necessário a força dinâmica atingir 100% da resistência da coluna de assentamento para se chegar à falha. Ao simplificar e considerar como cargas estáticas apenas o peso próprio da coluna de assentamento e do revestimento e o empuxo, e aplicando-se o fator de segurança (1,3), para ocorrer a falha do sistema de 3000 m, bastaria uma força dinâmica que atingisse cerca de 30% da resistência da coluna de assentamento para ser considerada falha devido à tração nesse critério de projeto.

Dessa forma, fica evidente que não se deve desconsiderar as forças dinâmicas em configurações de descida desses sistemas de elementos tubulares em lâmina d'água profunda, como vêm fazendo muitas companhias de petróleo durante o projeto. Isso porque essas forças dinâmicas podem atingir intensidade suficiente para, sozinhas ou em conjunto com as forças estáticas, comprometerem a integridade do material em algumas situações ambientais e acarretarem vultosos prejuízos. Por esses motivos, torna-se imprescindível a análise das forças dinâmicas para operações como essas nesses projetos.

Tabela 5.22 - Amplitude da força dinâmica máxima para *risers* de 1000, 2000 e 3000 m em pares de amplitude e período de *heave* registrados em bacia do Atlântico sul

Período seg	Frequência rad/s	Amplitude Heave m (ft)	Amplitude Força Dinâmica para 1000 m - N (klbf)	Amplitude Força Dinâmica para 2000 m - N (klbf)	Amplitude Força Dinâmica para 3000 m - N (klbf)
3	2,09	0,18 (0,59)	8,77 x 10 ⁵ (193,0)	4,59 x 10 ⁷ (10105)	1,71 x 10 ⁶ (377,0)
4	1,57	1,05 (3,45)	2,62 x 10 ⁶ (577,5)	6,52 x 10 ⁶ (1435)	8,69 x 10 ⁷ (19108)
5	1,26	3,15 (10,34)	4,16 x 10 ⁶ (915,3)	9,13 x 10 ⁶ (2008)	2,32 x 10 ⁷ (5107)
6	1,05	6,17 (20,24)	6,02 x 10 ⁶ (1324)	1,18 x 10 ⁷ (2588)	2,29 x 10 ⁷ (5030)
7	0,90	6,05 (19,85)	4,22 x 10 ⁶ (927,6)	7,92 x 10 ⁶ (1741)	1,38 x 10 ⁷ (3039)
8	0,79	6,66 (21,85)	3,56 x 10 ⁶ (782,4)	6,51 x 10 ⁶ (1432)	1,08 x 10 ⁷ (2370)
9	0,70	9,54 (31,30)	4,11 x 10 ⁶ (903,4)	7,32 x 10 ⁶ (1611)	1,17 x 10 ⁷ (2577)
10	0,63	9,86 (32,35)	3,42 x 10 ⁶ (752,6)	6,03 x 10 ⁶ (1327)	9,45 x 10 ⁶ (2079)
11	0,57	9,70 (31,83)	2,93 x 10 ⁶ (645,5)	5,15 x 10 ⁶ (1133)	7,98 x 10 ⁶ (1756)
12	0,52	9,64 (31,63)	2,34 x 10 ⁶ (514,3)	4,07 x 10 ⁶ (896,2)	6,23 x 10 ⁶ (1371)
13	0,48	6,56 (21,52)	1,30 x 10 ⁶ (286,6)	2,29 x 10 ⁶ (503,4)	3,49 x 10 ⁶ (767,0)
14	0,45	8,50 (27,89)	1,46 x 10 ⁶ (320,6)	2,53 x 10 ⁶ (556,4)	3,82 x 10 ⁶ (839,8)
15	0,42	8,50 (27,89)	1,27 x 10 ⁶ (278,7)	2,19 x 10 ⁶ (482,4)	3,29 x 10 ⁶ (724,7)
16	0,39	10,0 (32,81)	1,37 x 10 ⁶ (301,9)	2,36 x 10 ⁶ (519,3)	3,53 x 10 ⁶ (776,9)
17	0,37	5,50 (18,05)	6,06 x 10 ⁵ (133,4)	1,06 x 10 ⁶ (233,6)	1,59 x 10 ⁶ (350,4)
18	0,35	5,50 (18,05)	5,42 x 10 ⁵ (119,2)	9,48 x 10 ⁵ (208,5)	1,42 x 10 ⁶ (312,0)
19	0,33	3,50 (11,48)	3,07 x 10 ⁵ (67,5)	5,46 x 10 ⁵ (120,1)	8,20 x 10 ⁵ (180,5)
20	0,32	3,50 (11,48)	2,72 x 10 ⁵ (59,8)	4,83 x 10 ⁵ (106,3)	7,25 x 10 ⁵ (159,4)

Tabela 5.23 - Amplitude da força dinâmica máxima para revestimentos de 500, 1500 e 3000 m em pares de amplitude e período de *heave* registrados em bacia do Atlântico sul

Período seg	Frequência rad/s	Amplitude <i>Heave</i> m (ft)	Amplitude Força Dinâmica para 500 m - N (klbf)	Amplitude Força Dinâmica para 1500 m - N (klbf)	Amplitude Força Dinâmica para 3000 m - N (klbf)
3	2,09	0,18 (0,59)	$9,35 \times 10^4$ (20,6)	$3,17 \times 10^5$ (69,8)	$1,25 \times 10^6$ (275,4)
4	1,57	1,05 (3,45)	$3,03 \times 10^5$ (66,6)	$9,70 \times 10^5$ (213,4)	$2,56 \times 10^6$ (563,7)
5	1,26	3,15 (10,34)	$5,84 \times 10^5$ (128,5)	$1,83 \times 10^6$ (401,5)	$4,28 \times 10^6$ (942,5)
6	1,05	6,17 (20,24)	$7,94 \times 10^5$ (174,7)	$2,45 \times 10^6$ (538,4)	$5,44 \times 10^6$ (1196,1)
7	0,90	6,05 (19,85)	$5,72 \times 10^5$ (125,7)	$1,75 \times 10^6$ (384,5)	$3,77 \times 10^6$ (828,7)
8	0,79	6,66 (21,85)	$4,85 \times 10^5$ (106,6)	$1,47 \times 10^6$ (324,4)	$3,12 \times 10^6$ (686,4)
9	0,70	9,54 (31,30)	$5,45 \times 10^5$ (120,0)	$1,65 \times 10^6$ (363,5)	$3,45 \times 10^6$ (759,3)
10	0,63	9,86 (32,35)	$4,57 \times 10^5$ (100,5)	$1,38 \times 10^6$ (303,5)	$2,86 \times 10^6$ (628,5)
11	0,57	9,70 (31,83)	$3,94 \times 10^5$ (86,7)	$1,19 \times 10^6$ (261,5)	$2,45 \times 10^6$ (539,1)
12	0,52	9,64 (31,63)	$3,16 \times 10^5$ (69,6)	$9,51 \times 10^5$ (209,3)	$1,95 \times 10^6$ (428,9)
13	0,48	6,56 (21,52)	$1,84 \times 10^5$ (40,5)	$5,53 \times 10^5$ (121,6)	$1,13 \times 10^6$ (248,2)
14	0,45	8,50 (27,89)	$2,01 \times 10^5$ (44,3)	$6,03 \times 10^5$ (132,8)	$1,23 \times 10^6$ (270,1)
15	0,42	8,50 (27,89)	$1,76 \times 10^5$ (38,7)	$5,25 \times 10^5$ (115,6)	$1,07 \times 10^6$ (234,6)
16	0,39	10,00 (32,81)	$1,88 \times 10^5$ (41,3)	$5,60 \times 10^5$ (123,3)	$1,14 \times 10^6$ (249,9)
17	0,37	5,50 (18,05)	$8,84 \times 10^4$ (19,5)	$2,63 \times 10^5$ (58,0)	$5,33 \times 10^5$ (117,2)
18	0,35	5,50 (18,05)	$7,93 \times 10^4$ (17,4)	$2,36 \times 10^5$ (51,8)	$4,76 \times 10^5$ (104,7)
19	0,33	3,50 (11,48)	$4,76 \times 10^4$ (10,5)	$1,41 \times 10^5$ (31,1)	$2,86 \times 10^5$ (62,8)
20	0,32	3,50 (11,48)	$4,23 \times 10^4$ (9,3)	$1,25 \times 10^5$ (27,6)	$2,53 \times 10^5$ (55,6)

