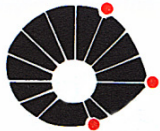


UNICAMP

LUCAS CANTINELLI SEVILLANO

**ESTUDO DE MOVIMENTAÇÃO DE UMA
PLATAFORMA DE PERFURAÇÃO FLUTUANTE
COM BOP SUSPENSO PELO *RISER***

CAMPINAS
2013



UNICAMP

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

LUCAS CANTINELLI SEVILLANO

**ESTUDO DE MOVIMENTAÇÃO DE UMA
PLATAFORMA DE PERFURAÇÃO FLUTUANTE COM
BOP SUSPENSO PELO RISER**

Orientador: Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka

Co-orientador: Prof. Dr. José Ricardo Pelaquim. Mendes

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Ciências e Engenharia de Petróleo da Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências da Universidade Estadual de Campinas para a obtenção do título de Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo na área de Exploração.

Este exemplar corresponde à versão final da dissertação defendida pelo aluno Lucas Cantinelli Sevillano e orientada pelo Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka.

Orientador

CAMPINAS
2013

Ficha catalográfica
Universidade Estadual de Campinas
Biblioteca da Área de Engenharia e Arquitetura
Rose Meire da Silva - CRB 8/5974

Se84e Sevellano, Lucas Cantinelli, 1988-
Estudo da movimentação de uma plataforma de perfuração flutuante com BOP suspenso pelo riser / Lucas Cantinelli Sevellano. – Campinas, SP : [s.n.], 2013.

Orientador: Celso Kazuyuki Morooka.

Coorientador: José Ricardo Pelaquim Mendes.

Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências.

1. Estruturas Marítimas - Dinâmica. 2. Engenharia de petróleo. 3. Riser de perfuração. I. Morooka, Celso Kazuyuki. II. Mendes, José Ricardo Pelaquim. III. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. IV. Título.

Informações para Biblioteca Digital

Título em outro idioma: Study of the movement of a floating drilling platform with the BOP suspended by the riser

Palavras-chave em inglês:

Maritime structures - Dynamics

Petroleum engineering

Drilling riser

Área de concentração: Exploração

Titulação: Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo

Banca examinadora:

Celso Kazuyuki Morooka [Orientador]

Paulo Roberto Ribeiro

Heitor Rodrigues de Paula Lima

Data de defesa: 29-08-2013

Programa de Pós-Graduação: Ciências e Engenharia de Petróleo



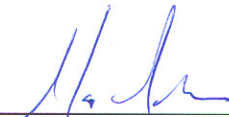
UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
E INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

ESTUDO DA MOVIMENTAÇÃO DE UMA PLATAFORMA FLUTUANTE DE PERFURAÇÃO COM BOP SUSPENSO PELO RISER

Autor: Lucas Cantinelli Sevillano
Orientador: Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka
Co-orientador: Prof. Dr. José Ricardo Pelaquim


A banca examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta dissertação:



Prof. Dr. Celso Kazuyuki Morooka, Presidente
DEP/FEM/UNICAMP



Prof. Dr. Paulo Roberto Ribeiro
DEP/FEM/UNICAMP



Dr. Heitor Rodrigues de Paula Lima
PETROBRAS

Campinas, 29 de agosto de 2013

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho à minha família. Aos meus pais, Mathias e Lenita e ao meu irmão Daniel, pelo amor, incentivo e motivação ao longo de toda minha vida.

AGRADECIMENTOS

Agradeço aos meus pais e a todos os membros da minha família pelo apoio dado durante toda a minha formação.

Agradeço ao Prof. Dr. Celso K. Morooka pela oportunidade oferecida de trabalhar sob sua tutela. Agradeço ao Prof. Dr. José R. P. Mendes pela orientação. Agradeço ao Dr. Kazuo Miura da Petrobras pelo apoio e interesse demonstrado neste trabalho.

Agradeço aos funcionários do Departamento de Engenharia de Petróleo, Alice, Fátima, Délcio, Sônia, Michele, Gisele e seus estagiários da informática.

Agradeço a todos os amigos que fiz durante meu tempo na UNICAMP e que me acompanharam em grande parte do período na universidade. Em especial, aos meus colegas de laboratório, Bruno, Raphael, Denis, Maurício, Michele, Renato, Luis, Danilo, Marcus, Natália, Maiara e Pedro.

“Perseverança, segredo de todos os triunfos”

Victor Hugo

RESUMO

A localização de descobertas recentes de campos de petróleo em águas ultraprofundas torna as operações de descida e de recolhimento de equipamentos submarinos até à cabeça do poço demoradas. Estas operações podem ser realizadas por *risers* marítimos de perfuração. Considerando o caso específico de um BOP, sua instalação na cabeça de poço é fundamental para a perfuração do poço. Quando esta etapa termina, o BOP é trazido à superfície e a sonda de perfuração parte para perfurar um novo poço, noutra localização. A proposta deste estudo é considerar o BOP suspenso pelo riser de perfuração, sem que este seja recolhido até a superfície, na mudança de localização para um novo poço. Assim sendo, o presente trabalho tem por objetivos analisar o comportamento do riser durante esta operação, por meio de simulações computacionais, frente a uma gama variada de carregamentos ambientais e propor um procedimento para se determinar os limites operacionais que devem ser respeitados, de forma que se preserve a integridade física do riser.

Palavras Chave: Estruturas Marítimas – Dinâmica, Engenharia de Petróleo, *Riser* de perfuração

ABSTRACT

The location of newly found oilfields under ultra deepwater makes the running and retrieving of submarine equipment lengthy operations. These operations can be executed with a marine drilling riser. Regarding the particular case of a BOP, its installation at the wellhead is fundamental for drilling the well. When this phase ends, the BOP is brought up to the surface and the drilling rig leaves to drill a new well elsewhere. This study proposes to consider not retrieving the BOP and, instead, letting it hanging of the drilling riser, during the change of location to drill a new well. Thus, the present work has for objectives to first analyze riser behavior during this operation, through computational simulations, while it faces several different cases of environmental loading, and then propose a procedure that determines operational limits that must be fulfilled, in order to preserve the riser's physical integrity.

Keywords: Maritime Structures – Dynamics, Petroleum Engineering, Drilling Riser

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	1
1.1. Motivação.....	1
1.2. Objetivos	4
1.3. Descrição dos Capítulos.....	5
2. DESENVOLVIMENTO	7
2.1. <i>Riser</i> Marítimo de Perfuração.....	7
2.2. Modelagem do <i>Riser</i>	10
2.3. Carregamentos Atuantes Sobre o <i>Riser</i>	15
3. METODOLOGIA	25
3.1. Configuração do <i>Riser</i>	25
3.2. Delimitação de Condições Operacionais	28
3.3. Apresentação de Resultados.....	33
4. ESTUDOS DE CASO.....	41
4.1. Carregamentos Ambientais	43
4.2. Simulações Computacionais	44
4.3. Cenários de Simulação.....	50
5. RESULTADOS.....	53
5.1. Verificações Iniciais.....	53
5.2. Resultados Obtidos	55

5.3. Mapas Operacionais	59
5.4. Limitações Dos Mapas Operacionais Apresentados.....	83
6. CONCLUSÕES	89
6.1. Trabalhos Futuros.....	90
7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	93
APÊNDICE A – CARREGAMENTOS AMBIENTAIS	97
APÊNDICE B – EFEITOS DE CARREGAMENTOS.....	103
APÊNDICE C – CURVAS DE NÍVEL	119
APÊNDICE D – EFEITO DO COMPRIMENTO DO RISER NOS MAPAS OPERACIONAIS.....	133
ANEXO A – COMPORTAMENTO ESTÁTICO DO <i>RISER</i>.....	135
ANEXO B – SOLUÇÃO DA EQUAÇÃO DINÂMICA DO <i>RISER</i>	139

LISTA DE FIGURAS

Figura 1-1 – Tendências na exploração de petróleo offshore (Mahoney et al, 2012)	2
Figura 1-2 Linha de regressão para tempo de descida e recolhimento de BOP/LMRP em função da profundidade de lâmina d’água (Holand, 2001)	3
Figura 2-1- <i>Riser</i> Marítimo de Perfuração e componentes (adaptado de API RP 16Q, 1993)	9
Figura 2-2 – Vista expandida de Aranha e <i>Gimbal</i> Fonte: Aker Solutions, 2010	10
Figura 2-3- Discretização de riser (A), Elemento de viga 2D (B).....	11
Figura 2-4- Elemento diferencial de <i>riser</i>	12
Figura 2-5-Elemento de viga 3D	13
Figura 2-6-Carregamentos atuantes sobre o <i>riser</i>	16
Figura 2-7 – Espectro de mar irregular.....	18
Figura 2-8 – Graus de liberdade de uma embarcação	19
Figura 2-9 – Transformação de ondas em resposta	21
Figura 2-10 Perfil de Corrente Marítima.....	23
Figura 3-1 Determinação do comprimento do <i>riser</i> . Adaptado de API RP 16Q (1993).....	26
Figura 3-2 – Tensões locais em elemento da parede do <i>riser</i>	30
Figura 3-3 – Esquema do contato do <i>riser</i> com estruturas abaixo do deck de perfuração	33
Figura 3-4 – Exemplo de histórico de tensão de von Mises.....	33
Figura 3-5 - Tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> em função de parâmetros de ondas	35
Figura 3-6 – Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> em função de parâmetros de onda.....	35
Figura 3-7 – Mapa operacional gerado a partir do critério de projeto de tensão em função de parâmetros de onda.....	37
Figura 3-8 – Curvas de nível de dupla amplitude significativa de <i>heave</i> da embarcação em função de parâmetros de onda	37
Figura 3-9 – Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> em função de parâmetros de <i>heave</i>	39
Figura 3-10 – Mapa operacional gerado a partir do critério de projeto de tensão em função de parâmetros de <i>heave</i>	39

Figura 4-1 – Configuração do <i>riser</i> , em operação (A) e em navegação (B)	42
Figura 4-2 – Funções de transferências da embarcação semissubmersível: <i>Surge</i> , <i>Sway</i> e <i>Heave</i>	47
Figura 4-3 – Funções de transferências da embarcação semissubmersível: <i>Roll</i> , <i>Pitch</i> e <i>Yaw</i>	48
Figura 4-4 – Carregamentos ambientais e direções de avanço da embarcação.....	51
Figura 5-1 – Amostras de resultados de simulações numéricas	53
Figura 5-2 – Comparação de envelopes de tração efetiva.....	54
Figura 5-3 – Curvas de envoltórias de deslocamento horizontal (A) e deslocamento vertical (B). $k_{\theta} = 686 \text{ kNm/grau}$, $v = 0,5 \text{ nó}$, $\theta = 180^{\circ}$, $H_{1/3} = 5 \text{ m}$ e $T_z = 13 \text{ s}$	56
Figura 5-4 – Curvas de envoltórias de rotação no plano XZ (A) e de força axial efetiva (B). $k_{\theta} =$ 686 kNm/grau , $v = 0,5 \text{ nó}$, $\theta = 180^{\circ}$, $H_{1/3} = 5 \text{ m}$ e $T_z = 13 \text{ s}$	57
Figura 5-5 – Curvas de envoltórias de momento fletor no plano XZ (A) e de tensão de von Mises (B). $k_{\theta} = 686 \text{ kNm/grau}$, $v = 0,5 \text{ nó}$, $\theta = 180^{\circ}$, $H_{1/3} = 5 \text{ m}$ e $T_z = 13 \text{ s}$	58
Figura 5-6 – Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 686 \text{ kNm/grau}$, $v = 0,5 \text{ nó}$, $\theta = 180^{\circ}$	60
Figura 5-7 - Curvas de nível de inclinação máxima no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 686 \text{ kNm/grau}$, $v = 0,5 \text{ nó}$, $\theta = 180^{\circ}$	61
Figura 5-8 – Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> em função dos parâmetros de <i>heave</i> ; $k_{\theta} = 686 \text{ kNm/grau}$, $v = 0,5 \text{ nó}$, $\theta = 180^{\circ}$	62
Figura 5-9 – Curvas de nível de rotação no topo do <i>riser</i> em função dos parâmetros de <i>heave</i> ; k_{θ} $= 686 \text{ kNm/grau}$, $v = 0,5 \text{ nó}$, $\theta = 180^{\circ}$	63
Figura 5-10 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 180 graus, gimbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de onda.....	65
Figura 5-11 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 180 graus, gimbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de <i>heave</i>	66
Figura 5-12 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 180 graus, gimbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de onda.....	67
Figura 5-13 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 180 graus, gimbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de <i>heave</i>	67
Figura 5-14 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 180 graus, gimbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de onda.....	68

Figura 5-15 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 180 graus, gimbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de <i>heave</i>	68
Figura 5-16 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 135 graus, gimbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de onda.....	69
Figura 5-17 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 135 graus, gimbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de <i>heave</i>	69
Figura 5-18 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 135 graus, gimbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de onda.....	70
Figura 5-19 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 135 graus, gimbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de <i>heave</i>	70
Figura 5-20 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 135 graus, gimbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de onda.....	71
Figura 5-21 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 135 graus, gimbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de <i>heave</i>	71
Figura 5-22 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 90 graus, gimbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de onda.....	72
Figura 5-23 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 90 graus, gimbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de <i>heave</i>	72
Figura 5-24 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 90 graus, gimbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de onda.....	73
Figura 5-25 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 90 graus, gimbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de <i>heave</i>	73
Figura 5-26 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 90 graus, gimbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de onda.....	74
Figura 5-27 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 90 graus, gimbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de <i>heave</i>	74
Figura 5-28 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 45 graus, gimbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de onda.....	75
Figura 5-29 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 45 graus, gimbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de <i>heave</i>	75

Figura 5-30 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 45 graus, gimbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de onda.....	76
Figura 5-31 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 45 graus, gimbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de <i>heave</i>	76
Figura 5-32 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 45 graus, gimbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de onda.....	77
Figura 5-33 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 45 graus, gimbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de <i>heave</i>	77
Figura 5-34 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 0 grau, gimbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de onda.....	78
Figura 5-35 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 0 grau, gimbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de <i>heave</i>	78
Figura 5-36 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 0 grau, gimbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de onda.....	79
Figura 5-37 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 0 grau, gimbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de <i>heave</i>	79
Figura 5-38 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 0 grau, gimbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de onda.....	80
Figura 5-39 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 0 grau, gimbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de <i>heave</i>	80
Figura 5-40 – Curvas de nível de força axial efetiva máximo no <i>riser</i>	86
Figura 5-41 – Curvas de nível de momento fletor máximo no <i>riser</i>	87
Figura A-1 - <i>Diagrama de corpo livre de um segmento tubular</i>	135
Figura B 1 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de deslocamento na direção inline.....	105
Figura B 2 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de deslocamento na direção cross-flow.....	105
Figura B 3 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de deslocamento de direção axial.....	106
Figura B 4 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de rotação no plano definido pelas direções vertical e inline.....	106

Figura B 5 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de rotação no plano definido pelas direções vertical cross-flow.....	107
Figura B 6 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de força na direção inline	107
Figura B 7 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de força na direção cross-flow.....	108
Figura B 8 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de força axial	108
Figura B 9 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de momento fletor no plano definido pelas direções vertical e inline.....	109
Figura B 10 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de momento fletor no plano definido pelas direções vertical e cross-flow	109
Figura B 11 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares na tensão devido ao momento fletor	110
Figura B 12 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares na tensão devido à força axial	110
Figura B 13 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de tensão cisalhante	111
Figura B 14 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de tensão de von Mises.....	111
Figura B 15 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de deslocamento na direção inline	112
Figura B 16 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de deslocamento na direção cross-flow.....	112
Figura B 17 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de deslocamento na direção axial.....	113
Figura B 18 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de rotação no plano definido pelas direções vertical inline	113
Figura B 19 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de rotação no plano definido pelas direções vertical e cross-flow.....	114
Figura B 20 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de força na direção inline	114

Figura B 21 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de força na direção cross-flow	115
Figura B 22 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de força axial	115
Figura B 23 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de momento fletor no plano definido pelas direções vertical e inline.....	116
Figura B 24 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de momento fletor no plano definido pelas direções vertical e cross-flow	116
Figura B 25 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV na tensão devido ao momento fletor	117
Figura B 26 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de tensão devido à força axial	117
Figura B 27 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de tensão de cisalhamento	118
Figura B 28 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de tensão de von Mises	118
Figura C 1- Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 686$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 135 graus	119
Figura C 2- Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 686$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 90 graus	119
Figura C 3 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 686$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 45 graus	120
Figura C 4 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 686$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 0 graus	120
Figura C 5 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 686$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 180 graus	120
Figura C 6 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 686$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 135 graus	121
Figura C 7 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 686$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 90 graus	121
Figura C 8 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 686$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 45 graus	121

Figura C 9 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 686$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 0 graus	122
Figura C 10 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 686$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 45 graus	122
Figura C 11 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 180 graus	122
Figura C 12 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 135 graus	123
Figura C 13 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 90 graus	123
Figura C 14 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 45 graus	123
Figura C 15 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 0 graus	124
Figura C 16 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 180 graus	124
Figura C 17 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 135 graus	124
Figura C 18 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 90 graus	125
Figura C 19 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 45 graus	125
Figura C 20 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 0 graus	125
Figura C 21 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 180 graus	126
Figura C 22 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 135 graus	126
Figura C 23- Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 90 graus	126

Figura C 24 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 45 graus	127
Figura C 25 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 0 graus	127
Figura C 26 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 180 graus	127
Figura C 27 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 135 graus	128
Figura C 28 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 90 graus	128
Figura C 29 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 45 graus	128
Figura C 30 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 0 graus	129
Figura C 31 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 180 graus	129
Figura C 32 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 135 graus	129
Figura C 33- Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 90 graus	130
Figura C 34 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 45 graus	130
Figura C 35 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 0 graus	130
Figura C 36 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 180 graus	131
Figura C 37- Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 135 graus	131
Figura C 38 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 90 graus	131

Figura C 39 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 45 graus	132
Figura C 40 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no <i>riser</i> e inclinação no topo do <i>riser</i> ; $k_{\theta} = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 0 graus	132
Figura D-1 – Mapa Operacional – Parâmetros de Onda. Altura significativa de onda máxima em função de comprimento de <i>riser</i> e de velocidade de navegação.	133
Figura D-2 – Mapa Operacional – Parâmetros de <i>Heave</i> . Dupla amplitude significativa de <i>heave</i> máxima em função de comprimento de <i>riser</i> e de velocidade de navegação.....	134

LISTA DE TABELAS

Tabela 3-1 – Parâmetros de design API RP 16Q (1993).....	29
Tabela 4-1 – Propriedades físicas da junta de <i>riser</i> de perfuração.....	41
Tabela 4-2 – Valores adotados para cálculo do comprimento de flutuadores.....	42
Tabela 4-3 – Perfil de corrente marítima.....	43
Tabela 4-4 – Discretização da malha de elementos finitos do <i>riser</i>	46
Tabela 4-5 – Perfil de corrente alterado para $\theta = 180$ graus.....	49
Tabela 4-6 – Valores de rigidez rotacional.....	50
Tabela 5-1 – Resumo dos resultados obtidos no estudo.....	85
Tabela A1 – Perfil de corrente alterado para a direção de avanço de 0 grau	97
Tabela A2 – Perfil de corrente alterado para a direção de avanço de 45 graus.....	98
Tabela A3 – Perfil de corrente alterado para a direção de avanço de 90 graus.....	99
Tabela A4 – Perfil de corrente alterado para a direção de avanço de 135 graus.....	100
Tabela A5 – Perfil de corrente alterado para a direção de avanço de 180 graus.....	101
Tabela B1 – Descrição de casos.....	104

LISTA DE NOMENCLATURAS

Letras latinas

c	Velocidade de onda
$\{d\}$	Vetor deslocamento dos nós do <i>riser</i> discretizado
$\{\dot{d}\}$	Vetor velocidade dos nós do <i>riser</i> discretizado
$\{\ddot{d}\}$	Vetor aceleração dos nós do <i>riser</i> discretizado
d_m	Peso específico do fluido de perfuração
d_w	Peso específico da água
f_{bt}	Fator de perda de fluabilidade dos flutuadores
f_{wt}	Fator de tolerância aplicado ao peso submerso do <i>riser</i>
k	Número de onda
$[k]$	Matriz de rigidez do elemento
$[k_e]$	Matriz de rigidez elástica do elemento
$[k_g]$	Matriz de rigidez geométrica do elemento
k_θ	Rigidez rotacional
m_n	Momento espectral de ordem n
n	Número de tracionadores que podem falhar de maneira súbita
r_i	raio interno do tubo
r_o	raio externo do tubo
t	Tempo de simulação
$u (\dot{u})$	Velocidade (aceleração) da partícula de água
v	Velocidade de avanço da embarcação
$\dot{x} (\ddot{x})$	Velocidade (aceleração) do <i>riser</i>
z	<i>Heave</i> instantâneo
$z_{1/3}$	Dupla amplitude significativa de <i>heave</i>
A	Área de seção do <i>riser</i>
A_i	Área definida pelo raio interno do <i>riser</i>
A_o	Área definida pelo raio externo do <i>riser</i>

[B]	Matriz de amortecimento global do sistema
B_n	Força de empuxo devido aos módulos de flutuabilidade
C_A	Coefficiente de massa adicionada
C_D	Coefficiente de arrasto
D_0	Diâmetro externo do <i>riser</i>
E	Módulo de Elasticidade
{F}	Vetor que representa as forças que atuam sobre os nós do <i>riser</i>
F	Força hidrodinâmica por unidade de comprimento
F_c	Força de arrasto devido à corrente marítima
F_n	Fator normalizante do espectro de onda de Jonswap
F_X	Força axial sobre o <i>riser</i>
F_{x0}	Força horizontal devido à pressão externa
F_{xi}	Força horizontal devido à pressão interna
F_{y0}	Força vertical devido à pressão externa
F_{yi}	Força vertical devido à pressão interna
$H_{1/3}$	Altura significativa de onda
H_m	Altura da lâmina d'água
H_w	Altura da coluna de fluido de perfuração
I	Momento de inércia
I_{XY}	Momento de inércia ao redor dos eixos X e Y
[K]	Matriz de rigidez global do sistema
[M]	Matriz de massa global do sistema
M_X	Momento fletor ao redor do eixo X
M_Y	Momento fletor ao redor do eixo Y
N	Número de tracionadores em operação
P	Pressão
R_f	Fator de eficiência do sistema de tracionamento
S_ζ	Espectro de onda
S_J	Espectro de onda de Jonswap
S_{PM}	Espectro de onda de Pierson-Moskowitz
S_z	Espectro da resposta de <i>heave</i>

T	Tração
T_{\min}	Tração mínima no topo do <i>riser</i>
$T_{SR\min}$	Tração mínima no anel de tracionamento
T_p	Período de pico
T_z	Período de zero ascendente
U_c	Velocidade de corrente
V	Força de cisalhamento
W_s	Peso submerso do <i>riser</i>

Letras Gregas

γ	Fator de intensificação de pico do espectro de Jonswap
γ_0	Peso específico do fluido externo ao <i>riser</i>
γ_i	Peso específico do fluido interno ao <i>riser</i>
γ_0	Peso específico do material do <i>riser</i>
ε	Ângulo de fase
ζ	Elevação de onda instantânea
ζ_a	Amplitude de onda
θ	Direção de avanço da embarcação
λ	Comprimento de onda
μ	Ângulo formado entre a velocidade de avanço da embarcação e a velocidade de onda
σ_{Fx}	Contribuição da força axial à tensão axial
σ_M	Contribuição do momento fletor à tensão axial
σ_{pr}	Tensão radial
σ_{pz}	Tensão circunferencial
$\sigma_{p\theta}$	Tensão radial
σ_{vm}	Tensão de von Mises
σ_y	Tensão de escoamento
ω	Frequência
ω_m	Frequência de pico do espectro de Jonswap

Subscritos

0 Externo
i Interno
s Relativo à parede do *riser*

Siglas

BOP *Blowout Preventer*
DTL *Dynamic Tension Limit*
LMRP *Lower Marine Riser Package*
RAO *Response Analysis Operator*
SAF *Stress Amplification Factor*

1. INTRODUÇÃO

1.1. Motivação

Em diversas partes do globo, a busca por petróleo em alto-mar tem levado à exploração de reservatórios de hidrocarbonetos em lâminas d'água de grande profundidade, como os campos do pré-sal descobertos na bacia de Santos. Neste contexto, dois dos equipamentos essenciais para a construção dos poços que darão acesso à acumulação de petróleo na subsuperfície são o *riser* e o BOP.

O BOP (*Blowout Preventer*, na sigla em inglês) é o equipamento de segurança instalado na cabeça do poço que tem a função de interromper a comunicação deste com o meio externo, caso ocorra uma vazão descontrolada de fluidos das formações rochosas para o interior do poço (ocorrência conhecida por *kick*), garantindo desse modo a integridade física da sonda de perfuração e evitando derramamentos de óleo.

O *riser* é a tubulação que interliga a cabeça de poço à embarcação. De acordo com seu propósito ele pode ser classificado como *riser* de produção, de perfuração, de completação ou de injeção.

Risers de produção servem como um meio para escoar os hidrocarbonetos produzidos pelo reservatório, enquanto *risers* de injeção escoam fluidos que são injetados para o interior do reservatório. Tanto um quanto o outro pode ser do tipo rígido ou flexível. Eles podem adotar uma configuração vertical ou em catenária.

Risers de perfuração e de completação são utilizados durante a construção de poços, são sempre rígidos e instalados, geralmente, na vertical (Bai, 2001). Pelo interior de ambos são descidas colunas com equipamentos. O espaço anular entre o *riser* e a coluna serve de conduto para o retorno de fluidos de perfuração e de completação. Além disso, o *riser* de perfuração também atua como ferramenta através da qual o BOP é levado até a cabeça do poço, durante sua

instalação, ou trazido de volta à superfície quando a etapa de perfuração termina e o poço é abandonado temporariamente.

A Figura 1-1 apresenta a progressão ao longo dos anos da profundidade das lâminas d'água na exploração *offshore*. A classificação adotada para profundidade de lâminas d'água é a seguinte: até 400 metros (aproximadamente 1300 pés) têm-se águas rasas. Profundidades entre 400 e 1500 metros (aproximadamente entre 1300 e 5000 pés) são chamadas de águas profundas. A partir de 1500 metros (ou aproximadamente 5000 pés) passa-se a operar em águas ultraprofundas. Observa-se que o limite de águas rasas foi superado no final da década de 1960, enquanto que o limite de águas profundas foi superado em meados da década de 1980. O recorde observado em 2012 foi de perfurar-se sob uma lâmina d'água de 3107 m.

Obviamente, o tamanho do *riser* deve acompanhar o aumento observado da profundidade. Isto implica num tempo maior gasto na montagem e desmontagem do riser e, conseqüentemente, num tempo maior para instalação e desinstalação do BOP.

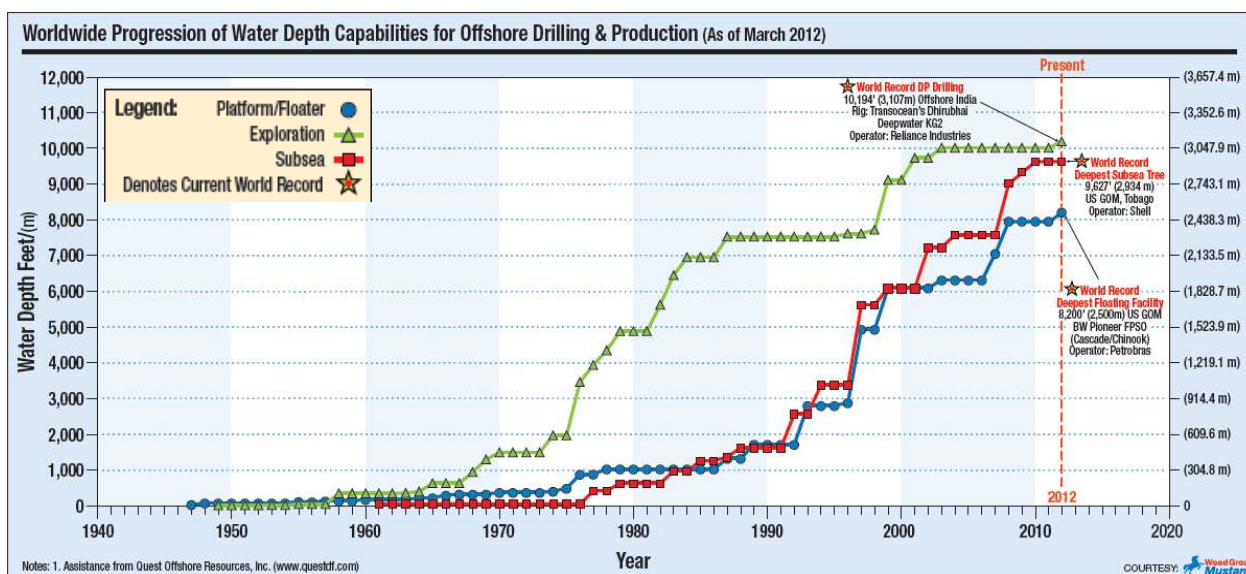


Figura 1-1 – Tendências na exploração de petróleo offshore (Mahoney et al, 2012)

Holand (2001) investigou o tempo despendido na operação para se recolher o BOP. Os resultados do levantamento feito por ele são apresentados na Figura 1-2, nesta figura tem-se em função da profundidade da lâmina d'água qual o tempo estimado para se descer o BOP e

posteriormente recolhe-lo. Para uma lâmina d'água de 6500 pés, ou aproximadamente 2000 m, o tempo total de operação seria de 100 horas, ou quatro dias.

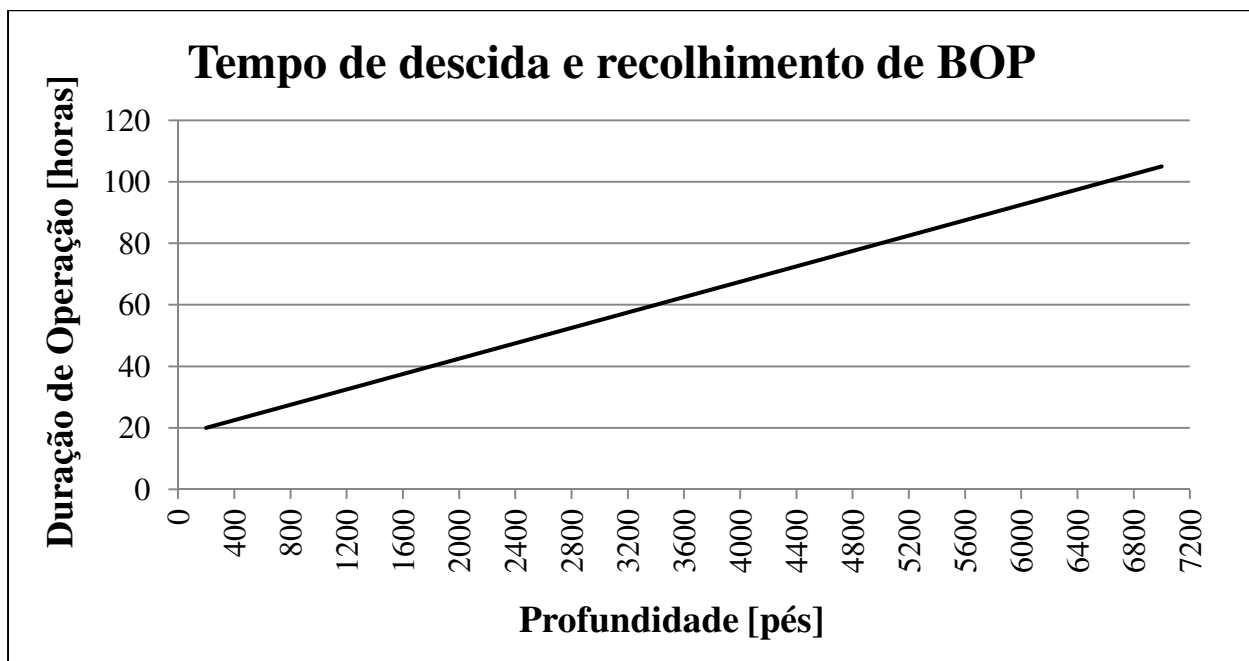


Figura 1-2 Linha de regressão para tempo de descida e recolhimento de BOP/LMRP em função da profundidade de lâmina d'água (Holand, 2001)

Considerando o recorde superior a 3000 m, mostrado anteriormente, para lâminas d'água dessa profundidade pode-se esperar que a operação de descida e recolhimento do BOP facilmente tome um tempo superior a 120 horas. Numa campanha de perfuração que exigisse da sonda deslocar-se para cinco localidades diferentes do mesmo campo, por exemplo, ter-se-ia vinte dias em que a sonda estaria em operação, mas não perfuraria nenhum poço, única e exclusivamente devido às operações de recolhimento e reinstalação do BOP. Sendo o valor do custo diário de uma sonda de perfuração na ordem de U\$500.000,00, fica evidente a importância que a economia de tempo de sonda tem.

Uma alternativa possível a este cenário de recolhimento e remontagem do *riser* entre viagens de curta distância é a sonda de perfuração justamente não recolher o BOP, e dirigir-se à localidade do próximo poço com BOP e *riser* suspensos pela sonda, como se fossem um pêndulo.

A execução desse tipo de operação está registrada na literatura da área de engenharia de petróleo (Hull, 2002), mas por ser esta uma operação pouco usual na indústria de petróleo, são

poucos os estudos que tratam dela, e não há norma ou boletim emitido por organismo ou instituição da indústria de petróleo que façam algum tipo de recomendação à sua execução segura.

O *riser* durante esta operação está sujeito a esforços gerados pela ação contínua de correnteza, ondas e movimentos da sonda de perfuração. Estudos publicados a respeito de *risers* suspensos tratam principalmente do comportamento apresentado pelo *riser* para casos extremos de carregamentos ambientais, como tempestades, que exigem a desconexão do *riser* da cabeça do poço. Steddum (2003) discorre a respeito dos fatores que comprometem a resposta do *riser* e afetam sua previsão. Ambrose (2001) apresenta um estudo para determinar o efeito que o modo empregado para ancorar o *riser* tem na sua capacidade de sobreviver a eventos extremos.

Assim, este presente trabalho tem o propósito de estudar o comportamento dinâmico do *riser* suspenso durante o deslocamento da sonda de perfuração e elaborar uma metodologia que permita definir a viabilidade deste deslocamento da sonda, evitando-se desse modo a falha do *riser* durante a operação.

As motivações deste trabalho foram:

- 1) Estudar o comportamento do *riser* suspenso;
- 2) Possível interesse das empresas de óleo e gás num procedimento com potencial para reduzir o tempo não produtivo das sondas de perfuração, e, conseqüentemente, o investimento necessário à realização de uma campanha de perfuração de poços de petróleo.

1.2. Objetivos

Este estudo teve como um de seus objetivos analisar a resposta de um *riser* desconectado à cabeça de poço, portanto suspenso, mas conectado a um BOP, durante o deslocamento da sonda de perfuração para um novo local de perfuração. Para tanto, foram feitas análises do comportamento do *riser* frente a uma gama variada de esforços ambientais, de forma a reproduzir uma quantidade apropriada de cenários de carregamentos que podem ser encontrados durante esta operação.

O segundo objetivo deste trabalho tratou, justamente, da delimitação das condições de carregamentos ambientais, de modo que a execução do deslocamento do *riser* suspenso pela sonda respeite uma série de parâmetros de projetos, garantindo a integridade física do *riser*. O conhecimento claro dos limites a que está sujeito o *riser* é essencial para que uma operação pouco comum como o transporte do BOP suspenso pelo *riser* possa se tornar rotineira.

1.3. Descrição dos Capítulos

A presente dissertação está dividida em seis capítulos. O primeiro capítulo contextualiza o leitor a respeito do assunto abordado.

O Capítulo 2 apresenta uma revisão da literatura relacionada aos principais assuntos abordados nesta dissertação. É realizada uma breve descrição dos componentes que integram um *riser* marítimo de perfuração e de como seu comportamento pode ser modelado. Além disso, são apresentados fundamentos teóricos para a modelagem dos carregamentos ambientais a que o *riser* está sujeito.

O Capítulo 3 apresenta, por sua vez, a metodologia empregada neste estudo. São abordados os procedimentos adotados para definição da geometria do *riser* e dos carregamentos ambientais, considerando-se a inserção destes dados no simulador numérico. É definida a abordagem adotada para se analisar os resultados obtidos, e como partir destes resultados chega-se aos mapas operacionais propostos.

O Capítulo 4 apresenta os estudos de casos para os quais foi aplicada a metodologia apresentada. Propriedades do *riser* e de outros equipamentos, condições de contorno e condições de carregamento para a realização dos cálculos computacionais são definidas.

O Capítulo 5 apresenta resultados obtidos que ilustram o comportamento do sistema de *riser* marítimo de perfuração de acordo com as definições de cenários de carregamento e limites operacionais definidos no capítulo anterior.

Conclusões e sugestões para trabalhos futuros são apresentadas no Capítulo 6.

2. DESENVOLVIMENTO

2.1. *Riser* Marítimo de Perfuração

O *riser* marítimo de perfuração, ou simplesmente *riser*, é uma tubulação longa e esbelta que se estende desde a cabeça de poço até a sonda de perfuração, na superfície do mar. Seu corpo principal consiste de segmentos, ou juntas de *riser*. Estas são tubos de aço de grande diâmetro, de comprimento entre 50 e 75 pés, unidas no deck de perfuração e então descidas à água. Esta operação procede até que o *riser* atinja seu comprimento total.

Externamente à junta de *riser* estão acopladas linhas auxiliares com diferentes funções. Tem-se a linha de *kill*, que bombeia fluidos de alta densidade para o interior do poço, como forma de impedir que os fluidos no seu interior cheguem à superfície, como quando ocorre um influxo de fluidos da formação rochosa sendo perfurada para o interior do poço, ocorrência denominada *kick*. A linha de *choke* conduz o *kick*, de maneira segura, até a sonda de perfuração. Pode-se ter uma linha de circulação de fluido de perfuração, chamada *booster*, para auxiliar no transporte do cascalho gerado pela operação da broca e também há uma linha por onde são bombeados fluidos hidráulicos usados para atuar o BOP.

Também podem estar acoplados às juntas de *riser* os módulos de flutuabilidade, ou simplesmente flutuadores. Os flutuadores são equipamentos com a função de diminuir o peso na água do *riser* e, conseqüentemente, os requerimentos dos equipamentos da sonda que mantêm o *riser* tracionado quando conectado ao BOP. Os módulos contêm em seu interior espuma sintética, cuja densidade depende da profundidade em que o flutuador atuará. Para profundidades maiores, materiais mais densos são utilizados por resistirem a maiores pressões de colapso. O diâmetro dos módulos depende das exigências de projeto, mas está restrito ao tamanho da abertura do *diverter housing* e por onde mais for exigido que a junta de *riser* passe.

Outros elementos da configuração do *riser* são a junta telescópica, a junta flexível e a *pup joint*.

Pup joints são juntas de *riser* de comprimento menor que o padrão. São utilizadas na montagem do *riser* para este alcançar o comprimento projetado.

A junta flexível é um elemento de tubulação instalado tanto no topo do *riser*, entre ele e a sonda, quanto na sua extremidade inferior, entre ele e o BOP. Esta junta permite a inclinação entre o *riser* e a sonda, ou BOP, diminuindo a intensidade dos esforços sobre o *riser* devido ao momento fletor a que o *riser* está sujeito.

A junta telescópica é um equipamento que consiste de dois tubos. Um tubo externo conectado ao *riser* e de um tubo interno conectado à sonda. O tubo interno pode se mover relativamente ao tubo externo, de forma que este movimento do tubo interno compensa o movimento translacional relativo entre *riser* e sonda. Conectado ao tubo externo, tem-se um anel de tracionamento. Este equipamento conecta o *riser* ao sistema de tracionamento.

Risers operando em lâminas d'água de até 200 pés não necessitam de outros meios de suporte além da conexão com a embarcação (Maclachlam, 1987). Em lâminas d'água maiores, e conseqüentemente para *riser* maiores, o risco de falha do *riser* devido ao seu peso próprio e ao efeito das forças ambientais fazem necessário um meio de se sustentar o *riser*. O sistema de tracionamento de sondas de perfuração supre essa necessidade mantendo o *riser* sob uma tração quase constante. Além de sustentar o *riser*, a tração que atua sobre o *riser* o torna menos suscetível a realizar grandes deslocamentos laterais devido à ação das forças ambientais.

A força de tração é exercida por cabos de aço ligados ao anel de tracionamento. Os cabos são distribuídos ao longo do anel e uma mesma tração uniforme é aplicada. A tração nos cabos é exercida por cilindros hidráulicos dispostos diagonalmente opostos com suas câmaras ligadas a uma bateria de garrafas de ar comprimido de alta pressão e grande volume, de modo que o deslocamento relativo não provoque alteração no valor da tração. Os cabos são ligados aos cilindros por sistemas de polias, compatibilizando o curso admissível da junta telescópica com o curso dos pistões.