Tabela 5.24 - Amplitude da força dinâmica máxima para sistemas de 1000, 2000 e 3000 m em pares de amplitude e período de *heave* registrados em bacia do Atlântico sul

Período seg	Frequência rad/s	Amplitude <i>Heave</i> m (ft)	Amplitude força dinâmica para 1000 m - N (klbf)	Amplitude força dinâmica para 2000 m - N (klbf)	Amplitude força dinâmica para 3000 m - N (klbf)
3	2,09	0,18 (0,59)	$1,40 \times 10^5$ (30,8)	$6,40 \times 10^5$ (140,7)	$1,03 \times 10^7$ (2260,5)
4	1,57	1,05 (3,45)	$4,27 \times 10^5$ (94,0)	$1,20 \times 10^6$ (263,2)	$6,16 \times 10^6$ (1355,6)
5	1,26	3,15 (10,34)	$8,01 \times 10^5$ (176,1)	$1,94 \times 10^6$ (427,1)	$4,62 \times 10^6$ (1016,0)
6	1,05	6,17 (20,24)	$1,07 \times 10^6$ (235,6)	$2,43 \times 10^6$ (534,3)	$4,62 \times 10^6$ (1016,0)
7	0,90	6,05 (19,85)	$7,64 \times 10^5$ (168,0)	$1,67 \times 10^6$ (367,2)	$2,98 \times 10^6$ (655,8)
8	0,79	6,66 (21,85)	$6,44 \times 10^5$ (141,6)	$1,38 \times 10^6$ (302,7)	$2,34 \times 10^6$ (515,3)
9	0,70	9,54 (31,30)	$7,21 \times 10^5$ (158,7)	$1,52 \times 10^6$ (333,8)	$2,50 \times 10^6$ (550,7)
10	0,63	9,86 (32,35)	$6,02 \times 10^5$ (132,5)	$1,25 \times 10^6$ (275,7)	$2,02 \times 10^6$ (445,4)
11	0,57	9,70 (31,83)	$5,19 \times 10^5$ (114,2)	$1,07 \times 10^6$ (236,2)	$1,72 \times 10^6$ (377,7)
12	0,52	9,64 (31,63)	$4,16 \times 10^5$ (91,5)	$8,53 \times 10^5$ (187,6)	$1,35 \times 10^6$ (296,0)
13	0,48	6,56 (21,52)	$2,41 \times 10^5$ (53,1)	$4,93 \times 10^5$ (108,5)	$7,72 \times 10^5$ (169,8)
14	0,45	8,50 (27,89)	$2,64 \times 10^5$ (58,1)	$5,36 \times 10^5$ (117,9)	$8,33 \times 10^5$ (183,2)
15	0,42	8,50 (27,89)	$2,30 \times 10^5$ (50,6)	$4,65 \times 10^5$ (102,4)	$7,19 \times 10^5$ (158,3)
16	0,39	10,00 (32,81)	$2,46 \times 10^5$ (54,1)	$4,96 \times 10^5$ (109,0)	$7,64 \times 10^5$ (168,0)
17	0,37	5,50 (18,05)	$1,16 \times 10^5$ (25,4)	$2,32 \times 10^5$ (51,1)	$3,57 \times 10^5$ (78,4)
18	0,35	5,50 (18,05)	$1,04 \times 10^5$ (22,8)	$2,08 \times 10^5$ (45,7)	$3,18 \times 10^5$ (69,9)
19	0,33	3,50 (11,48)	$6,22 \times 10^4$ (13,7)	$1,24 \times 10^5$ (27,4)	$1,90 \times 10^5$ (41,9)
20	0,32	3,50 (11,48)	$5,53 \times 10^4$ (12,2)	$1,10 \times 10^5$ (24,2)	$1,68 \times 10^5$ (36,9)

5.6. Comparação de Resultados com Dados Reais de Força Dinâmica

Nesta seção são comparadas medições reais de carga no gancho com forças dinâmicas calculadas pelo modelo. Foram obtidas medições reais de *heave* e carga no gancho em duas operações. A primeira consiste em uma operação com sistema de *riser* de perfuração e a segunda em uma operação com um sistema de revestimento puro. As medições realizadas, dados das operações, método e resultados são mostrados a seguir.

5.6.1. *Riser* de Perfuração

Em uma sonda marítima de perfuração foram medidos dados de *heave* e dados de carga no gancho durante uma operação, na qual foi necessária a desconexão do *BOP* da cabeça do poço e aguardar essa operação com o sistema de *riser* e *BOP* pendurado. Essa operação durou pouco mais de 2,5 horas, e nesse intervalo de tempo foi possível colher esses dados. Durante toda a coleta de dados, o *BOP* conectado ao *riser*, que por sua vez estava conectado ao gancho da sonda, ficou a uma profundidade de 2100 m, próxima da profundidade da lâmina d'água. Os dados de *heave* e carga no gancho utilizados nesta seção foram registrados a cada 1 segundo, ambos no mesmo intervalo de tempo – das 12:30:01 às 15:00:00 –, o que gera o total de 9000 dados de cada grandeza.

Os dados do *riser* que estava sendo utilizado na operação são os mesmos dados utilizados nas análises anteriores, os quais constam das Tabelas 5.2 e 5.4. Excetuando-se o comprimento do segmento superior de *riser* com flutuadores, de 800,1 m, o comprimento do segmento inferior de *riser* sem flutuadores, 1299,9 m, totalizando o comprimento de 2100 m, e os dados de amplitude e frequência de *heave*, que são obtidos após tratamento estatístico de dados medidos no campo.

Em virtude da grande quantidade de dados medidos, esses foram divididos para análise em 5 intervalos de 30 minutos; neste caso, cada intervalo possui 1800 dados de cada grandeza, amostras suficientes para o estudo realizado. Os dados de *heave* medidos representados na Figura 5.25 e os dados de carga no gancho representados na Figura 5.26 representam o primeiro intervalo de dados que abrange os horários de 12:30:01 às 13:00:00. A intenção dessas figuras é ilustrar o comportamento real dos dados medidos, razão pela qual não é necessária a apresentação de outras figuras para os nove demais intervalos.

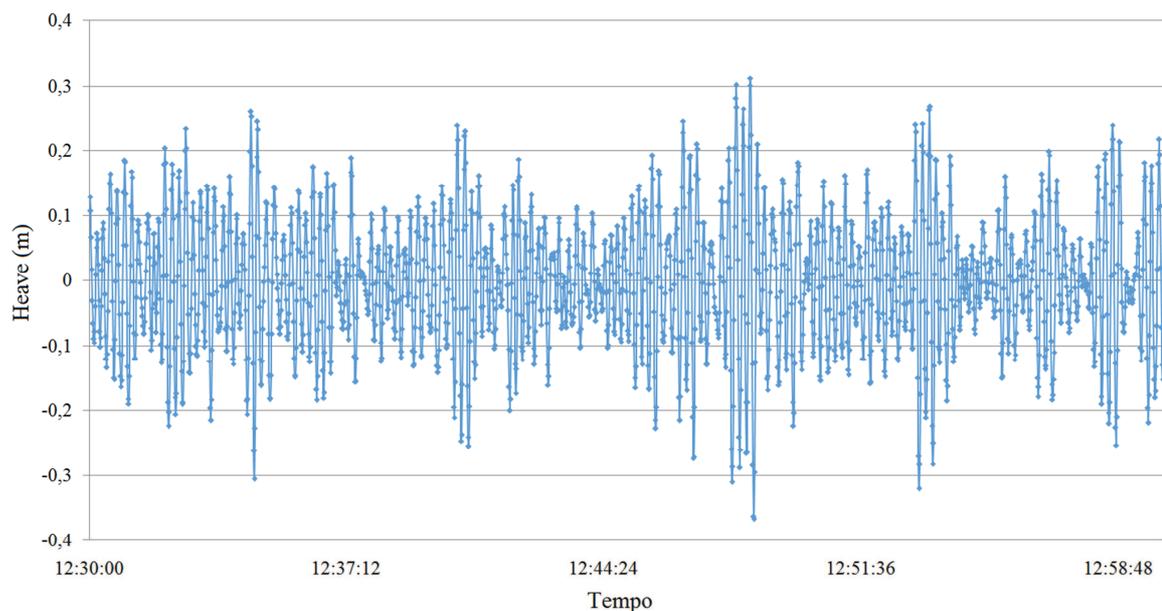


Figura 5.25 - Valores de *heave* ao longo do intervalo de 12:30:01 às 13:00:00 para *riser* a 2100 m de profundidade