A montagem do *riser* ocorre no deck de perfuração da sonda de perfuração. A conexão entre juntas é feita (ou desfeita) enquanto a coluna de *riser* é segurada pelos braços da *spider*. A

spider repousa sobre outro equipamento, chamado *gimbal*. O *gimbal* redistribui as cargas que atuam no topo do *riser* e também atenua as rotações da embarcação que são passadas ao *riser*.

A Figura 2-1 apresenta um esquema de um *riser* marítimo de perfuração, sendo possível observar os componentes descritos anteriormente. A Figura 2-2, por sua vez, apresenta os equipamentos *spider* e *gimbal*.

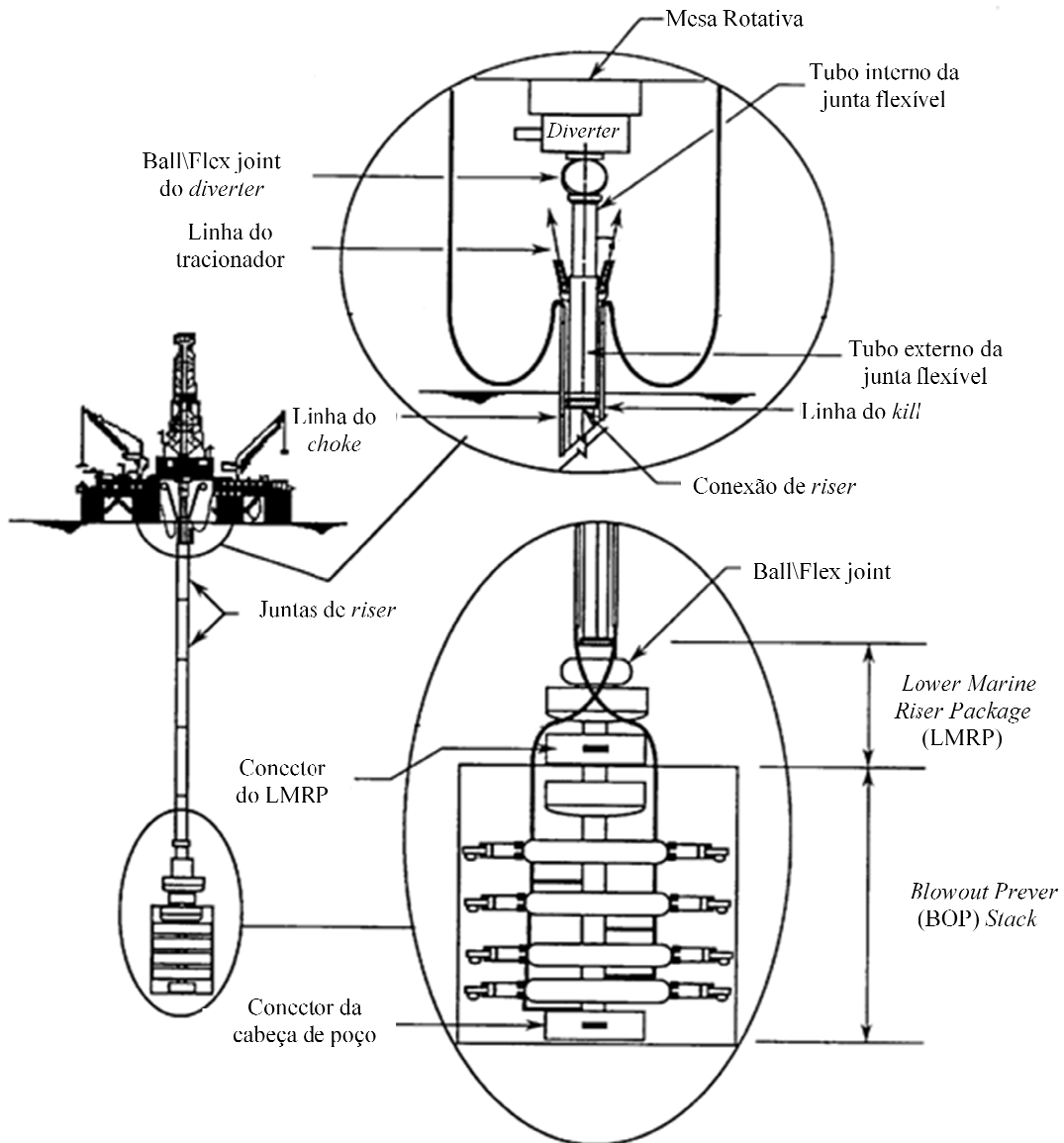


Figura 2-1- Riser Marítimo de Perfuração e componentes (adaptado de API RP 16Q, 1993)

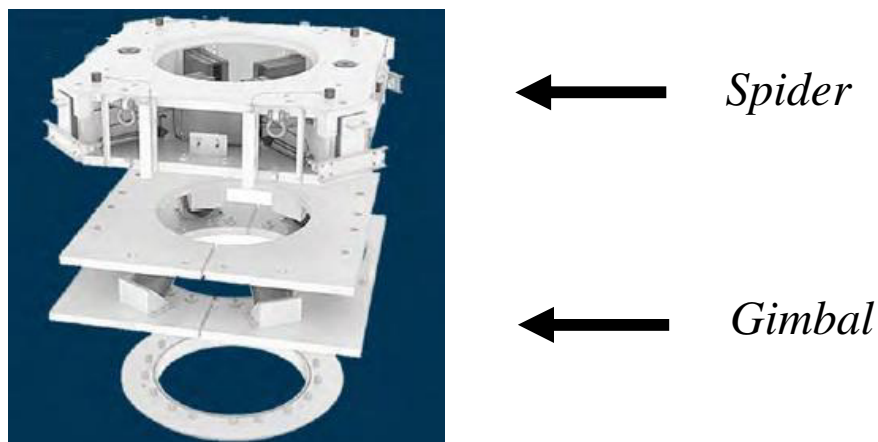


Figura 2-2 – Vista expandida de Aranha e *Gimbal* Fonte: Aker Solutions, 2010

O *riser* tem o principal propósito de guiar objetos (coluna de perfuração, equipamentos de perfuração, coluna de revestimento, entre outros) para dentro e fora de um poço sendo perfurado, enquanto também serve como um meio de retorno para fluidos de perfuração e cascalhos gerados pela ação da broca.

Além disso, o *riser* também é usado para levar o equipamento BOP até o leito marinho. Antes do início da montagem do *riser*, o BOP é conectado à primeira junta que compõe o *riser* por intermédio do *Lower Marine Riser Package*, LMRP. E na medida em que mais juntas são conectadas, o BOP continua a sua descida.

2.2. Modelagem do *Riser*

Este subcapítulo apresenta brevemente os fundamentos da modelagem do comportamento de *risers* a partir do conteúdo disponível na literatura técnico-científica. Serão abordadas a formulação das equações que governam o comportamento do *riser* e sua implementação para o cálculo da resposta da estrutura a partir do método dos elementos finitos. Esta discussão tem a intenção de familiarizar o leitor com as técnicas e ferramentas empregadas, estando fora do escopo deste trabalho aprofundar-se neste tema.

2.2.1. Formulação do Elemento

A análise do *riser* pode ser realizada a partir da discretização da estrutura em diversos elementos e do cálculo da resposta destes elementos frente ao carregamento imposto. A Figura

2-3 apresenta um *riser* discretizado no plano XY, empregando-se elementos bidimensionais de seis graus de liberdade.

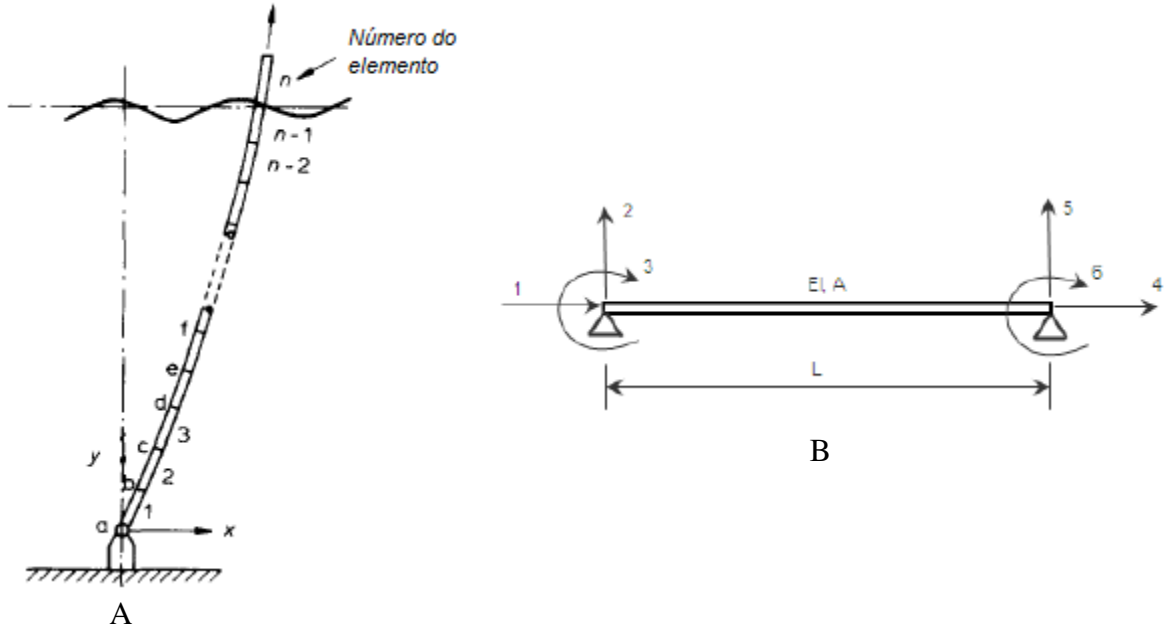


Figura 2-3- Discretização de riser (A), Elemento de viga 2D (B)

O *riser* pode ser modelado como um elemento de viga carregado axialmente e transversalmente, este último devido a carregamentos ambientais, e também sofrendo os efeitos de pressão devido a fluidos internos e externos (Morooka et al, 2005). Patel e Witz (1991) apresentam um breve histórico dos métodos e técnicas empregados na análise de *risers* até chegar-se a equação diferencial que governa o comportamento de *risers*, para uma análise realizada no plano.

O comportamento estático do *riser* no plano XY é descrito pela Equação (2-1). Esta equação é obtida a partir da inspeção do equilíbrio das forças estáticas que agem sobre um elemento diferencial do *riser*, mostrado na Figura 2-4. A dedução da Equação (2-1), de acordo com Patel e Witz (1991) pode ser encontrada no apêndice A desta dissertação.

$$EI \frac{d^4 y}{dx^4} - (T + P_o A_o - P_i A_i) \frac{d^2 y}{dx^2} - (\gamma_s A_s + \gamma_o A_o - \gamma_i A_i) \frac{dy}{dx} = q \quad (2-1)$$

onde EI é a rigidez à flexão da viga, P_0 é a pressão externa, P_i é a pressão interna, A_0 é a área definida pelo diâmetro externo do *riser*, A_i é a área definida pelo diâmetro interno do *riser* e A_s , por sua vez, é a área definida pela parede do *riser*. γ_0 , γ_i e γ_s são os pesos específicos do fluido externo ao *riser*, do fluido interno ao *riser* e do material do *riser*, respectivamente. T representa a tração sobre o *riser* e q o carregamento por unidade de comprimento agindo sobre o *riser*.

O primeiro termo do lado esquerdo da Equação (2-1) representa a rigidez a flexão do *riser* devido às propriedades do material que compõem o *riser*. O segundo termo do lado esquerdo da equação representa a rigidez à flexão devido aos efeitos da força axial sobre o *riser*, de acordo com o conceito de tensão efetiva sob o *riser*.

O conceito de tensão efetiva foi elaborado como uma forma de agrupar parâmetros de efeitos similares. A pressão hidrostática externa sob o *riser* tem um efeito similar ao de uma força de tração, enquanto que a pressão interna influencia o comportamento do *riser* como uma força de compressão.

O terceiro termo do lado esquerdo da equação representa o efeito devido à massa do *riser* e o empuxo resultante.

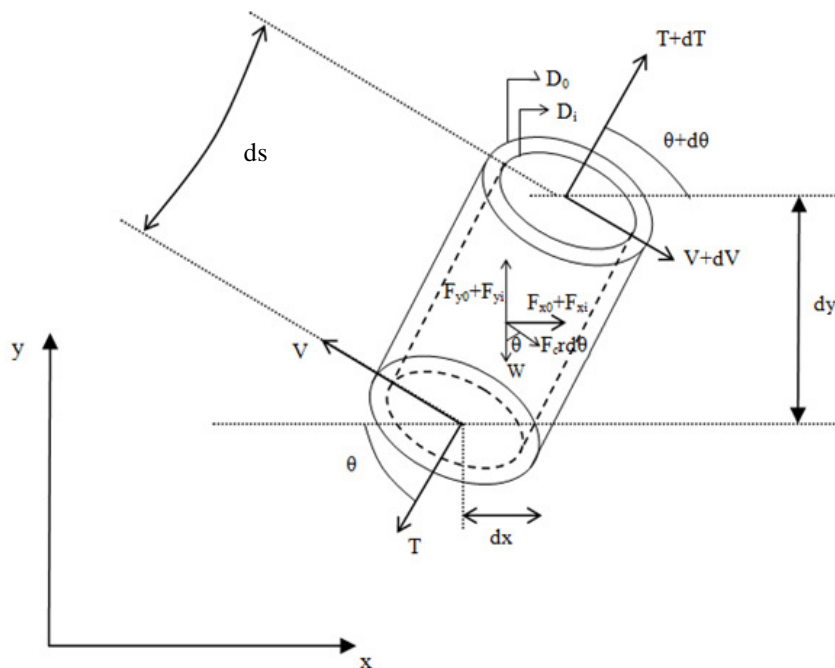


Figura 2-4- Elemento diferencial de *riser*

Na Figura 2-4, T representa a tração sobre o *riser*, V representa a força de cisalhamento sobre suas paredes, F_{x0} e F_{xi} representam as forças horizontais devido às pressões externa e interna, respectivamente, F_{y0} e F_{yi} representam as forças verticais devido às pressões externa e interna, respectivamente, e F_c representa a força de arrasto devido à corrente marítima. D_0 e D_i são, respectivamente, os diâmetros externo e interno do *riser*.

Os deslocamentos dos nós dos elementos relacionam-se com o carregamento em função da matriz de rigidez $[k]$. A rigidez, $[k]$, para cada elemento de viga é obtida a partir da soma da rigidez devida à própria elasticidade do material, rigidez elástica, $[k_e]$, e da rigidez que ocorre devido às mudanças de geometria causadas por forças externas, rigidez geométrica, $[k_g]$.

Kubota (2003) apresenta o desenvolvimento necessário para se obter as matrizes de rigidez elástica e geométrica do elemento de *riser* no plano a partir da equação que governa o comportamento do *riser* e da aplicação da formulação fraca do Método de Galerkin para resolver esta equação.

Quando o carregamento aplicado ao *riser* não está restrito ao plano, ou quando os elementos estão sujeitos a grandes rotações e grandes deslocamentos, se faz necessária na análise utilizar elementos de viga 3D, com 12 graus de liberdade, conforme a Figura 2-5. Paixão (1990) apresenta a formulação de um elemento de viga-coluna no espaço e como se obter as matrizes dos elementos 3D, a partir de um procedimento similar ao empregado para elementos 2D.

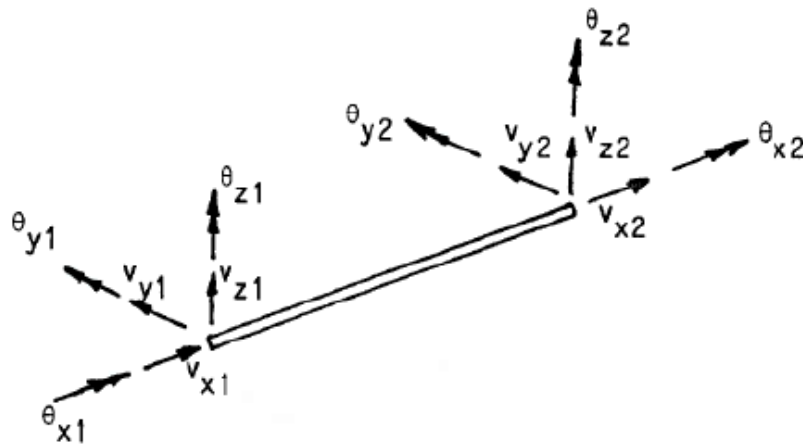


Figura 2-5-Elemento de viga 3D

2.2.2. Análise Estática

O objetivo da análise estática é de encontrar o equilíbrio do sistema frente ao carregamento imposto. Para tanto, é necessário realizar o agrupamento das matrizes de cada elemento $[k]$ de forma a se obter a matriz de rigidez global do sistema $[K]$, o que requer que seja realizada uma reorientação das matrizes elementares originais, de forma a que todas estejam de acordo com o mesmo referencial global, Kubota (2003) apresenta como montar a matriz global. Feito isso, pode-se encontrar o deslocamento do sistema a partir da Equação (2-2), que representa o comportamento estático do *riser* na forma matricial.

$$[K]\{d\} = \{F\} \rightarrow \{d\} = [K]^{-1}\{F\} \quad (2-2)$$

onde $[K]$ é a matriz de rigidez global do sistema, $\{d\}$ é o vetor dos deslocamentos dos nós do *riser* discretizado e $\{F\}$ representa a força que atua sobre o *riser*.

Adotando que o *riser* está sujeito a grandes deslocamentos, quando sujeito à ação de grandes correntes, por exemplo, o problema em mãos se torna não linear, devido à dependência da matriz de rigidez em relação aos deslocamentos. A solução da equação matricial do equilíbrio estático é encontrada a partir da aplicação incremental das cargas que atuam sobre o *riser*.

Um processo iterativo como o de Newton-Raphson pode ser usado na determinação da solução não linear do sistema de equações, recalculando a matriz de rigidez a cada iteração, durante o passo de carregamento (Mourelle et al, 1995).

2.2.3. Análise Dinâmica

Devido à natureza oscilatória dos carregamentos a que o *riser* está sujeito quando em operação, é necessária a realização de uma análise dinâmica para se determinar como a estrutura se comporta. A Equação (2-3) apresenta a equação matricial de equilíbrio dinâmico do *riser*.

$$[M]\{\ddot{d}\} + [B]\{\dot{d}\} + [K]\{d\} = \{F(t)\} \quad (2-3)$$

onde $[M]$ é a matriz de massa global do sistema, $[B]$ é a matriz de amortecimento global do sistema, $\{\dot{d}\}$ é o vetor velocidade dos nós que compõem o *riser* e $\{\ddot{d}\}$ é o vetor aceleração dos nós do *riser*.

A matriz de massa adotada para o sistema é calculada de maneira análoga à matriz de rigidez, a partir do método de Galerkin (Kubota, 2003). Um método adotado para o cálculo da matriz de amortecimento é o método de amortecimento proporcional de Rayleigh, que considera a matriz de amortecimento proporcional às matrizes de massa e de rigidez.

A solução da equação dinâmica adotando-se o método de elementos finitos pode ser encaminhada realizando-se análises no domínio no tempo ou no domínio da frequência. Análises no domínio da frequência demandam menor capacidade computacional e são adequadas para a solução de problemas lineares; técnicas utilizadas para linearizar aspectos não lineares, como a força de arrasto, induzem incertezas nos resultados.

Análises no domínio do tempo geram resultados mais precisos ao custo de um tempo computacional maior. Métodos de integração no tempo resolvem as equações de movimento a cada um dos passos de tempo utilizados para descrever a sollicitação a que o *riser* está sujeito. A solução das equações de equilíbrio em um dado incremento de tempo permite determinar os deslocamentos, as velocidades e as acelerações dos nós ao longo do *riser*. Os valores destas grandezas são utilizados para se resolver as equações de equilíbrio no próximo incremento de tempo. As equações diferenciais de movimentos apresentadas pela Equação (2-3) podem ser discretizadas no tempo e resolvidas usando o método de integração direto Hilber-Hughes-Taylor (HHT). O método HHT é brevemente descrito no Anexo B, maiores detalhes podem ser encontrados em Mourelle et al (1995)

2.3. Carregamentos Atuantes Sobre o *Riser*

Risers em operação estão sujeitos à ação direta de ondas incidentes e da corrente marítima. Ondas também atuam indiretamente sobre o *riser*. Elas causam os movimentos oscilatórios da embarcação flutuante, os quais são passados ao topo do *riser*, através de seu ponto de conexão com a embarcação. No caso da análise realizada neste estudo, se soma ao efeito do carregamento devido à corrente o efeito devido à velocidade de avanço da embarcação, podendo o perfil de

corrente composto ser mais severo ou mais brando que o perfil de corrente original. A Figura 2-6 apresenta os carregamentos atuantes considerados neste estudo.

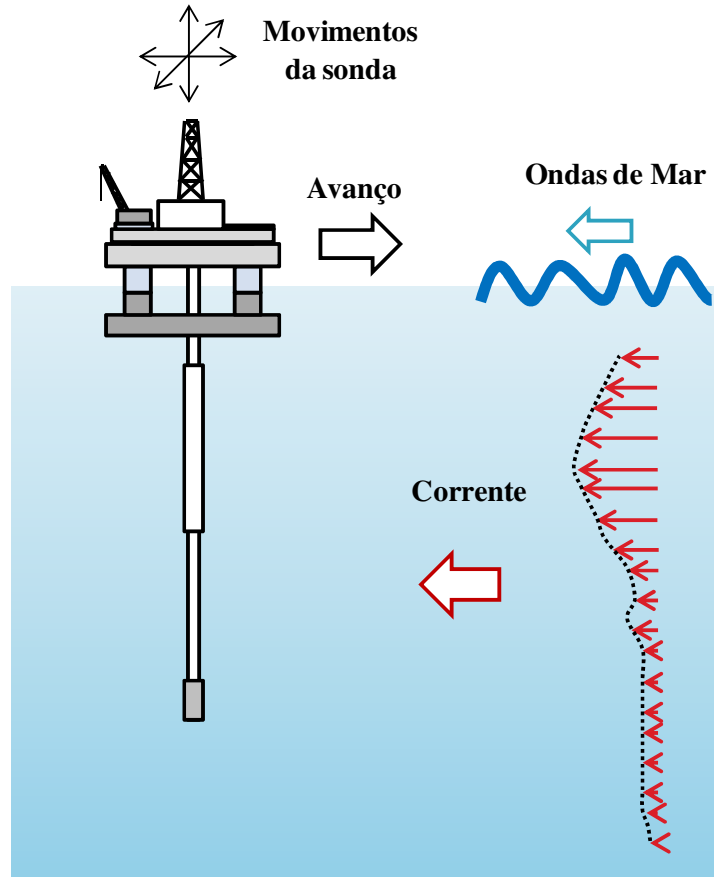


Figura 2-6-Carregamentos atuantes sobre o riser

2.3.1. Ondas e Estados de Mar

A representação realista da elevação de um estado de mar irregular e de curto prazo pode ser realizada a partir da superposição de um número suficientemente grande de componentes de ondas regulares com amplitudes, frequências e fases distintas, como mostra a Equação (2-4) (Faultisen, 1990):

$$\zeta(t) = \sum_{n=1}^N \zeta_{an} \cos(k_n x - \omega_n t + \varepsilon_n) \quad (2-4)$$

onde, ζ_n , ω_n , k_n e ε_n representam, respectivamente, a amplitude de onda, frequência, número de onda e ângulo de fase aleatório da componente de onda n . Enquanto que t e x representam o valor do tempo para um instante da simulação e a posição da onda ao longo da sua direção de propagação, respectivamente.

Usualmente os ângulos de fase ε_j são uniformemente distribuídos entre 0 e 2π e constantes ao longo do tempo. Para águas ultraprofundas, adota-se que ω_n e k_n estão relacionados em função da relação de dispersão (Faultisen, 1990).

As ondas de mar irregulares de um dado estado de mar podem ser caracterizadas por um espectro de onda, $S(\omega)$, que é a função de densidade de energia espectral do deslocamento vertical da superfície do mar. A amplitude de cada componente de onda, ζ_{na} , relaciona-se com sua respectiva frequência a partir do espectro de onda como mostra a Equação (2-5):

$$\frac{1}{2}\zeta_{a_n}^2(\omega_n) = S(\omega_n)\Delta\omega \quad (2-5)$$

onde $\Delta\omega$ representa um valor constante de intervalo entre duas frequências sucessivas.

A adição das componentes regulares para se obter a representação instantânea do estado de mar irregular, de acordo com a equação (2-4), no domínio do tempo, e a maneira como se relaciona o espectro de onda $S(\omega)$ com seus respectivos componentes, no domínio da frequência, é ilustrada na Figura 2-7.

O modelo espectral representa a distribuição de energia ao longo das frequências observadas, assumindo-se que a área sob a curva do espectro é equivalente à energia total do estado de mar. Espectros podem ser apresentados na forma de valores tabelados ou a partir de fórmulas analíticas parametrizadas.

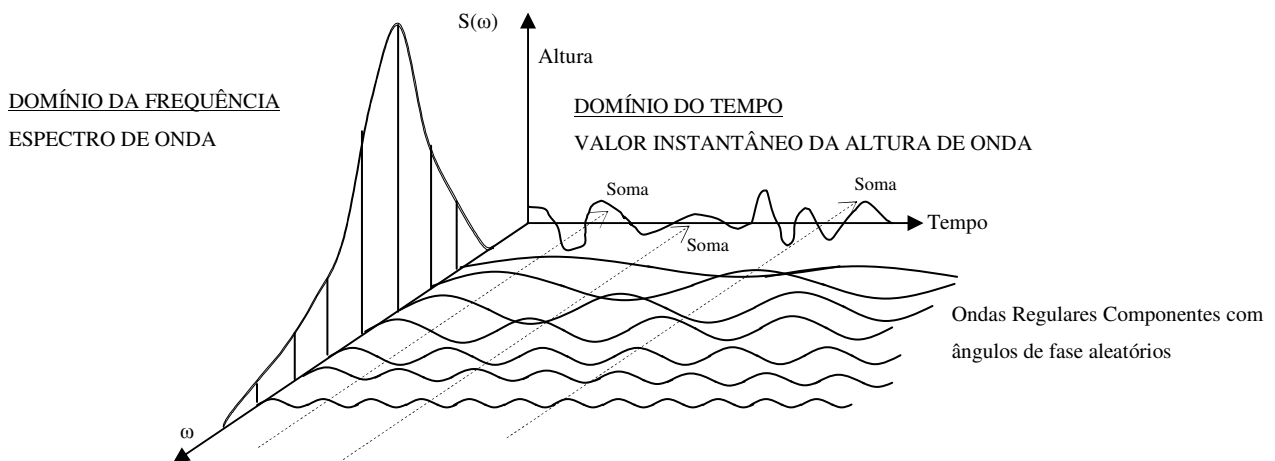


Figura 2-7 – Espectro de mar irregular

Existem diversas formulações que são usadas no projeto de estruturas *offshore*. Estas fórmulas são baseadas em propriedades observadas das ondas do mar e são, portanto, de natureza empírica. Os espectros de onda mais comumente utilizados são o modelo de Pierson-Moskowitz, o modelo de Bretschneider, o modelo do ISSC e o modelo de JONSWAP (Chakrabarti, 2005). Destacam-se destes cinco espectros os modelos de Pierson-Moskowitz e de JONSWAP, sendo eles usualmente adotados para representar os estados de mar em projetos em águas brasileiras.

O ajuste do modelo espectral é feito em termos de parâmetros estatísticos, tais como:

- Altura significativa de onda, representada usualmente por $H_{1/3}$, é obtida a partir da média do um terço maior das alturas de ondas registradas num histórico de ondas;
- Período de pico, T_p , é o período de onda determinado pelo inverso do valor de frequência para o qual se observa que o espectro de energia atinge seu valor máximo;
- Período de zero ascendente, T_z , é o intervalo médio de tempo que decorre entre dois cruzamentos ascendentes sucessivos do nível médio do mar.

Na estatística de curto prazo, estes parâmetros são considerados constantes e cada conjunto deles caracteriza um dado estado de mar. A escolha do espectro de onda e de seus parâmetros característicos é baseada em medições realizadas na posição geográfica de interesse.

O espectro de onda de Pierson-Moskowitz, $S_{PM}(\omega)$, descreve mares totalmente desenvolvidos, em localidades distantes da costa. Ele pode ser expresso pela Equação (2-6)

$$S_{PM}(\omega) = 4\pi^3 \cdot \frac{H_{1/3}^2}{T_z^4} \cdot \frac{1}{\omega^5} \exp\left(-\frac{16\pi^3}{T_z^4} \cdot \frac{1}{\omega^4}\right) \quad (2-6)$$

O espectro de onda de Jonswap, $S_J(\omega)$, é variação do espectro de Pierson-Moskowitz e descreve mais fielmente os estados de mar de regiões próximas às costas. Ele incorpora diversos fatores e pode ser expresso pela Equação (2-7)

$$S_J(\omega) = F_n \cdot S_{PM}(\omega) \cdot \gamma \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{\omega - \omega_m}{\sigma \cdot \omega_m}\right)^2\right] \quad (2-7)$$

onde, F_n é um fator normalizante, ω_m é chamado frequência de pico, $\omega_m = 1,554\pi/T_z$, γ é o fator de amplificação de pico e σ é um parâmetro de forma, que pode assumir um de dois valores, a depender da relação entre a frequência ω e a frequência ω_m , sendo $\omega_m = \sigma_a$, se $\omega < \omega_m$, ou $\sigma = \sigma_b$, se $\omega > \omega_m$.

2.3.2. Resposta da embarcação à excitação de ondas

Os movimentos translacionais e rotacionais que navios, plataformas ou quaisquer outras embarcações desenvolvem recebem nomes característicos e são mostrados na Figura 2-8. *Heave*, *sway* e *surge* são, respectivamente, movimento linear vertical, movimento linear lateral e movimento linear longitudinal. *Pitch*, *sway* e *yaw* são as rotações ao longo dos eixos transversal, longitudinal e vertical, respectivamente.

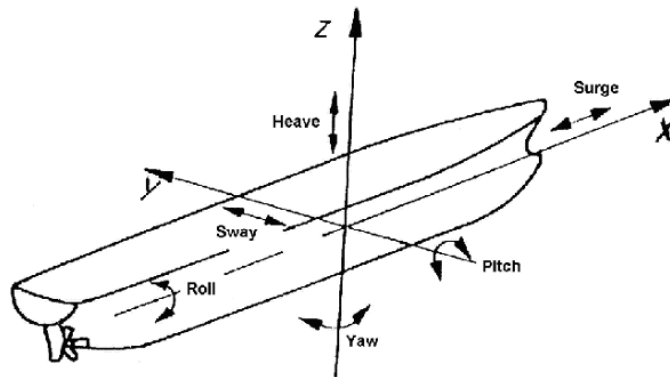


Figura 2-8 – Graus de liberdade de uma embarcação

Estes movimentos de natureza oscilatória são comumente assumidos gerados unicamente pela ação das ondas, o vento por sua vez é considerado um carregamento estático, tendo efeito sobre a embarcação semelhante ao da corrente marítima.

O espectro de energia dos movimentos da embarcação pode ser escrito de maneira análoga ao espectro de energia de onda, $S_{\zeta}(\omega)$. Portanto, o espectro de energia para o *heave*, $z(\omega, t)$, pode ser definido por:

$$S_z(\omega)\Delta\omega = \frac{1}{2} z_a^2(\omega) \quad (2-8)$$

A função de transferência, ou RAO (*Response Analysis Operator*), da embarcação relaciona os movimentos da embarcação com as características de frequência e amplitude das ondas incidentes. Para valores de frequência angular ω são atribuídos valores para o quociente z_a/ζ_a . A partir do RAO é possível relacionar o espectros de energia de onda com o espectro de energia de *heave*, como mostra a Equação (2-9).

$$S_z(\omega) = \left| z_a/\zeta_a(\omega) \right|^2 S_{\zeta}(\omega) \quad (2-9)$$

A transformação de energia de onda para energia da resposta da embarcação é mostrado na Figura 2-9, considerando-se o movimento de *heave*. Observa-se como cada componente senoidal da onda irregular transforma-se num componente senoidal da resposta irregular.

É possível calcular para a resposta da embarcação parâmetros análogos àqueles da onda irregular. Isso pode ser feito analisando-se o histórico da resposta, identificando-se ciclos individuais e registrando-se valores medidos de amplitude e de período, ou diretamente a partir do próprio espectro.

Para um espectro qualquer $S(\omega)$ podem ser calculadas grandezas chamadas momentos espectrais. A formulação genérica de momento espectral de ordem n , m_n , é apresentada pela Equação (2-10):

$$m_n = \int_0^{\infty} S(\omega) \cdot \omega^n \cdot d\omega \quad \text{com: } n = 0, 1, 2, \dots \quad (2-10)$$

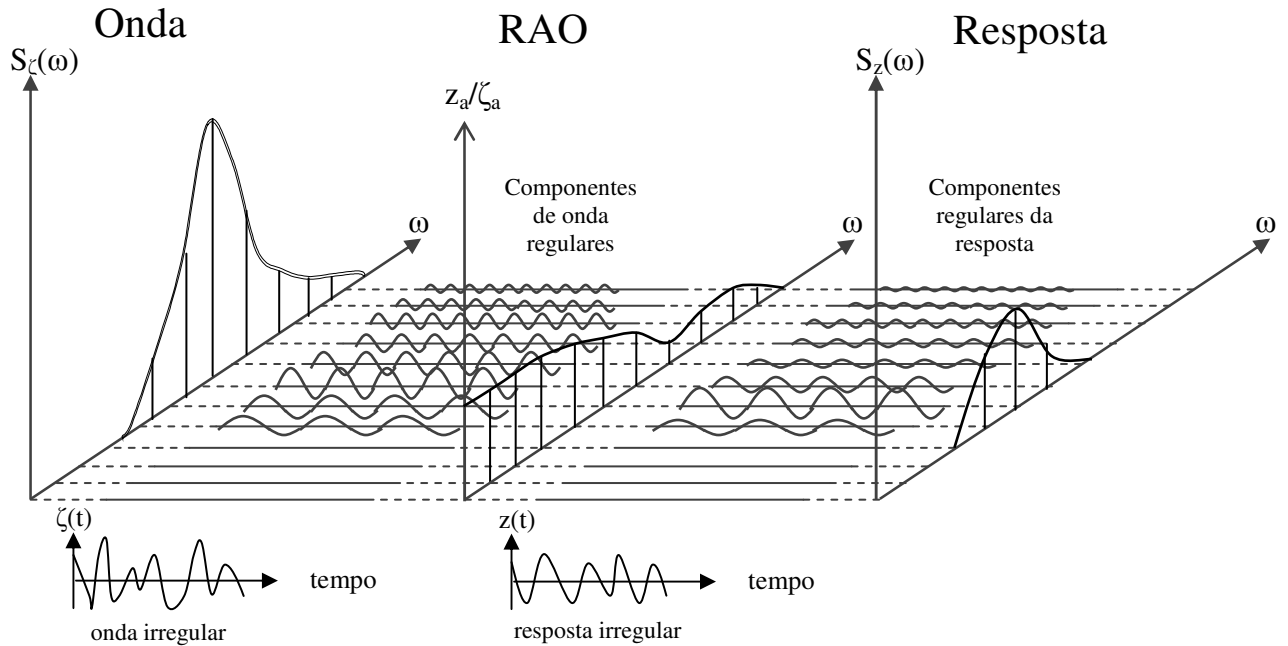


Figura 2-9 – Transformação de ondas em resposta

A altura significativa, $H_{1/3}$, no caso do espectro de onda, ou a dupla amplitude de *heave* significativa, $\bar{z}_{a_{1/3}}$, no caso do espectro de *heave*, podem ser calculadas a partir do momento espectral de ordem zero, como mostra a Equação (2-11):

$$\bar{z}_{a_{1/3}} = 2\sqrt{m_0} \quad (2-11)$$

O período de zero ascendente, T_z , por sua vez, é calculado a partir da relação entre o momento espectral de ordem zero e o momento espectral de ordem dois, como mostra a Equação (2-12).

$$T_z = 2\pi \cdot \sqrt{\frac{m_0}{m_2}} \quad (2-12)$$

2.3.3. Correntes

Correntes são ocorrências comuns no oceano. A corrente na superfície do mar se deve principalmente ao efeito do vento na água, à variação de pressão atmosférica e aos efeitos

originários de marés. Mas correntes também podem estar presente em maiores profundidades, próximas até do leito marinho, decorrentes de padrões de circulação oceânicos.

A soma vetorial de cada corrente gerada por um diferente fator resulta na corrente total, cuja velocidade e direção para profundidades especificadas são representadas por meio de um perfil de corrente, Figura 2-10. Na maioria dos casos a corrente é turbulenta, mas adota-se um valor correspondente à média observada. No design de estruturas *offshore* é usual considerar a corrente como invariante no tempo, geralmente adotando-se o valor máximo para períodos de 10 ou 100 anos, obtido a partir de medições locais.

As forças hidrodinâmicas induzidas por onda e corrente atuando sobre elementos estruturais são determinadas a partir da velocidade das partículas d'água. O cálculo de velocidade das partículas fluidas é feito somando-se as contribuições devido à onda e à corrente. A teoria mais simples e mais empregada para essa finalidade é a teoria linear de Airy (Chakrabarti, 1987).

A formulação de Morison é utilizada para transformar os campos de velocidade calculados para as partículas d'água em forças atuantes. Esta formulação semiempírica baseia-se no conceito de que a força hidrodinâmica pode ser dividida em duas parcelas, uma parcela devido a efeitos inerciais e outra parcela devido ao arrasto.

As diferentes parcelas da força hidrodinâmica são calculadas a partir de coeficientes empíricos, como o coeficiente de arrasto associado a efeitos viscosos, proporcional às velocidades do fluido e do corpo, e o coeficiente de inércia, proporcional às acelerações do fluido e do corpo submerso.

A aplicação da fórmula de Morison é mais adequada quando a força de arrasto é significativa e os efeitos viscosos preponderam sobre os inerciais, como é usualmente o caso de corpos esbeltos como *risers*. A equação de Morrison modificada (Morooka et al, 2006) é apresentada pela Equação (2-13).

$$F = A_I \dot{u} + C_D A_D |V_r|(u + U_c - \dot{x}) + C_A A_I (\dot{u} - \ddot{x})$$

$$A_I = \frac{1}{4} \rho \pi D_0^2 \quad A_D = \frac{1}{2} \rho D_0 \quad |V_r| = \sqrt{(u + U_c - \dot{x})^2} \quad (2-13)$$

onde F é força hidrodinâmica por unidade de comprimento atuando sobre o *riser*, ρ é a densidade do fluido externo ao *riser*, D_0 é o diâmetro externo do *riser*, C_D é o coeficiente de arrasto, C_A é o coeficiente de massa adicionada, u (\dot{u}) é a velocidade (aceleração) da partícula de água, U_c é a velocidade de corrente e \dot{x} (\ddot{x}) é a velocidade (aceleração) do *riser*.

Outro efeito importante devido à ação das correntes sobre o *riser* é o fenômeno conhecido por Vibrações Induzidas por Vórtices, ou VIV.

Fluidos escoando ao redor de corpos esbeltos, como *risers*, geram na esteira deste escoamento turbilhões que induzem forças cíclicas e desbalanceadas no *riser*. De tal forma que o *riser* passa a oscilar ou vibrar na direção perpendicular à do fluxo observado.

VIV observadas em *risers* podem levar ao aumento do tempo não produtivo, visto a necessidade de inspeções e reparos, além de poder causar a falha do equipamento e eventual perda do poço. Visto sua natureza cíclica, um dos maiores efeitos deletérios decorrentes das VIV está no seu efeito cumulativo no dano à fadiga que o *riser* sofre.

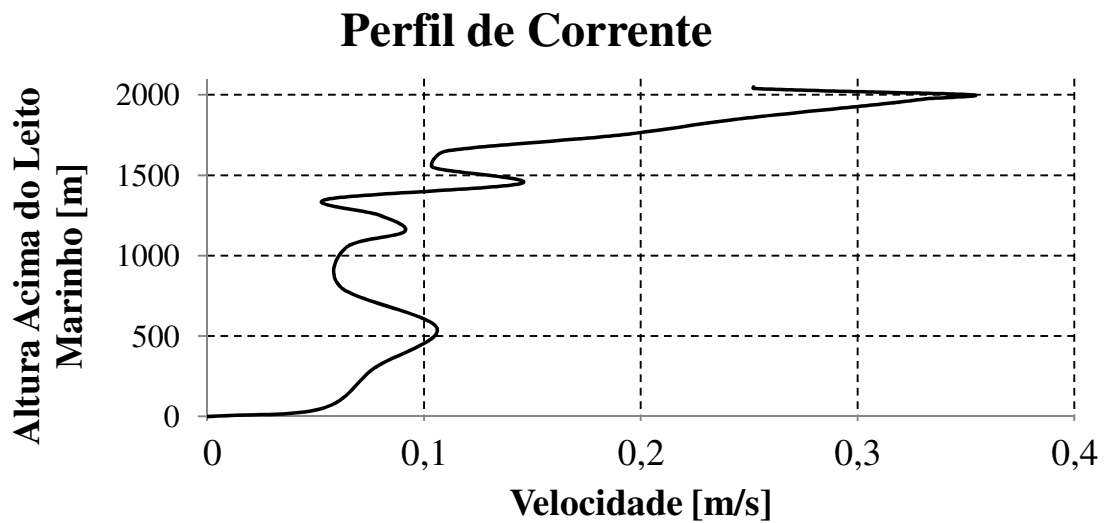


Figura 2-10 Perfil de Corrente Marítima.

3. METODOLOGIA

O objetivo deste capítulo é apresentar os passos adotados na idealização do *riser* que foi alvo deste estudo. Além disso, são definidos os limites operacionais adotados para a resposta do *riser* e como eles foram elaborados. Por fim, apresenta-se o conceito de mapas operacionais, que delimitam as condições ambientais, sob as quais a mudança de locação do BOP suspenso pelo *riser* pode ser realizada respeitando-se aos critérios de operação estabelecidos.

Neste estudo se considerou que a plataforma flutuante de perfuração é uma plataforma semissubmersível, mas a metodologia apresentada poderia ser aplicada a outros tipos de embarcações, feitas as adaptações necessárias às funções RAO adotadas e ao critério de projeto pertinente, apresentado neste capítulo.

3.1. Configuração do *Riser*

O *riser* enquanto conectado à cabeça de poço, seja em operação ou não, ou mesmo quando desconectado devido a eventos meteorológicos extremos, apresenta uma configuração com todos os elementos e equipamentos descritos no Capítulo 2.

Como o propósito de realizar a navegação da embarcação para um novo local de perfuração com o *riser* suspenso é justamente evitar o recolhimento do *riser*, poupando assim dias de operação, a configuração do *riser* enquanto suspenso é semelhante à configuração do *riser* enquanto a perfuração ocorre. Semelhante, mas não idêntica, porque, por motivos de segurança, o *riser* precisa ter um trecho recolhido, de forma que se evite uma colisão entre o BOP e o leito marinho. Resultados de batimetria da região por onde a sonda de perfuração navegará são necessários para se definir o comprimento do trecho do *riser* que precisa ser recolhido.

De qualquer forma, para se definir a configuração do *riser* suspenso, é preciso conhecer sua configuração enquanto conectado ao poço. O comprimento do *riser* durante esta etapa pode ser determinado a partir de procedimento descrito pela norma API RP 16Q (1993). A Figura 3-1 apresenta as dimensões que devem ser levadas em consideração neste cálculo.

A dimensão A corresponde à altura da cabeça do poço, medida a partir do leito marinho. A dimensão B corresponde à altura do conjunto LMRP e BOP. C é o comprimento do *riser*, o qual se deseja calcular. D é o comprimento da junta telescópica, quando esta está numa posição de meio curso. E é a distância do topo do *diverter* até a mesa rotativa. F é a distância da mesa rotativa até o leito marinho, enquanto G é o comprimento total da coluna. O comprimento do *riser* pode ser determinado tanto pela subtração de F pelas dimensões A, B, D e E, como da subtração de G pelas dimensões B, D e E.

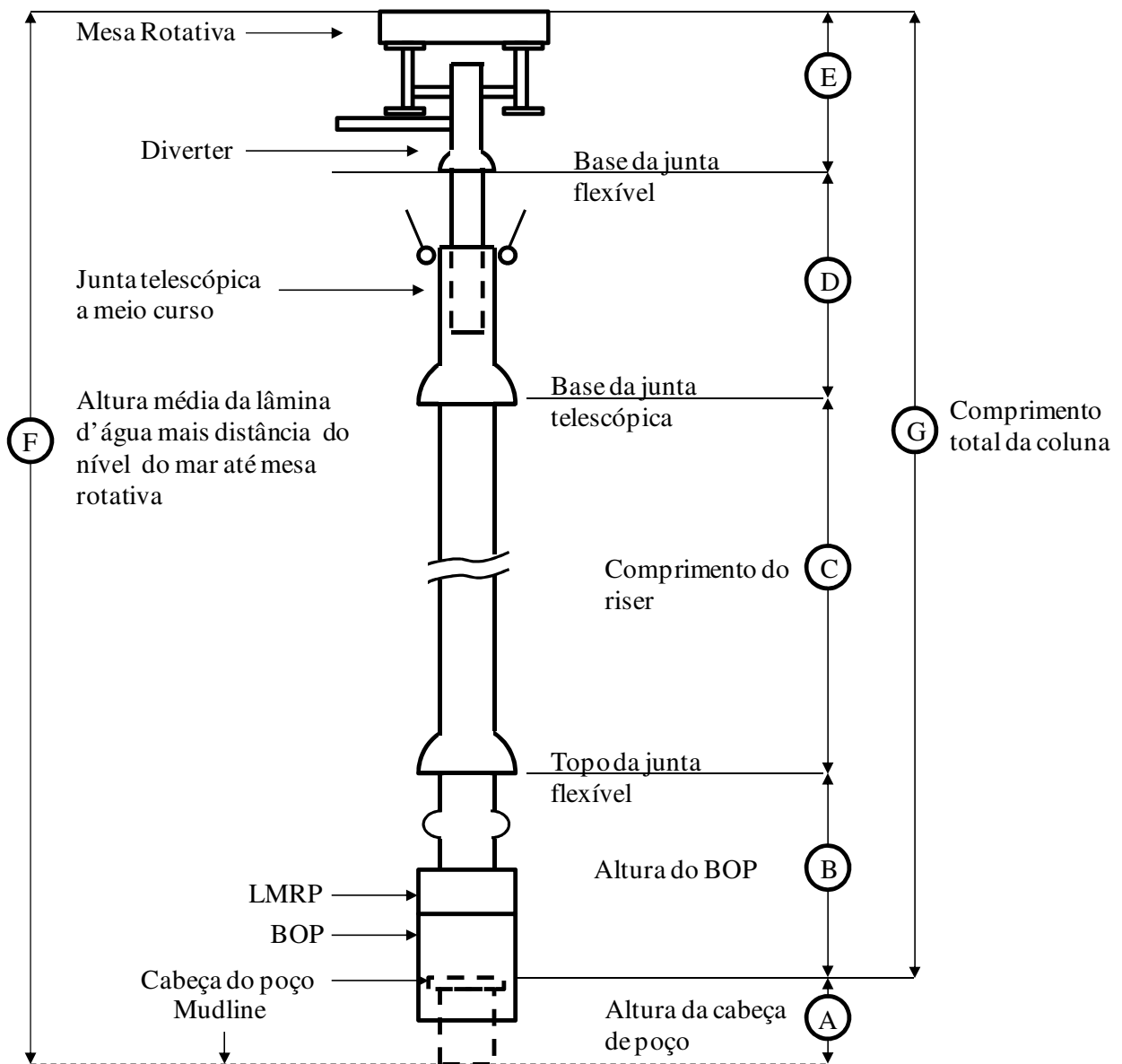


Figura 3-1 Determinação do comprimento do *riser*. Adaptado de API RP 16Q (1993).

Juntas de *riser* revestidas por módulos de fluatibilidade são utilizadas na montagem do *riser* de modo a diminuir a capacidade exigida do sistema de tracionamento. De acordo com a API RP 16Q (1993), a determinação da tração mínima no topo do *riser*, T_{min} , segue o procedimento de cálculo descrito pelas equações (3-1) e (3-2):

$$T_{min} = T_{SRmin} \cdot \left[\frac{N}{R_f \cdot (N - n)} \right] \quad (3-1)$$

onde T_{SRmin} é o valor de tração mínima no anel de tracionamento,

$$T_{SRmin} = W_s \cdot f_{wt} - B_n \cdot f_{bt} + A_i(d_m \cdot H_m - d_w \cdot H_w) \quad (3-2)$$

e W_s é o peso submerso do *riser*, f_{wt} é um fator de tolerância aplicado ao peso submerso do *riser*, usualmente igual a 1,05, B_n corresponde à força de empuxo devido aos módulos de fluatibilidade, f_{bt} é um fator de perda de fluatibilidade devido ao uso contínuo dos fluatores, usualmente igual a 0,96, A_i é a área de seção interna do *riser* e de todas as linhas auxiliares, d_m é peso específico do fluido de perfuração, H_m corresponde à altura da coluna de fluido de perfuração, d_w corresponde ao peso específico da água, H_w é a altura da lâmina d'água, N é o número de tracionadores atuando, n corresponde ao número de tracionadores que podem falhar de maneira súbita e R_f corresponde a um fator de eficiência que relaciona a tração efetiva no anel de tracionamento com a tração exercida pelos tracionadores, valor usualmente adotado entre 0,90 e 0,95.

Esta metodologia também pode ser empregada para calcular-se o comprimento do trecho de *riser* revestido por fluatores para um valor estabelecido de tração de topo inferior à capacidade máxima de tracionamento do sistema da embarcação.

Durante a mudança de locação da embarcação se considera que o *riser* está suspenso pela *spider*, a qual está apoiada sobre *gimbal*, no deck de perfuração da sonda de perfuração, o que caracteriza a condição de *hard hangoff*. Os movimentos translacionais da embarcação são passados integralmente ao topo do *riser*, mas as rotações são mais ou menos amortecidas a depender das propriedades dos componentes do *gimbal*. Este efeito do *gimbal* sobre o topo do

riser pode ser modelado adotando-se que o gimbal é um elemento escalar com valores definidos de rigidez rotacional nas três direções de rotação.

Outros arranjos possíveis de ancoragem do *riser* são: suspendê-lo pelo gancho, ou suspendê-lo pelos tracionadores. Devido à compensação de movimentos que tanto o arranjo com gancho quanto com tracionadores propiciam, estes tipos de ancoragem podem ser referidos por *soft hangoff*.

A configuração de ancoragem com o gancho foi descartada por apresentar um potencial maior para que ocorresse contato entre o *riser* e o *diverter* (Bai e Bai, 2005), enquanto que a configuração de ancoragem com os tracionadores foi descartada devido à impossibilidade de se realizar a modelagem adequada desta condição de contorno no programa computacional empregado.

3.2. Delimitação de Condições Operacionais

Para o caso de análise de *riser* realizada neste estudo não existem critérios de projetos consolidados na indústria. De tal forma que foram adotados critérios que se julgaram pertinentes para julgar a viabilidade da operação de transferência do BOP submerso.

Este estudo focou na análise de extremos do *riser*. A partir do registro da resposta do *riser* para cada cálculo realizado, verificou-se se os valores de certas variáveis ficaram abaixo de um valor estabelecido. Dano à fadiga que o *riser* incorre durante a mudança de locação do BOP não foi adotado como critério de projeto.

3.2.1. Critério de Projeto 1

Primeiramente, buscaram-se na literatura disponível a respeito de projeto de estruturas *offshore* critérios que pudessem ser adaptados à análise realizada. Para tanto, consultou-se a norma API RP 16 Q (1993) que trata do projeto, seleção, operação e manutenção de sistemas de *risers* de perfuração.

Limites operacionais de parâmetros chaves para o projeto de *risers*, como inclinação das juntas flexíveis inferior e superior, tensões médias e extremas, e fator de segurança apropriado

para o limite de tensão dinâmica (DTL) são selecionados com base em princípios de engenharia sólidos e práticas operacionais bem sucedidas.

A Tabela 3-1 apresenta diretrizes de projeto para três modos operacionais, *riser* conectado enquanto ocorre a perfuração do poço, *riser* conectado sem que se esteja perfurando o poço e *riser* desconectado da cabeça de poço.

O terceiro modo é o que mais se assemelha à situação proposta pelo estudo, para ele foi definido um critério de inclinação de *flexjoint* e um critério de tensão admissível. O critério de tensão admissível será adotado como critério de projeto 1 da metodologia aplicada a os estudos de casos desta dissertação. Os dois métodos propostos para se calcular a tensão admissível, método A aplicável a água rasas e método B aplicável a águas profundas, são iguais. A tensão admissível máxima sobre o *riser* é igual a 67% da tensão de escoamento, σ_y , do material do *riser*.

Tabela 3-1 – Parâmetros de design API RP 16Q (1993)

PARÂMETRO DE DESIGN	RISER CONECTADO		RISER DESCONECTADO
	PERFURANDO	NÃO PERFURANDO	
Ângulo médio de ball/flex joint (superior e inferior)	2°	N/A	N/A
Ângulo máximo de ball/flex joint (superior e inferior)	4°	90% de disponibilidade	90% de disponibilidade
CRITÉRIO DE TENSÃO			
Método A – tensão admissível	0,40* σ_y	0,67* σ_y	0,67* σ_y
Método B – tensão admissível	0,67* σ_y	0,67* σ_y	0,67* σ_y
INTERVALO DE TRAÇÃO DINÂMICA SIGNIFICATIVO			
SAF (fator de amplificação de tensão) $\leq 1,5$	10 ksi	N/A	N/A
SAF $\geq 1,5$	15÷SAF	N/A	N/A
Tração de topo mínima	Tmin	Tmin	N/A
Limite de tração dinâmica	DTL	DTL	N/A
Máxima tensão	90% DTL	90%DTL	N/A

Por tensão admissível a norma API RP 16Q (1993) se refere à tensão equivalente de von Mises ao longo do *riser*. A tensão equivalente de von Mises é a composição das diversas tensões que atuam em diferentes direções num dado ponto do *riser*. Mais formalmente, ela é definida como a tensão de tração uniaxial que cria uma energia de distorção equivalente à energia de distorção gerada pelas tensões aplicadas (Hibbeler, 2004).

Os valores de tensão de von Mises, σ_{vm} , podem ser calculados como mostra a Equação (3-3), conforme a norma API RP 16Q (1993), onde σ_1 , σ_2 e σ_3 correspondem às tensões principais atuantes:

$$\sigma_{vm} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (3-3)$$

De acordo com a norma API RP 2RD (1998), quando o cisalhamento e a torção são negligenciáveis, σ_1 , σ_2 e σ_3 passam a ser, respectivamente, σ_{pr} , σ_{pz} e $\sigma_{p\theta}$, onde r , z e θ referem a tensão radial, axial e circunferencial. A Figura 3-2 apresenta estas tensões atuando sobre um elemento da parede do *riser*, onde r_i é o raio interno do *riser*, r_o é o raio externo, r é o raio de um ponto da parede do *riser* e θ é o ângulo entre o ponto da parede do *riser* e o eixo Y do referencial adotado.

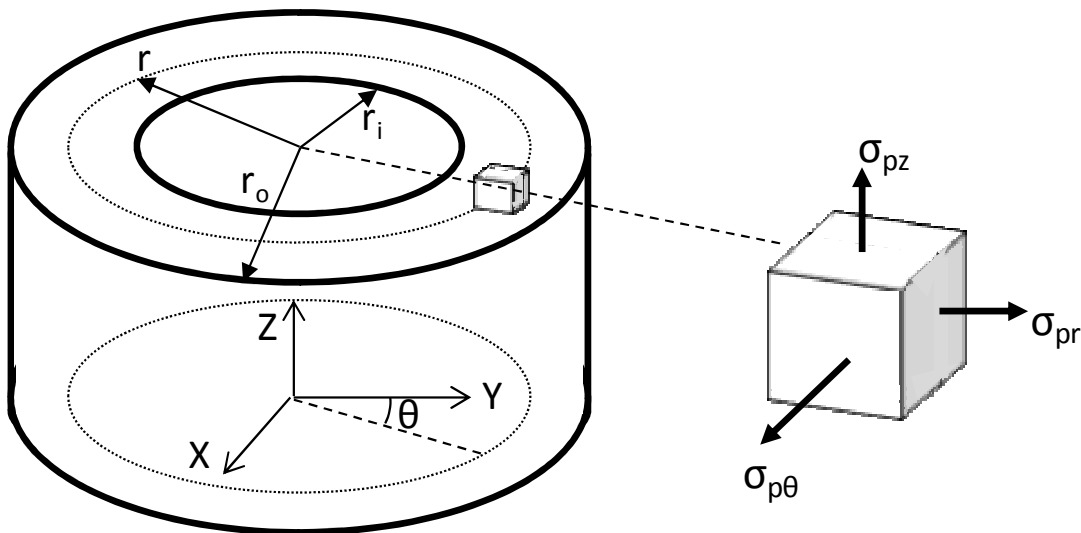


Figura 3-2 – Tensões locais em elemento da parede do *riser*

Para um tubo de parede espessa, a tensão circunferencial e a tensão radial podem ser calculadas como mostrado pelas Equações (3-4) e (3-5), respectivamente, onde C_1 e C_2 são definidos pelas Equações (3-6) e (3-7), sendo P_i e P_o pressão interna e pressão externa, respectivamente:

$$\sigma_{p\theta} = C_1 + \frac{C_2}{r^2} \quad (3-4)$$

$$\sigma_{pr} = C_1 - \frac{C_2}{r^2} \quad (3-5)$$

$$C_1 = \frac{P_i r_i^2 - P_o r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} \quad (3-6)$$

$$C_2 = \frac{(P_i - P_o) r_i^2 r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} \quad (3-7)$$

A tensão axial tem dois componentes, um componente, σ_M , devido aos momentos fletores sobre o *riser*, M_x e M_y , e outro componente, σ_{F_x} , devido à força axial real, F_x , e a força axial induzida pelas pressões externa e interna. σ_{F_x} é calculada como mostra a Equação (3-8), onde A_i e A_o são respectivamente área da seção com raio r_i e área da seção com raio r_o :

$$\sigma_{F_x} = \left(\frac{P_i A_i - P_o A_o}{A_o - A_i} \right) + \frac{F_x}{A_o - A_i} \quad (3-8)$$

A contribuição devido ao momento fletor, σ_M , varia ao longo da seção transversal do *riser*. Para um ponto específico da seção, σ_M é calculado decompondo-se os valores de M_x e M_y , respectivamente, momento fletor na direção do eixo X e momento fletor na direção do eixo Y, de acordo com o referencial da Figura 3-2. Para o ângulo θ da Figura 3-2 a Equação(3-9) indica como se calcula σ_M , sendo que I_{xy} é o momento de inércia do tubo ao redor dos eixos X e Y:

$$\sigma_M = \frac{(M_x \sin\theta + M_y \cos\theta)}{I_{xy}} \quad (3-9)$$

3.2.2. Critério de Projeto 2

Retomando os critérios apresentados pela API RP 16Q (1993), o critério relacionado à junta flexível não se aplicaria integralmente ao caso estudado. Na condição em que o *riser* se encontra, com um trecho recolhido, suspenso na plataforma e ancorado no *gimbal*, a junta flexível superior não faz parte da estrutura do *riser*.

A junta flexível inferior continua instalada, no entanto para simplificar a análise realizada por este estudo sua inclinação foi desconsiderada em prol de outro critério de inclinação máxima, pertinente ao *gimbal* e à geometria da sonda.

Em relação ao arranjo da ancoragem do *riser*, no que diz respeito à inclinação no topo do *riser* o valor desta deve ficar abaixo de um dado limite para que não ocorra o contato entre *riser* e quaisquer outras estruturas. O ângulo máximo do topo do *riser* está relacionado às limitações de espaço no deck de perfuração e depende das características da sonda de perfuração e do *riser*.

Enquanto o *riser* está apoiado no conjunto *spider-gimbal* ele vai se inclinar, devido à ação de correnteza, em relação a este ponto de conexão, que se encontra no nível do deck de perfuração. O ângulo de topo limite para se evitar colisões depende do espaço existente entre o diâmetro externo da junta de *riser* e o diâmetro interno do *diverter housing*, como mostra o esquema da Figura 3-3. Tipicamente o ângulo que limita o contato entre *riser* e *diverter housing* é próximo de 3 graus (Chakrabarti, 2005), contato com outras estruturas abaixo do deck de perfuração ocorreriam para inclinações maiores.

Quando comparado com a configuração de quando o *riser* está suspenso pelo gancho, o limite de inclinação para o *riser* ancorado na *spider* é maior porque o *riser* gira ao redor de um ponto que está bem mais abaixo; tipicamente o *diverter housing* está localizado quinze pés abaixo do deck de perfuração.

Assim, o segundo critério de projeto adotado neste estudo, referido por critério de projeto dois, determina que para se evitar o contato entre o *riser* e a parede do *diverter housing*, o ângulo no topo do *riser* não pode ultrapassar o valor de três graus.

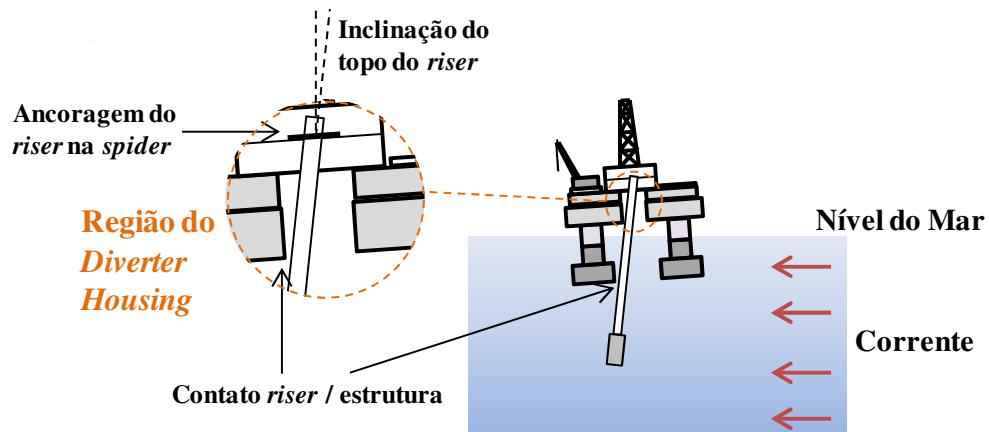


Figura 3-3 – Esquema do contato do *riser* com estruturas abaixo do deck de perfuração

3.3. Apresentação de Resultados

O *riser* durante a mudança de localização da sonda está sujeito à ação de corrente marítima, ondas e, no ponto de conexão com a sonda, aos movimentos da sonda induzidos por ondas. O perfil de corrente pode ser considerado constante durante a mudança de localização, enquanto que as ondas se alteram continuamente ao longo do tempo, assim como os movimentos da plataforma.

A resposta do *riser* devido a estes dois últimos carregamentos oscila, portanto, ao longo do tempo, ao redor de um valor médio determinado pelos efeitos do perfil de corrente, trazendo o *riser* para mais próximo ou para mais distante dos limites de operação estabelecidos. Esta resposta calculada longo do tempo pode ser registrada para pontos de interesse da estrutura, criando-se assim gráficos de históricos como o mostrado na Figura 3-4. Nesta figura é possível observar a variação de tensão de von Mises no topo do *riser* ao longo de um certo período de tempo, para uma dada condição de carregamento.

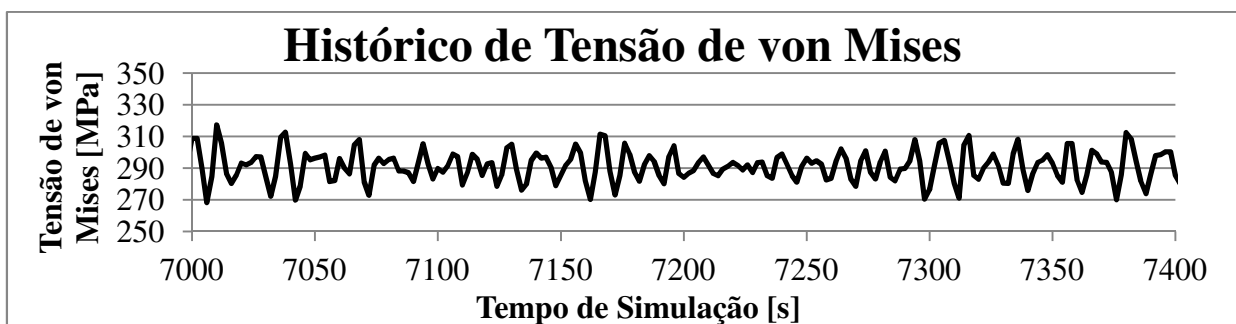


Figura 3-4 – Exemplo de histórico de tensão de von Mises.

Do histórico extrai-se o valor máximo da resposta do *riser*, neste caso tensão de von Mises, e determina-se se o respectivo critério, de tensão admissível no *riser*, foi respeitado ou não durante o período de tempo que a resposta do *riser* foi analisada. O resultado máximo obtido pode ser extrapolado e ser atribuído não apenas ao período de tempo simulado, mas de maneira geral ao estado de mar que caracteriza as condições de carregamento impostas durante a simulação numérica.

Os cálculos numéricos executados para os diversos cenários de carregamentos previstos foram agrupados da seguinte maneira: variou-se o carregamento devido à ondas de mar, enquanto se manteve constante a direção e módulo de velocidade, o perfil de corrente e a configuração do *riser*.

A realização de simulações numéricas variando-se apenas o estado de mar permite ter-se uma ideia geral do comportamento do *riser* frente aos possíveis estados de mar que podem ser enfrentados durante a mudança de locação com o BOP suspenso, uma vez que se sabe para quais estados de mar os critérios estabelecidos são respeitados. De forma que é possível delimitar os estados de mar que permitem realizar a navegação com o BOP suspenso pelo *riser* sem que este corra o risco de falhar.

Os estados de mar utilizados nas simulações são descritos por um espectro de Pierson-Moskowitz modificado, que é um espectro de dois parâmetros: altura significativa de onda, $H_{1/3}$, e período de zero ascendente, T_Z . Cada par $H_{1/3}$ e T_Z tem um valor de tensão de von Mises e inclinação máxima no topo atribuído a ele, de forma que pode-se apresentar os resultados dos cálculos realizados compilados na forma de um gráfico de superfície tridimensional, como mostra a Figura 3-5.

Nos eixos do plano horizontal estão os parâmetros de onda: altura significativa e período de zero ascendente. No eixo vertical estão os valores de tensão de von Mises máxima no *riser*. Mas, a partir do gráfico de superfície é possível criar gráficos de linhas de contorno, como mostrado na Figura 3-6. Este gráfico apresenta a vantagem de ser mais intuitivo para se trabalhar, visto a maior facilidade em se determinar o valor atribuído para um par $H_{1/3}$ e T_Z .

Superfície de Tensão de von Mises Máxima no *Riser*

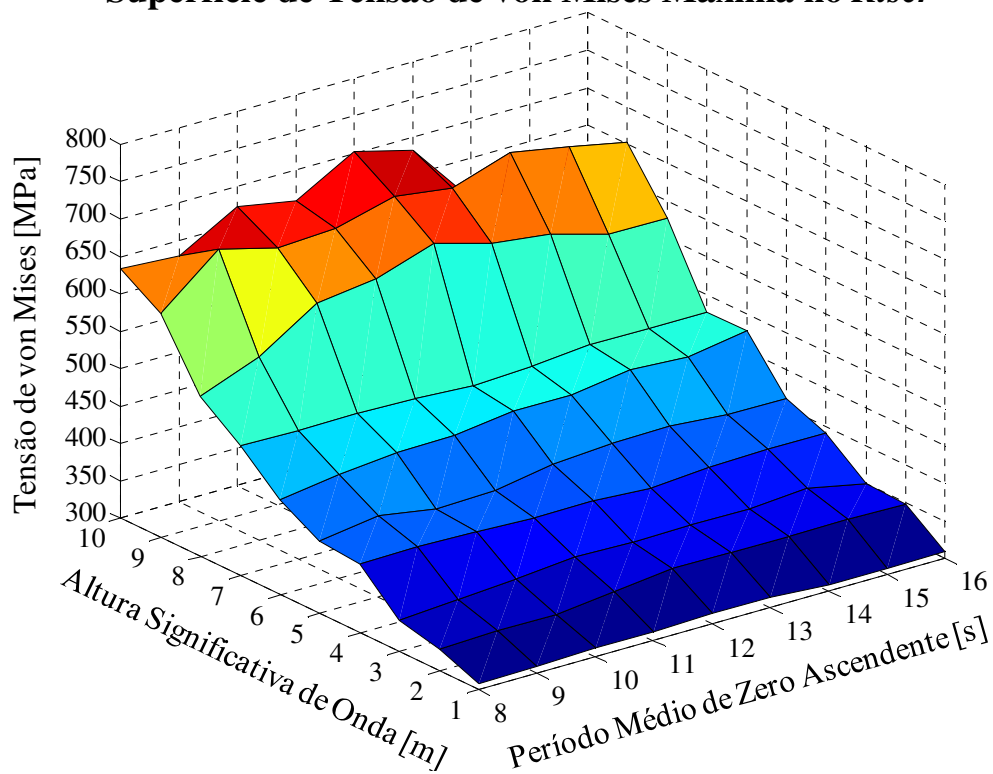


Figura 3-5 - Tensão de von Mises máxima no *riser* em função de parâmetros de ondas

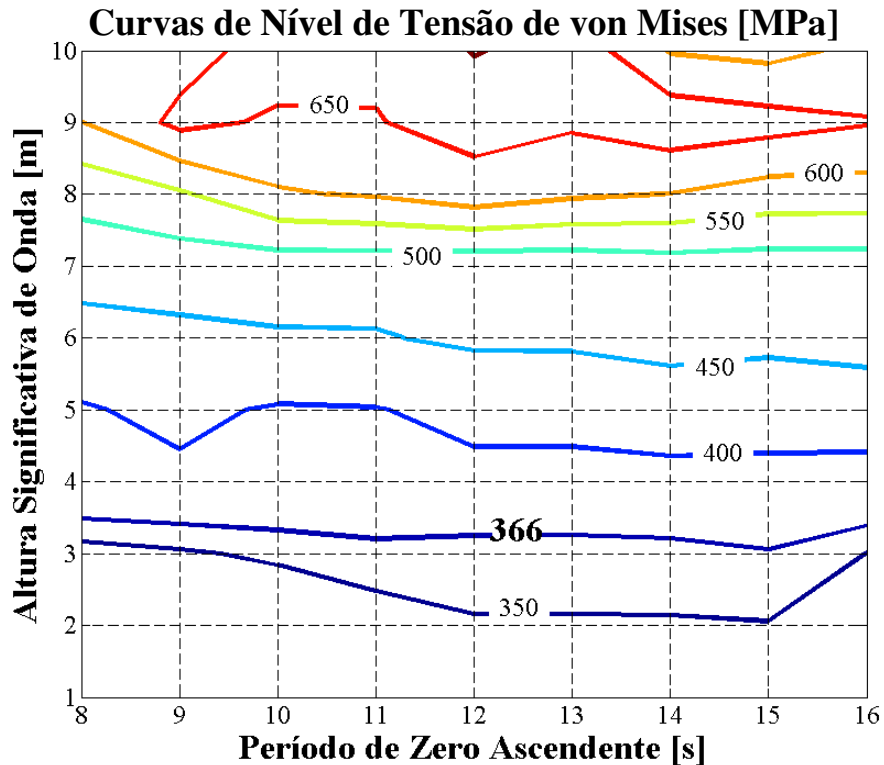


Figura 3-6 – Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* em função de parâmetros de onda

Assim, numa situação real de mudança de localização da sonda de perfuração com o BOP suspenso pelo *riser*, para as mesmas condições de configuração do *riser* e de navegação da embarcação para as quais se criou o gráfico de linhas de contorno da Figura 3-6 se esperaria que para um estado de mar descrito por um espectro de Pierson-Moskowitz com altura significativa de onda de 3 metros e período de zero ascendente de 12 segundos, por exemplo, a tensão máxima de von Mises no *riser* fosse de 360 MPa, enquanto que para $H_{1/3} = 5$ m e $T_Z = 14$ s a tensão de von Mises seria 420 MPa.

Caso o valor da tensão de escoamento do riser fosse de 550 MPa, correspondente a um aço de grau API E-75, a tensão admissível no riser seria 366 MPa, portanto, a mudança de localização poderia ocorrer para a primeira condição de estado de mar, mas não para a segunda.

A partir do gráfico de curvas de nível e da imposição de um critério é possível criar o mapa operacional da mudança de localização do BOP suspenso. O mapa operacional distingue dentre os possíveis estados de mar que podem ser enfrentados durante a navegação, quais que não representam risco à integridade do *riser*, e quais representam risco, levando em consideração a configuração particular do *riser* e velocidade de navegação da embarcação.

A Figura 3-7 apresenta o mapa operacional criado a partir das curvas de nível de tensão de von Mises da Figura 3-6 e do critério de projeto 1, da Tabela 3-2, adotando-se $\sigma_y = 550$ MPa. Analisando-se o mapa operacional, observa-se que enquanto o estado de mar durante a mudança de localização do BOP suspenso puder ser localizado no interior da região azul do mapa, ou de maneira mais geral enquanto a altura significativa de onda for inferior a 3,0 metros, o critério de projeto é respeitado e a integridade do *riser* é preservada.

A criação de gráficos de curvas de nível pode ser realizada para outros resultados obtidos pelos cálculos computacionais. A Figura 3-9 apresenta as curvas de nível de dupla amplitude significativa de *heave*, $H_{Z1/3}$, da embarcação. Observa-se como o valor de $H_{Z1/3}$ tende a aumentar na medida em que o estado de mar se desloca para o canto superior direito do gráfico, onde tanto altura significativa de onda e o período característico são maiores.

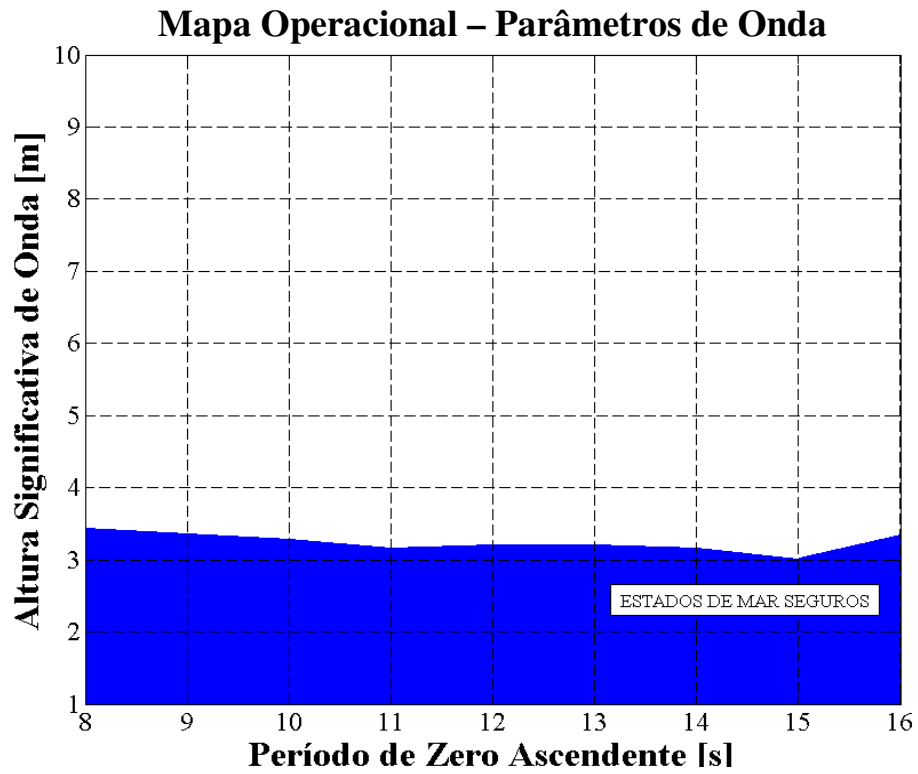


Figura 3-7 – Mapa operacional gerado a partir do critério de projeto de tensão em função de parâmetros de onda

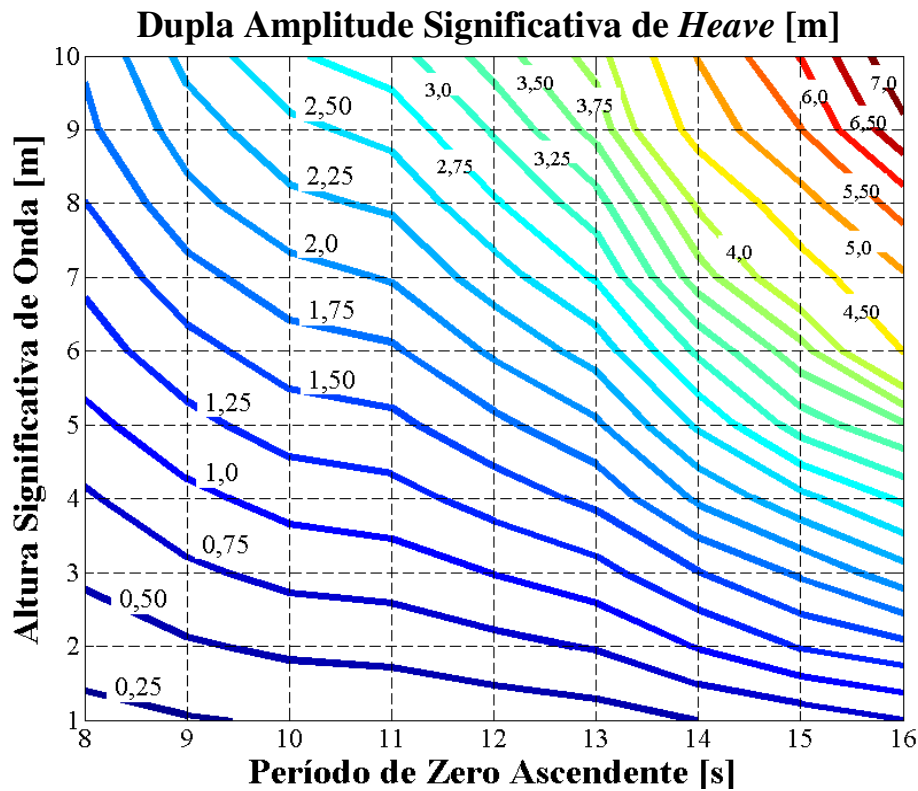


Figura 3-8 – Curvas de nível de dupla amplitude significativa de *heave* da embarcação em função de parâmetros de onda

Os valores de tensão de von Mises e dupla amplitude significativa de *heave* referentes a um mesmo par $H_{1/3}$ e T_Z podem ser relacionados ao valor correspondente calculado de período de zero ascendente de *heave*. Dessa forma é possível apresentar as curvas de nível tensão de von Mises em função dos parâmetros de *heave*: dupla amplitude e período de zero ascendente, como mostra a Figura 3-9.

A partir da Figura 3-9 e da adoção do valor para tensão admissível no *riser*, 366 MPa, mesmo valor adotado na criação do mapa operacional da Figura 3-7, é possível delimitar a resposta de *heave* que não representa riscos à integridade do *riser* durante a mudança de locação do BOP.

O mapa operacional criado em função dos parâmetros de *heave* é apresentado na Figura 3-10. A região azul do mapa delimita a resposta segura de *heave* da embarcação que pode ser observada durante a mudança de locação, de forma que a tensão máxima sobre o *riser* não ultrapasse o limite estabelecido de 366 MPa.

Observa-se que a zona segura de operação se estende do ponto de dupla amplitude igual a 0,5 metros e período 12 segundos e alcançando o ponto de dupla amplitude de 1.5 metros e período 18,5 segundos. Isto torna evidente a necessidade de monitoramento não só da amplitude da resposta como de seu período também.

A vantagem de se trabalhar com o mapa operacional em função dos parâmetros de *heave* reside na maior facilidade com que se é possível medir em campo, durante a operação, a resposta da embarcação gerada pela ação de ondas incidentes, quando comparada com a medição da própria onda em si.