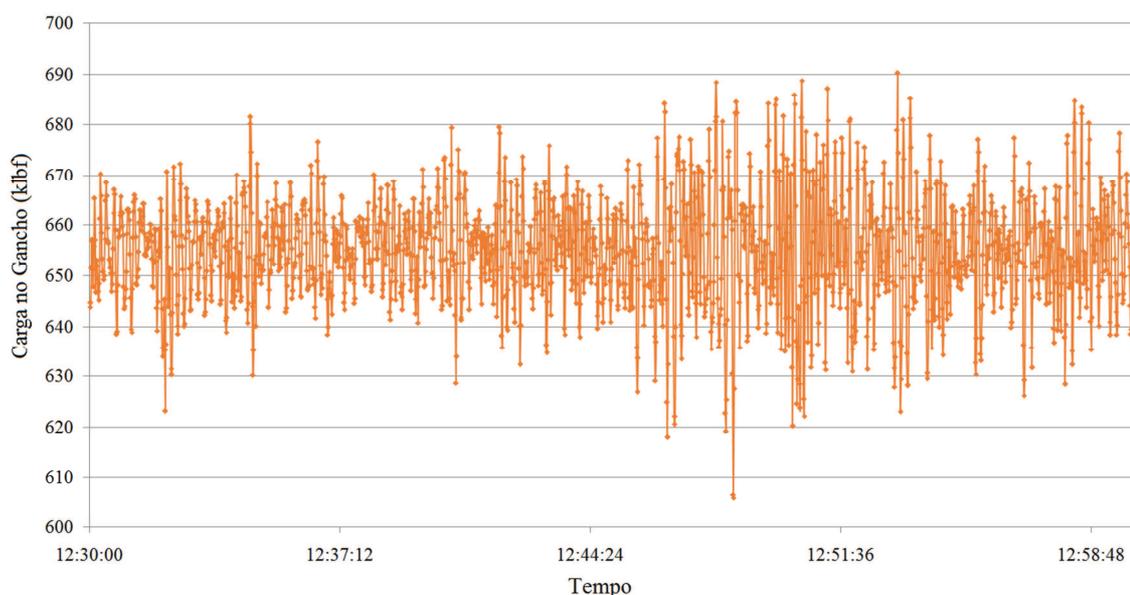


Figura 5.26 - Valores de carga no gancho ao longo do intervalo de 12:30:01 às 13:00:00 para *riser* a 2100 m de profundidade

Como pode ser visto nessas figuras, os dados de *heave* e de carga no gancho têm um comportamento oscilatório irregular e, como observado anteriormente, o modelo somente aceita como dados de entrada dados de *heave* em oscilação regular, bem como apenas obtém resultados de forças dinâmicas em oscilação regular, representados unicamente por uma amplitude e uma frequência para cada. Para transformar esses dados irregulares em dados regulares é realizado o tratamento estatístico mostrado no item de movimentação das sondas, por meio dos dados de *heave* do Capítulo 4.

A partir dos dados de entrada de *heave* e dos dados do sistema de *riser* de perfuração pode-se calcular a força dinâmica na extremidade superior do sistema. Vale frisar que a frequência dessa força dinâmica será a mesma frequência utilizada nos dados de entrada de *heave*.

As Tabelas 5.25, 5.26, 5.27, 5.28 e 5.29 mostram os valores significativos de *heave* e carga no gancho após o tratamento estatístico dos dados medidos e o valor da amplitude da força dinâmica máxima calculada por meio do modelo e da Equação (4.47), para cada intervalo de 30 minutos. É necessário ressaltar que a carga estática no gancho medida é desprezada, em razão de o modelo proposto calcular apenas as forças dinâmicas. Os valores relativos ao *heave* são utilizados como dados de entrada do modelo e os valores de carga no gancho como valores comparativos com os resultados obtidos por intermédio do modelo.

Tabela 5.25 - Resultados para o intervalo de 12:30:01 às 13:00:00

Altura significativa <i>heave</i> medido - m (ft)	0,393 (1,29)
Amplitude significativa <i>heave</i> medido - m (ft)	0,197 (0,65)
Período significativo <i>heave</i> medido - s	11,65
Frequência significativa <i>heave</i> medido - rad/s	0,54
Altura significativa carga no gancho medida - N (klbf)	156860 (35,65)
Amplitude significativa carga no gancho medida - N (klbf)	78408 (17,82)
Período significativo carga no gancho medida - s	6,22
Frequência significativa carga no gancho medida - rad/s	1,01
Amplitude força dinâmica máxima calculada - N (klbf)	80652 (18,33)
Erro	2,85 %

Tabela 5.26 - Resultados para o intervalo de 13:00:01 às 13:30:00

Altura significativa <i>heave</i> medido - m (ft)	0,404 (1,33)
Amplitude significativa <i>heave</i> medido - m (ft)	0,202 (0,66)
Período significativo <i>heave</i> medido - s	11,05
Frequência significativa <i>heave</i> medido - rad/s	0,57
Altura significativa carga no gancho medida - N (klbf)	181720 (41,30)
Amplitude significativa carga no gancho medida - N (klbf)	90860 (20,65)
Período significativo carga no gancho medida - s	6,36
Frequência significativa carga no gancho medida - rad/s	0,99
Amplitude força dinâmica máxima calculada - N (klbf)	92664 (21,06)
Erro	1,98 %

Tabela 5.27 - Resultados para o intervalo de 13:30:01 às 14:00:00

Altura significativa <i>heave</i> medido - m (ft)	0,387 (1,27)
Amplitude significativa <i>heave</i> medido - m (ft)	0,194 (0,64)
Período significativo <i>heave</i> medido - s	11,12
Frequência significativa <i>heave</i> medido - rad/s	0,57
Altura significativa carga no gancho medida - N (klbf)	160864 (36,57)
Amplitude significativa carga no gancho medida - N (klbf)	80432 (18,28)
Período significativo carga no gancho medida - s	6,29
Frequência significativa carga no gancho medida - rad/s	1,00
Amplitude força dinâmica máxima calculada - N (klbf)	89012 (20,23)
Erro	10,63 %

Tabela 5.28 - Resultados para o intervalo de 14:00:01 às 14:30:00

Altura significativa <i>heave</i> medido - m (ft)	0,357 (1,16)
Amplitude significativa <i>heave</i> medido - m (ft)	0,178 (0,58)
Período significativo <i>heave</i> medido - s	11,13
Frequência significativa <i>heave</i> medido - rad/s	0,57
Altura significativa carga no gancho medida - N (klbf)	152416 (34,64)
Amplitude significativa carga no gancho medida - N (klbf)	76208 (17,32)
Período significativo carga no gancho medida - s	7,01
Frequência significativa carga no gancho medida - rad/s	0,90
Amplitude força dinâmica máxima calculada - N (klbf)	81664 (18,56)
Erro	7,15 %

Tabela 5.29 - Resultados para o intervalo de 14:30:01 às 15:00:00

Altura significativa <i>heave</i> medido - m (ft)	0,348 (1,14)
Amplitude significativa <i>heave</i> medido - m (ft)	0,174 (0,57)
Período significativo <i>heave</i> medido - s	10,53
Frequência significativa <i>heave</i> medido - rad/s	0,60
Altura significativa carga no gancho medida - N (klbf)	160688 (36,52)
Amplitude significativa carga no gancho medida - N (klbf)	80344 (18,26)
Período Significativo carga no gancho medida - s	6,70
Frequência significativa carga no gancho medida - rad/s	0,94
Amplitude força dinâmica máxima calculada - N (klbf)	88968 (20,22)
Erro	10,74 %

Como se pode observar nas tabelas, o maior erro entre a amplitude da força dinâmica máxima calculada pelo modelo e a amplitude significativa da carga no gancho é de 10,74 %, um erro relativamente pequeno e maior do que o valor real, o que é a favor da segurança. Esse resultado indica que o modelo pode estar descrevendo bem a realidade e poderia ser utilizado para estimar valores de forças dinâmicas em *risers* utilizados na construção de poço.