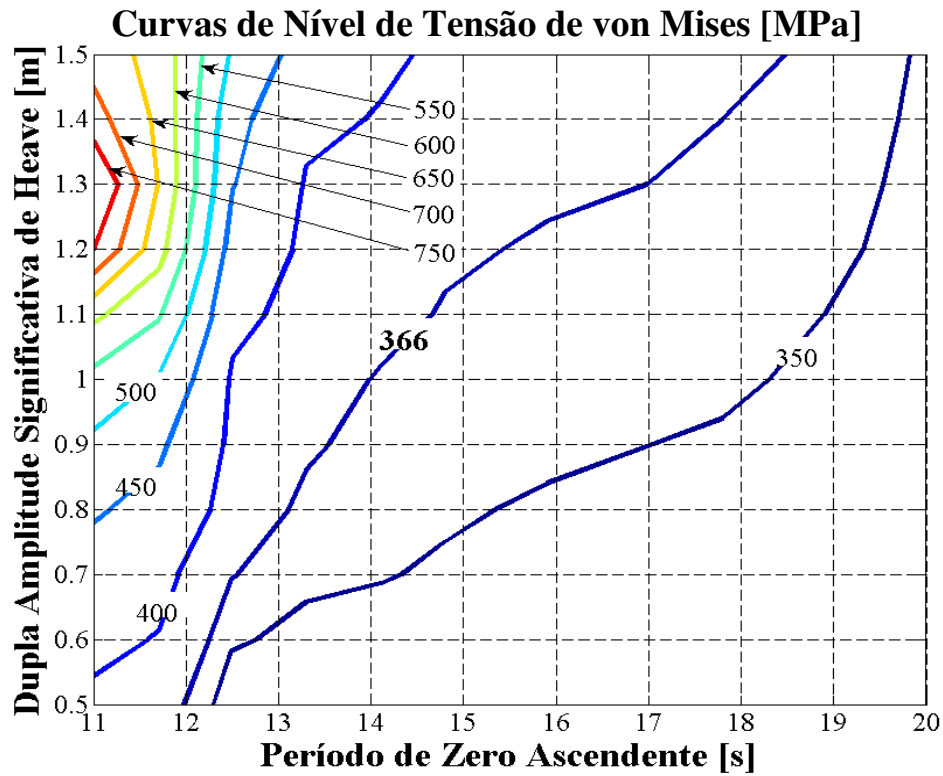


Figura 3-9 – Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* em função de parâmetros de *heave*

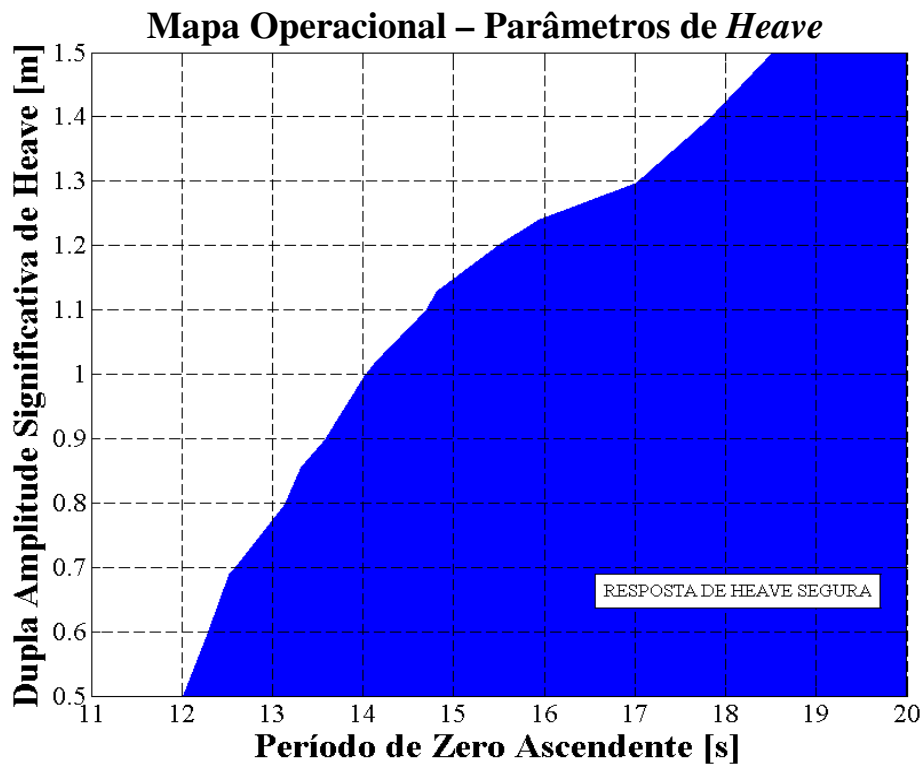


Figura 3-10 – Mapa operacional gerado a partir do critério de projeto de tensão em função de parâmetros de *heave*

4. ESTUDOS DE CASO

Este capítulo visa apresentar os estudos de casos gerados para se empregar a metodologia descrita para a obtenção dos mapas operacionais da mudança de locação da sonda de perfuração com o BOP suspenso pelo *riser*.

Neste estudo adotou-se que a operação de perfuração foi inicialmente realizada por uma plataforma semissubmersível sob uma lâmina d'água de 2150 metros. O comprimento do *riser* utilizado nesta operação foi determinado a partir de procedimento descrito pela norma API RP 16Q e apresentado no capítulo anterior.

Para o *riser* operando na lâmina d'água de 2150 m e adotando-se que a mesa rotativa esteja 26 m acima do nível do mar, a dimensão F da Figura 3-1 é igual a 2176 m. Considerando que a altura da cabeça do poço e altura do conjunto LMRP mais BOP sejam, respectivamente, 1,5 m e 12 m, que o comprimento da junta telescópica a meio curso seja de 26,3 m e também que a distância da base da junta flexível superior até a mesa rotativa seja de 4,4 m, então o comprimento do *riser* é igual a 2131,8 m.

A Tabela 4-1 resume os valores das propriedades da junta de *riser* utilizada para os cálculos deste estudo.

Tabela 4-1 – Propriedades físicas da junta de *riser* de perfuração

Diâmetro externo do riser [m (pol)]		0,5334 (21)	
Diâmetro interno do riser [m (pol)]		0,4889 (19,25)	
Diâmetro externo do módulo de flutuabilidade [m (pol)]		1,2446 (49)	
Tensão de escoamento [MPa]		550	
Módulo de elasticidade [GPa]		210	
Massa linear da junta de riser [kg/m]	Sem flutuador	No ar	317,51
		Na água	276,23
	Com flutuador	No ar	600,53
		Na água	16,18

A Tabela 4-2 abaixo apresenta os valores assumidos para o cálculo do comprimento do trecho do *riser* revestido por flutuadores.

Tabela 4-2 – Valores adotados para cálculo do comprimento de flutuadores

T_{min} [kips]	1500	A_i [pés ²]	2,07	H_w [pés]	7054
W_s [lbf]	1298750	d_m [lbf/pés ³]	89,76	N	12
f_{wt}	1,05	H_m [pés]	7140	n	2
f_{bt}	0,96	d_w [lbf/pés ³]	64	R_f	0,9

A força devido ao empuxo dos flutuadores, B_n , para esta configuração de *riser* e sistema de tracionamento é de 861956 lbf, ou 3834,17 kN. O comprimento de flutuadores, com as características apresentadas na Tabela 4-1, que corresponde a este valor de força é de 2927,2 pés, ou 892,8 m. A Figura 4-1 apresenta a configuração do *riser* enquanto em operação de perfuração e também durante a navegação da embarcação. Na Figura 4-1b está representado o sistema de referência adotado para este estudo, com origem no leito marinho e o eixo vertical ascendente. Para a navegação assumiu-se que o *riser* foi recolhido de um trecho de 150 m.

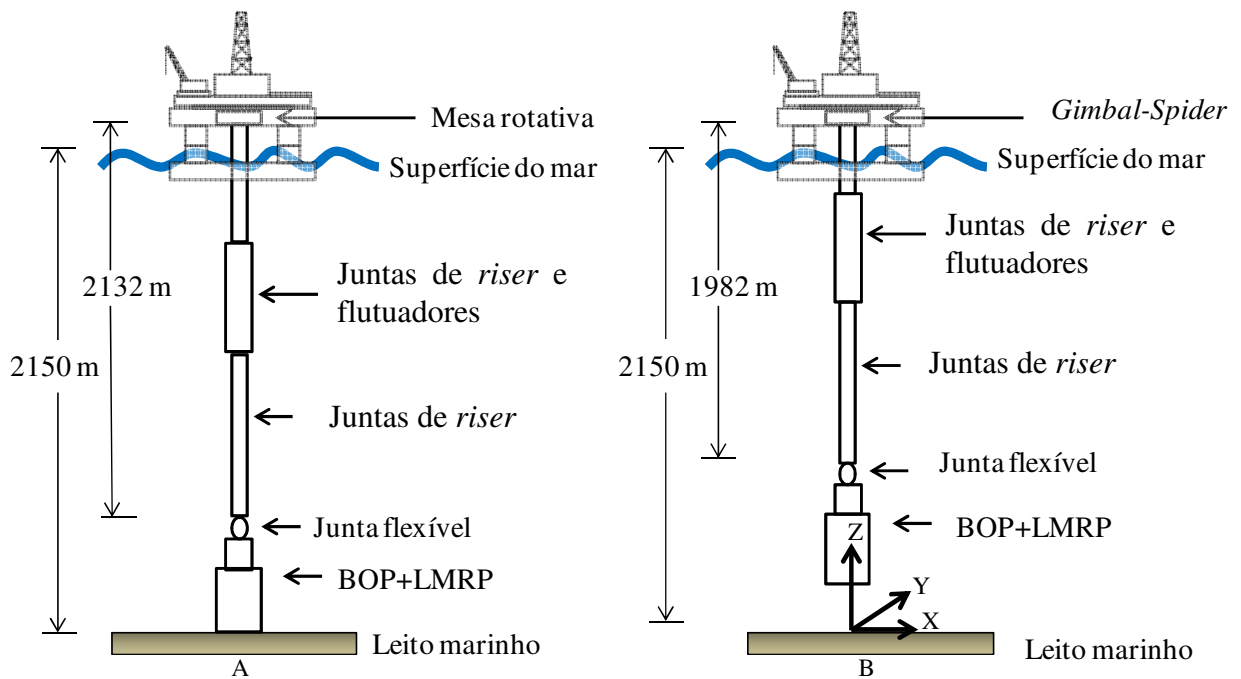


Figura 4-1 – Configuração do *riser*, em operação (A) e em navegação (B)

4.1. Carregamentos Ambientais

Um único perfil de corrente, descrito na Tabela 4-3, foi utilizado ao longo do estudo. Isto se deve porque o estudo focou em delimitar as condições de navegação da embarcação com o *riser* e BOP suspensos em função da resposta da embarcação, que por sua vez é função das características da onda incidente. Os valores apresentados na Tabela 4-3 são valores médios calculados a partir de medições realizadas em campo.

Tabela 4-3 – Perfil de corrente marítima

Profundidade [m]	Velocidade [m/s]	Direção com Norte [graus]
0	0,252	0
10	0,252	0
25	0,286	-13
50	0,353	15
75	0,331	7
100	0,316	18
200	0,245	-3
300	0,19	-1
400	0,11	16
500	0,104	6
600	0,145	1
700	0,055	96
800	0,08	14
900	0,091	28
1000	0,064	152
1250	0,062	96
1500	0,106	94
1750	0,077	90
2000	0,053	100
2150	0	0

As ondas utilizadas neste estudo são ondas irregulares criadas a partir de um espectro de Pierson-Moskowitz. Os parâmetros que definem um espectro de Pierson-Moskowitz, a altura significativa e o período de zero ascendente, foram sistematicamente variados, dentro das faixas 1 e 10 m e 8 e 16 s, respectivamente, de forma que foram criados noventa casos de carregamento,

abrangendo assim um alto número de estados de mar que a embarcação poderia encontrar enquanto navegando.

Os movimentos da embarcação devido à ação das ondas são calculados a partir de uma função de transferência para cada um dos seis graus de liberdade. A Figura 4-2 e a Figura 4-3 apresentam a função RAO para os movimentos de *heave*, *surge*, *sway*, *roll*, *pitch* e *yaw* da plataforma semissubmersível adotada para este estudo.

Cada tipo de embarcação tem a sua resposta característica representada por suas respectivas funções RAO. As amplitudes de deslocamento e de rotação são dadas em função do período da onda incidente de altura unitária. Diferentes ângulos de incidência de onda resultam em respostas distintas da embarcação, isso pode ser observado para os ângulos de incidência de 0, 45°, 90°, 135° e 180°.

4.2. Simulações Computacionais

Para a realização das simulações computacionais foi utilizado o programa de elementos finitos para cálculo tridimensional de dinâmica de *riser* Anflex (Mourelle et al, 1995). O programa permite a análise estática e dinâmica no espaço no domínio do tempo, considerando não-linearidades geométricas decorrentes de grandes deformações e grandes deslocamentos impostos ao *riser* ou outras linhas.

Por ser este um programa em desenvolvimento existem diversas versões. A versão em particular deste programa empregada neste estudo contempla apenas os carregamentos devido a ondas, corrente e movimentos da plataforma.

Como este estudo foca na análise de extremos, a exclusão do efeito das VIV, a princípio, não compromete significativamente os resultados obtidos, visto sua maior influência no estudo da fadiga a que o *riser* estaria sujeito, o que está fora do escopo deste estudo. O Apêndice B apresenta, a título de ilustração, alguns cálculos que contemplam as VIV, além de mostrar como este e outros carregamentos influencia a resposta global do *riser*.

A partir da interface gráfica do simulador, o usuário pode criar um modelo que será utilizado na análise da estrutura de interesse. Esta tarefa consiste da geração da geometria do problema e a especificação dos carregamentos a que a estrutura está sujeita.

A geração da geometria do *riser* suspenso deste estudo se inicia com a determinação da localização dos nós de suas extremidades e suas respectivas condições de contorno. Considerando que o deck de perfuração da sonda de perfuração está 20 metros acima do nível do mar e o sistema de referência tem sua origem sobre o leito marinho, o nó superior do *riser* está localizado na cota de 2170 metros.

O nó referente à extremidade inferior do *riser* está inicialmente localizado no ponto de cota 158 metros. A distância vertical entre os dois nós compreende o comprimento total do *riser*, de 2000 metros, e o comprimento do conjunto BOP e LMRP, que é de 12 metros. Este nó não tem nenhuma restrição a seus seis graus de liberdade.

Para modelar-se o *riser* foi necessário criar diversos segmentos distintos, correspondentes a cada um dos diferentes equipamentos que compõem o *riser* concebido para este estudo. Assim têm-se os segmentos correspondentes ao BOP, à junta flexível entre o BOP e o *riser*, à *stress joint* entre o BOP e o *riser*, às juntas de *riser* sem módulo de fluabilidade e às juntas de *riser* com módulo de fluabilidade, cada uma com suas características próprias.

A discretização desses segmentos na malha seguiu o padrão mostrado na Tabela 4-4. Os pontos de interesse, definidos como a conexão entre BOP e *riser*, e o ponto de engaste do *riser* à plataforma, foram discretizados com um maior número de elementos finitos, de forma a se obter resultados mais precisos, enquanto que trechos de menor interesse do *riser* foram discretizados com um número menor de elementos.

Esse procedimento é necessário para se garantir que o tempo computacional para a realização das simulações numéricas não seja alto demais, mas mantendo-se a precisão dos resultados. Ao todo a malha gerada possui 512 elementos.

A transição entre segmentos com elementos com comprimentos distintos é feita por segmentos com elementos de comprimentos variáveis. Definidos os comprimentos do elemento inicial e do elemento final, o simulador calcula por meio de um algoritmo o número de elementos

finitos necessários para compor este elemento, além de também recalcular os comprimentos dos elementos inicial e final, de acordo com seu algoritmo.

O conjunto BOP e LMRP foi modelado como uma junta de *riser* com valores muito maiores de massa linear e rigidez. Foi adotado para o conjunto BOP-LMRP um valor de massa total de 430 toneladas no ar e um valor de massa aparente na água de 373 toneladas. Estes valores foram retirados de Ambrose et al (2001).

De acordo com a conexão estabelecida com a sonda, este ponto material está engastado à sonda, sujeito a seus movimentos induzidos pela ação de ondas, a partir da função de transferência adotada. As três translações da plataforma são passadas integralmente a este ponto do *riser*, enquanto que as três rotações são atenuadas de acordo com as características do *gimbal* empregado.

Tabela 4-4 – Discretização da malha de elementos finitos do *riser*

Segmento de Riser	Especificação	Comprimento Total [m]	Número de elementos	Comprimento do Elemento Inicial (Final) [m]
1	BOP-LMRP	12	24	0,5 (0,5)
2	Junta Flexível	0	1	0
3	<i>Stress joint</i>	6	12	0,5 (0,5)
4	Junta de <i>riser</i> sem flutuador	50	18	0,512 (5,043)
5	Junta de <i>riser</i> sem flutuador	1001	200	5,05 (5,05)
6	Junta de <i>riser</i> com flutuador	897	175	5,126 (5,126)
7	Junta de <i>riser</i> sem flutuador	23	8	5,45 (0,293)
8	Junta de <i>riser</i> sem flutuador	23	73	0,315 (0,315)
9	<i>Gimbal</i>	0	1	0

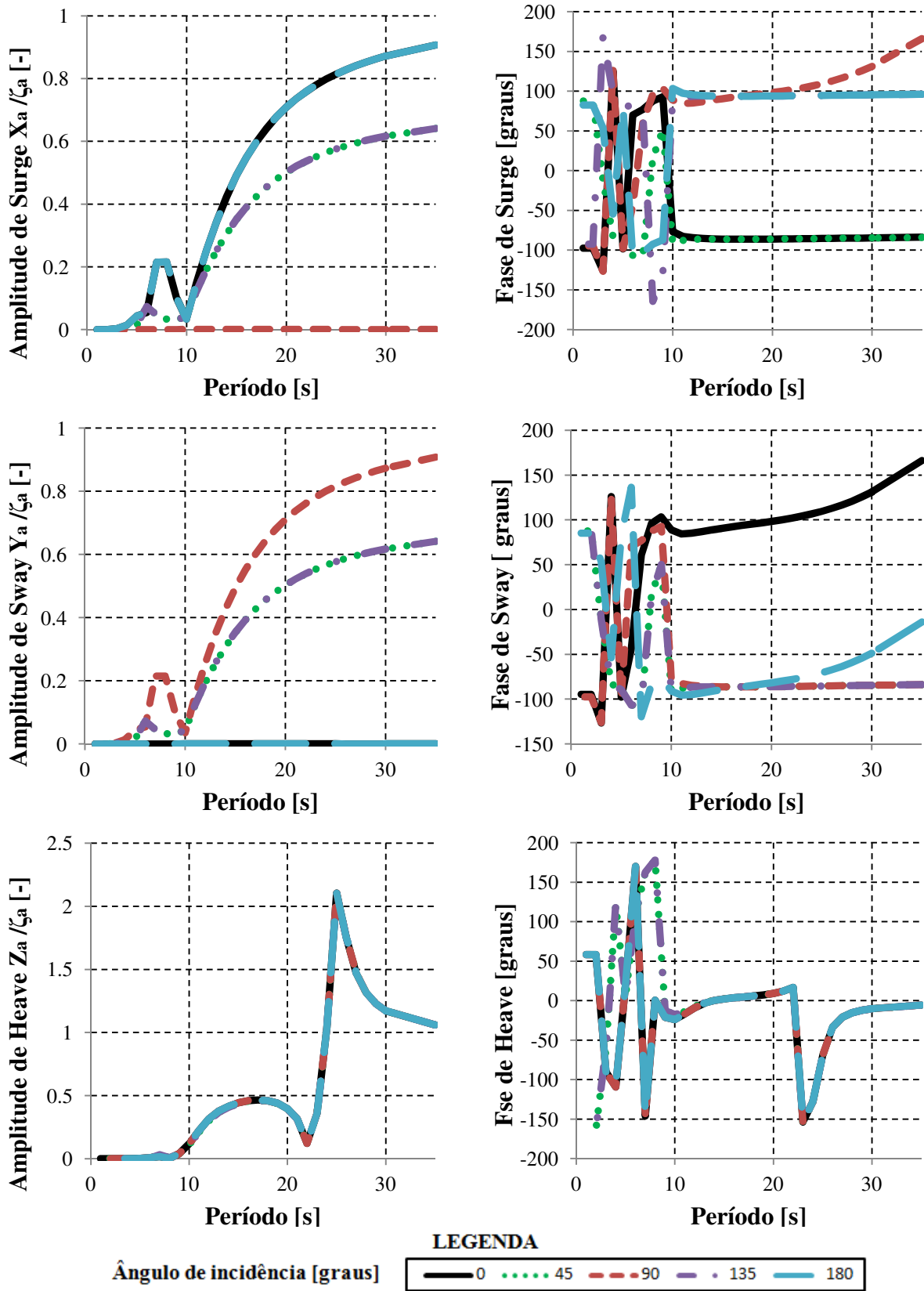


Figura 4-2 – Funções de transferências da embarcação semissubmersível: *Surge*, *Sway* e *Heave*

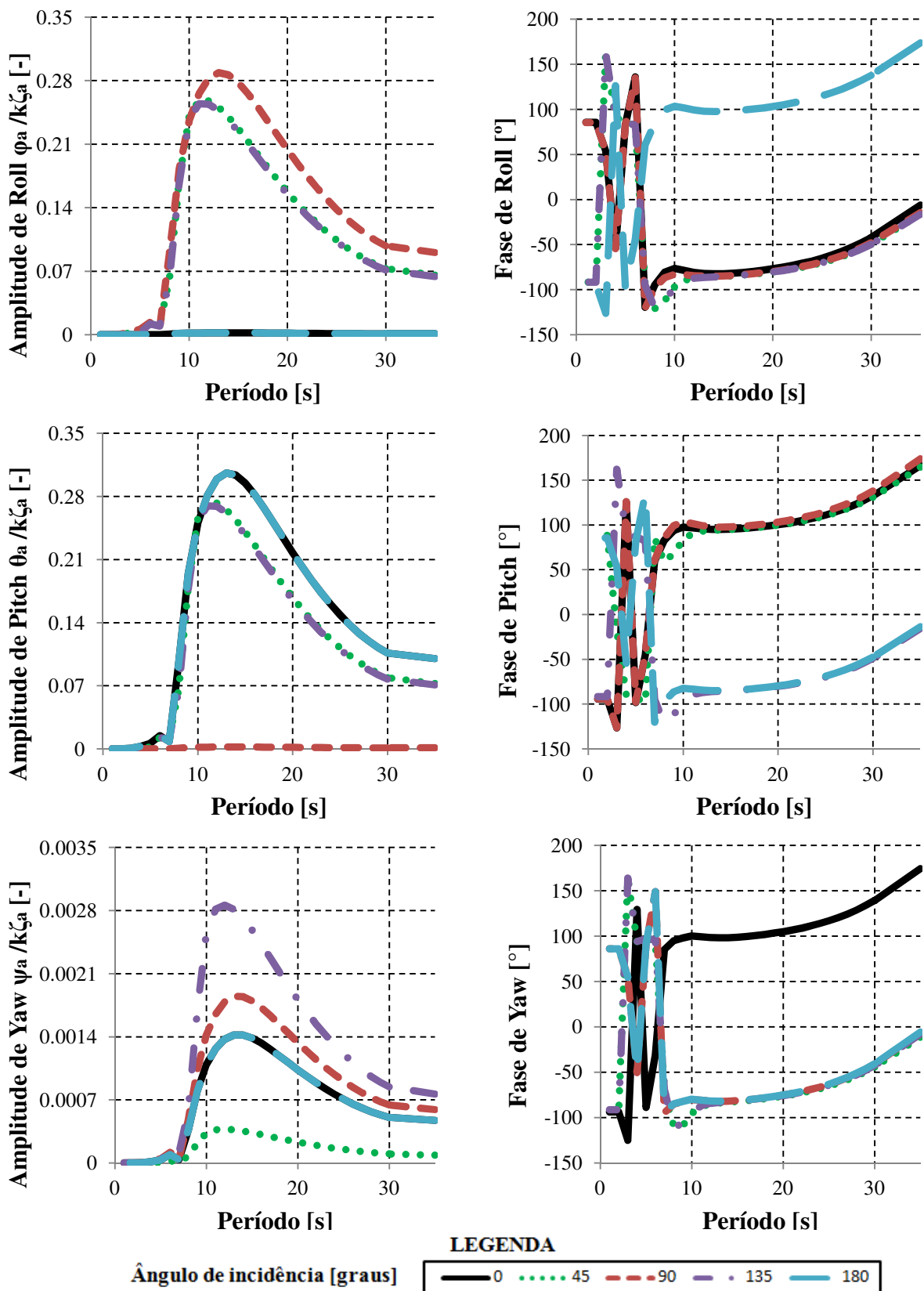


Figura 4-3 – Funções de transferências da embarcação semissubmersível: *Roll*, *Pitch* e *Yaw*

A modelagem dos movimentos de uma embarcação no simulador contempla apenas os movimentos induzidos por ondas, estando a embarcação inicialmente ancorada no seu local de operação. Como forma de introduzir a velocidade de navegação da embarcação, e fazer o programa enxergar o *riser* em movimento, é necessário alterar os carregamentos ambientais a que o *riser* está sujeito.

A Tabela 4-5 apresenta os perfis de corrente alterados para a embarcação navegando com uma direção de avanço que faz um ângulo $\theta = 180$ grau em relação à direção da corrente marítima na superfície do mar. Os perfis de corrente alterada para as outras direções de avanço da embarcação são apresentados no anexo A.

Tabela 4-5 – Perfil de corrente alterado para $\theta = 180$ graus

Profundidade [m]	Avanço a 0,5 nós		Avanço a 1,0 nós		Avanço a 1,5 nós	
	Velocidade [m/s]	Azimute [°]	Velocidade [m/s]	Azimute [°]	Velocidade [m/s]	Azimute [°]
0	0,51	0	0,77	0	1,02	0
10	0,51	0	0,77	0	1,02	0
25	0,54	-7	0,80	-5	1,05	-4
50	0,60	9	0,86	6	1,12	5
75	0,59	4	0,84	3	1,10	2
100	0,57	10	0,82	7	1,08	5
200	0,50	-1	0,76	-1	1,02	-1
300	0,45	0	0,70	0	0,96	0
400	0,36	5	0,62	3	0,88	2
500	0,36	2	0,62	1	0,88	1
600	0,40	1	0,66	0	0,92	0
700	0,26	12	0,51	6	0,77	4
800	0,34	3	0,59	2	0,85	1
900	0,34	7	0,60	4	0,85	3
1000	0,20	8	0,46	4	0,72	2
1250	0,26	14	0,51	7	0,77	5
1500	0,27	23	0,52	12	0,77	8
1750	0,27	17	0,52	9	0,78	6
2000	0,25	12	0,51	6	0,76	4
2150	0,26	0	0,51	0	0,77	0

4.3. Cenários de Simulação

O *riser* neste estudo foi sujeito a carregamentos de diferentes estados de mar. As simulações numéricas realizadas puderam ser agrupadas de acordo com a condição de contorno do topo do *riser* e também de acordo com a velocidade de navegação da embarcação.

4.3.1. Condição de Contorno do Topo do *Riser*

Foi adotado neste estudo que o *riser* está em seu topo ancorado na *spider*, que por sua vez repousa sobre o *gimbal*. A rigidez rotacional, k_{θ} , do conjunto *gimbal-spider* determina o quanto das rotações da embarcação é transferido à extremidade superior do *riser*. Este valor de rigidez rotacional é desconhecido, portanto será uma das variáveis de interesse desse estudo.

Partindo de valores característicos conhecidos de juntas flexíveis, informados por fabricantes (OIL STATES, 2012), assumiu-se que a rigidez do *gimbal* seja maior que a rigidez de uma junta flexível, podendo ser até uma ordem de grandeza maior. A Tabela 4-6 apresenta os valores adotados de rigidez rotacional do *gimbal* para este estudo, assim como a rigidez rotacional de um modelo de junta flexível para efeito de comparação.

Tabela 4-6 – Valores de rigidez rotacional

Cenário	Rigidez Rotacional [kNm/grau]
Junta Flexível	56
<i>Gimbal</i> menos rígido	169
<i>Gimbal</i> intermediário	338
<i>Gimbal</i> mais rígido	676

4.3.2. Velocidade de Avanço da Embarcação

A Figura 4-4 apresenta a orientação dos carregamentos ambientais e as direções de avanço da embarcação. Onda e corrente marítima incidem sobre a embarcação vindas sempre da mesma direção. A mudança do ângulo de incidência dos carregamentos é devido às mudanças de direção de avanço.

A direção de avanço, θ , que a embarcação pode tomar durante a navegação é medida em relação à direção de onda e corrente. Foram consideradas neste estudo cinco direções de avanço, a 0, 45°, 90°, 135° e 180°, correspondentes às direções de a favor do perfil de corrente, à direção de contracorrente, e três direções intermediárias.

As direções 225°, 270° e 315° puderam ser omitidas devido à simetria. Para o módulo da velocidade de avanço considerou-se inicialmente três valores: 0,5 nó, 1 nó, e 1,5 nós, respectivamente 0,257 m/s, 0,514 m/s e 0,781 m/s.

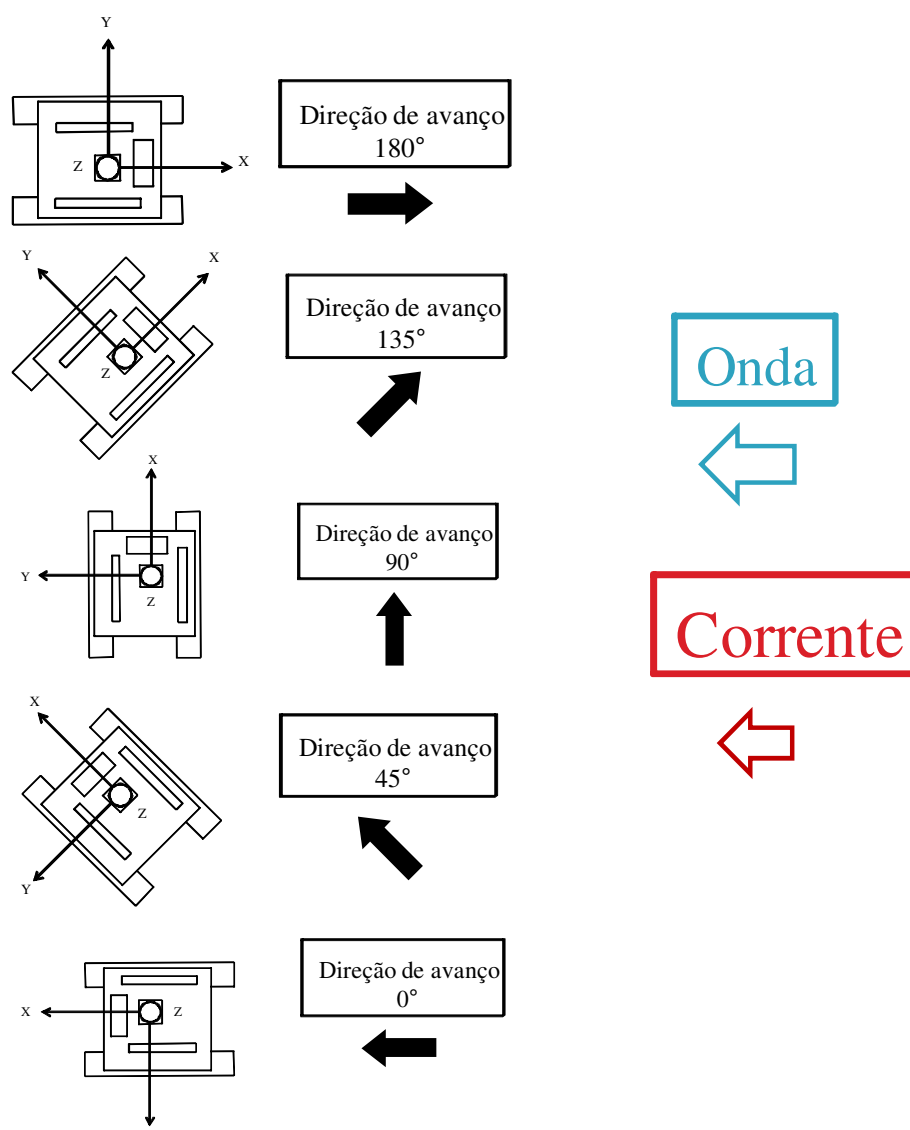


Figura 4-4 – Carregamentos ambientais e direções de avanço da embarcação

4.3.3. Quanto aos Carregamentos Ambientais

O foco deste estudo foi a delimitação dos estados de mar sob os quais o *riser* de perfuração não falhe durante o transporte do BOP, portanto também variou-se de uma simulação numérica para outra o espectro de onda de Pierson-Moskowitz adotado, de forma a se cobrir vários cenários distintos.

O período de zero ascendente dos estados de mar varia dentro da faixa de 8 a 16 segundos, enquanto que sua altura significativa varia entre 1 e 10 metros.

4.3.4. Simulações Planejadas

Portanto foi inicialmente planejada a execução de cálculos computacionais simulando o comportamento do *riser* durante a navegação da embarcação considerando-se três valores de rigidez rotacional para o *gimbal*, cinco direções de avanço, três módulos de velocidades distintos e sob noventa casos de carregamentos ambientais, totalizando 4050 simulações planejadas inicialmente.

5. RESULTADOS

5.1. Verificações Iniciais

Resultados das simulações computacionais incluem deslocamentos, rotações, forças, momentos e tensões. Podem ser apresentados para pontos específicos do *riser*, na forma de históricos, ou como valores extremos calculados durante o tempo de simulação para todo o *riser*, indicando uma faixa dentro da qual a resposta do *riser* variou ao longo da simulação, como mostra a Figura 5-1.

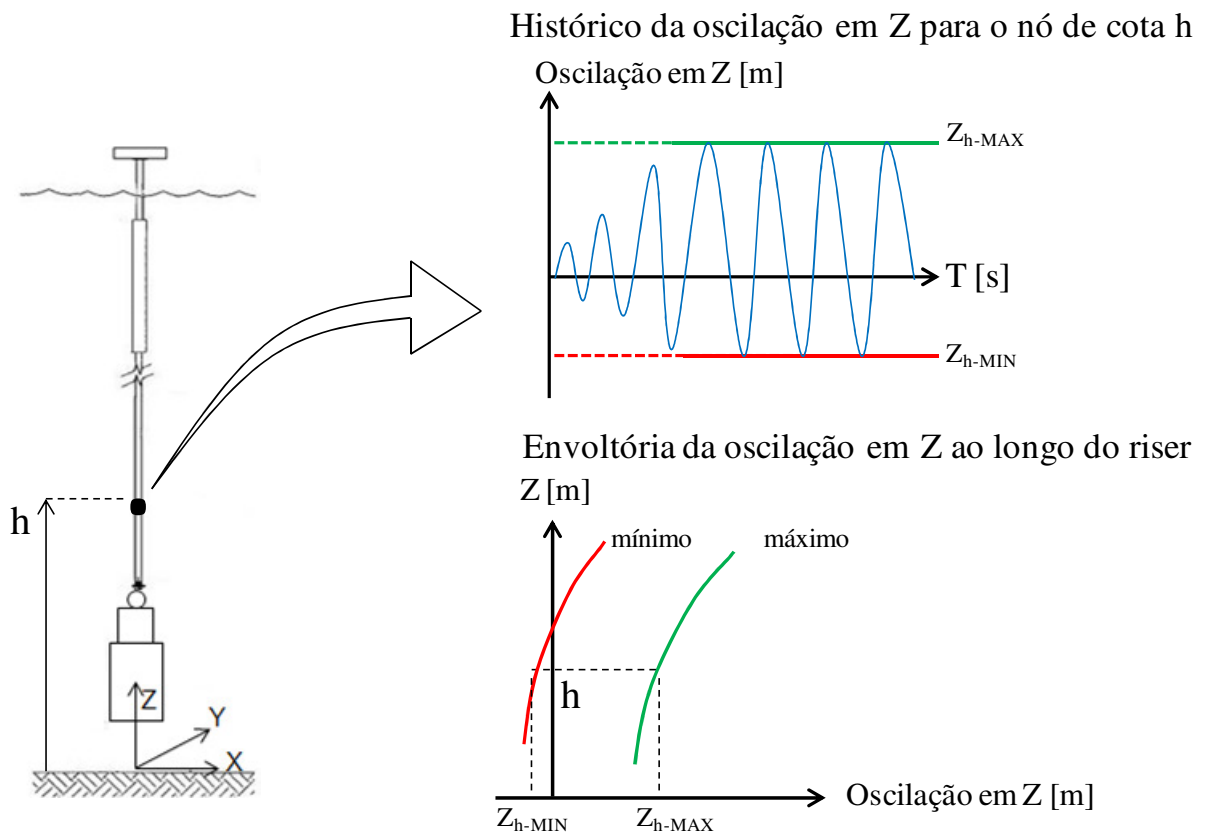


Figura 5-1 – Amostras de resultados de simulações numéricas

Mapas operacionais como apresentados neste estudo representam um conceito novo dentro da linha de pesquisa de *risers*. É possível encontrar na literatura científica trabalhos que tratam da

análise acoplada da resposta do conjunto embarcação, *riser* e equipamento submarino, como apresentados por Nishimoto et al (1989) e Morooka et al (1990). Outros trabalhos publicados analisam a resposta do *riser* suspenso. Steddum (2003) discute a influência de vários fatores na resposta do *riser*, mas não apresenta resultados.

Ambrose et al (2001), por sua vez, publicaram um estudo discutindo a sobrevivência de *risers* de perfuração enquanto suspensos devido à condições meteorológicas extremas. Seu foco foi na influência que a condição de *soft hangoff* tem sobre a resposta do *riser* frente a várias condições de carregamento, quando comparada com a resposta do *riser* em *hard hangoff*, para tanto foram executados diversos cálculos numéricos para simular o comportamento do *riser*.

Dentre os resultados apresentados por Ambrose et al (2001) se tem as envoltórias de tração efetiva no *riser* utilizado em seu estudo, para uma condição específica de carregamento. Estas envoltórias publicadas por Ambrose et al (2001) foram utilizadas como forma de validação dos resultados obtidos neste estudo devido à similaridade das análises realizadas.

Portanto, a Figura 5-2 apresenta a comparação do envelope de tração efetiva obtido por Ambrose et al (2001) com o envelope de tração efetiva obtido pelo simulador numérico empregado neste estudo.

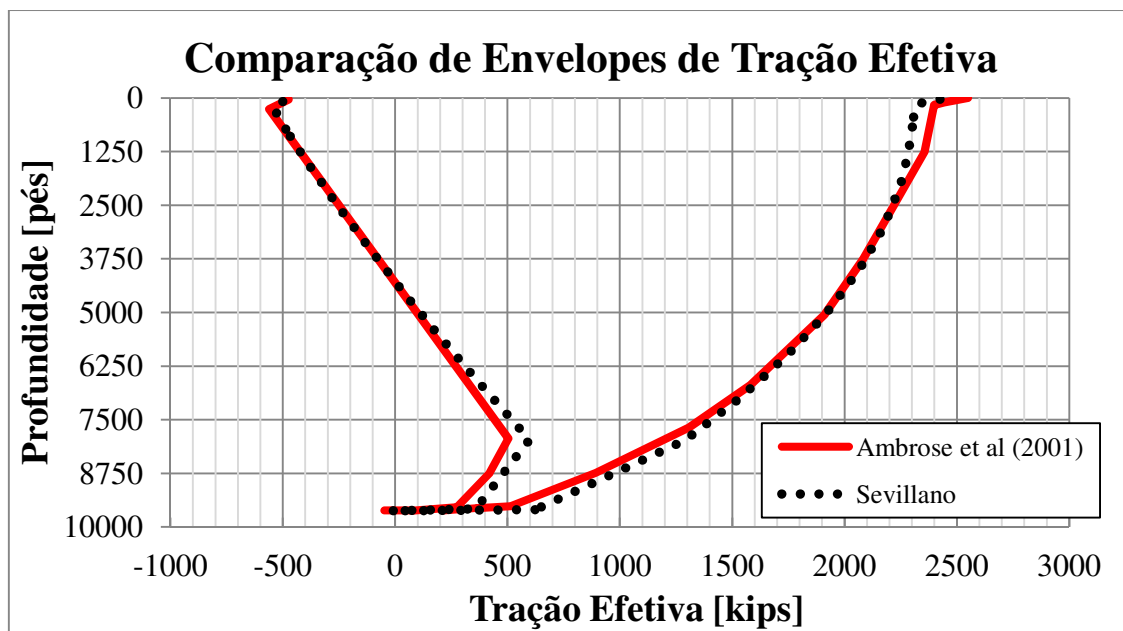


Figura 5-2 – Comparação de envelopes de tração efetiva

É possível observar a grande semelhança entre as curvas referentes aos dois cálculos computacionais realizados e como elas se sobrepõem para trechos extensos do *riser*. Levando em consideração as diferenças inerentes aos programas utilizados, a convergência de resultados observada pode ser tomada como indicadora da precisão dos resultados obtidos ao longo do estudo.

5.2. Resultados Obtidos

Das 4050 simulações inicialmente planejadas, resultados obtidos ao longo do estudo permitiram reduzir este número para 3600 simulações, referentes a 40 cenários distintos, correspondentes às possíveis combinações de rigidez rotacional, velocidade e direção de avanço para as quais se simulou o comportamento do *riser*, até que não fossem respeitados os critérios impostos para garantir a integridade física do *riser*, tornando desnecessária a simulação do comportamento do *riser* frente a carregamentos mais severos.

A análise a partir dos resultados das simulações computacionais se baseia nos valores extremos das grandezas medidas. Dentro dos diferentes cenários de velocidade de navegação da sonda, cada simulação numérica pode ser identificada a partir das características da onda irregular a que o *riser* está sujeito.

Assim, o maior valor calculado para deslocamentos, rotações, forças, momentos ou tensões ao longo do *riser*, não importando a posição do ponto onde ele ocorre, é atribuído a um par altura significativa de onda e período de zero ascendente de onda. Independente do tempo a que a embarcação, num caso real, esteja sujeita a um dado estado de mar, é assumido que a resposta do *riser* seja igual à resposta extrema registrada na simulação.

Devido a restrições de espaço não é possível apresentar os resultados obtidos para todas as condições de carregamento previstas. A Figura 5-3, a Figura 5-4, e a Figura 5-5 apresentam os resultados referentes à simulação numérica na qual o *gimbal* tem valor de rigidez rotacional de 676 kNm/grau, a embarcação se desloca a 0,5 nó com uma direção de avanço de 180 graus, o estado de mar é caracterizado pelo espectro de Pierson-Moskowitz com altura significativa de 5 metros e período de zero ascendente de 13 segundos.

O Apêndice B desta dissertação apresenta um estudo de sensibilidade do comportamento do *riser* frente aos carregamentos a que ele está sujeito, quando estes são impostos individualmente. No Apêndice B é possível observar de maneira detalhada como cada carregamento atuante sobre o *riser* afeta sua reposta, e também apontar, a partir dos critérios adotados, quais são os carregamentos mais críticos para a operação de trânsito do BOP suspenso.

A Figura 5-3 (A) apresenta as curvas de envoltórias de deslocamento horizontal na direção de avanço da embarcação. A curva pontilhada azul representa o deslocamento calculado pela análise estática do programa. A curva contínua verde representa os valores de deslocamento máximo calculados pela análise dinâmica, enquanto que a curva tracejada preta representa os valores mínimos. Tomando como origem a posição do topo do *riser* durante a análise estática, o deslocamento do *riser* variou entre -2,1 m e 2,3 m no seu topo e entre 12,5 m e 13,7 m para sua extremidade inferior.

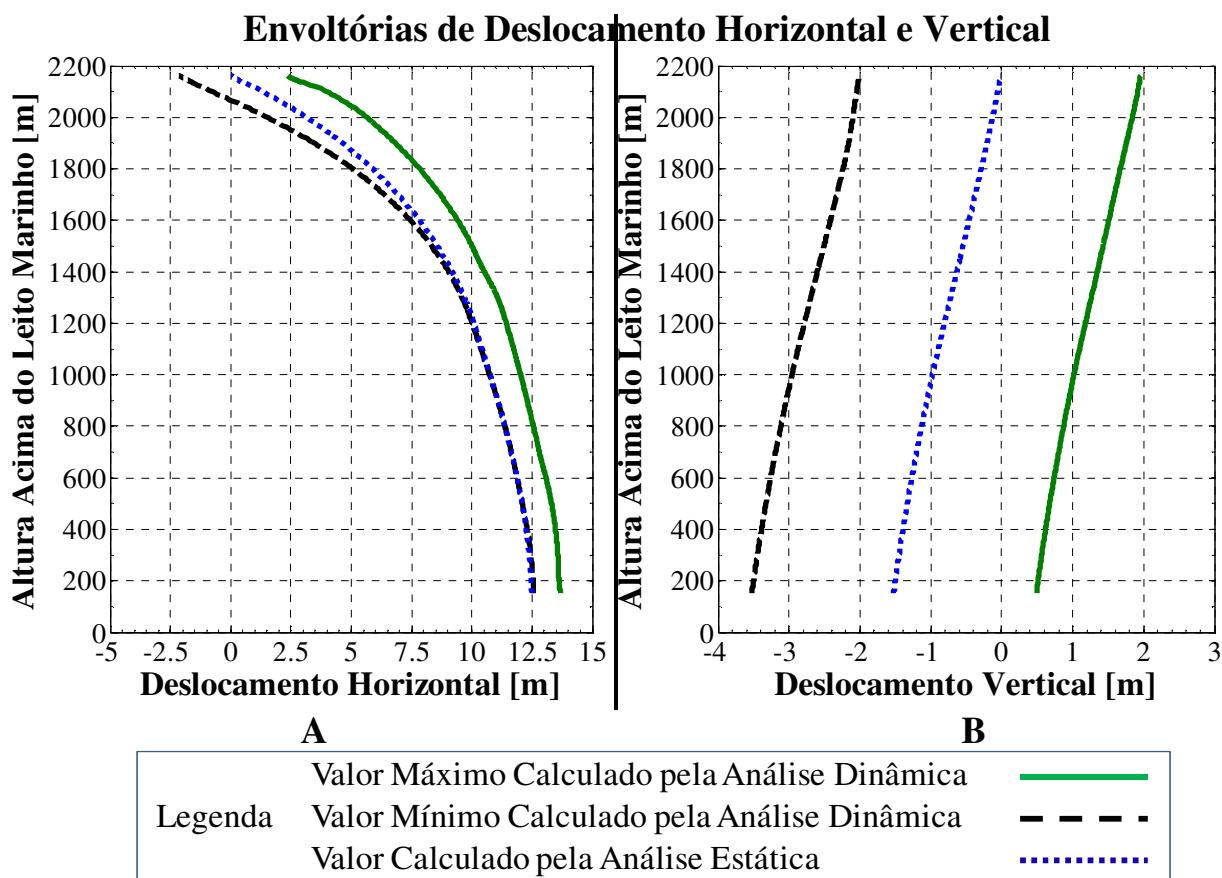


Figura 5-3 – Curvas de envoltórias de deslocamento horizontal (A) e deslocamento vertical (B).

$$k_{\theta} = 686 \text{ kNm/grau}, v = 0,5 \text{ nó}, \theta = 180^{\circ}, H_{1/3} = 5 \text{ m e } T_z = 13 \text{ s}$$

A Figura 5-3 (B) apresenta as curvas de envoltórias de deslocamento vertical. A curva referente à análise estática indica que o *riser* se alonga aproximadamente 1,5 m devido ao seu peso próprio. Para a condição de carregamento particular apresentada, a amplitude máxima de deslocamento vertical ao longo do *riser* foi de aproximadamente dois metros. Resultados similares foram observados para outras condições de carregamento de onda. Isto é, para o sistema considerado, o BOP, assim como o *riser* ao longo de seu comprimento, acompanha o movimento vertical de *heave* da plataforma flutuante de perfuração.

A Figura 5-4 (A) apresenta as curvas de envoltórias de rotação no plano XZ. O valor máximo de rotação ao longo do *riser* foi de aproximadamente 2,1 graus, para um ponto do *riser* 20 metros abaixo de seu topo. A inclinação no topo do *riser* não ultrapassou 1,4 graus, portanto respeitando o critério de inclinação máxima de 3,0 graus.

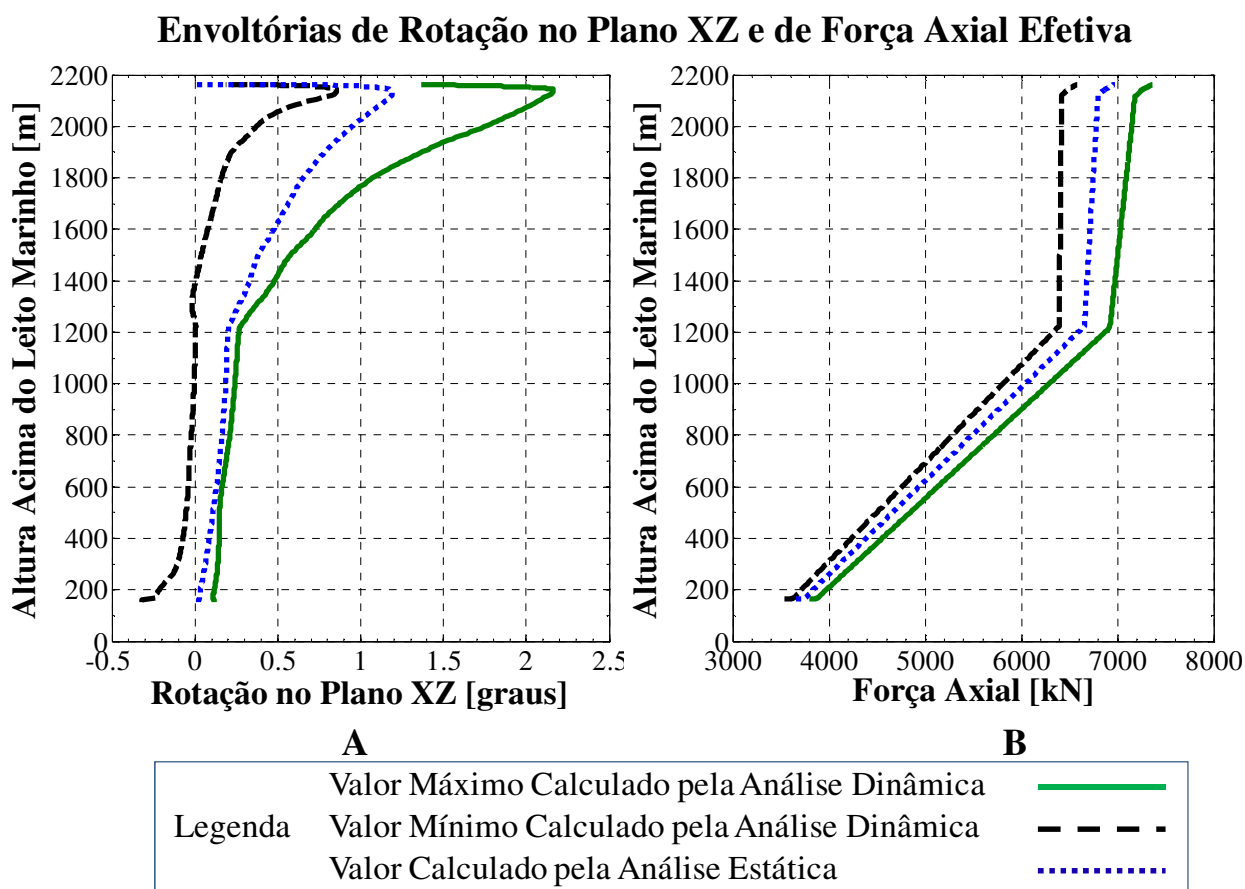


Figura 5-4 – Curvas de envoltórias de rotação no plano XZ (A) e de força axial efetiva (B). $k_{\theta} = 686 \text{ kNm/grau}$, $v = 0,5 \text{ nó}$, $\theta = 180^{\circ}$, $H_{1/3} = 5 \text{ m}$ e $T_z = 13 \text{ s}$

A Figura 5-4 (B) apresenta as curvas de envoltórias de força axial efetiva. É possível identificar três trechos distintos nas curvas de força axial efetiva, referentes aos trechos com diferentes pesos lineares. A partir da extremidade inferior do *riser* tem-se um trecho composto por juntas de *riser* sem flutuador, um trecho composto por juntas de *riser* com flutuador e, finalmente, outro trecho composto por juntas de *riser* sem flutuador. As propriedades das juntas de *riser* empregadas no estudo são apresentadas na Tabela 4-1.

A Figura 5-5 (A) apresenta as curvas de envoltórias de momento fletor no plano XZ. O valor do momento fletor ao longo da maior parte do *riser* é relativamente baixo, se comparado com os valores de momento fletor na região próxima ao topo do *riser*, onde ocorre um salto significativo no valor de momento fletor.

Envoltórias de Momento Fletor no Plano XZ e de Tensão de von Mises

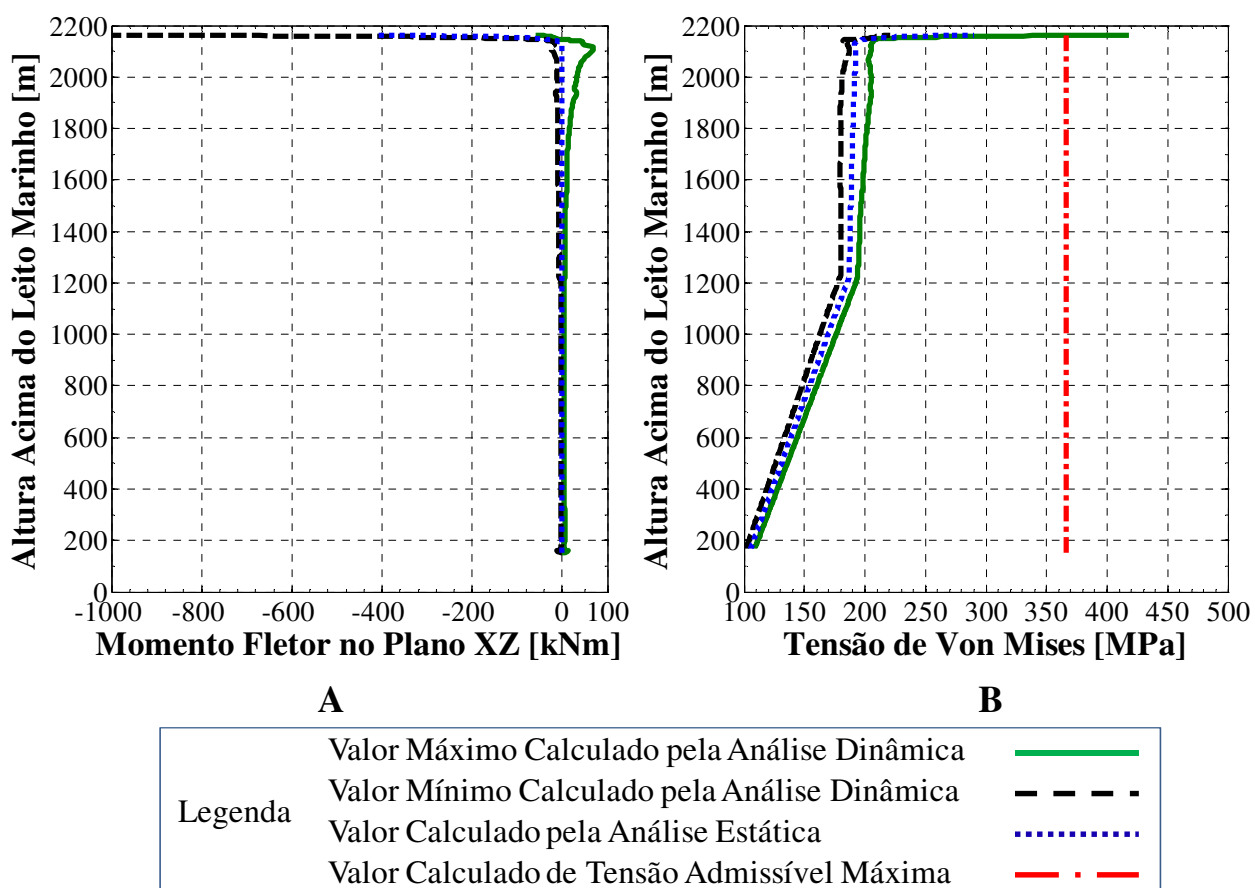


Figura 5-5 – Curvas de envoltórias de momento fletor no plano XZ (A) e de tensão de von Mises (B). $k_{\theta} = 686 \text{ kNm/grau}$, $\nu = 0,5 \text{ nó}$, $\theta = 180^{\circ}$, $H1/3 = 5 \text{ m}$ e $Tz = 13 \text{ s}$

A Figura 5-5 **Erro! Fonte de referência não encontrada.** (B) apresenta as curvas de envoltória de tensão de von Mises. Também está representada na figura uma linha vertical que representa o valor de tensão admissível no *riser*. Observa-se que para esta condição particular de configuração do *riser* e carregamentos ambientais, os níveis de tensão ao longo do *riser* ultrapassam o valor limite de 366 MPa, definido pelo critério de projeto 1, tornado não recomendável a navegação sob ação deste estado de mar.

O efeito do salto no valor do momento fletor observado na Figura 5-5 (A) pode ser observado nas envoltórias de tensão de von Mises, Figura 5-5 (B). O valor de tensão também aumenta abruptamente próximo à região do topo do *riser*. Para o restante do *riser*, a curva de tensão de von Mises acompanha o formato da curva de força axial efetiva. Resultados obtidos a partir dos cálculos computacionais realizados indicam que o máximo valor de tensão de von Mises ao longo do *riser* ocorre sempre na região próxima ao topo.

5.3. Mapas Operacionais

Os mapas operacionais descritos anteriormente e apresentados a seguir são justamente uma forma de se atenuar as dificuldades de analisar a grande quantidade resultados gerados. Os mapas operacionais apresentam a vantagem de compilar os resultados individuais de várias simulações numa única figura, de mais fácil compreensão e de se tirar conclusões a respeito.

Primeiramente é apresentado na Figura 5-6 as curvas de níveis geradas para o Critério de Projeto 1 a partir dos resultados obtidos para as simulações numéricas realizadas para o cenário da sonda de perfuração se deslocando a 0,5 nós, com uma direção de avanço de 180 graus e para um *gimbal* de rigidez rotacional de 676 kNm/grau.

Nos eixos das abscissas e das ordenadas deste gráfico se tem os parâmetros de onda período de zero ascendente e altura significativa de onda, respectivamente. Vale lembrar que estes são os parâmetros necessários para o cálculo do espectro de onda de Pierson-Moskowitz. As curvas de nível representam o valor máximo esperado de tensão de von Mises ao longo do *riser* para os estados de mar simulados.

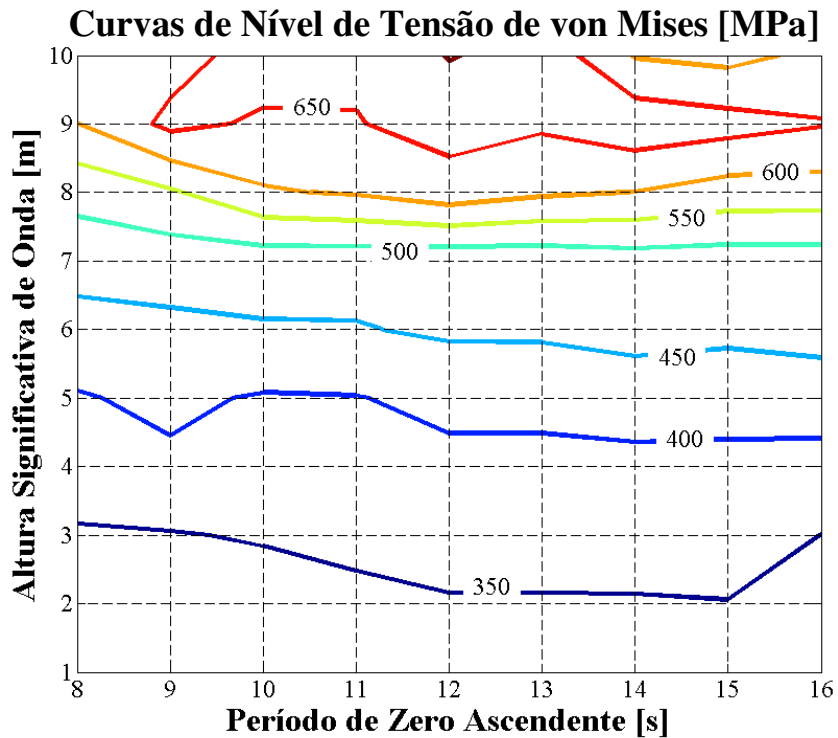


Figura 5-6 – Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser*; $k_0 = 686$ kNm/grau,
 $\nu = 0,5$ nó, $\theta = 180^\circ$

É possível observar que o nível de tensão de von Mises varia entre 350 MPa e 650 MPa. O critério de projeto 1 prevê que a tensão de von Mises não pode ultrapassar dois terços da tensão de escoamento do material. Este limite está demarcado no mapa operacional pela curva de nível de valor 366 MPa.

Portanto o limite de operação de acordo com esse critério de projeto é um estado de mar descrito por um espectro de mar de Pierson-Moskowitz com altura significativa de onda entre 3,0 e 3,5 metros, para toda a faixa de valores de períodos de zero ascendente.

A Figura 5-7 apresenta o mapa operacional gerado para o Critério de Projeto 2, para o mesmo cenário do mapa operacional da Figura 5-6. A mesma descrição quanto aos eixos do gráfico se aplica a esta figura, o que a difere da anterior é que agora as curvas de níveis representam valores de inclinação máxima no topo do *riser*, na conexão entre este e a embarcação.

O Critério de Projeto 2 prevê uma inclinação para o *riser* neste ponto, de forma a garantir que não haja contato entre o corpo do *riser* e a embarcação. O ângulo no topo do *riser* varia entre 1,0 grau e 2,5 graus, portanto abaixo do limite imposto de 3,0 graus. Para qualquer estado de mar representado no mapa operacional, a presente combinação de rigidez rotacional do *gimbal* e velocidade de avanço da embarcação respeita o critério de inclinação máxima de 3,0 graus.

Os critérios de projeto também podem ser apresentados de outra maneira, em função da resposta da embarcação às ondas incidentes, ao invés das características do espectro de onda. A partir do espectro de onda e da função de transferência da embarcação é possível criar o espectro da resposta da embarcação. Para a criação dos mapas operacionais se convencionou criá-los em função da resposta de *heave* da embarcação.

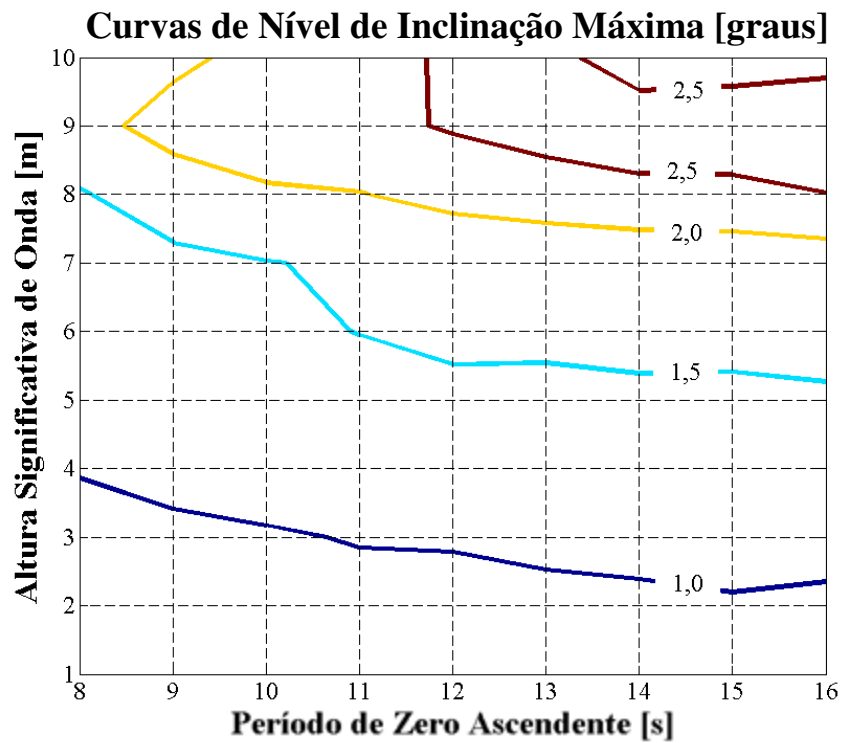


Figura 5-7 - Curvas de nível de inclinação máxima no topo do *riser*; $k_0 = 686 \text{ kNm/grau}$,
 $v = 0,5 \text{ nó}$, $\theta = 180^\circ$

Levando em conta a operação de uma sonda de perfuração, a medição do *heave* instantâneo da embarcação é uma tarefa mais simples do que a medição da altura de onda incidente sobre a mesma. Portanto, apresentar os resultados das simulações numéricas em mapas operacionais em função do *heave* permite que os mapas operacionais sejam aplicados mais facilmente.

A Figura 5-8 apresenta o mapa operacional referente ao Critério de Projeto 1, em função dos parâmetros de *heave*. É possível observar que a curva de nível referente ao valor de tensão de von Mises de 366 MPa quase que divide o mapa operacional ao meio diagonalmente. Uma de suas extremidades está no canto inferior esquerdo do gráfico, cruzando o eixo das ordenadas um pouco acima da marca de 0,5 metros, enquanto a outra extremidade da curva de nível está no canto superior direito, cruzando a margem horizontal superior num ponto à direita da marca de 20 segundos.

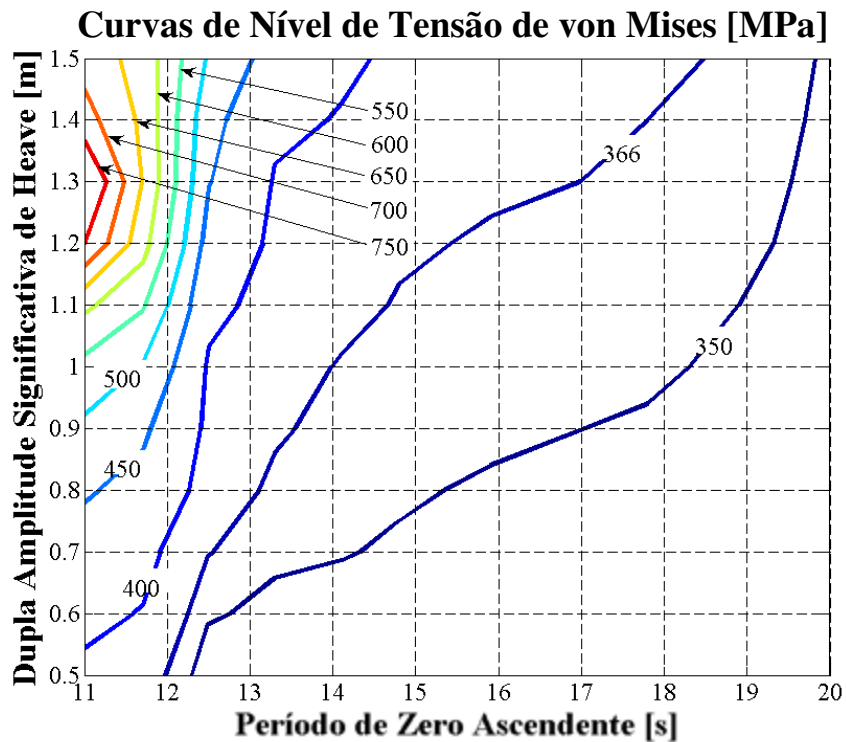


Figura 5-8 – Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* em função dos parâmetros de *heave*; $k_{\theta} = 686 \text{ kNm/grau}$, $v = 0,5 \text{ nó}$, $\theta = 180^{\circ}$

Portanto, na medida em que o período de zero ascendente do espectro de *heave* cresce a amplitude significativa de *heave* máxima a que a embarcação poderia estar sujeita de forma a se respeitar o critério de projeto 1 aumenta. Para um período de zero ascendente igual a 14 segundos, a dupla amplitude significativa máxima é próxima de 1,0 m, enquanto que para um período de 20 s, a amplitude significativa máxima ultrapassa 1,5 m.

A Figura 5-9 apresenta o mapa operacional referente ao Critério Operacional 2, em função dos parâmetros de *heave*. As curvas de níveis apresentadas variam entre 1,0 graus e 2,0 graus de

rotação. Analogamente ao apresentado pela Figura 5-7, qualquer que seja a resposta da embarcação, o critério quanto à inclinação máxima no topo do *riser* é respeitado.

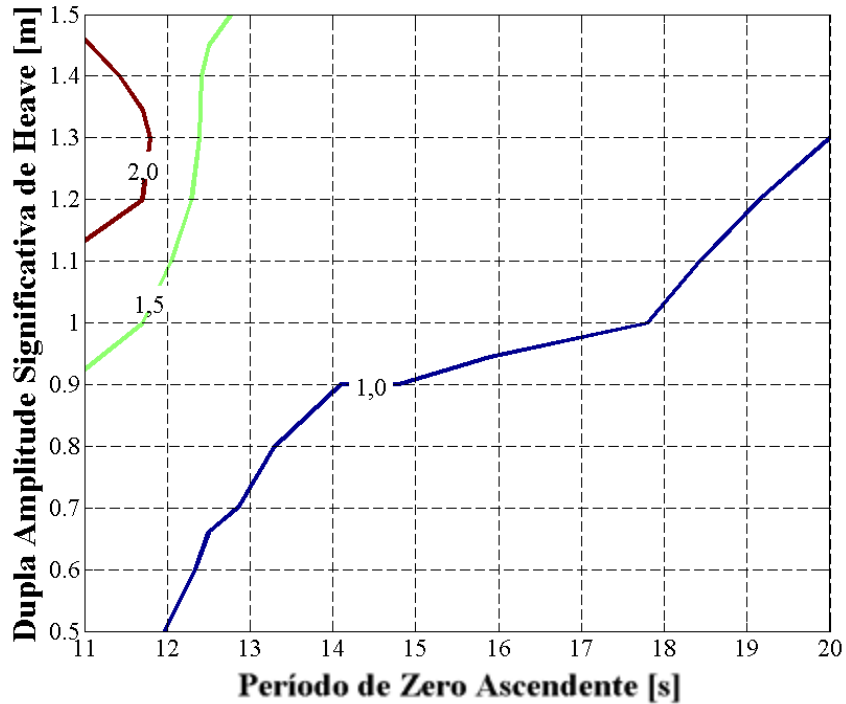


Figura 5-9 – Curvas de nível de rotação no topo do *riser* em função dos parâmetros de *heave*;
 $k_{\theta} = 686 \text{ kNm/grau}$, $v = 0,5 \text{ nó}$, $\theta = 180^{\circ}$

Os resultados apontam então que para o conjunto de simulações que analisam o comportamento do *riser* apoiado em um *gimbal* com rigidez rotacional de 676 kNm/grau, e deslocando-se com velocidade de 0,5 nós, de encontro à onda e à correnteza, a rotação a que o topo do *riser* está sujeita é um parâmetro menos restritivo à operação de transporte. Para se garantir a sobrevivência do *riser*, bastaria observar apenas a tensão de von Mises a que o *riser* está sujeito durante a movimentação da embarcação.

O mapa operacional de tensão de von Mises pode também ser apresentado de uma outra maneira, de forma a tornar explícito no mapa o critério para o valor de tensão de von Mises adotado para sua criação, ou permitir que um usuário do mapa adote algum outro critério que achar mais apropriado para o valor de tensão de von Mises. Isso é feito dividindo o valor das curvas de níveis pelo valor adotado de tensão de escoamento do material, tornando as curvas de níveis adimensionais.

De forma que, segundo o critério adotado neste estudo, a curva de nível referente ao valor 0,67 passa a demarcar a separação entre os estados de mar que respeitam o valor de tensão admissível daqueles estados de mar que o ultrapassam.

Uma vez que um critério foi estabelecido, apenas a curva referente a este critério basta para usar o mapa operacional, assim é possível plotar no mesmo mapa operacional as curvas referentes aos dois critérios de projetos, sem perda de legibilidade. Em favor da segurança, a curva que delimite uma condição de operação mais restritiva deve ser usada para delimitar os estados de mar que a embarcação pode enfrentar durante a mudança de locação. Caso estas duas curvas se cruzem, é possível mesclá-las.

Também é possível apresentar no mesmo mapa operacional mais de uma região de operação, casos estas existam, referentes a uma mesma configuração de *gimbal*, uma mesma direção de avanço, mas velocidades distintas de avanço da embarcação. A seguir, serão apresentados os mapas operacionais com as regiões que cobrem os estados de mar limites obtidos por este estudo. No anexo C se encontram as curvas de nível a partir das quais foram gerados os mapas operacionais.

A Figura 5-13 apresenta, em função dos parâmetros de onda, os limites operacionais da navegação com *riser* e BOP suspensos, para o caso em que o *riser* está ancorado em um *gimbal* com rigidez rotacional de 676 kNm/grau, e a embarcação avanço com uma direção de 180.

A região em azul demarca no mapa operacional para quais estados de mar a mudança de locação do BOP suspenso pelo *riser* pode ser executada respeitando-se ambos os critérios estabelecidos, para uma velocidade de avanço de 0,5 nó. Portanto, o mapa operacional da Figura 5-13 indica que para esta combinação de rigidez rotacional do *gimbal* e direção de avanço da embarcação, o transporte do *riser* e do BOP suspensos poderia ocorrer a uma velocidade a 0,5 nó, desde que a altura significativa de onda não ultrapasse os 3,0 metros.

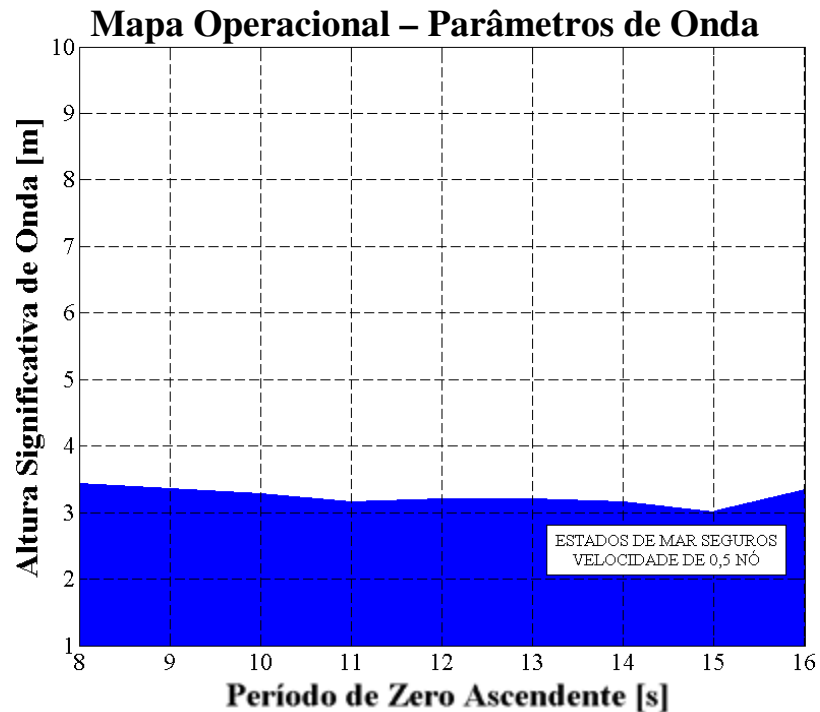


Figura 5-10 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 180 graus, gimbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de onda.

A Figura 5-11 apresenta os limites operacionais da navegação do *riser* e BOP suspensos, para o mesmo caso da Figura 5-13, mas em função dos parâmetros de *heave*. Nela se observa qual pode ser a resposta da embarcação durante a mudança de locação a uma velocidade de 0,5 nó. Para um período de zero ascendente de 12 segundos a dupla amplitude significativa de *heave* não pode ultrapassar 0,5 metros, a partir desse valor de período o valor de dupla amplitude significativa de *heave* permitido aumenta rapidamente, alcançando o valor de 1,0 metro para um período de 14 segundos e 1,3 metros para um período de 17 segundos.

As figuras de número 5-15 a 5-42, a seguir, apresentam os mapas operacionais gerados para as cinco direções de navegação e os três valores adotado de rigidez rotacional do *gimbal*, tanto em função dos parâmetros de onda como em função dos parâmetros de respostra da embarcação. No Apêndice C se encontram os gráficos de curvas de nível a partir dos quais criaram-se os mapas operacionais apresentados.

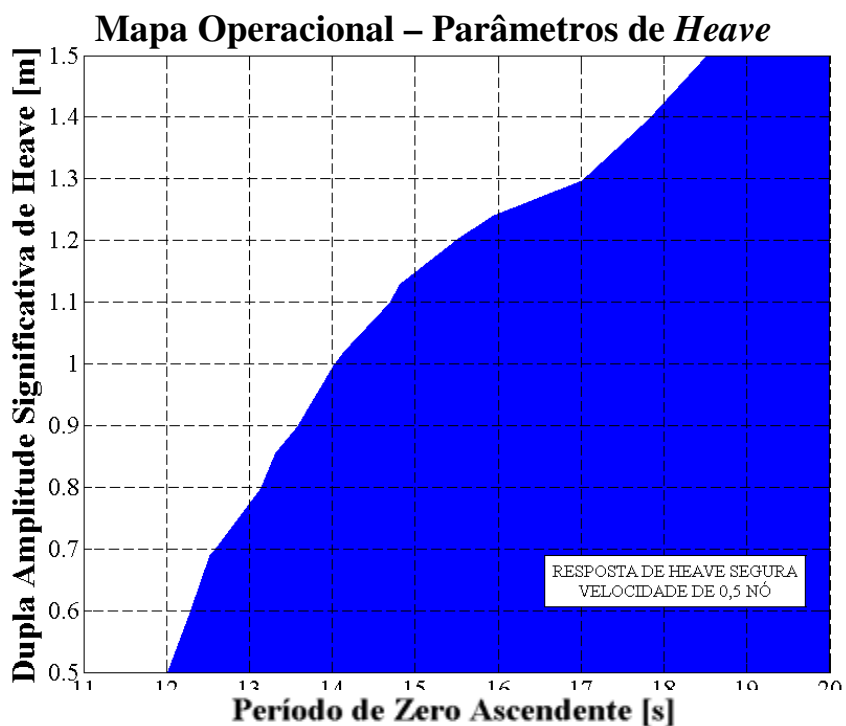


Figura 5-11 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 180 graus, gímbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de *heave*.

Adotou-se a seguinte convenção para identificar as regiões demarcadas em um mapa: a região em azul delimita os estados de mar ou a resposta da embarcação que respeitam os critérios de projetos quando a velocidade de avanço é de até 0,5 nó; a região em verde, se houver, delimita os estados de mar ou a resposta da embarcação que respeitam os critérios de projetos quando a velocidade de avanço é de até 1,0 nó; a região em branco delimita os estados de mar ou a resposta da embarcação em que pelo menos um dos critérios não é cumprido, independente da velocidade.

Com um monitoramento contínuo, seja da altura de onda incidente, ou do *heave* da embarcação, é possível se determinar em que região do mapa operacional a operação sendo executada se encontra. Partindo que se esteja inicialmente na área azul, uma vez que o ponto operacional se aproxime da região branca, seria necessário desacelerar ou então cessar a navegação. Na situação oposta, uma vez dentro da região verde, seria possível aumentar a velocidade de navegação.

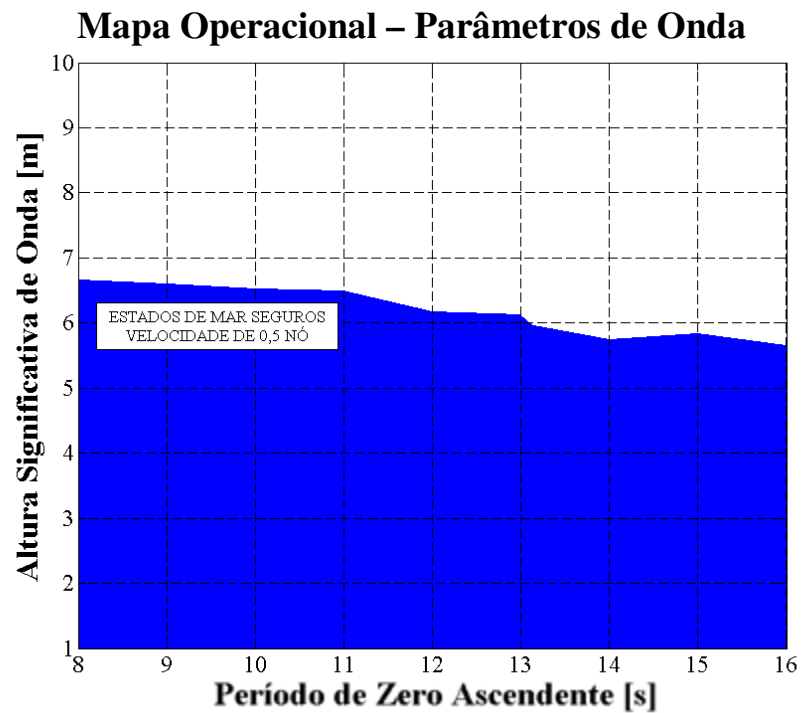


Figura 5-12 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 180 graus, gímbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de onda.

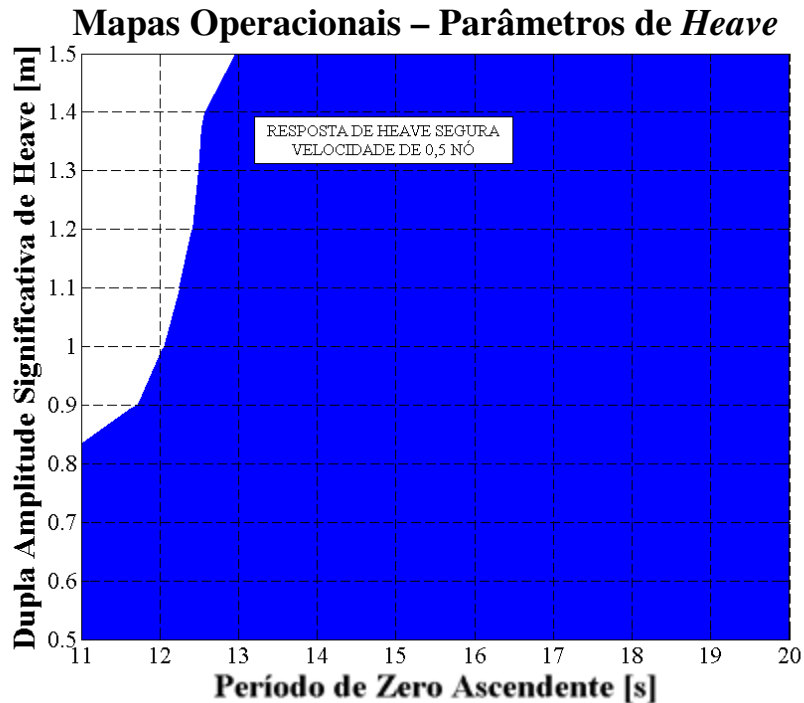


Figura 5-13 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 180 graus, gímbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de *heave*.