5.6.2. Revestimento Puro

Em uma sonda marítima de perfuração foram medidos dados de *heave* e dados de carga no gancho durante a descida de um revestimento. Para a obtenção desses dados, a descida do revestimento foi interrompida durante 8 minutos, quando sua extremidade final estava a 909 m de profundidade. Os dados de *heave* e carga no gancho foram registrados a cada 1 segundo no mesmo intervalo de tempo – das 04:10:00 às 04:17:59 da manhã –; isso gerou um total de 480 dados de cada grandeza. Os dados de *heave* medidos estão representados na Figura 5.27 e os dados de carga no gancho estão representados na Figura 5.28. Novamente, para transformar esses dados irregulares em dados regulares é realizado o tratamento estatístico mostrado no item de movimentação das sondas, por meio dos dados de *heave* do Capítulo 4.

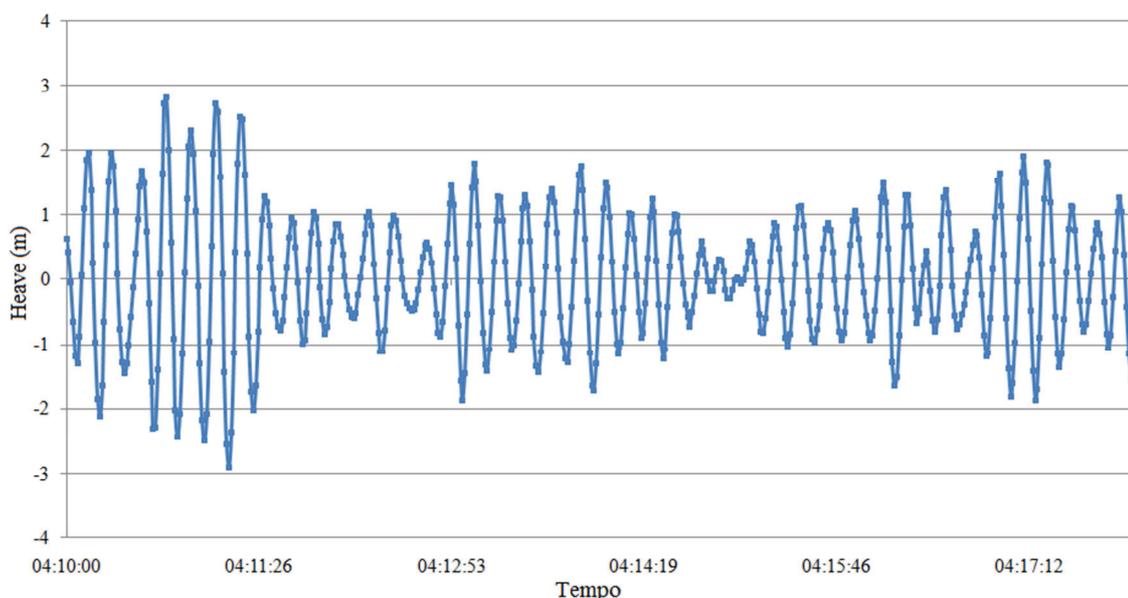


Figura 5.27 - Valores de *heave* ao longo do tempo de registro para a descida de revestimento a 909 m de profundidade

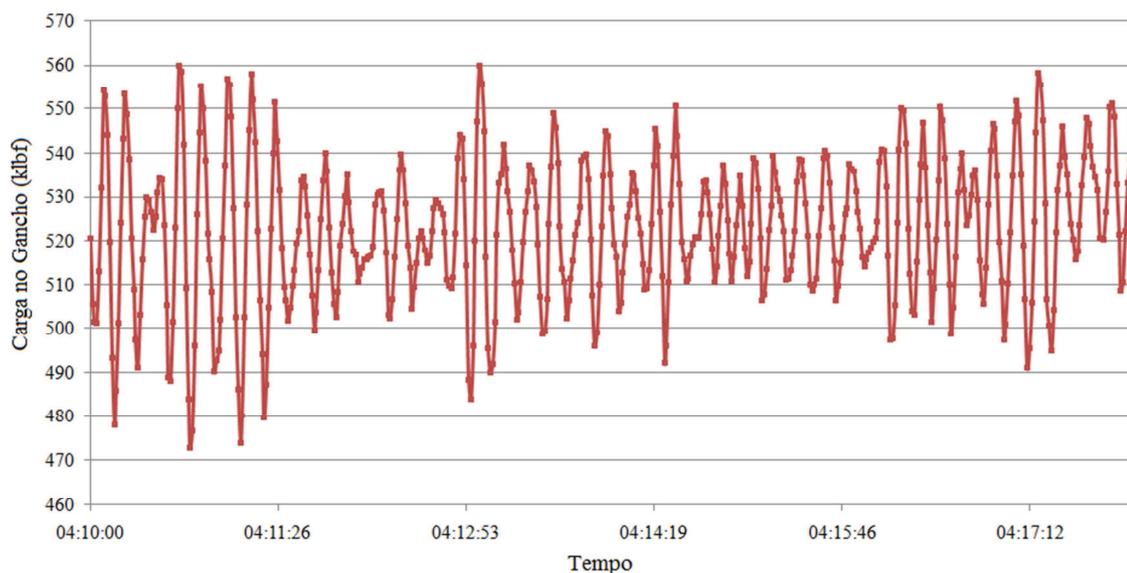


Figura 5.28 - Valores de carga no gancho ao longo do tempo de registro para a descida de revestimento a 909 m de profundidade

Após o tratamento estatístico dos dados, chegou-se aos valores sobre *heave* e carga dinâmica no gancho, presentes nas Tabelas 5.30 e 5.31. É necessário ressaltar que a carga estática medida no gancho foi desprezada porque o modelo proposto calcula apenas as forças dinâmicas. Os valores relativos ao *heave* são utilizados como dados de entrada do modelo e os valores de carga no gancho como valores comparativos com os resultados obtidos por meio do modelo.

Tabela 5.30 - Dados de entrada de *heave* medido após tratamento estatístico

Altura significativa - m (ft)	3,90 (12,80)
Amplitude significativa - m (ft)	1,95 (6,40)
Período significativo - s	11,15
Frequência significativa - rad/s	0,57

Tabela 5.31 - Dados de carga dinâmica no gancho medidos após tratamento estatístico

Altura significativa - N (klbf)	282308 (63,44)
Amplitude significativa - N (klbf)	141154 (31,72)
Período significativo - s	9,71
Frequência significativa - rad/s	0,65

Além dos dados de *heave*, informações sobre o revestimento também devem ser utilizadas como dados de entrada. O revestimento que estava sendo descido durante as medições tem as características apontadas na Tabela 5.32.

Tabela 5.32 - Dados de entrada do revestimento descido durante as medições

Massa linear do revestimento - kg/m (lb/ft)	241,09	(162)
Módulo de elasticidade do revestimento - GPa (psi)	$2,1 \times 10^{11}$	(3×10^7)
Diâmetro externo do revestimento - m (in)	0,4572	(18)
Diâmetro interno do revestimento - m (in)	0,4128	(16,25)
Área interna da sapata flutuante - m² (in²)	0,00459	(7,115)
Comprimento da sapata flutuante - m (ft)	0,4	(1,31)
Densidade do fluido no entorno - kg/m³ (lb/gal)	1071,58	(9,00)
Comprimento do revestimento - m (ft)	909	(2982,43)

A partir dos dados de entrada de *heave* e dos dados do revestimento descido durante as medições, pode-se calcular a força dinâmica na extremidade superior do revestimento. Vale frisar que a frequência dessa força dinâmica será a mesma frequência utilizada nos dados de entrada de *heave*.

A amplitude da força dinâmica na extremidade superior do revestimento em questão calculada pelo modelo é de 137 MN (30,68 klf). Essa amplitude apresenta um erro de apenas -3,27 % em relação à amplitude obtida por meio do tratamento estatístico dos dados reais. Esse resultado indica que o modelo pode estar descrevendo bem a realidade e poderia ser utilizado para estimar valores de forças dinâmicas em revestimentos utilizados na construção de poço.

5.6.3. Análise das Comparações

Algumas limitações do método podem ser observadas, como não poder usar o *heave* medido diretamente pelo seu comportamento irregular e, por consequência, o resultado também é uma força dinâmica regular, a qual difere da carga no gancho, cujo comportamento

também é irregular. Além disso, o fato de a frequência da força dinâmica calculada ser igual à do *heave* medido após tratamento estatístico, enquanto na realidade se observa pequena diferença entre as frequências significativas do *heave* e da carga dinâmica no gancho.

Porém, em termos práticos, o que importa para o projeto é a força à qual os sistemas são submetidos. Os resultados calculados pelo modelo foram bem próximos dos resultados medidos após o tratamento estatístico, o que mostra que o modelo poderia ser usado para estimar essa força dinâmica de modo a orientar o projeto tanto de dimensionamento desses sistemas, quanto nos limites permitidos de amplitude e frequência (ou período) de *heave* durante operações de descida ou de aguardo. Caso dimensionar esses sistemas para suportar essas cargas dinâmicas não seja o ideal, considerando-se que essas podem variar de valores muito baixos para valores muito altos, o minimamente recomendado é mapear essas amplitudes e períodos de *heave* que podem causar falhas nos elementos tubulares ou equipamentos dos sistemas, justamente o que é proposto na próxima seção.

5.7. Mapa de Operação

O mapa de operação é uma proposta para integrar o cálculo teórico das forças dinâmicas com a prática. O objetivo é mapear as amplitudes e períodos de *heave* que, ao se combinarem, geram uma amplitude de força dinâmica que somada à força estática, à qual o sistema já é submetido, ultrapassa sua resistência à tração em algum ponto. Dessa forma, em cada profundidade se tem um mapa de operação diferente.

A sugestão é a de se utilizar um mapa para um determinado intervalo de profundidade. Por exemplo, pode-se utilizar um mapa de operação a cada 500 m de intervalo e o comprimento utilizado no cálculo deve ser o maior comprimento desse intervalo. Dessa forma, a abordagem é conservadora, pois, quanto maior o comprimento em um mesmo sistema, a tendência é de que as forças dinâmicas sejam cada vez maiores, como mostrado anteriormente.

Neste trabalho, a fim de fornecer exemplos de mapas de operação, são utilizados os dados do sistema de *riser* de perfuração e do sistema de revestimento e coluna de assentamento apresentados na seção 5.2. Então, calculam-se as forças estáticas, de forma simplificada, considerando-se apenas o peso próprio dos sistemas e o empuxo, para sistemas

de *riser* de perfuração de 2500 e 3000 m e para sistemas de revestimento e coluna de assentamento de 2500 e 3000 m; nesses últimos, o revestimento tem comprimento fixo de 1500 m em todas as configurações. E posteriormente simulam-se os possíveis valores de força dinâmica para essas configurações em amplitudes de *heave* que variam de 0 a 20 m e períodos de *heave* de 3 a 21 segundos; o intervalo de período está dentro do obtido nos dados reais de *heave* mostrados na seção 5.1.

Ao final da simulação é gerado o mapa de operação que consiste em um gráfico de amplitude de *heave* em relação ao período de *heave*. Nesse gráfico, a região vermelha indica os pares de amplitudes e período de *heave* que geram amplitudes de força dinâmica as quais somadas à força estática são iguais ou superiores da resistência à tração do material do respectivo sistema, possivelmente levando à falha. A região verde indica os pares de amplitudes e período de *heave* nos quais os valores de força estática e amplitude de força dinâmica somadas estão abaixo do valor de resistência do material, permitindo operação normal.

As Figuras 5.29 e 5.30 mostram os mapas de operação do sistema de *riser* de perfuração de 2500 e 3000 m, os quais podem ser usados, por exemplo, nos intervalos de 2000 a 2500 e 2500 a 3000 m, respectivamente, durante a descida de um sistema de *riser* ou durante o aguardo de outra operação com o *riser* pendurado. As Figuras 5.31 e 5.32 mostram os mapas de operação do sistema de revestimento e coluna de assentamento de 2500 e 3000 m, os quais podem ser usados, por exemplo, nos intervalos de 2000 a 2500 e 2500 a 3000 m, respectivamente, durante a descida desse sistema. É interessante observar que a região vermelha, em que pode ocorrer a falha, aumenta quando o comprimento do sistema aumenta, o que está totalmente de acordo com observações anteriores.

Esses gráficos cumprem o objetivo de mapear as amplitudes e períodos de *heave* que podem causar falhas nos elementos tubulares. De modo que, se a sonda atingisse esses valores a operação poderia ser interrompida ou, se o sistema em questão já estivesse em descida essa cessaria e o conectaria ao compensador *heave* ou o moveria para uma profundidade mais adequada, evitando possível falha.