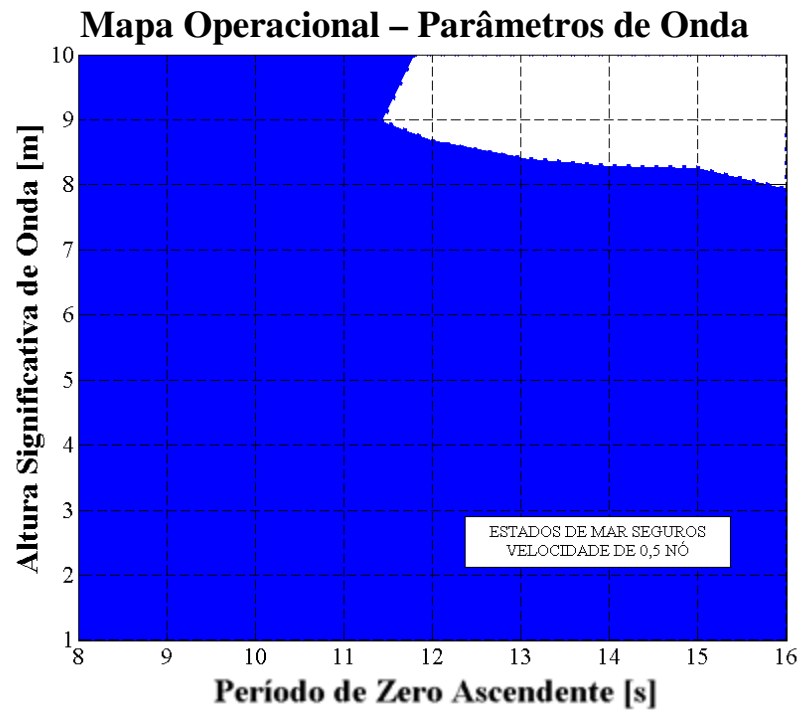


Figura 5-14 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 180 graus, gímbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de onda.

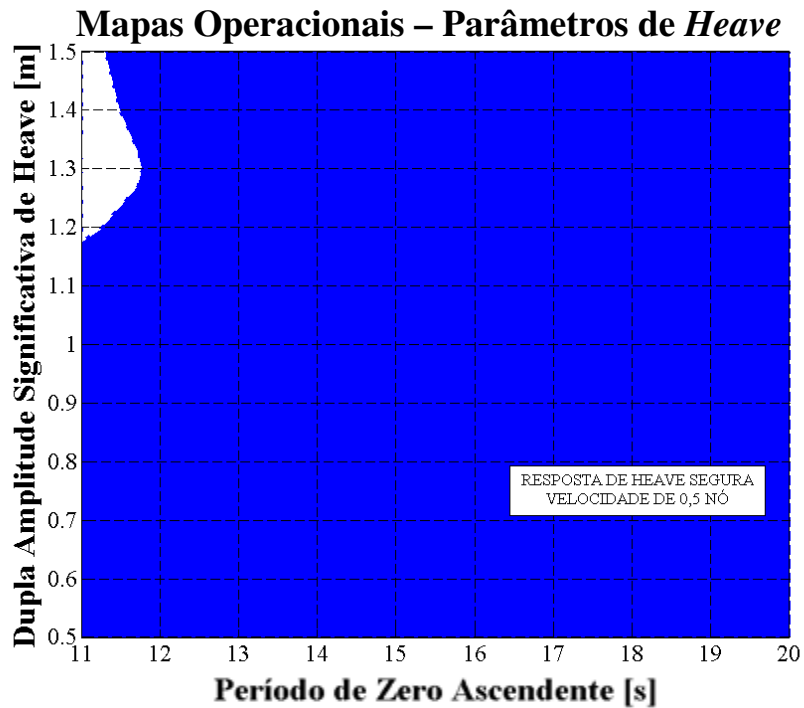


Figura 5-15 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 180 graus, gímbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de *heave*.

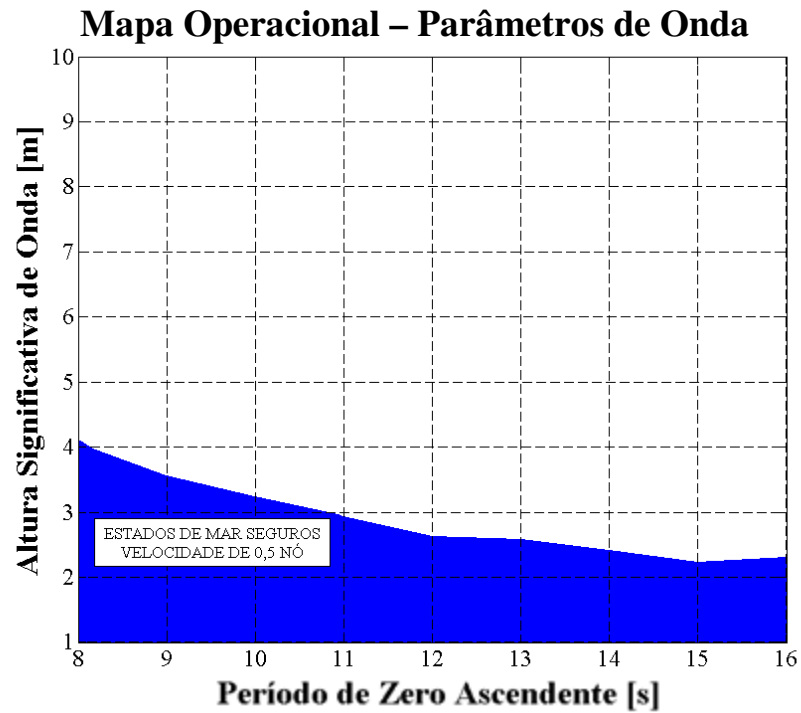


Figura 5-16 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 135 graus, gímbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de onda.

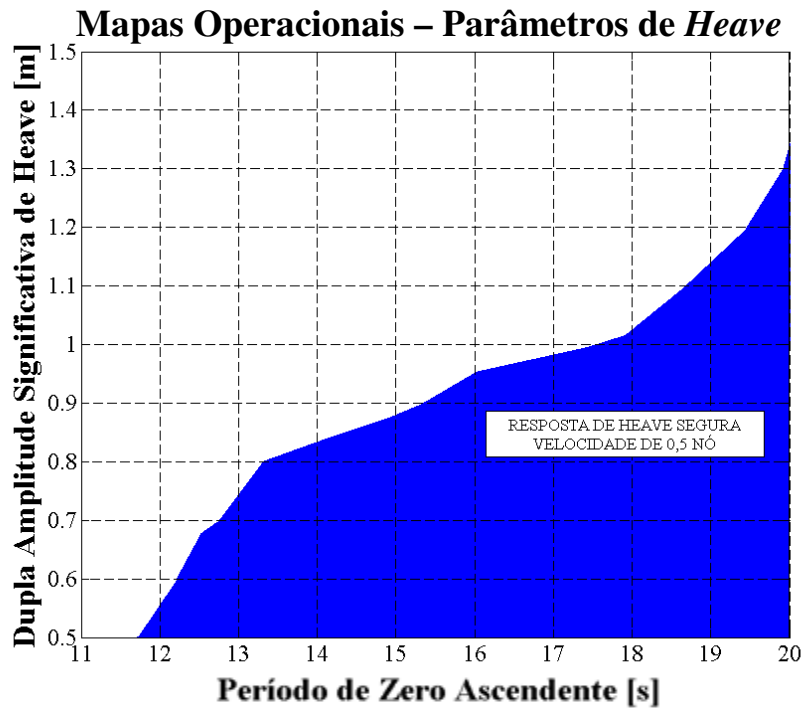


Figura 5-17 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 135 graus, gímbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de *heave*.

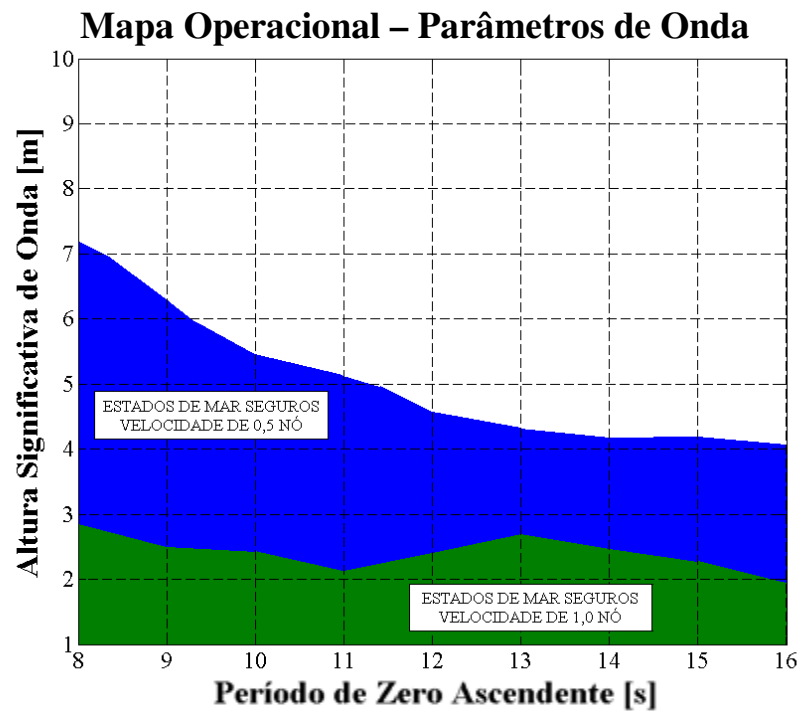


Figura 5-18 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 135 graus, gímbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de onda.

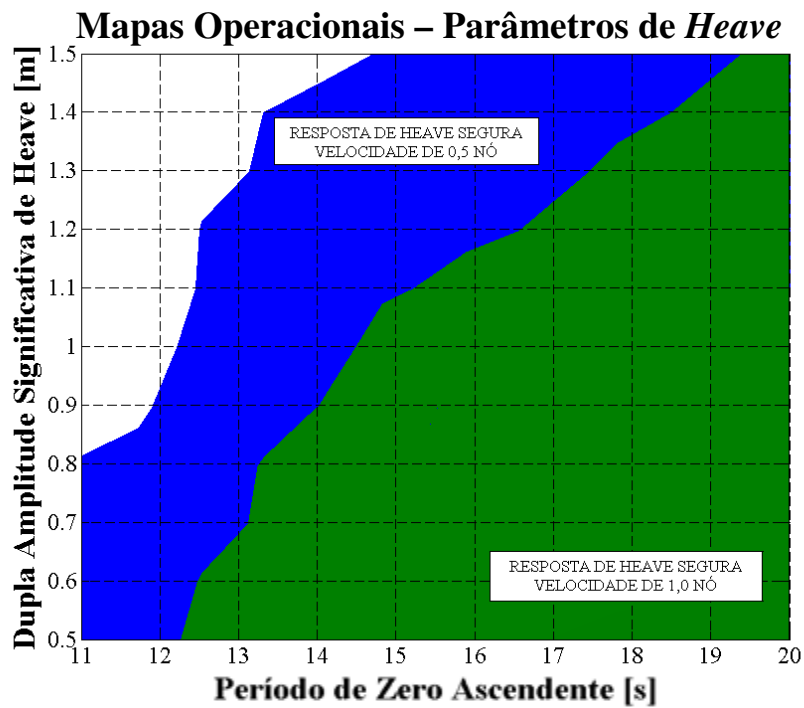


Figura 5-19 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 135 graus, gímbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de *heave*.

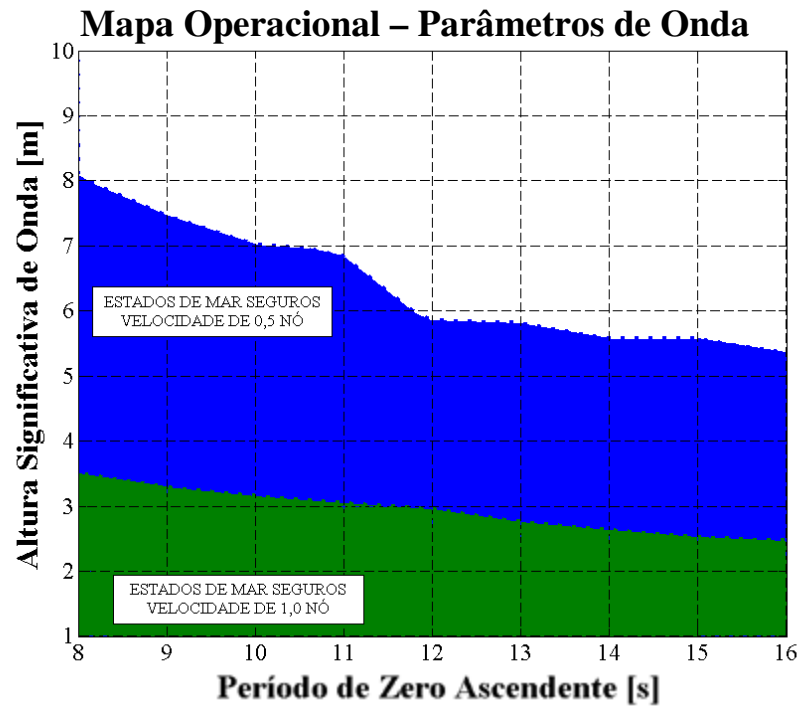


Figura 5-20 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 135 graus, gímbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de onda.

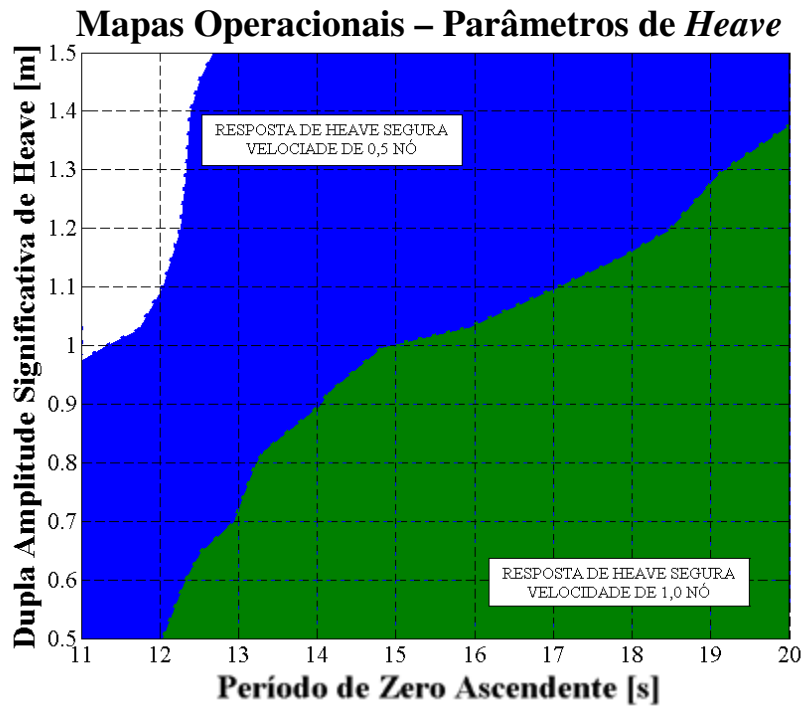


Figura 5-21 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 135 graus, gímbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de heave.

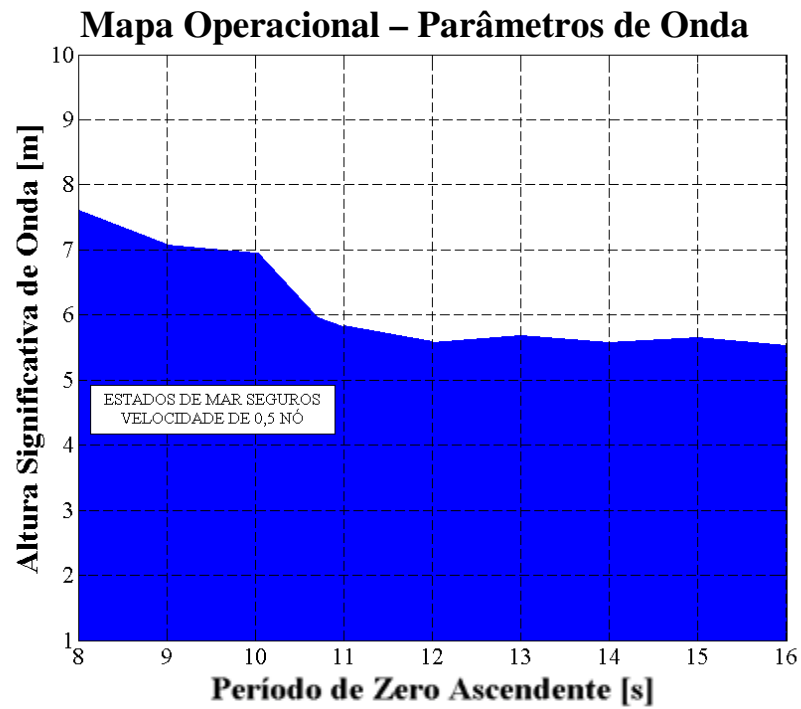


Figura 5-22 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 90 graus, gimbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de onda.

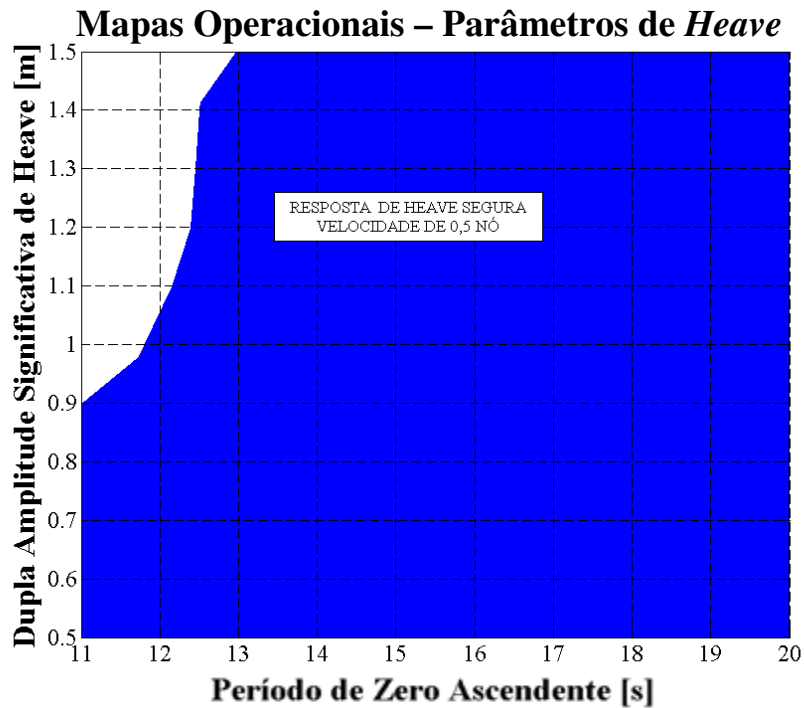


Figura 5-23 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 90 graus, gimbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de *heave*.

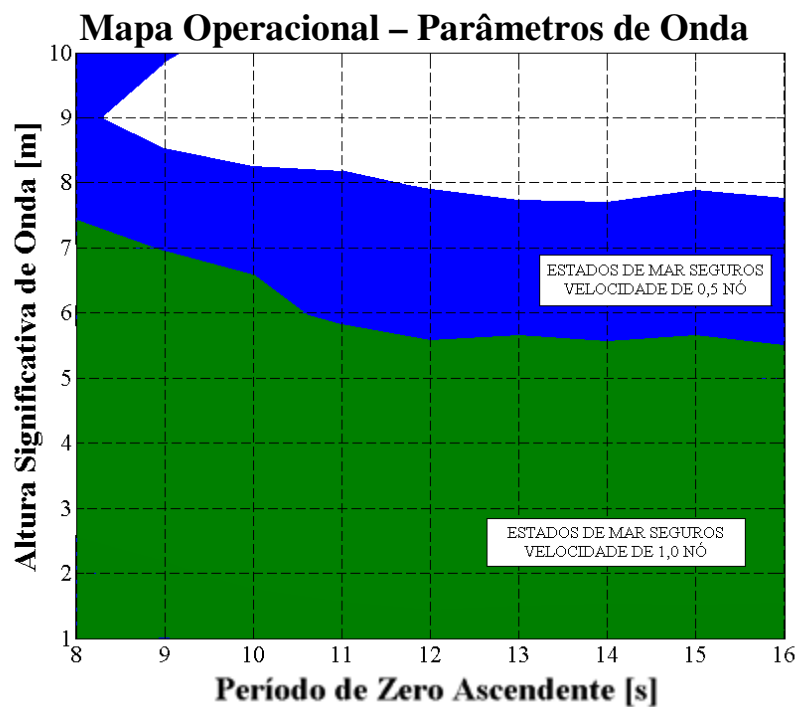


Figura 5-24 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 90 graus, gimbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de onda.

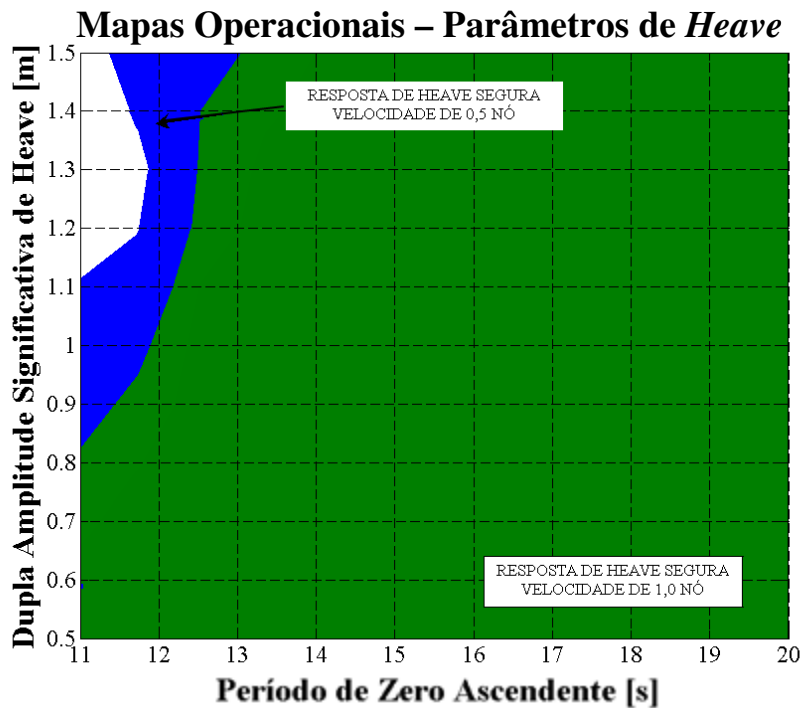


Figura 5-25 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 90 graus, gimbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de *heave*.

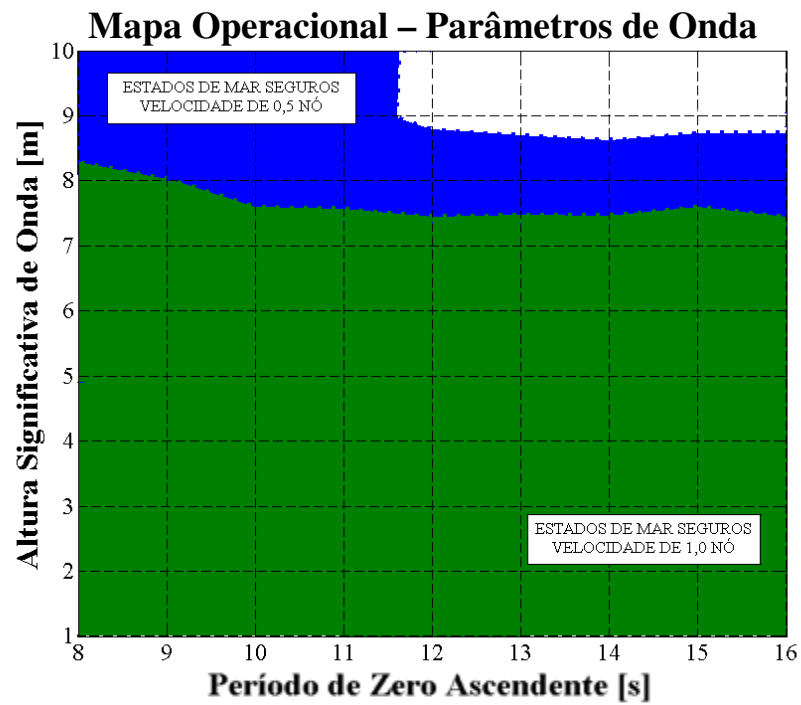


Figura 5-26 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 90 graus, gimbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de onda.

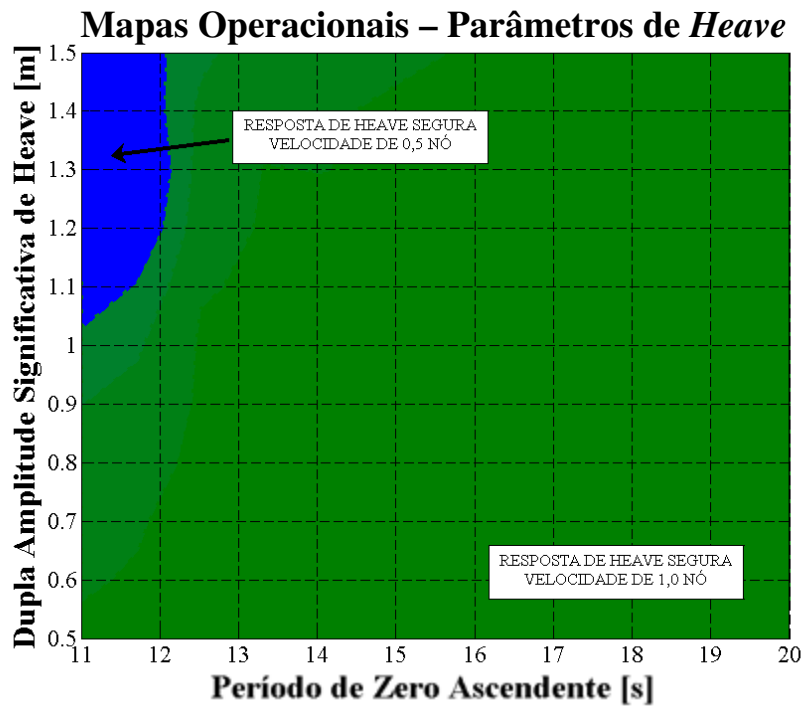


Figura 5-27 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 90 graus, gimbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de *heave*.

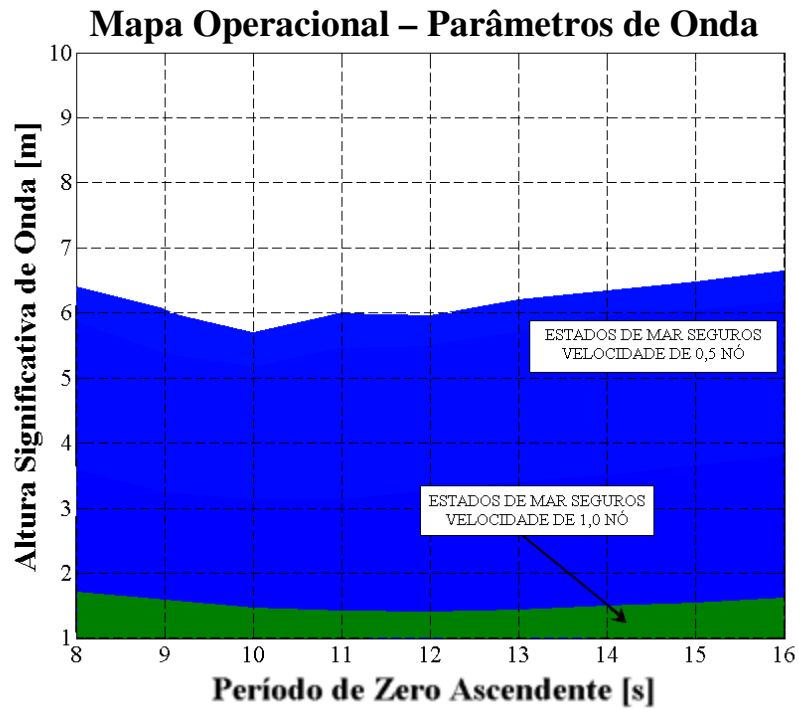


Figura 5-28 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 45 graus, gimbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de onda.

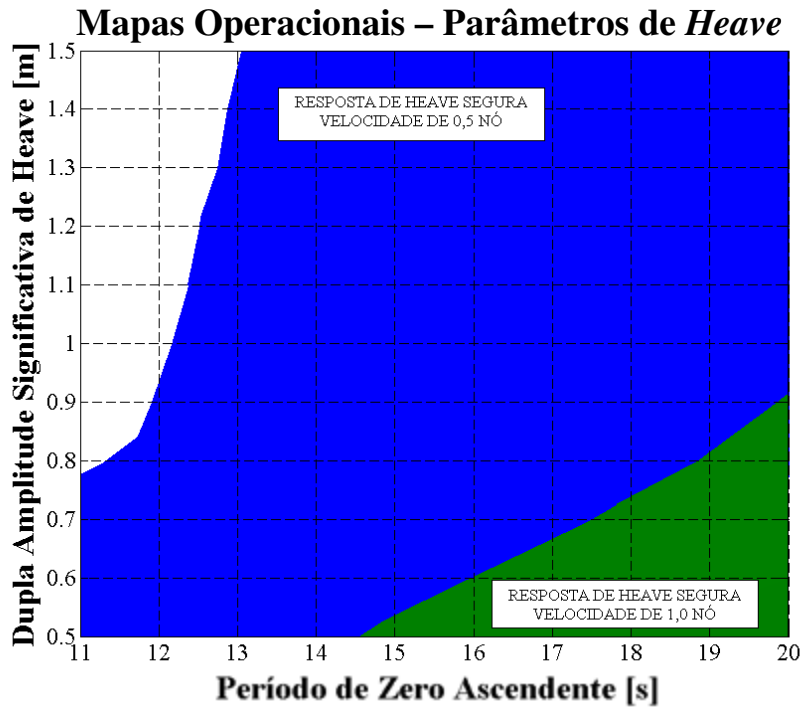


Figura 5-29 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 45 graus, gimbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de heave.

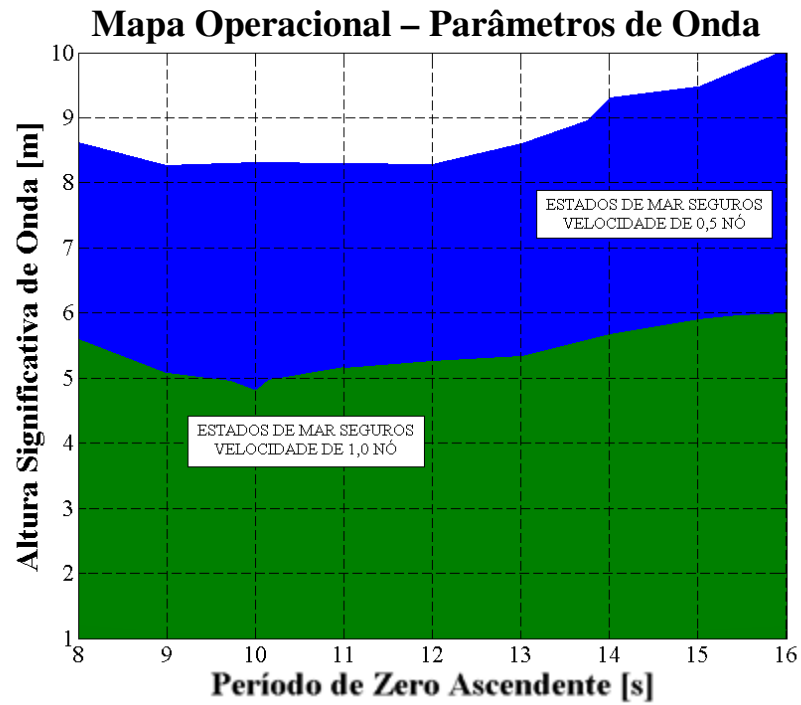


Figura 5-30 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 45 graus, gimbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de onda.

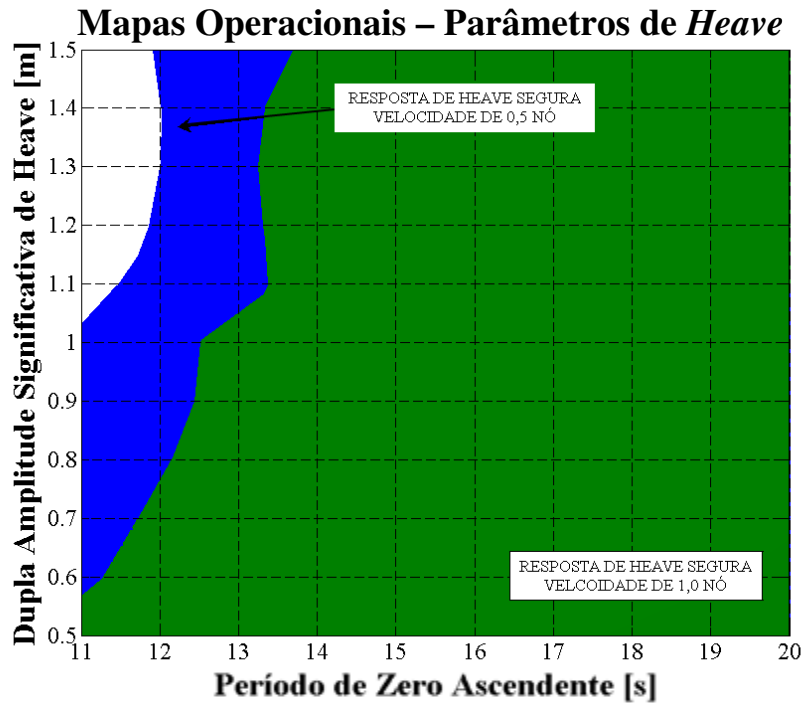


Figura 5-31 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 45 graus, gimbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de *heave*.

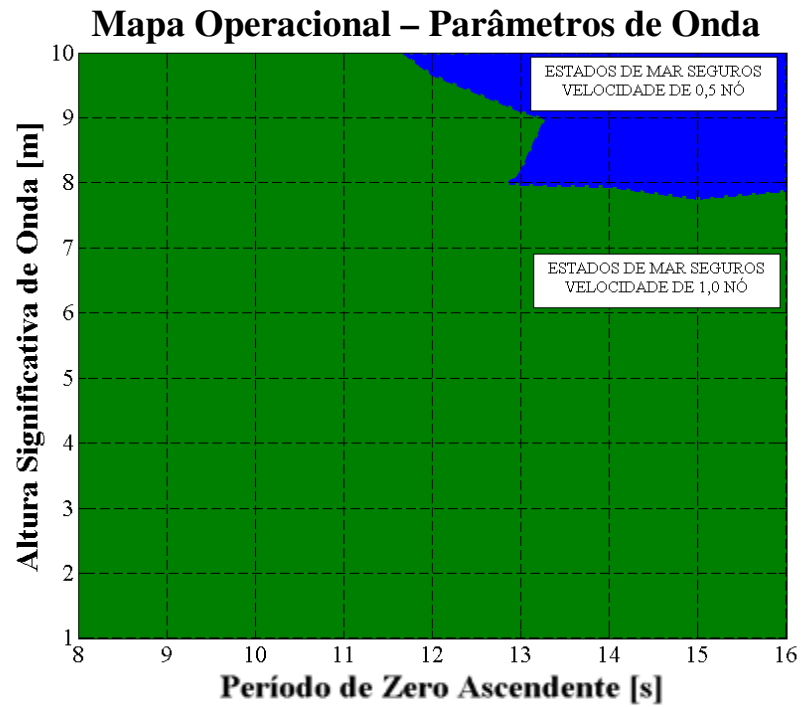


Figura 5-32 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 45 graus, gimbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de onda.

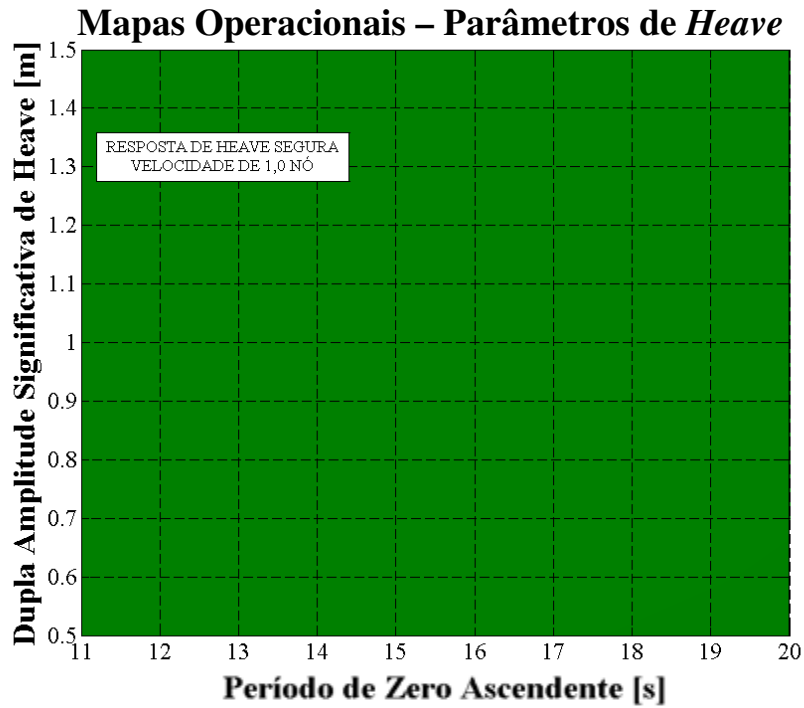


Figura 5-33 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 45 graus, gimbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de *heave*.

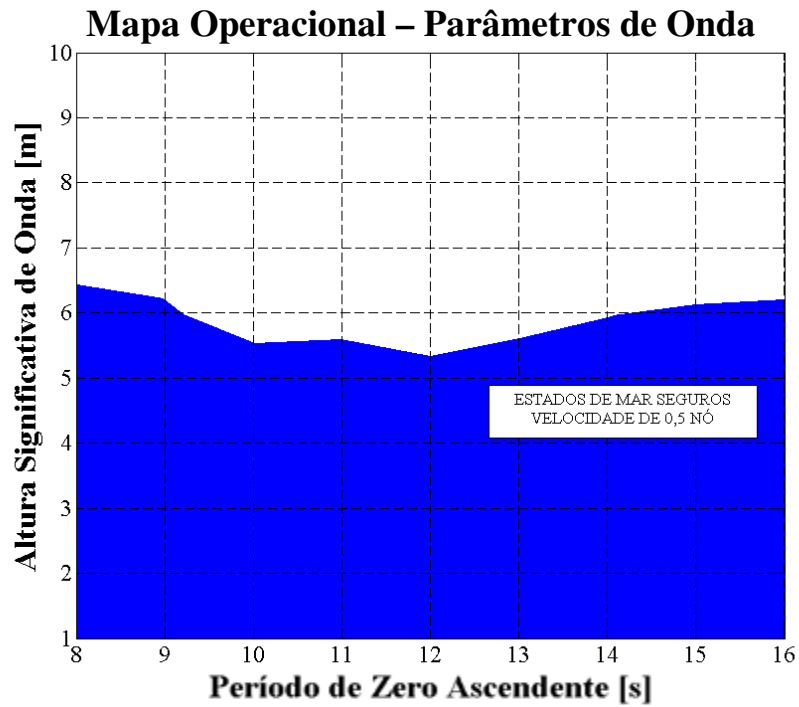


Figura 5-34 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 0 grau, gímbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de onda.

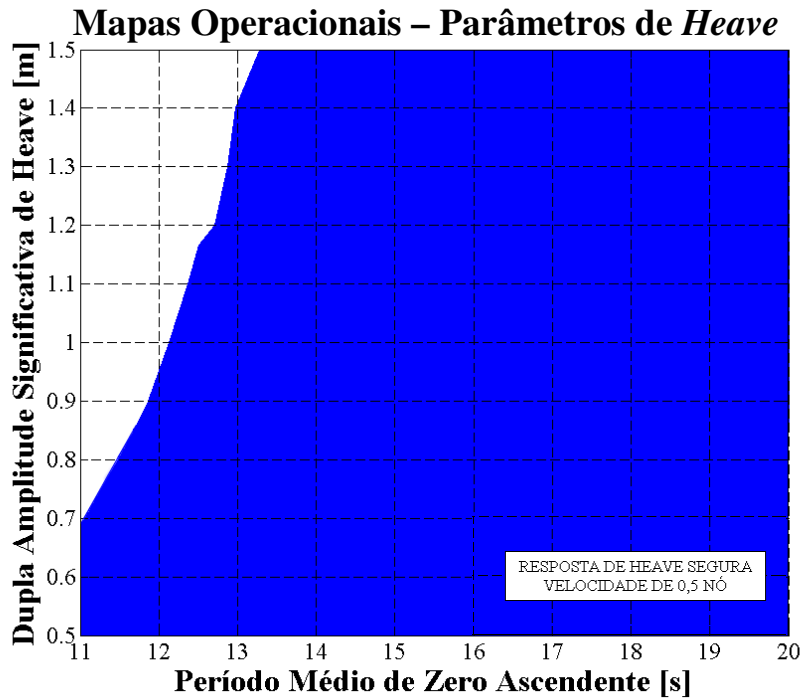


Figura 5-35 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 0 grau, gímbal de rigidez rotacional de 676 kNm/grau. Parâmetros de *heave*.