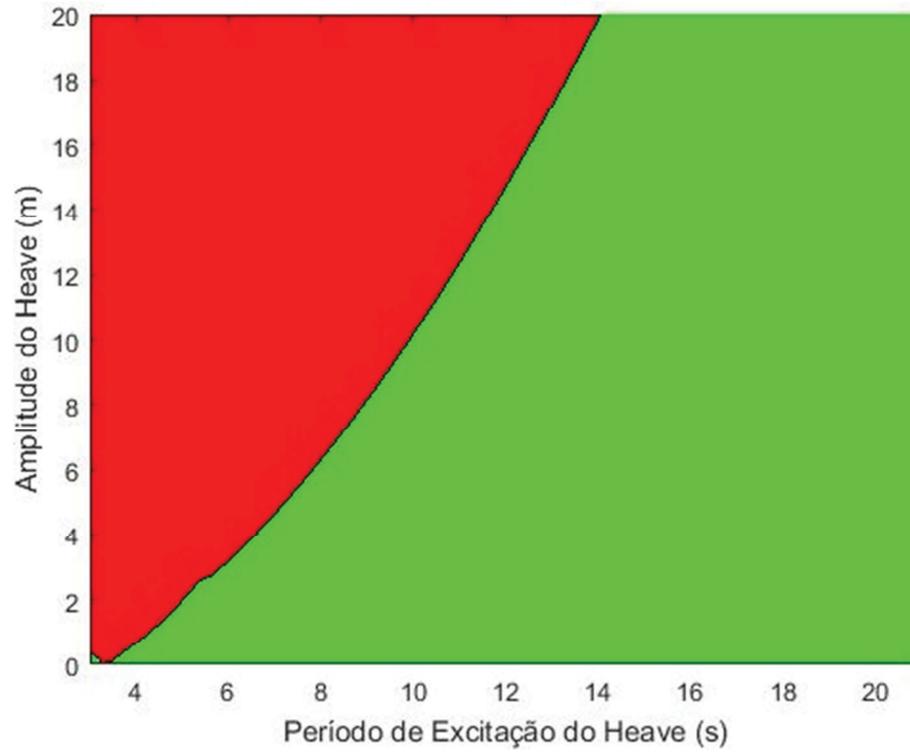


Figura 5.29 - Mapa de operação para sistema de riser de perfuração de 2500 m

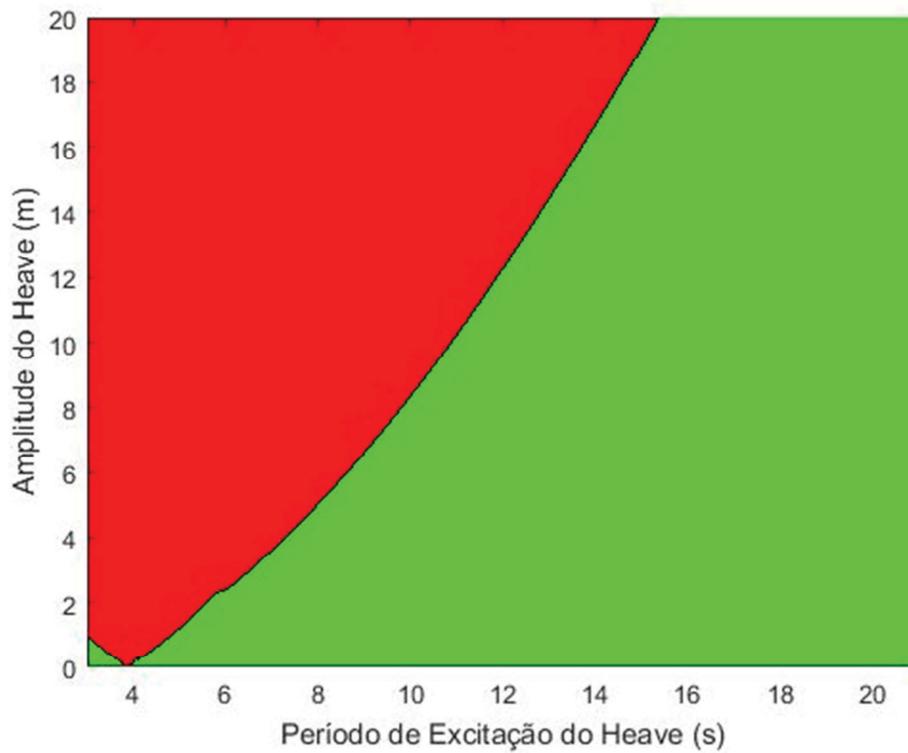


Figura 5.30 - Mapa de operação para sistema de riser de perfuração de 3000 m

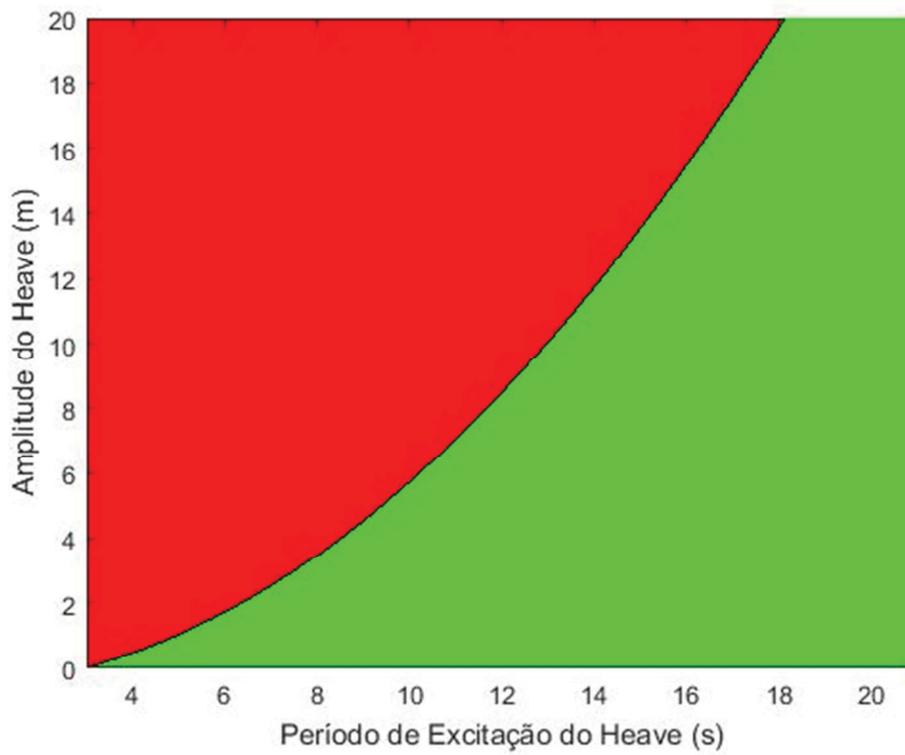


Figura 5.31 - Mapa de operação para sistema de revestimento e coluna de assentamento de 2500 m com revestimento de 1500 m

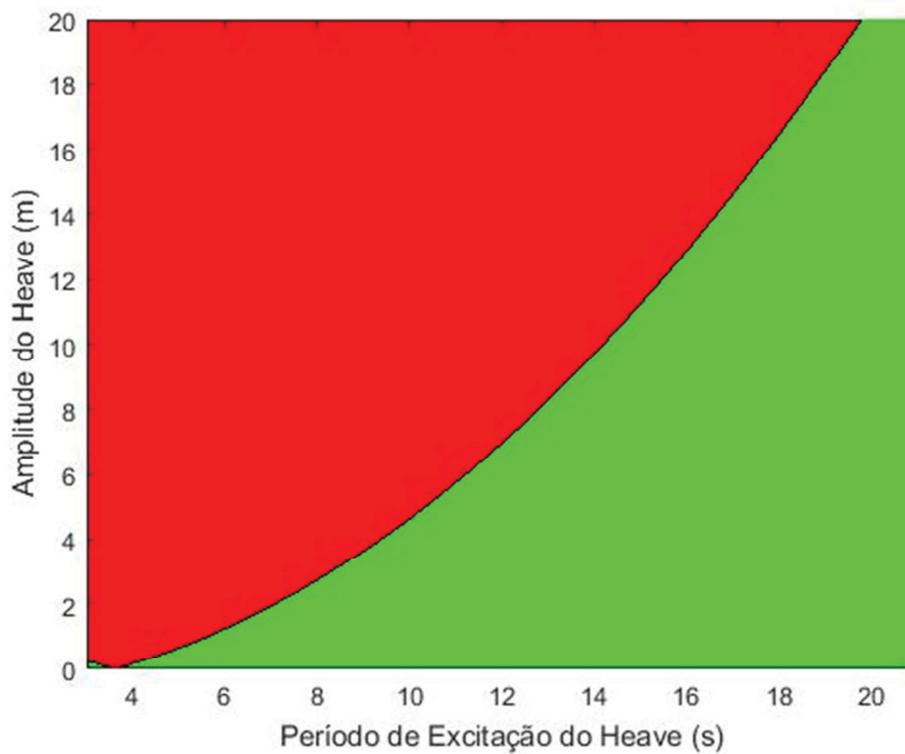


Figura 5.32 - Mapa de operação para sistema de revestimento e coluna de assentamento de 3000 m com revestimento de 1500 m

6. CONCLUSÃO

O comportamento dinâmico gerado pelo *heave* da embarcação pode comprometer a integridade dos sistemas de elementos tubulares e ultrapassar sua resistência à tração. A probabilidade de ocorrência é maior à medida que aumentam os comprimentos desses sistemas, tornando-se indispensável o estudo desse comportamento em projetos *offshore* em lâmina d'água profunda. Na seção 5.5 foi mostrado que as forças dinâmicas geradas pelo *heave* da embarcação podem atingir valores extremamente significativos.

Os menores períodos de *heave* são os intervalos mais preocupantes, nos quais ocorrem as maiores amplitudes de força dinâmica nos sistemas. Isso acontece porque os valores estão mais próximos da ressonância e, em alguns casos, a força dinâmica pode sozinha ultrapassar a resistência do material. E, ao se levar em consideração a força estática aplicada, aumenta consideravelmente o intervalo de períodos e amplitude de *heave* que podem levar a problemas de integridade.

O modelo proposto apresentou resultados que se aproximam da realidade e poderia servir como base para o cálculo da força dinâmica. Esse cálculo pode prever o comportamento aproximado dos sistemas de elementos tubulares e mitigar possíveis problemas. Na seção 5.6, ao comparar com dados reais medidos, foi observado que as amplitudes das forças dinâmicas calculadas pelo modelo proposto atingiram valores próximos aos valores de carga no gancho após os tratamentos estatísticos dos dados.

O mapeamento das amplitudes e períodos de *heave* que podem comprometer a integridade do sistema pode evitar falhas que venham a causar prejuízos. Por isso, é proposto, na seção 5.7, um mapa operacional que fornece esses parâmetros. Assim, no caso de o *heave* medido na embarcação atingir valores de amplitude e período na região crítica, alguma atitude deve ser tomada, como evitar a operação ou levar o sistema para zonas seguras modificando sua profundidade ou conectando-o ao compensador de *heave*, quando possível.

Na seção 5.4 pode ser verificado que os resultados do modelo proposto condizem com o conceito teórico e com comportamentos verificados em trabalhos anteriores, os quais versam sobre o mesmo assunto.

Podem ser registradas algumas limitações do modelo, como o fato de não se poder usar o *heave* medido diretamente pelo seu comportamento irregular. Consequentemente o resultado também é uma força dinâmica regular, a qual difere da força dinâmica real que também tem um comportamento irregular. Observou-se também o fato de a frequência da

força dinâmica calculada ser igual à do *heave* medido após tratamento estatístico, enquanto na realidade se observa pequena diferença entre as frequências significativas do *heave* e da carga dinâmica no gancho. Porém, considerando-se que, em termos práticos, importa para o projeto a força à qual o sistema é submetido, os resultados são satisfatórios.

Como sugestões de trabalhos futuros estão o desenvolvimento de um modelo numérico que possa abordar os aspectos irregulares dos parâmetros dinâmicos, podendo-se usar os resultados deste trabalho como comparativos; experimentos práticos para obtenção da massa adicionada para geometrias idênticas às extremidades finais de sistemas de elementos tubulares de revestimento e *riser* de perfuração; e a adequação e o uso deste modelo para outras configurações de sistemas, como descida de árvore de natal molhada e base adaptadora de produção com *riser* rígido, ou descida de coluna de produção.

REFERÊNCIAS

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API Recommended Practice 16Q, Recommended Practice for Design, Selection, Operation and Maintenance of Marine Drilling Riser Systems**. Washington, 48p, 2010.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API Specification 5CT, Specification for Casing and Tubing**. Washington, 270p, 2012.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API Bulletin 5C3, Bulletin on Formulas and calculations for Casing, Tubing, Drill Pipe, and Line Pipe Properties**. Washington, 47p, 1994.

AZPIAZU, W.R.; NGUYEN, V.N.. **Vertical Dynamics of Marine Risers**. Offshore Technology Conference, Huston, TX, 7-9 Maio, OTC 4738, 1984.

BAILEY, J.J.; FINNIE, I. **An Analytical Study of Drill-String Vibrations**. Journal of Engineering for Industry, ASME, p. 122-128, 1960.

BATISTA, L.G.; MIURA, K.; IKEDA, I.; MENDES, J.R.. **Analysis of the Axial Dynamic Behavior During Installation of Surface Casing in Deep Water Well Construction**. Offshore Technology Conference, Huston, TX, 2-5 Maio, OTC 26991-MS, 2016.

BYROM, T.G.. **Casing and Liners for Drilling and Completion: Design and Application**. Oxford: Elsevier, 2ª Edição, 2015.

CHAKRABARTI, S.K.. **Hydrodynamics of Offshore Structures**. Southampton: Computational Mechanics Publications, 1987.

CHONGSHENG. **Casing, Well Casing, Oil Well Casing Pipe**. 2015. Disponível em: <<http://www.steelpipes.org/well-casing.html>>. Acesso em 16 abril 2016.

CHUNG, J.S.; WHITNEY, A.K.. **Dynamic Vertical Stretching Oscillation of an 18,000-ft Ocean Mining Pipe**. Offshore Technology Conference, Huston, TX, 4-7 Maio, OTC 4092, 1981.

CHUNG, J.S.. **Hydrodynamic Forces on a Marine Riser: A Velocity Potential Method.** Journal of Energy Resources Technology, ASME, Vol. 104, p. 53-57, 1982.

DRILL-QUIP. **Offshore Drilling and Production Equipment: SS-15® BigBore™ II-H Subsea Wellhead Systems.** 2014. Disponível em: <<http://www.drill-quip.com/resources/catalogs/02.%20SS-15%20BB%20II-H%20Wellhead%20System.pdf>>. Acesso em 16 abril 2016.

EVERAGE, S.D.; ZHENG, N.J.; ELLIS, S.E.. **Evaluation of Heave-Induced Dynamic Loading on Deepwater Landing Strings.** SPE Annual Technical Conference and Exhibition, Dallas, EUA, 2-4 Março, IADC/SPE 87152, 2004.

FINNIE, I.; BAILEY, J.J.. **An Experimental Study of Drill-String Vibrations.** Journal of Engineering for Industry, ASME, p. 129-135, 1960.

HALLIBURTON. **Casing Sales Manual.** Halliburton, 2006.

HASSELMANN, K.; BARNETT, T.P.; BOUWS, E.; CARLSON, H.; CARTWRIGHT, D.E.; ENKE, K.; EWING, J.A.; GIENAPP, H.; HASSELMANN, D.E.; KRUSEMAN, P.; MEERBURG, A.; MÜLLER, P.; OLBERS, D.J.; RICHTER, K.; SELL, W.; WALDEN, H.. **Measurements of Wind-Wave Growth and Swell Decay during the Joint North Sea Wave Project (JONSWAP).** Hamburg: Deutschen Hydrographischen Zeitschrift, 1973.

JOURNÉE, J.M.J.; MASSIE, W.W.. **Offshore Hydromechanics.** Delft: Delft University of Technology, Janeiro, 2001.

KEULEGAN, G.H.; CARPENTER, L.H.. **Forces on Cylinders and Plates in an Oscillating Fluid.** Journal of research of National Bureau of Standards, Vol. 60(5), p. 423-440, 1958.

MEIROVITCH, L.. **Elements of Vibration Analysis.** EUA: McGraw-Hill, 2ª Edição, 1986.

MINERALS MANAGEMENT SERVICE. **Safety Alert No. 213: Marine Riser Failure.** U.S. Dept. of Interior, Minerals Management Service, Gulf of Mexico OCS Region, Nova Orleans, Los Angeles, EUA, Junho, 2003.

MINERALS MANAGEMENT SERVICE. **OCS Report: Investigation of Equipment Failure, Green Canyon Block 242, Well No. 1.** U.S. Dept. of Interior, Minerals Management Service, Gulf of Mexico OCS Region, Nova Orleans, Los Angeles, EUA, MMS 2005-027, Abril, 2005.

MINERALS MANAGEMENT SERVICE. **Safety Alert No. 230: Equipment Failure on Deepwater Rig While Running Casing in Open Waters.** U.S. Dept. of Interior, Minerals Management Service, Gulf of Mexico OCS Region, Nova Orleans, Los Angeles, EUA, Maio, 2005.

MITCHELL, R.F.. **Petroleum Engineering Hand Book Volume II: Drilling Engineering.** Richardson: Society of Petroleum Engineers, 2006.

MORISON, J.R.; O'BRIEN, M.P.; JOHNSON, J.W.; SCHAAF, S.A.. **The Force Exerted by Surface Wave on Piles.** Petroleum Transactions, American Institute of Mining, Metallurgical, and Petroleum Engineers, Vol 189, p. 149-154, 1950.

MOROOKA, C. K.; COELHO, F. M.; RIBEIRO, E. J. B.; FERRARI Jr., J. A.; FRANCISS, R.. **Dynamic Behavior of a Vertical Riser and Service Life Reduction.** 24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), Halkidiki, Grécia, 2005.

NEWMAN, J.N.. **Marine Hydrodynamics.** Massachusetts: The Massachusetts Institute of Technology, 1977.

NIEDZWECKI, J.M.; THAMPI, S.K.. **Heave Compensated Response of Long Multi Segment Drill Strings.** Applied Ocean Research, Vol. 10(4), p. 181-190, 1988.

PARK, H.; MIN, C.; TENG, B.; KWON, Y.; KIM, B.. **Effects of Fluid and Structural Damping on Axial Vibrations of an Ultra Long Ocean Pipe with a Heavy Buffer.** Twentieth International Offshore and Polar Engineering Conference, Pequim, China, 20-25 Junho, p. 88-93, 2010.

PETERSON, M.N.A.. **Computer Analysis and Field Measurements of Stresses in Long Drill Strings Suspended from a Floating Vessel.** International Phase of Ocean Drilling, Deep Sea Drilling Project, University of California, Technical Report No.22, 1984.

PIERSON, W.J.; NEUMANN, G.; JAMES, R.W.. **Practical Methods for Observing and Forecasting Ocean Waves by Means of Wave Spectra and Statistics.** Washington, D.C.: U.S. Naval Oceanographic Office, Secretary of the Navy, 1955.

PIERSON, W.J.; MOSKOWITZ, L.. **A Proposed Spectral Form for Fully Developed Wind Seas Based on the Similarity Theory of S. A. Kitaigorodsky.** New York: U.S. Naval Oceanographic Office, Secretary of the Navy, Outubro, 1963.

PRITCHARD, P.J.. **Fox e McDonald's Introduction to Fluid Mechanics**. Hoboken: John Wiley & Sons, 8ª Edição, 2011.

RAHMAN, S.S; CHILINGARIAN, G.V.. **Casing Design Theory and Practice**. Amsterdam: Elsevier, 1995.

SARPKAYA, T.. **Lift, Drag, and Added-Mass Coefficients for a Circular Cylinder Immersed in a Time-Dependent Flow**. Journal of Applied Mechanics, ASME, Vol. 30(1), p. 13-15, 1963.

SARPKAYA, T.; TUTER, O.. **Forces on Cylinders and Spheres in a Sinusoidally Oscillating Fluid**. Monterey.: National Science Foundation, 1974.

SEVILLANO, L.C.. **Estudo de Movimentação de uma Plataforma de Perfuração Flutuante com BOP Suspenso pelo Riser**. 141p. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2013.

SPARKS, C.P.; CABILLIC, J.P.; SCHAWANN, J.C.. **Longitudinal Resonant Behavior of Very Deep Water Risers**. Offshore Technology Conference, Huston, TX, 3-6 Maio, OTC 4317, 1982.