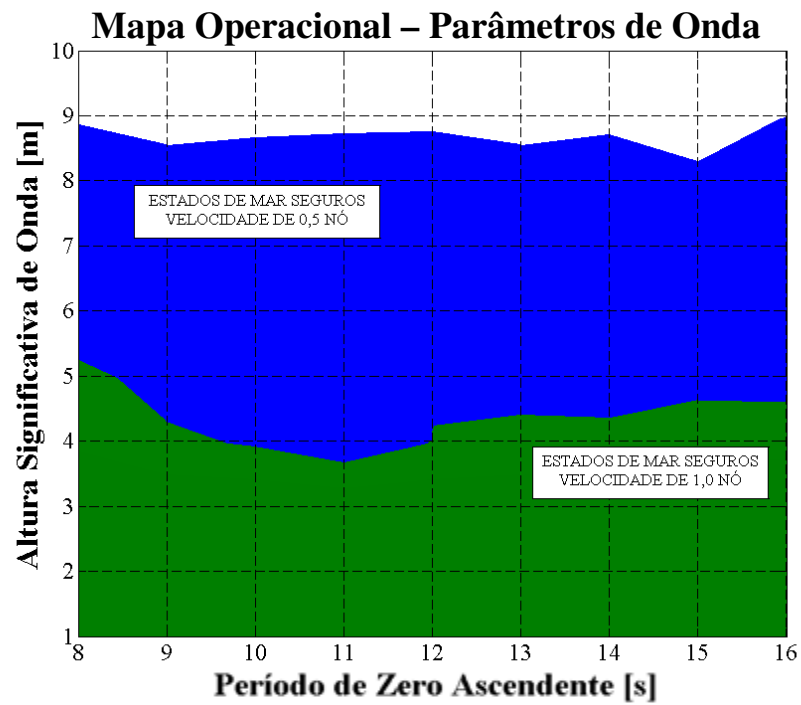


Figura 5-36 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 0 grau, gimbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de onda.

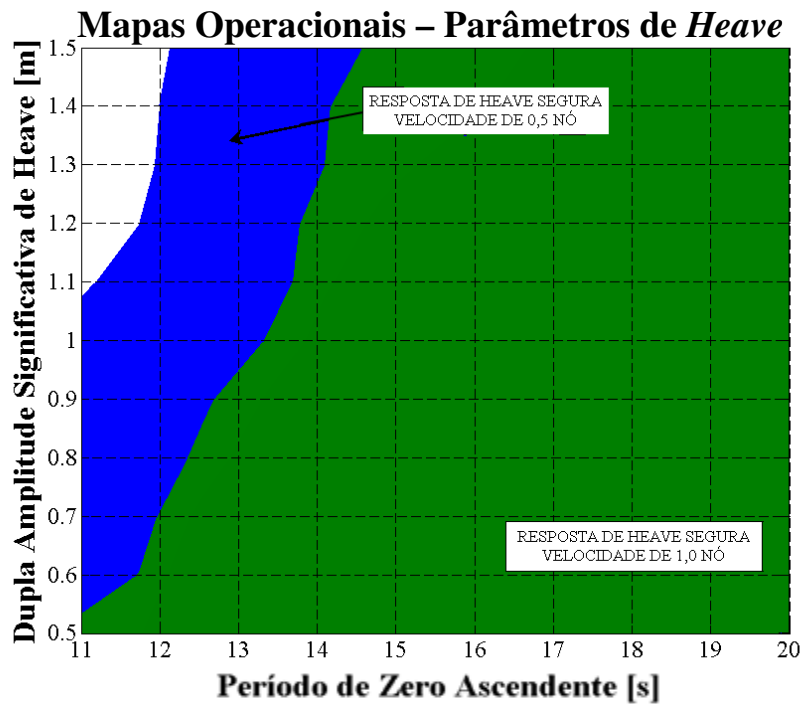


Figura 5-37 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 0 grau, gimbal de rigidez rotacional de 338 kNm/grau. Parâmetros de *heave*.

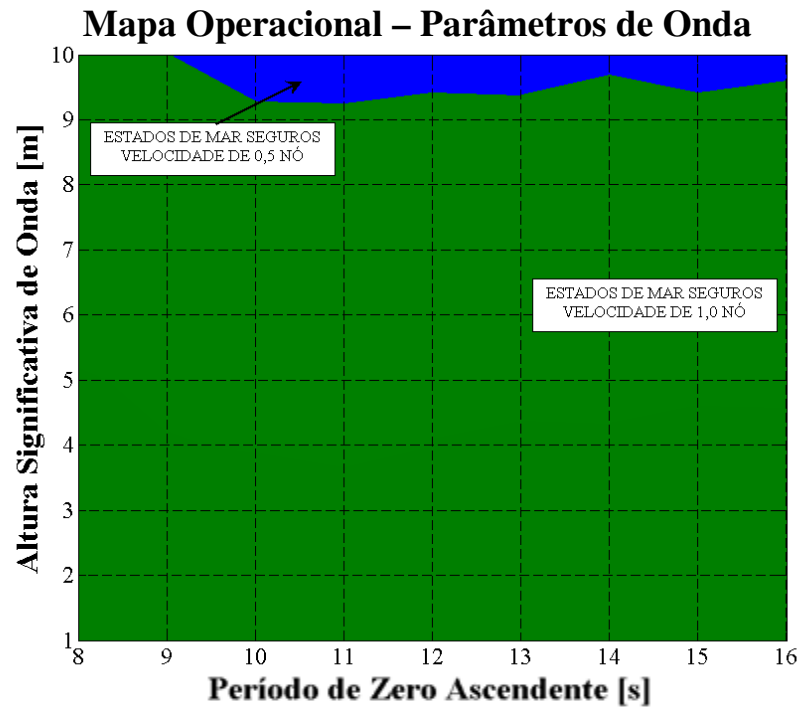


Figura 5-38 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 0 grau, gímbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de onda.

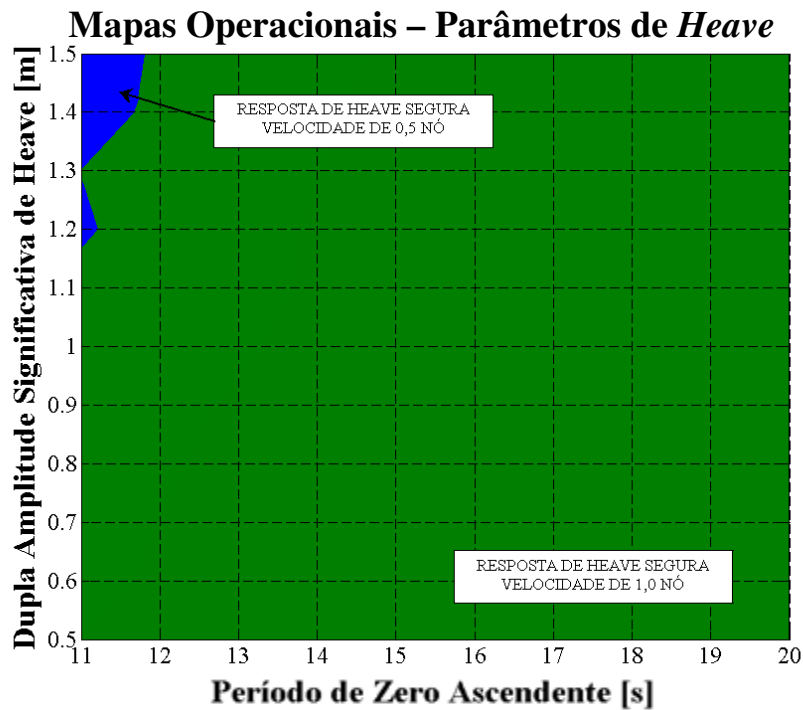


Figura 5-39 – Mapa operacional para direção de avanço da embarcação de 0 grau, gímbal de rigidez rotacional de 169 kNm/grau. Parâmetros de *heave*.

A navegação a 1,5 nós não obedece aos critérios de projetos, para qualquer combinação de rigidez rotacional do *gimbal* e direção de avanço, por isso não é apresentada nos mapas operacionais.

É possível observar que a condição mais restritiva de navegação é para a direção de avanço de 135 graus e para o *riser* ancorado em um *gimbal* com rigidez rotacional de 676 kNm/grau, retratada na Figura 5-16 e na Figura 5-17, visto que a região branca destes mapas operacionais é a maior de todas.

Nestas condições, os dois critérios de projeto são respeitados apenas para uma velocidade de avanço de 0,5 nó. Para esta velocidade, a altura significativa de onda limite varia entre 4,2 e 2,3 metros.

A amplitude significativa de *heave* pode ter o valor máximo de 0,5 metro para um período de zero ascendente de aproximadamente 13,3 segundos, enquanto que para um período de 20 segundos a amplitude significativa de *heave* não pode ultrapassar 1,3 metros.

A condição menos severa de navegação, por sua vez, ocorre para a direção de avanço de 45 graus e para o *riser* ancorado em um *gimbal* com rigidez rotacional de 169 kNm/grau, retratada na Figura 5-35 e na Figura 5-36, visto que estes mapas estão completamente coloridos de verde.

Nestas condições, a navegação à velocidade de 0,5 nó pode ser realizada para qualquer estado de mar dentre os representados no mapa operacional. Em relação à navegação à velocidade de 1,0 nó, esta pode ser efetuada para qualquer estado de mar cuja altura significativa não ultrapasse 8,0 metros, independente do valor de período de zero ascendente.

O mapa operacional criado em função dos parâmetros de *heave* apresenta uma região verde que o cobre por completo. Isto indica que qualquer que seja a resposta de *heave* da embarcação dentre os limites estabelecidos no mapa, o transporte do BOP submerso pode ocorrer a uma velocidade de navegação de até 1,0 nó.

O efeito da rigidez rotacional adotada nas simulações numéricas é observado no que diz respeito a qual critério de projeto acaba por ser restringir a menor área de operação dentro dos mapas operacionais.

Observa-se que nas simulações numéricas em que o valor de rigidez rotacional do *gimbal* foi de 686 kNm/grau ou de 338 kNm/grau, a tensão de von Mises máxima no *riser* foi o fator determinante na hora de delimitar os estados de mar que respeitam os critérios de projeto.

Já nas simulações numéricas em que foi adotado para o *gimbal* o valor de rigidez rotacional de 169 kNm/grau, a inclinação máxima no topo do *riser* foi, na maioria dos casos, o fator determinante na hora de delimitar os estados de mar.

A Tabela 5-1 resume os resultados das simulações. Nela são apresentadas para cada uma das diversas combinações de velocidade e de rigidez rotacional se os critérios adotados são satisfeitos ou não.

A navegação a 1,5 nós excede os parâmetros definidos pelos critérios, independente da direção e do valor de rigidez rotacional. A navegação a 1,0 nó, por sua vez, excede os parâmetros definidos pelos critérios para todas as combinações de direção e rigidez rotacional de 676 kNm/grau, exceto para a direção de 45 graus. Para o valor de rigidez rotacional do *gimbal* de 338 kNm/grau, apenas a direção de avanço de 180 graus não satisfaz os critérios de projeto.

A variação nos valores de tensão de von Mises observada para os diversos cálculos computacionais executados é explicada pela variação no valor do momento fletor frente a diferentes carregamentos e condições de contorno no topo do *riser*.

A força axial efetiva mantém-se praticamente constante ao longo das simulações, como mostram as Figura 5-40 (A) a (D), que comparam as curvas de nível de força axial efetiva no *riser* geradas a partir dos resultados de simulações computacionais executadas para quatro cenários distintos, em que se alteraram os valores de velocidade de deslocamento da embarcação, sua direção de avanço e/ou o valor de rigidez rotacional do *gimbal*.

O momento fletor máximo no *riser*, por sua vez, apresenta valores significativamente maiores para a configuração de *riser* com *gimbal* de rigidez rotacional de 686 kNm//grau, como mostra as Figura 5-41 (A) e (B). Para simulações numéricas com condições de contorno de topo idênticas, tanto a direção de avanço como a velocidade de avanço afetaram o valor do momento fletor, como pode ser observado nas Figura 5-41 (C) e (D).

Estes resultados mostram a importância do valor do momento fletor a que o *riser* está submetido. A análise das curvas de envoltórias, como as representadas na Figura 5-3, na Figura 5-4 e na Figura 5-5, mostram que o valor máximo de momento ocorre sempre no topo do *riser*. Isso implica não só na importância de se modelar corretamente esta condição de contorno, mas de que procedimentos especiais podem ser adotados para se mitigar a tensão no topo do *riser*, como, por exemplo, o uso de uma *stress joint*, ao invés de uma junta de *riser* comum, para se ancorar o *riser*.

Em relação à inclinação no topo do *riser*, ela passa a ser restritiva para as operações de deslocamento do *riser* com BOP suspenso para valores de velocidade de avanço superiores a 1,0 nó. Isso porque foi adotado o limite de três graus de inclinação, obviamente o valor máximo de inclinação a que o *riser* pode estar sujeito vai depender do arranjo espacial da embarcação que realiza o transporte, o que pode vir a afrouxar ou enrijecer este critério, tornando possível o deslocamento a velocidades maiores.

5.4. Limitações Dos Mapas Operacionais Apresentados

O estudo apresentado aqui se insere em um amplo projeto de pesquisa da Universidade Estadual de Campinas, UNICAMP, em cooperação com empresas da área de petróleo. Como tal, ele aborda apenas uma parte do tema comportamento do *riser* suspenso. Longe de ter sido esgotado por este trabalho, o comportamento do *riser* suspenso durante a operação de mudança de locação carece de mais estudos, antes que o conceito de mapa operacional possa ser aplicado.

A análise de extremos realizada neste trabalho contempla dois critérios. Outros critérios podem ser acrescentados em análises futuras, ou até substituir os critérios originais, quanto à delimitação de estados de mar.

Como este trabalho realizou uma análise de extremos, fadiga do *riser* não foi um tema abordado. Justamente devido ao seu maior impacto no dano à fadiga no *riser*, o efeito das VIV não foi incorporado aos cálculos realizados, de forma a acelerar e simplificar a implementação do trabalho computacional requerido para este estudo.

Por mais que se tentou criar uma gama variada de cenários de carregamentos ambientais, na medida em que o perfil de corrente onde a operação ocorre muda, os resultados passam a ser menos confiáveis, chegando ao ponto de que novos cálculos tenham que ser realizados.

Além disso, os resultados apresentados aqui contemplam apenas uma configuração do *riser*, no que diz respeito ao seu comprimento. O efeito do comprimento do *riser* sobre a resposta deste e sobre as condições limitantes de operação do transporte do BOP submerso é apresentado no Apêndice D.

Tabela 5-1 – Resumo dos resultados obtidos no estudo

Rigidez Rotacional do <i>Gimbal</i> [kNm/grau]		169		338		676	
Direção de Navegação [graus]	Velocidade de Navegação [nós]	Critério de Projeto 1	Critério de Projeto 2	Critério de Projeto 1	Critério de Projeto 2	Critério de Projeto 1	Critério de Projeto 2
0	0,5	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito
	1,0	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Não Satisfeito	Satisfeito
	1,5	Satisfeito	Não Satisfeito	Não Satisfeito	Não Satisfeito	-	-
45	0,5	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito
	1,0	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito
	1,5	Satisfeito	Não Satisfeito	Não Satisfeito	Satisfeito	Não Satisfeito	Satisfeito
90	0,5	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito
	1,0	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Não Satisfeito	Satisfeito
	1,5	Satisfeito	Não Satisfeito	Não Satisfeito	Não Satisfeito	-	-
135	0,5	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito
	1,0	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Não Satisfeito	Satisfeito
	1,5	Não Satisfeito	Não Satisfeito	Não Satisfeito	Não Satisfeito	-	-
180	0,5	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito	Satisfeito
	1,0	Satisfeito	Não Satisfeito	Não Satisfeito	Satisfeito	Não Satisfeito	Satisfeito
	1,5	-	-	-	-	-	-

Curvas de Nível de Força Axial Efetiva Máxima no Riser [kN]

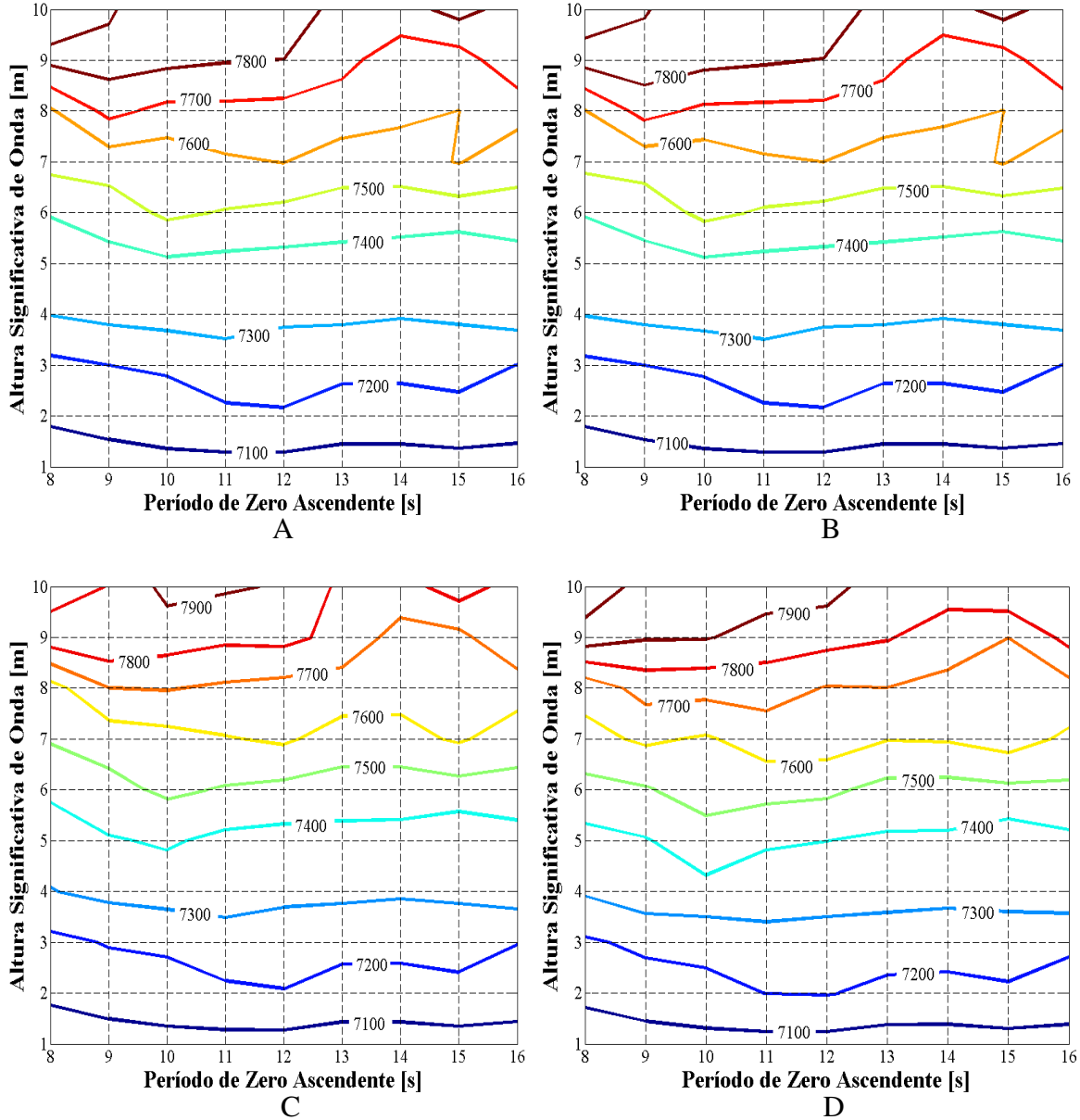


Figura 5-40 – Curvas de nível de força axial efetiva máxima no riser.

(A) $v = 0,5$ nó, $\theta = 180^\circ$, $k_\theta = 686$ kNm/grau. (B) $v = 0,5$ nó, $\theta = 180^\circ$, $k_\theta = 169$ kNm/grau.
 (C) $v = 0,5$ nó, $\theta = 90^\circ$, $k_\theta = 686$ kNm/grau. (D) $v = 1,0$ nó, $\theta = 180^\circ$, $k_\theta = 686$ kNm/grau.

Curvas de Nível de Momento Fleter Máximo no Riser [kNm]

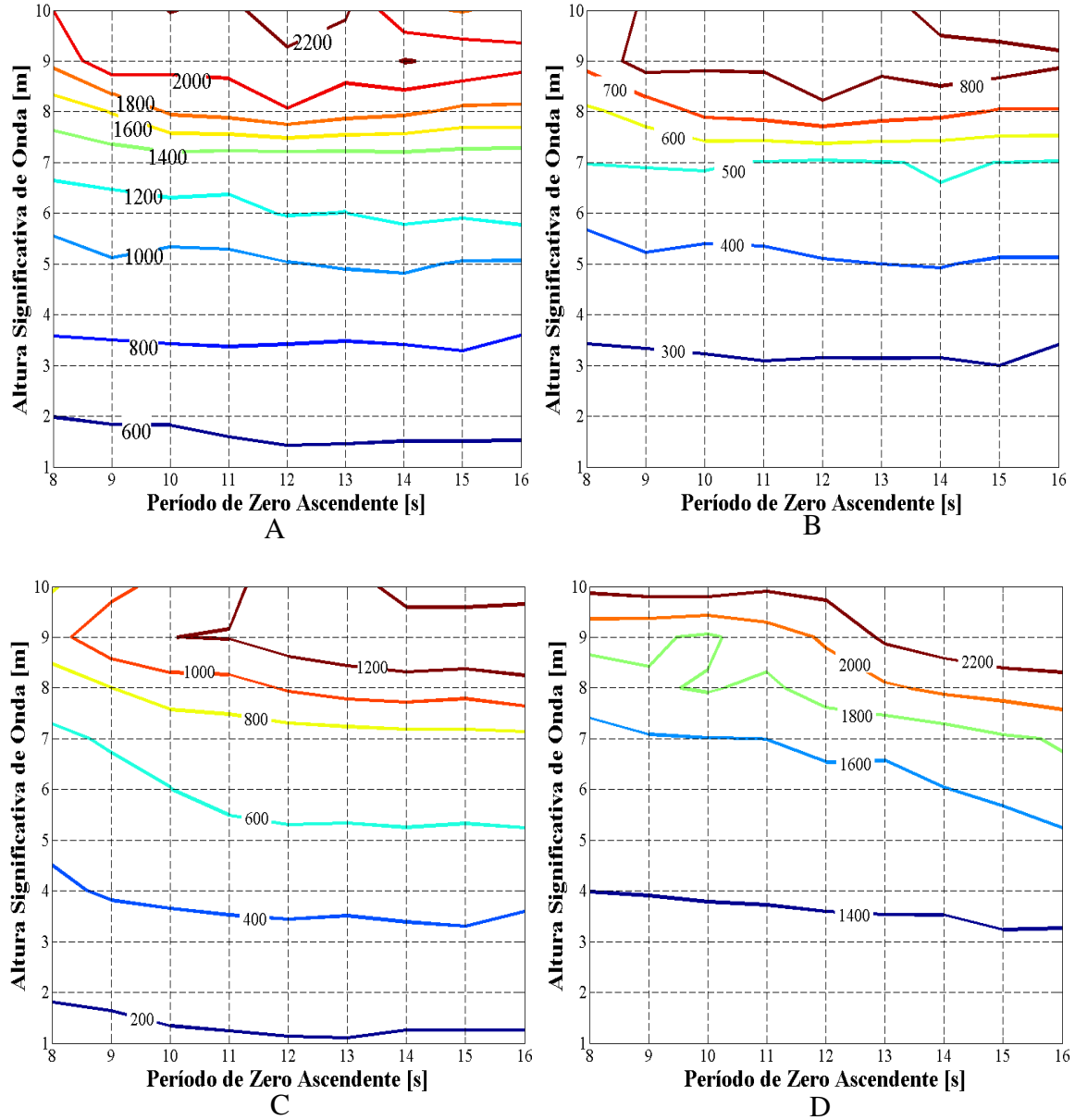


Figura 5-41 – Curvas de nível de momento fleter máximo no *riser*.

- (A) $v = 0,5$ nó, $\theta = 180^\circ$, $k_\theta = 686$ kNm/grau. (B) $v = 0,5$ nó, $\theta = 180^\circ$, $k_\theta = 169$ kNm/grau.
 (C) $v = 0,5$ nó, $\theta = 90^\circ$, $k_\theta = 686$ kNm/grau. (D) $v = 1,0$ nó, $\theta = 180^\circ$, $k_\theta = 686$ kNm/grau.

6. CONCLUSÕES

O presente trabalho contempla o estudo do comportamento dinâmico de um *riser* vertical de perfuração sujeito à ação de esforços ambientais durante sua utilização para o transporte submerso de um BOP entre localidades de perfuração.

Foi analisado o efeito que diferentes configurações de velocidades e direções de avanço têm sobre a resposta do *riser*, além de terem sido também analisados os efeitos das propriedades do equipamento que ancora a extremidade superior do *riser*, frente a condições de carregamento devido a diversos estados de mar.

Não existem critérios de projetos consolidados na indústria para o caso de análise de *riser* proposta. Como forma de se avaliar a resposta do *riser* escolheram-se dois critérios, assumidos suficientes para garantir a sobrevivência e integridade física do *riser* durante a operação de transporte de BOP.

Portanto, a tensão de von Mises ao longo do *riser* não poderia ultrapassar um valor de tensão admissível, de forma a garantir que o *riser* não escoe, e a inclinação no topo do *riser* não poderia ultrapassar um valor máximo de inclinação, de forma a se respeitar restrições geométricas da sonda, garantindo que o *riser* não entre em contato com estruturas abaixo do deck de perfuração.

Os resultados obtidos foram apresentados na forma de mapas operacionais que indicam para quais estados de mar é possível realizar o transporte do BOP suspenso a uma dada velocidade, respeitando-se os critérios impostos. O monitoramento contínuo das ondas de mar permitiria que os mapas operacionais auxiliassem na tomada de decisões quando as condições de navegação mudem, seja tanto para pior quanto para melhor, de forma que a velocidade de navegação devesse ser reduzida ou pudesse então ser aumentada.

Também foram criados mapas operacionais que correlacionam o *heave* da embarcação com a resposta do *riser*, sendo estes apresentados por enfatizarem o monitoramento dos movimentos da embarcação ao invés do monitoramento das ondas que causam estes movimentos.

As conclusões obtidas para o sistema estudado são:

- A transferência do BOP pode ocorrer à velocidade de 0,5 nó. Para alguns cenários estudados, a velocidade de navegação pode alcançar o valor de 1,0 nó, enquanto que a velocidade de 1,5 nós foi descartada para todos os cenários, independente de direção de avanço ou de rigidez rotacional adotada para o *gimbal*.
- A rigidez rotacional do *gimbal* tem um impacto significativo na resposta do *riser* e conseqüentemente na delimitação dos estados de mar que respeitam os critérios adotados, além de poder definir qual destes critérios é o mais restritivo. É necessária sua correta especificação.

6.1. Trabalhos Futuros

Por se tratar de um primeiro estudo, dentro de um projeto de pesquisa maior, realizado sobre uma operação pouco comum na indústria de petróleo, o foco do trabalho foi apresentar uma metodologia de trabalho que permitisse determinar para quais condições o transporte do BOP é seguro.

Futuros trabalhos nesta linha de pesquisa devem considerar:

- O estudo do dano à fadiga que o *riser* incorre durante esta operação e qual seu impacto na vida útil do equipamento e como incluir a fadiga aos critérios de projeto já estabelecidos.
- A incorporação plena das VIV aos carregamentos impostos ao *riser* nas simulações computacionais. Os resultados obtidos e apresentados no Apêndice B desta dissertação de casos particulares são apenas os primeiros passos para se compreender a influência das VIV em análises de condições extremas, foco desta dissertação.
- O estudo do impacto que outros métodos de ancoragem do *riser*, em especial o *soft hangoff*, teriam na sua resposta global e como isso afetaria os estados de mar limite.

- A análise de práticas, recomendações e estudos a respeito de quanto tempo BOP e *riser* podem ser mantidos submersos, antes que seja necessário trazê-los à superfície para inspecionar suas condições.
- O estudo de como se realizar a aquisição dos dados ambientais dos carregamentos de ondas e corrente que atuam sobre o *riser*.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AKER SOLUTIONS, 2010. **Deep water CLIP Riser™ for marine drilling operations.** Disponível em: <<http://www.akersolutions.com/Documents/Drilling%20Technologies/Drilling%20risers/Updated-brochure-with-fold-out-low-res.pdf>>. Acesso em 21 mar. 2013.

AMBROSE, B. D., GREALISH, F., WHOOLEY, K. **Soft Hangoff Method for Drilling Risers in Ultra Deepwater.** In: Offshore Technology Conference, 2001, Houston, Texas.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, Washington. **API Recommended Practice 16Q, Design, Selection, Operation and Maintenance of Marine Drilling Riser Systems.** Washington, 1993, 48p.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, Washington. **API Recommended Practice 2RD, Design of Risers for Floating Production Systems (FPSs) and Tension-Leg Platforms (TLPs).** Washington, 1998, 163p.

BAI, Y. **Pipeline and Risers.** Oxford: Elsevier Science, 2001. 526p. Vol. 3.

BAI, Y, BAI Q. **Subsea Pipelines and Risers.** Oxford: Elsevier Science, 2005. 841p.

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

CHAKRABARTI, S. K. **Handbook of Offshore Engineering.** 1 ed. Oxford: Elsevier, 2005. Vol. 2.

CHAKRABARTI, S. K., FRAMPTON, R. E.: **Review of Riser Analysis Techniques,** Applied Ocean Research, vol. 4, no 2,p. 73-90, 1982.

FAULTINSEN, O. M. **Sea Loads on Ships and Offshore Structures.**1 ed. Cambridge: University Press, 1990.

HIBBELER, R. C. **Resistência dos Materiais.** 5 ed. São Paulo: Prentice Hall, 2004.

HOLAND, P. **Reliability of Deepwaters Subsea Blowout Preventers**. *SPE Drilling and Completion*, vol 16, no. 1, p. 12-18, 2001.

HULL, J. P., **BOP-deployed move saves time, money**. *Offshore*, volume 62, número 6, p. 36, 2002.

JOURNÉE, J. M. J., MASSIE, W. W. **Offshore Hydromechanics**. 1 ed. Delft University of Technology, 2001. Disponível em: <<http://www.shipmotions.nl/DUT/LectureNotes/OffshoreHydromechanics.pdf>>. Acesso em: 21 mar. 2013.

KUBOTA, H. Y. **Comportamento Dinâmico de um Riser Rígido de Produção**. dissertação de mestrado Universidade Estadual de Campinas, Brasil, Campinas, 2003.

MACLACHLAN, M. **An Introduction to Marine Drilling**. Ledbury: Oilfield Publications Limited, 1987.

MAHONEY, C. N., SUPAN, C. 2012 **Deepwater Solutions and Records for Concept Selection**. *Offshore*, 2012. Disponível em: <www.offshore-mag.com/content/dam/offshore/print-articles/Volume%2072/may/0512OS_DeepwaterPoster040512Ads.pdf>. Acesso em 21 mar. 2013.

MOURELLE, M. M. **Análise Dinâmica de Sistemas Estruturais Constituídos por Linhas Marítimas**. RJ. Tese de Doutorado – Engenharia Civil, COPPE/UFRJ, 1993.

MOURELLE, M. M., GONZALES, E. C., JACOB, B. P. **Anflex – Computational System for Flexible and Rigid Riser Analysis**. In: CARNEIRO, F. L. L. B. et alii (eds), *International Offshore Engineering*, John Wiley & Sons, pp. 467-482, Chichester, Nova Iorque, 1995.

MOROOKA, C. K., NISHIMOTO, K., RODRIGUES, R. S., CORDEIRO, A. L., **Coupled Motion of a Drillvessel-riser-template System in Waves**. In: 9th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), Houston, EUA, 1990.

MOROOKA, C. K.; COELHO, F. M.; RIBEIRO, E. J. B.; FERRARI Jr., J. A. e FRANCISS, R., **Dynamic Behavior of a Vertical Riser and Service Life Reduction**. In:

24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), Halkidiki, Grécia, 2005.

MOROOKA, C. K., COELHO, F. M., MATT, C. G. C., FRANCIS, R., **A Time Domain Simulation Tool for Rigid Riser's Design**. In: Rio Oil & Gas Expo and Conference, 2006, Rio de Janeiro: Instituto Brasileiro de Petróleo e Gás, 2006, IBP.

NISHIMOTO, K., MOROOKA, C. K., FUCATSU, C. H. **Análise do Riser para Águas Profundas em Correntezas Multidirecionais**. In: X Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, 1989. Rio de Janeiro.

OIL STATES **Drilling Riser FlexJoint®**. Disponível em: <<http://www.oilstates.com/Products-and-Services/Offshore/Floating-Production-Systems/Drilling-Risers-471.html>> Acesso em: 21 out. 2012.

PATEL, M. H., WITZ, J. A. **Compliant Offshore Structures**. Oxford: Butterworth Heinenman, 1991

PAIXÃO, C. L. **Análise Não Linear Geométrica de Estruturas Reticuladas com Aplicação ao Lançamento de Oleodutos Submarinos**. dissertação de mestrado Universidade Estadual de Campinas, Brasil, Campinas, 1990.

SEVILLANO, L. C., MOROOKA, C. K., MENDES, J. R. P., MIURA, K. **Drilling Riser Analysis During Installation of a Wellhead Equipment**. In: 32nd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE), Nantes, França, 2013.

STEDDUM, R. **The Management of Long, Suspended Strings of Tubulars from Floating Drilling Vessels**. In: Offshore Technology Conference, 2003, Houston, Texas

TSUKADA, R. I., MOROOKA, C. K., YAMAMOTO, M. **A comparative study between surface and subsea BOP systems in offshore drilling operations**. Brazilian Journal of Petroleum and Gas, Volume 1, Number 2, 2007.

APÊNDICE A – CARREGAMENTOS AMBIENTAIS

As Tabelas A1 a A5 apresentam os perfis de corrente marítima alterados para incluir o efeito da velocidade e direção de avanço da embarcação nas simulações numéricas. As velocidades de avanço são 0,5, 1,0 e 1,5 nós. As direções de avanço são 0,45, 90, 135 e 180 graus, medidas em relação à direção norte.

Tabela A1 – Perfil de corrente alterado para a direção de avanço de 0 grau

Profundidade [m]	Avanço a 0,5 nós		Avanço a 1,0 nós		Avanço a 1,5 nós	
	Velocidade [m/s]	Azimute [°]	Velocidade [m/s]	Azimute [°]	Velocidade [m/s]	Azimute [°]
0	0.51	180	0.77	180	1.02	180
10	0.51	180	0.77	180	1.02	180
25	0.54	173	0.80	175	1.05	176
50	0.60	189	0.86	186	1.12	185
75	0.59	184	0.84	183	1.10	182
100	0.57	190	0.82	187	1.08	185
200	0.50	179	0.76	179	1.02	179
300	0.45	180	0.70	180	0.96	180
400	0.36	185	0.62	183	0.88	182
500	0.36	182	0.62	181	0.88	181
600	0.40	181	0.66	180	0.92	180
700	0.26	192	0.51	186	0.77	184
800	0.34	183	0.59	182	0.85	181
900	0.34	187	0.60	184	0.85	183
1000	0.20	188	0.46	184	0.72	182
1250	0.26	194	0.51	187	0.77	185
1500	0.27	203	0.52	192	0.77	188
1750	0.27	197	0.52	189	0.78	186
2000	0.25	192	0.51	186	0.76	184
2150	0.26	0	0.51	0	0.77	0

Tabela A2 – Perfil de corrente alterado para a direção de avanço de 45 graus

Profundidade [m]	Avanço a 0,5 nós		Avanço a 1,0 nós		Avanço a 1,5 nós	
	Velocidade [m/s]	Azimute [°]	Velocidade [m/s]	Azimute [°]	Velocidade [m/s]	Azimute [°]
0	0.47	203	0.72	211	0.97	214
10	0.47	203	0.72	211	0.97	214
25	0.48	194	0.71	205	0.95	210
50	0.59	208	0.84	213	1.09	216
75	0.56	203	0.80	210	1.05	214
100	0.56	210	0.81	215	1.06	217
200	0.46	202	0.70	210	0.95	214
300	0.41	206	0.66	213	0.91	216
400	0.36	216	0.61	220	0.87	222
500	0.34	214	0.60	219	0.85	221
600	0.38	210	0.63	216	0.88	218
700	0.29	233	0.55	229	0.81	228
800	0.33	218	0.58	221	0.84	222
900	0.35	221	0.60	222	0.86	223
1000	0.25	239	0.50	232	0.76	230
1250	0.30	234	0.56	230	0.81	228
1500	0.34	239	0.59	233	0.85	230
1750	0.32	235	0.57	230	0.83	229
2000	0.29	234	0.55	230	0.80	228
2150	0.26	225	0.51	225	0.77	225

Tabela A3 – Perfil de corrente alterado para a direção de avanço de 90 graus

Profundidade [m]	Avanço a 0,5 nós		Avanço a 1,0 nós		Avanço a 1,5 nós	
	Velocidade [m/s]	Azimute [°]	Velocidade [m/s]	Azimute [°]	Velocidade [m/s]	Azimute [°]
0	0.36	226	0.57	244	0.62	298
10	0.36	226	0.57	244	0.62	298
25	0.34	215	0.53	238	0.55	299
50	0.49	226	0.70	241	0.67	288
75	0.44	222	0.64	239	0.62	290
100	0.47	230	0.68	244	0.69	291
200	0.35	225	0.56	244	0.61	299
300	0.32	233	0.55	250	0.65	303
400	0.31	250	0.56	259	0.73	307
500	0.29	249	0.54	259	0.71	308
600	0.30	241	0.54	254	0.68	306
700	0.31	271	0.57	271	0.82	313
800	0.29	254	0.54	262	0.73	310
900	0.31	255	0.56	262	0.75	308
1000	0.29	281	0.55	276	0.83	316
1250	0.32	271	0.58	271	0.82	312
1500	0.36	271	0.62	271	0.85	310
1750	0.33	270	0.59	270	0.83	311
2000	0.31	272	0.57	271	0.82	313
2150	0.26	270	0.51	270	0.77	315

Tabela A4 – Perfil de corrente alterado para a direção de avanço de 135 graus

Profundidade [m]	Avanço a 0,5 nós		Avanço a 1,0 nós		Avanço a 1,5 nós	
	Velocidade [m/s]	Azimute [°]	Velocidade [m/s]	Azimute [°]	Velocidade [m/s]	Azimute [°]
0	0.19	249	0.38	287	0.87	303
10	0.19	249	0.38	287	0.87	303
25	0.15	230	0.31	286	0.80	304
50	0.32	240	0.46	273	0.91	295
75	0.26	236	0.40	275	0.86	297
100	0.30	247	0.47	278	0.93	297
200	0.18	250	0.37	289	0.86	304
300	0.18	267	0.40	296	0.90	307
400	0.23	290	0.47	303	0.98	309
500	0.21	292	0.46	305	0.97	310
600	0.19	281	0.43	301	0.93	309
700	0.30	308	0.56	311	1.07	313
800	0.23	297	0.48	307	0.99	311
900	0.25	294	0.50	305	1.01	310
1000	0.32	318	0.58	317	1.09	316
1250	0.31	308	0.56	311	1.08	313
1500	0.34	303	0.60	308	1.11	311
1750	0.32	305	0.57	310	1.08	312
2000	0.30	309	0.56	312	1.07	313
2150	0.26	315	0.51	315	1.03	315

Tabela A5 – Perfil de corrente alterado para a direção de avanço de 180 graus

Profundidade [m]	Avanço a 0,5 nós		Avanço a 1,0 nós		Avanço a 1,5 nós	
	Velocidade [m/s]	Azimute [°]	Velocidade [m/s]	Azimute [°]	Velocidade [m/s]	Azimute [°]
0	0.01	360	0.26	360	0.52	360
10	0.01	360	0.26	360	0.52	360
25	0.07	108	0.24	15	0.50	7
50	0.13	228	0.20	332	0.44	348
75	0.08	208	0.19	348	0.44	355
100	0.11	246	0.24	335	0.48	348
200	0.02	44	0.27	3	0.53	1
300	0.07	2	0.32	0	0.58	0
400	0.15	349	0.41	356	0.67	357
500	0.15	356	0.41	358	0.67	359
600	0.11	358	0.37	359	0.63	360
700	0.27	348	0.52	354	0.78	356
800	0.18	354	0.44	358	0.69	358
900	0.18	347	0.44	354	0.69	356
1000	0.32	355	0.57	357	0.83	358
1250	0.27	347	0.52	353	0.78	355
1500	0.28	338	0.53	349	0.79	352
1750	0.27	343	0.52	351	0.78	354
2000	0.27	349	0.53	354	0.78	356
2150	0.26	360	0.51	360	0.77	360

APÊNDICE B – EFEITOS DE CARREGAMENTOS

O *riser* está sujeito a uma série de deslocamentos, rotações, momentos, forças e tensões em função do carregamento total imposto. Aqui são apresentados os resultados de um estudo realizado para se averiguar o impacto individual na resposta global do *riser* dos diferentes carregamentos impostos.