TENARIS HYDRIL. **Blue® 2 3/8" to 13 5/8"**. 2013. Disponível em: <<http://www.tenaris.com/pt-BR/Products/PremiumConnections/BlueSeries/Blue.aspx>>. Acesso em 16 abril 2016.

TRIM, A.D.. **Axial Dynamics of Deep Water Risers**. First International Offshore and Polar Engineering Conference, Edimburgo, Reino Unido, 11-16 Agosto, p. 198-202, 1991.

VIKESTAD, K.; VANDIVER, J.K.; LARSEN, C.M.. **Added Mass and Oscillation Frequency for a Circular Cylinder Subjected to Vortex-Induced Vibrations and External Disturbance**. Journal of Fluids and Structures, Vol 14, p. 1071-1088, 2000.

VREELAND, T.. **Dynamic Stresses in Long Drillpipe Strings**. The Petroleum Engineer, p. 58-60, 1961.

WANG, E.. **Analysis of Two 13,200-ft Riser Systems Using a Three-Dimensional Riser Program**. Offshore Technology Conference, Huston, TX, 2-5 Maio, OTC 4563, 1983.

WEAVER, W; TIMOSHENKO, S.P.; YOUNG, D.H.. **Vibration Problems in Engineering**. Nova Yorque: John Wiley & Sons, 5ª Edição, 1990.

ZHENG, N.J.; BAKER, J.M.; EVERAGE, S.D.. **Further Considerations of Heave-Induced Dynamic Loading on Deepwater Landing Strings**. SPE/IADC Drilling Conference, Amsterdam, Holanda, 23-25 Fevereiro, SPE/IADC 92309, 2005.

APÊNDICE A – Linearização do Termo do Arrasto

Para a resolução da não-linearidade em questão será aplicada uma técnica usada pela Teoria de Controle. Basicamente, a aproximação linear é escolhida afim de minimizar o erro da raiz do valor quadrático médio entre a saída da não-linearidade original e a substituição linear. Para este caso, a não-linearidade é o termo do quadrado da velocidade. A entrada é a velocidade relativa do fluido e a saída é a força de arrasto.

A linearização é dependente do formato da entrada. Para a aplicação na vibração de elementos tubulares, considerando que a velocidade em questão é a velocidade da extremidade final do elemento em relação ao fluido que o envolve, pode-se observar seu valor através da Equação (A.1).

$$\left. \frac{\partial u}{\partial t} \right|_{z=L} = U_L i \omega e^{i\omega t} \quad (\text{A.1})$$

Para realizar esta aproximação é necessário converter a notação complexa para a notação real, então obtém-se a Equação (A.2).

$$\text{Re} \left(\left. \frac{\partial u}{\partial t} \right|_{z=L} \right) = U_L \omega \cdot \text{sen}(\omega t) \quad (\text{A.2})$$

Pode ser extraído da Equação (4.25), que expressa a condição de da extremidade inferior dos sistemas de elementos tubulares, o termo que representa a força de arrasto, F_D , que se encontra expressa na Equação (A.3).

$$F_D = \frac{1}{2} \rho A_P C_D \left(\left. \frac{\partial u}{\partial t} \right| \cdot \left. \frac{\partial u}{\partial t} \right| \right) = \frac{1}{2} \rho A_P C_D \left(\left| U_L \omega \cdot \text{sen}(\omega t) \right| \cdot U_L \omega \cdot \text{sen}(\omega t) \right) \quad (\text{A.3})$$

Para o caso onde a entrada da não linearidade é uma senoide, a teoria de controle mostra que o erro do valor quadrático médio é minimizado expandindo a saída não linear em uma série de Fourier e desconsiderando os harmônicos mais altos. A desconsideração dos harmônicos mais altos pode ser justificada pela baixa amplitude quando comparados com o

harmônico fundamental. E assumindo a entrada como senoidal são desprezadas qualquer presença de harmônicos na velocidade. Assim, a Equação (A.4) representa a expansão da força de arrasto em série de Fourier.

$$F_D = \sum_{n=0}^{\infty} C_n \cos(n\omega t) + \sum_{n=0}^{\infty} D_n \text{sen}(n\omega t) \quad (\text{A.4})$$

Onde:

$$C_0 = \frac{\omega}{2\pi} \int_0^{2\pi/\omega} F_D \cdot dt \quad (\text{A.5})$$

$$C_m = \frac{\omega}{\pi} \int_0^{2\pi/\omega} F_D \cos(m\omega t) \cdot dt, \quad m > 0 \quad (\text{A.6})$$

$$D_m = \frac{\omega}{\pi} \int_0^{2\pi/\omega} F_D \text{sen}(m\omega t) \cdot dt, \quad m > 0 \quad (\text{A.7})$$

Substituindo a Equação (A.3) nas Equações (A.5), (A.6) e (A.7) e resolvendo as integrais:

$$C_0 = C_m = 0 \quad (\text{A.8})$$

$$D_2 = D_4 = \dots = 0 \quad (\text{A.9})$$

$$D_1 = \frac{1}{2} \rho A_P C_D \frac{8}{3\pi} (U_L \omega)^2 \quad (\text{A.10})$$

Então, considerando apenas o harmônico fundamental, a força de arrasto é representada pela aproximação observada na Equação (A.11).

$$F_D \approx \frac{1}{2} \rho A_P C_D \frac{8}{3\pi} (U_L \omega)^2 \text{sen}(\omega t) = \frac{4}{3\pi} \rho A_P C_D U_L \omega \frac{\partial u}{\partial t} \quad (\text{A.11})$$

Logo, pode-se chegar à Equação (4.27) observada no capítulo 4 desta dissertação.

$$\left| \frac{\partial u}{\partial t} \right| \cdot \frac{\partial u}{\partial t} \approx \frac{8}{3\pi} U_L \frac{\partial u}{\partial t} \omega \quad (4.27)$$

APÊNDICE B – Compatibilidade de Condições na Interseção de Segmentos

Quando os sistemas de elementos tubulares possuem segmentos com características diferentes é preciso fazer uma compatibilização das condições na interseção destes segmentos. Conforme foi visto nas Equações (4.38) e (4.39) no capítulo 4, na interseção de dois segmentos, a amplitude do deslocamento e a força interna é a mesma em ambos.

$$U_{n+1}(L_{n+1}) = U_n(0) \quad (4.38)$$

$$F_{n+1}(L_{n+1}) = F_n(0) \quad (4.39)$$

Sabendo que:

$$U_{n+1}(L_{n+1}) = U_{n+1}(0) \cdot [\cos(\gamma_{n+1}L_{n+1}) + Z_{n+1} \operatorname{sen}(\gamma_{n+1}L_{n+1})] \quad (B.1)$$

$$F(z) = EA \frac{\partial u}{\partial z} \quad (B.2)$$

Usando a Equação (B.2) na Equação (4.39) e resolvendo, obtém-se:

$$(E_{n+1}A_{n+1}\gamma_{n+1})U_{n+1}(0)[Z_{n+1}\cos(\gamma_{n+1}L_{n+1}) - \operatorname{sen}(\gamma_{n+1}L_{n+1})] = (E_nA_n\gamma_n)U_n(0)Z_n \quad (B.3)$$

Agora, substituindo (B.1) em (4.38) e eliminando $U_n(0)$ e $U_{n+1}(0)$ de (4.38) e (B.3) e rearranjando os termos.

$$Z_{n+1} = \frac{\gamma_{n+1} \operatorname{sen}(\gamma_{n+1}L_{n+1}) + (E_nA_n\gamma_nZ_n / E_{n+1}A_{n+1})\cos(\gamma_{n+1}L_{n+1})}{\gamma_{n+1} \cos(\gamma_{n+1}L_{n+1}) + (E_nA_n\gamma_nZ_n / E_{n+1}A_{n+1})\operatorname{sen}(\gamma_{n+1}L_{n+1})} \quad (B.4)$$

Comparando a Equação (B.4) com a Equação (4.41) que define formalmente Z_n , obtém-se a Equação (4.44) que relaciona os diferentes segmentos dois a dois.

$$Z_n = \frac{\gamma_n \operatorname{sen}(\gamma_n L_n) + \beta_n \cos(\gamma_n L_n)}{\gamma_n \cos(\gamma_n L_n) + \beta_n \operatorname{sen}(\gamma_n L_n)} \quad (4.41)$$

$$\beta_{n+1} = Z_n \gamma_n \frac{E_n A_n}{E_{n+1} A_{n+1}} \quad (4.44)$$