Pela própria natureza da corrente, que é assumida constante, e também de como são realizados os cálculos computacionais, o *riser* assume uma configuração inicial decorrente da ação da corrente e passa a oscilar ao redor desta configuração devido aos carregamentos dinâmicos.

Assim, geraram-se vários casos em que ao carregamento devido à corrente foi acrescido um carregamento dinâmico, sendo que as diferenças observadas na resposta do *riser* quando comparada ao caso com corrente apenas foram creditadas ao carregamento dinâmico. O estudo abrangeu a realização dos seguintes cálculos numéricos, apresentados na Tabela B1.

Os oito primeiros casos descritos na Tabela B1 tratam de carregamentos regulares e, se tratando dos movimentos induzidos, com amplitudes muito grandes, justamente para se facilitar a observação do impacto destes carregamentos na resposta do *riser*. Casos 9 e 10 retratam, por sua vez, o *riser* sujeito a carregamentos mais realistas.

O caso 10 difere do anterior pelo acréscimo das Vibrações Induzidas por Vórtices (VIV). Apesar de ser dito no capítulo 4 desta dissertação que a versão do simulador numérico utilizado não contemplar as VIV, o grupo de pesquisa da UNICAMP conseguiu implementar numa versão anterior deste programa, de código aberto, o cálculo das VIV. As figuras B1 a B28 apresentam as curvas de envoltórias geradas a partir dos resultados obtidos dos cálculos realizados.

Observou-se que o movimento de *heave* tem impacto significativo sobre a resposta do *riser*, não apenas sobre o deslocamento na direção axial, mas também sobre a força axial e, conseqüentemente, nas tensões axial e de von Mises. Outros carregamentos que

influenciaram significativamente os níveis de tensão foram os movimentos de *sway* e de *roll* que geraram momento fletor na direção do plano definido pelas direções vertical e *cross-flow*.

Também se observou que o efeito das VIV é importante para os parâmetros da resposta do *riser*: oscilação na direção *cross-flow*, inclinação no plano vertical da direção *cross-flow* e o momento fletor neste mesmo plano. No entanto, o acréscimo no valor de tensão gerado a partir da inclusão das VIV na tensão de von Mises, que é um dos critérios adotados no estudo apresentado na dissertação, é imperceptível.

O efeito no valor extremo de tensão de von Mises devido ao momento fletor gerado a partir das VIV está na ordem de kilo Pascals. Por este motivo, as VIV foram desconsideradas no estudo apresentado por esta dissertação, que foca nos valores extremos da resposta do *riser*.

Tabela B1 – Descrição de casos

Caso	Corrente	Onda	Movimentos Induzidos	VIV
1	Uniforme, U = 0.5 nó	-	-	Não considerado
2	Uniforme, U = 0.5 nó	Regular, H = 3 m, T = 13 s	-	Não considerado
3	Uniforme, U = 0.5 nó	-	Heave regular, A = 1,5 m e T = 13 s	Não considerado
4	Uniforme, U = 0.5 nó	-	Surge regular, A = 0,5 m e T = 13 s	Não considerado
5	Uniforme, U = 0.5 nó	-	Sway regular, A = 0,5 m e T = 13 s	Não considerado
6	Uniforme, U = 0.5 nó	-	Roll regular, A = 1° e T = 13 s	Não considerado
7	Uniforme, U = 0.5 nó	-	Pitch regular, A = 1° e T = 13 s	Não considerado
8	Uniforme, U = 0.5 nó	Regular, H = 3 m, T =, 13 s	Superposição dos casos 3 a 7	Não considerado
9	Perfil composto por perfil irregular e velocidade de avanço de 0,5 nó contracorrente	Perfil PM, H _{1/3} de 3, 5 e 3 m com respectivos T _z de 8, 13 e 15 s	Calculados a partir de função RAO	Não considerado
10	Perfil composto por perfil irregular e velocidade de avanço de 0,5 nó contracorrente	Perfil PM, H _{1/3} de 3, 5 e 3 m com respectivos T _z de 8, 13 e 15 s	Calculados a partir de função RAO	Considerado

Comparação - Deslocamento Direção Inline

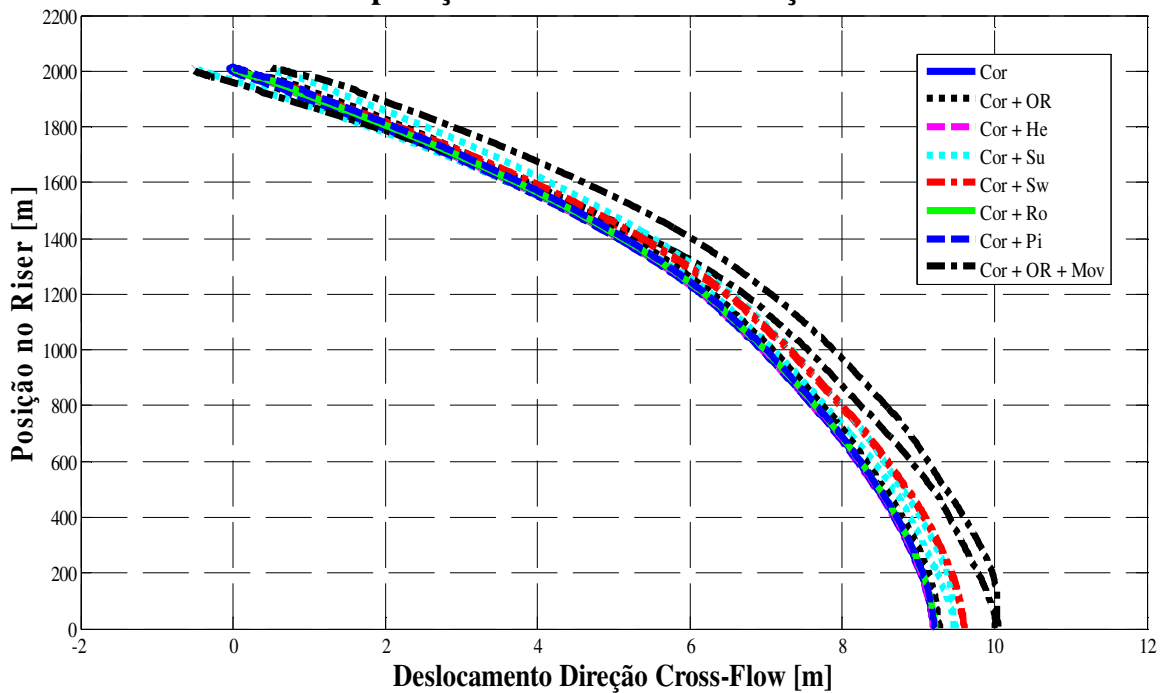


Figura B 1 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de deslocamento na direção *inline*

Comparação - Deslocamento Direção Cross-Flow

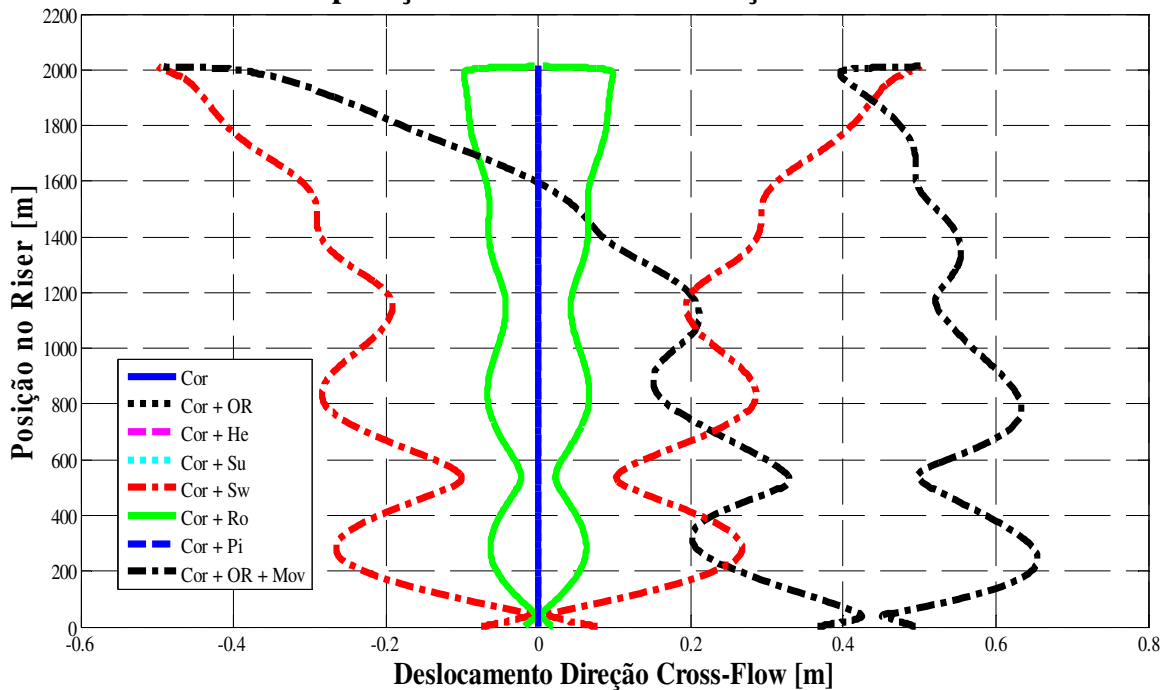


Figura B 2 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de deslocamento na direção *cross-flow*

Comparação - Deslocamento Direção Axial

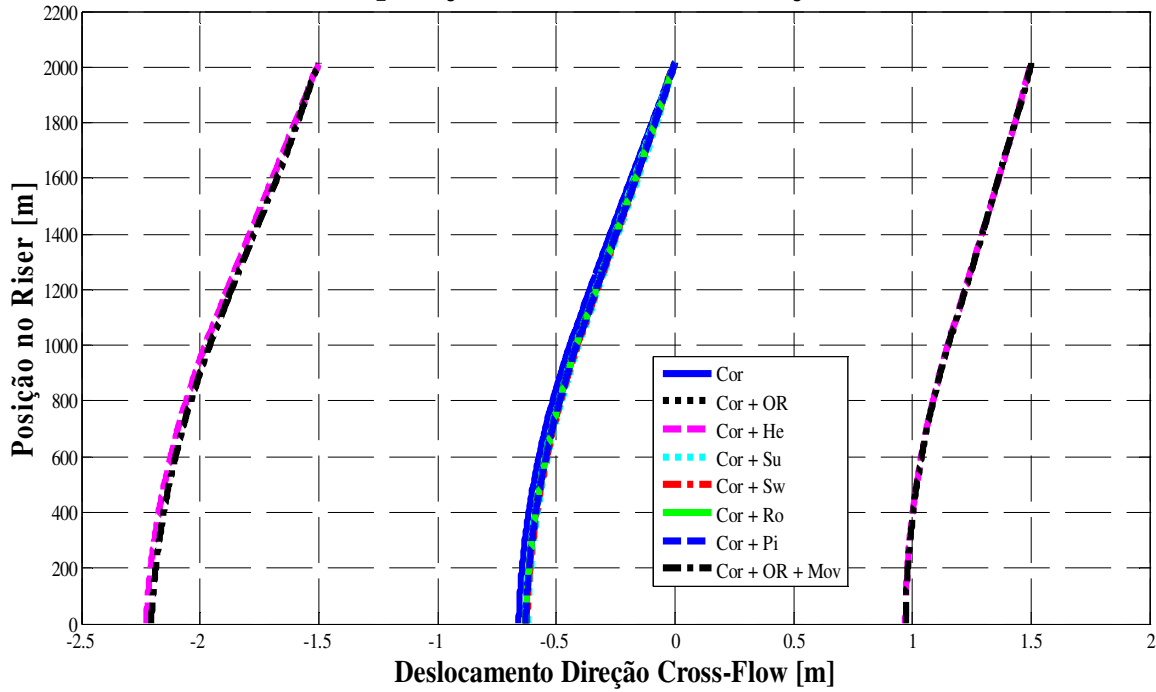


Figura B 3 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de deslocamento de direção axial

Comparação – Rotação no Plano Definido Pelas Direções Vertical e Inline

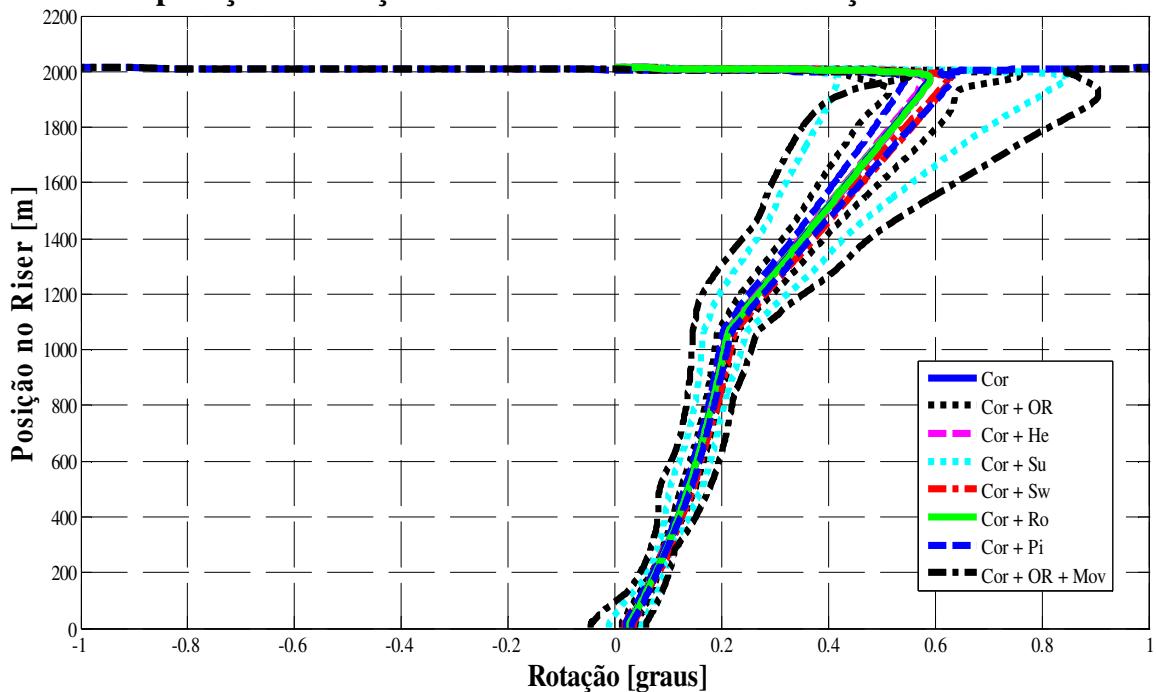


Figura B 4 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de rotação no plano definido pelas direções vertical e *inline*

Comparação - Rotação no Plano Definido Pelas Direções Vertical e Cross-Flow

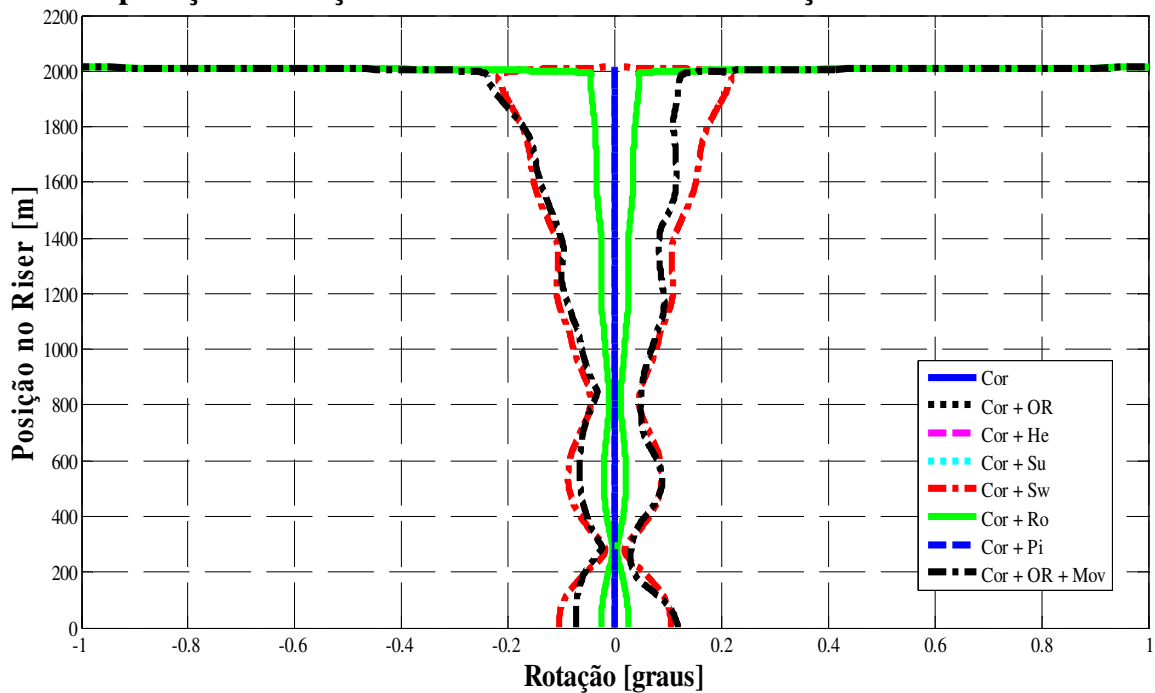


Figura B 5 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de rotação no plano definido pelas direções vertical *cross-flow*

Comparação - Força Direção Inline

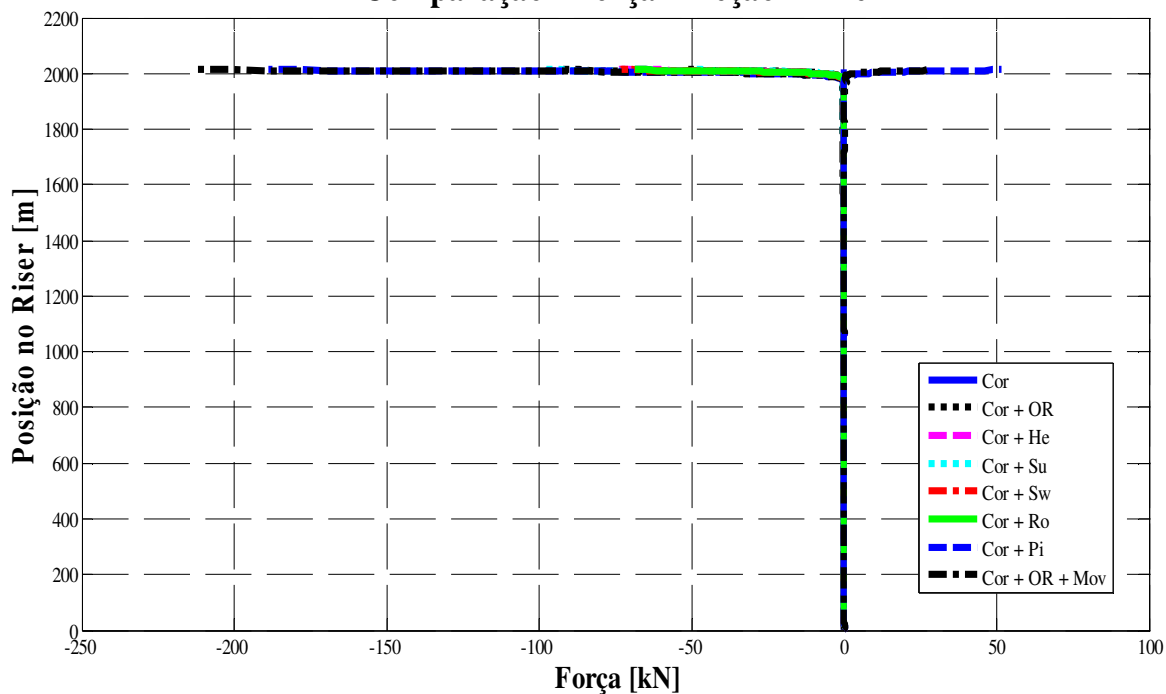


Figura B 6 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de força na direção *inline*

Comparação - Força Direção Cross-Flow

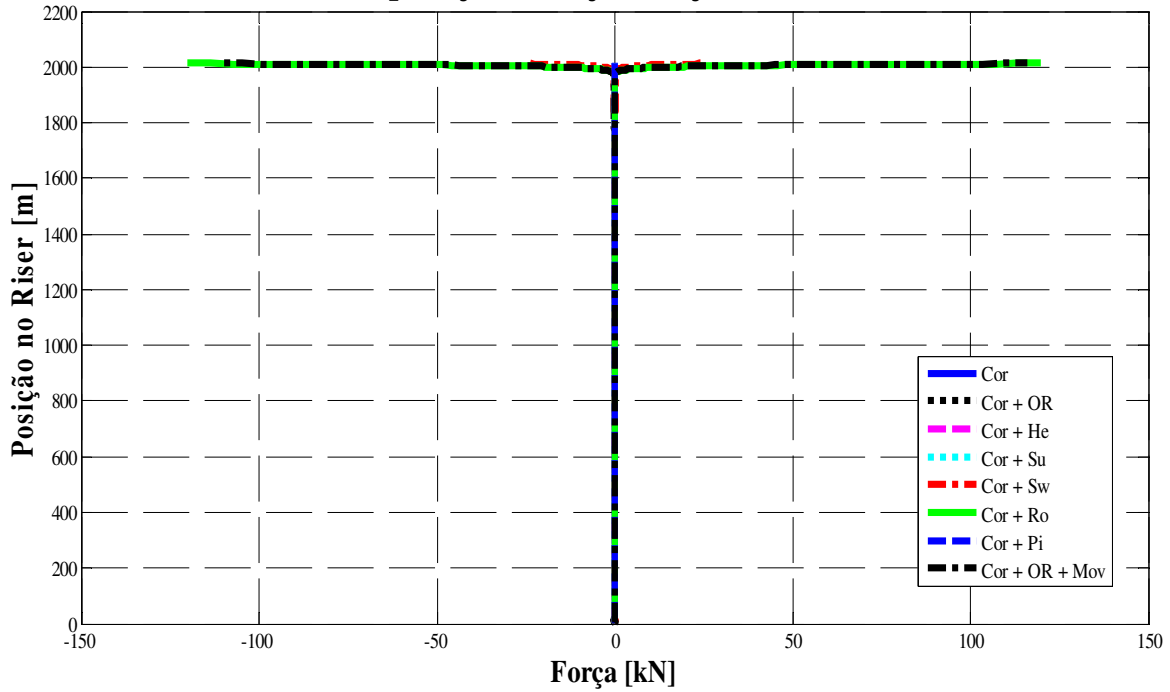


Figura B 7 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de força na direção *cross-flow*

Comparação - Força Axial

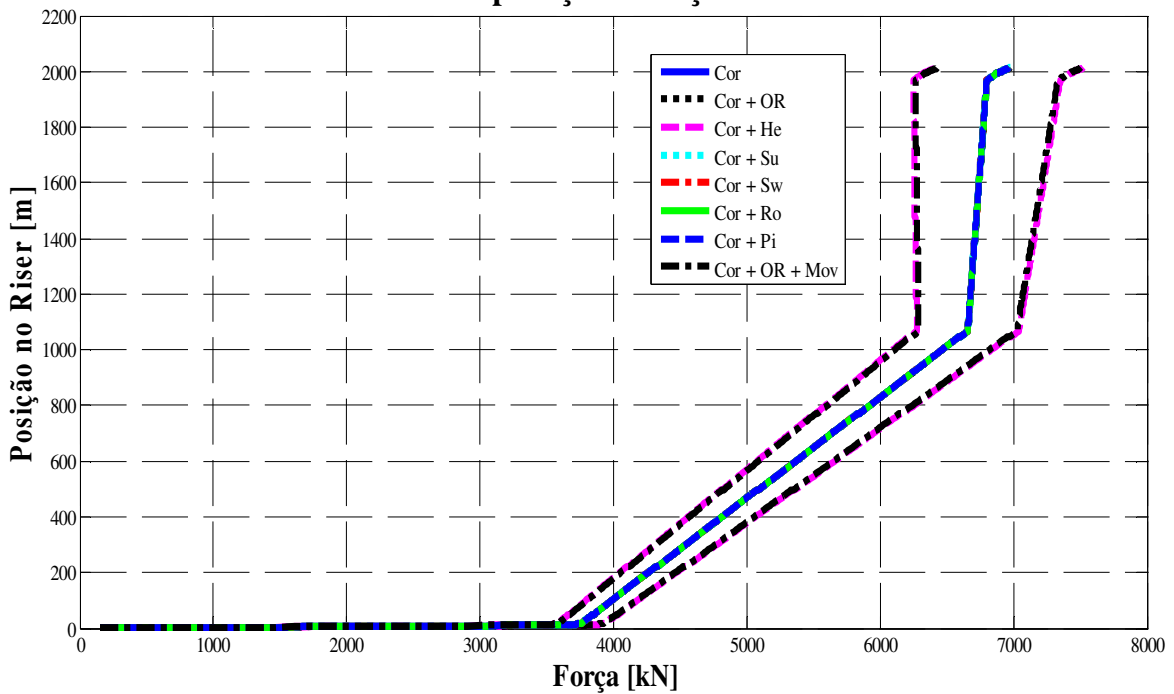


Figura B 8 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de força axial

Comparação - Momento Fletor no Plano Definido pelas Direções Vertical e Inline

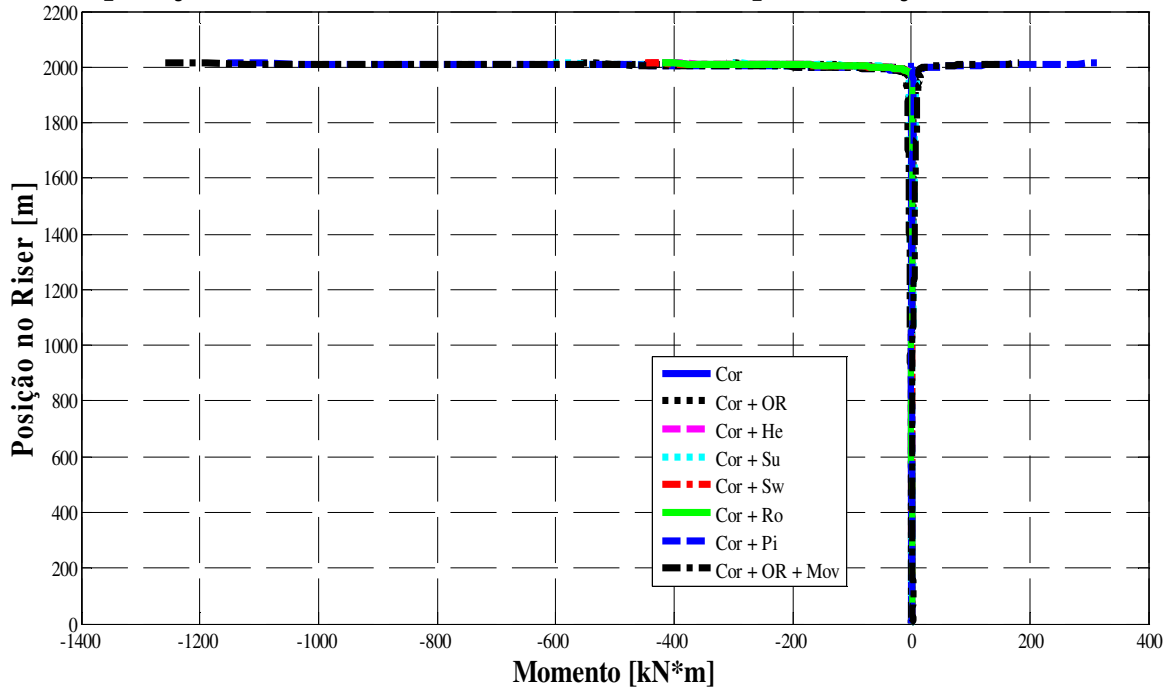


Figura B 9 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de momento fletor no plano definido pelas direções vertical e *inline*

Comparação - Momento Fletor no Plano Definido pelas Direções Vertical e Cross-Flow

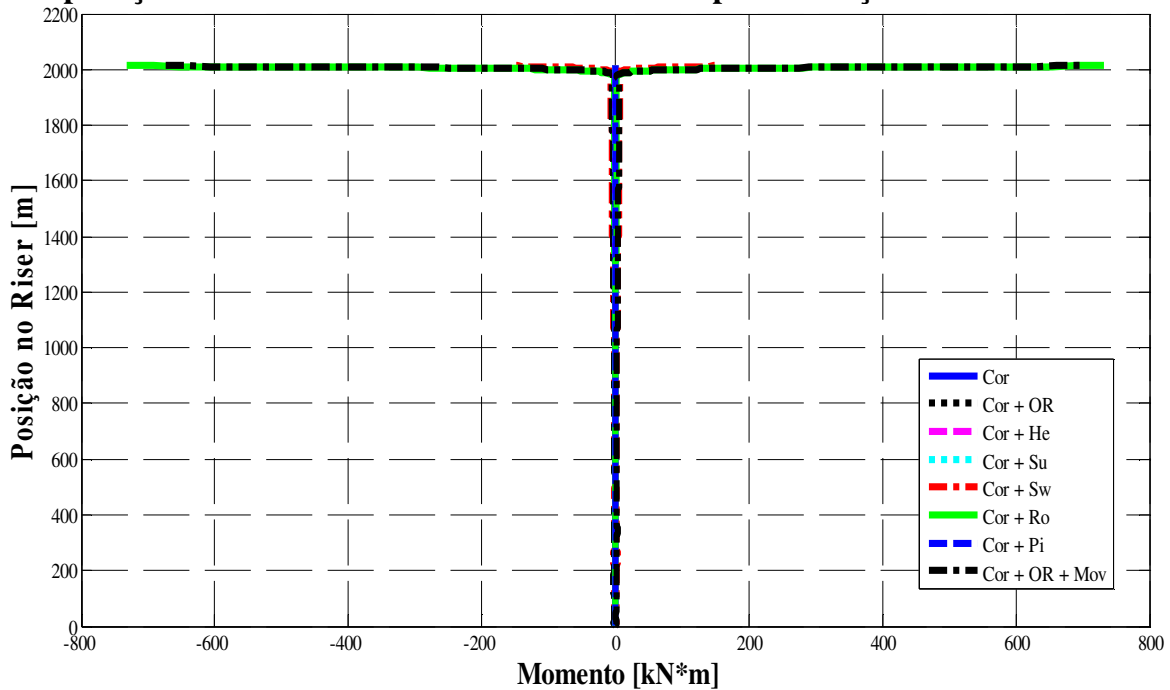


Figura B 10 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de momento fletor no plano definido pelas direções vertical e *cross-flow*

Comparação - Tensão devido ao Momento Fletor

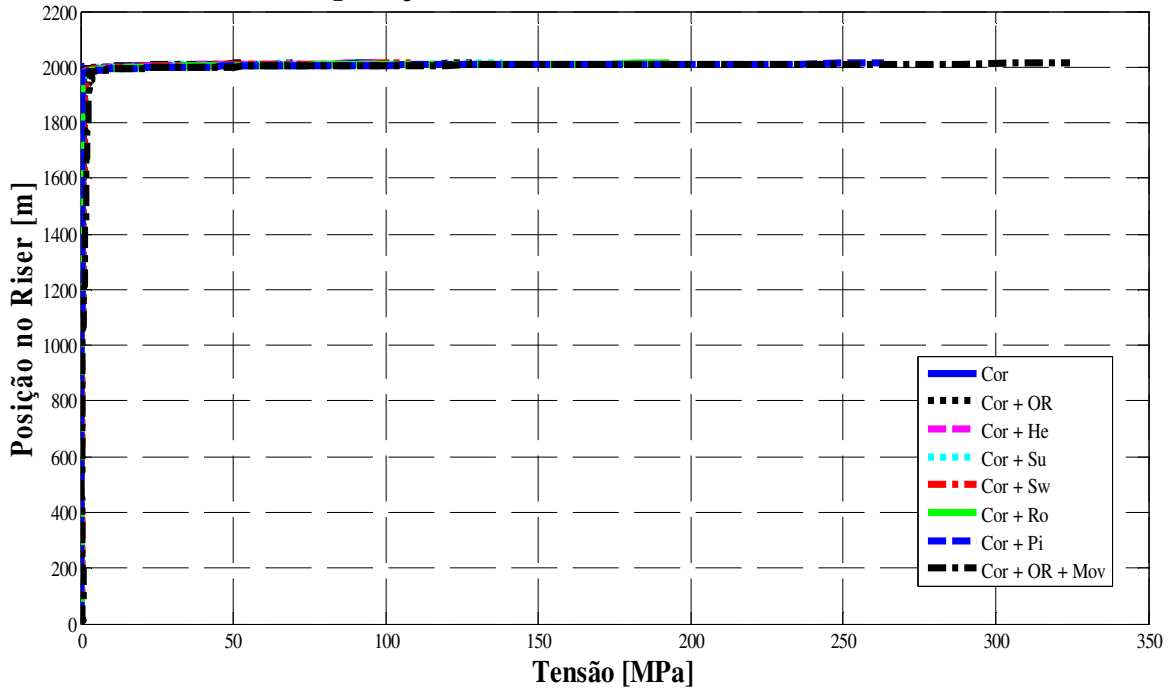


Figura B 11 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares na tensão devido ao momento fletor

Comparação - Tensão devido à Força Axial

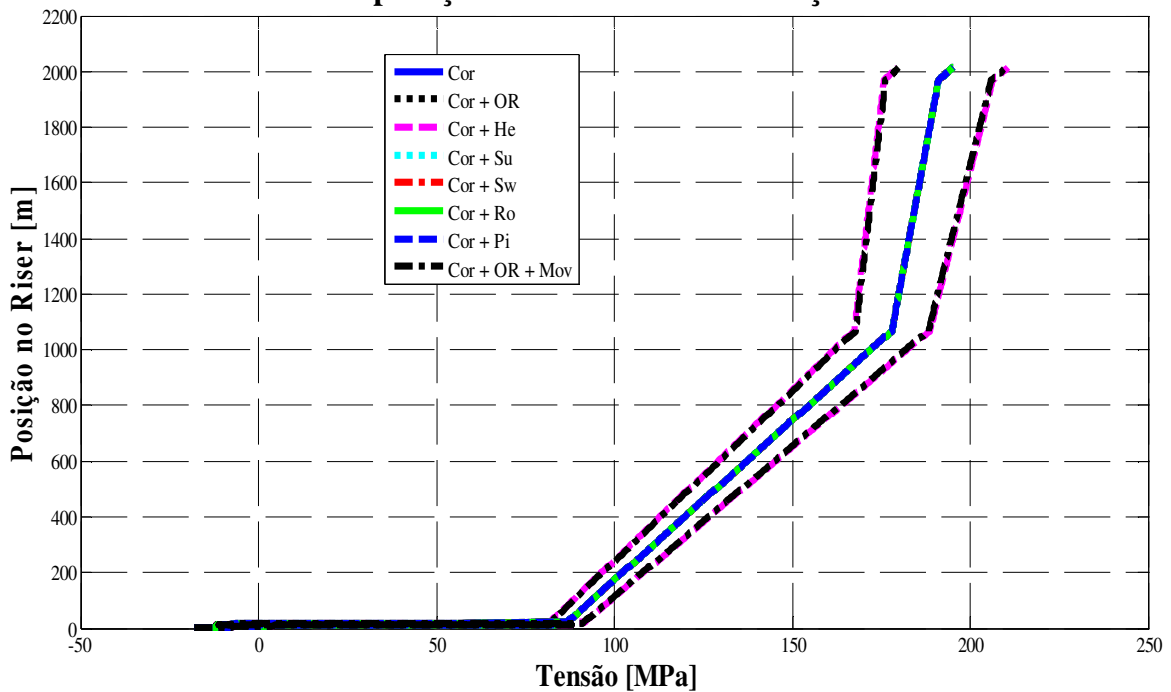


Figura B 12 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares na tensão devido à força axial

Comparação - Tensão de Cisalhamento

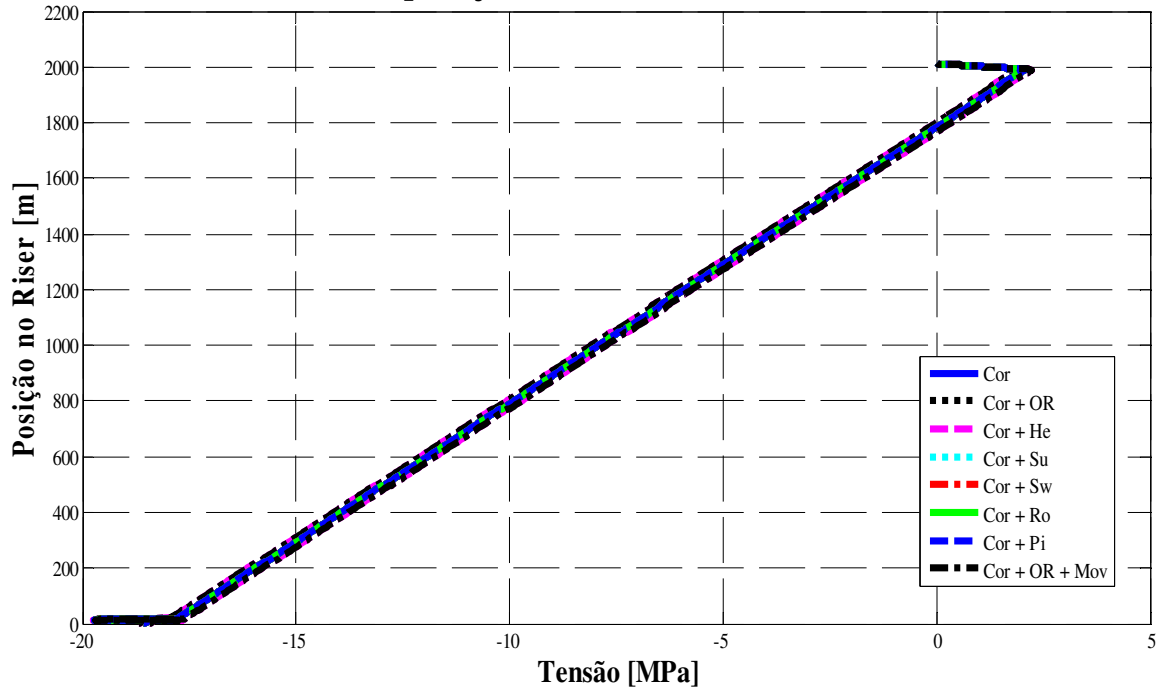


Figura B 13 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de tensão cisalhante

Comparação - Tensão de von Mises

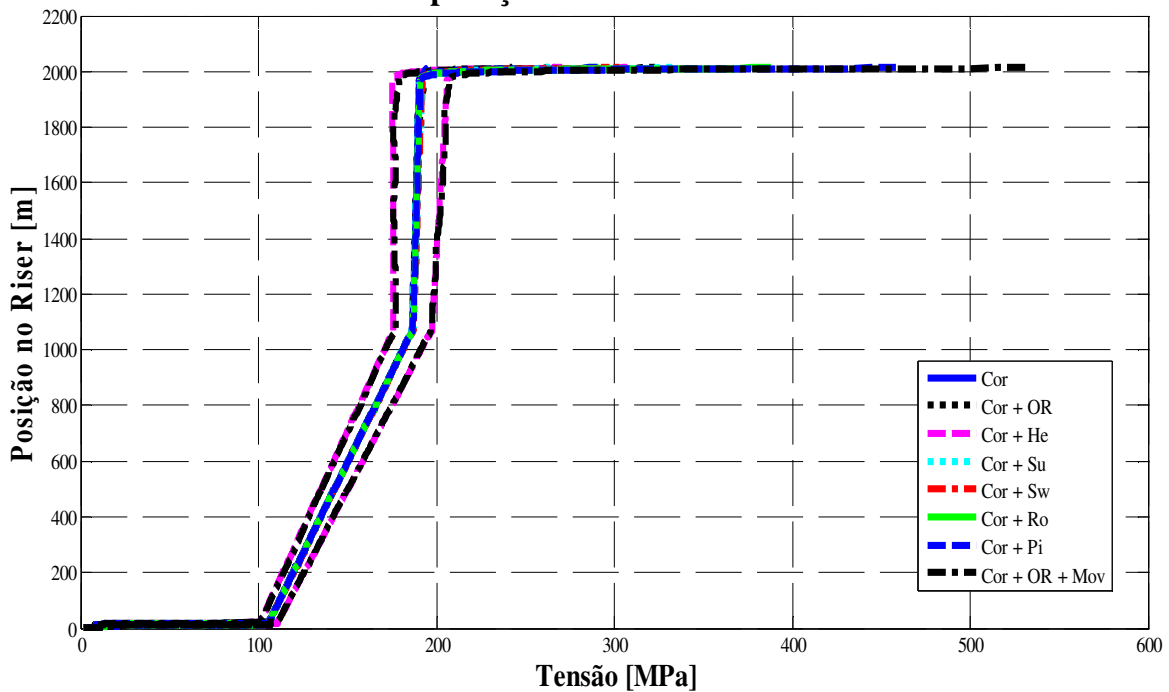


Figura B 14 – Comparação entre efeitos de carregamentos regulares no envelope de tensão de von Mises

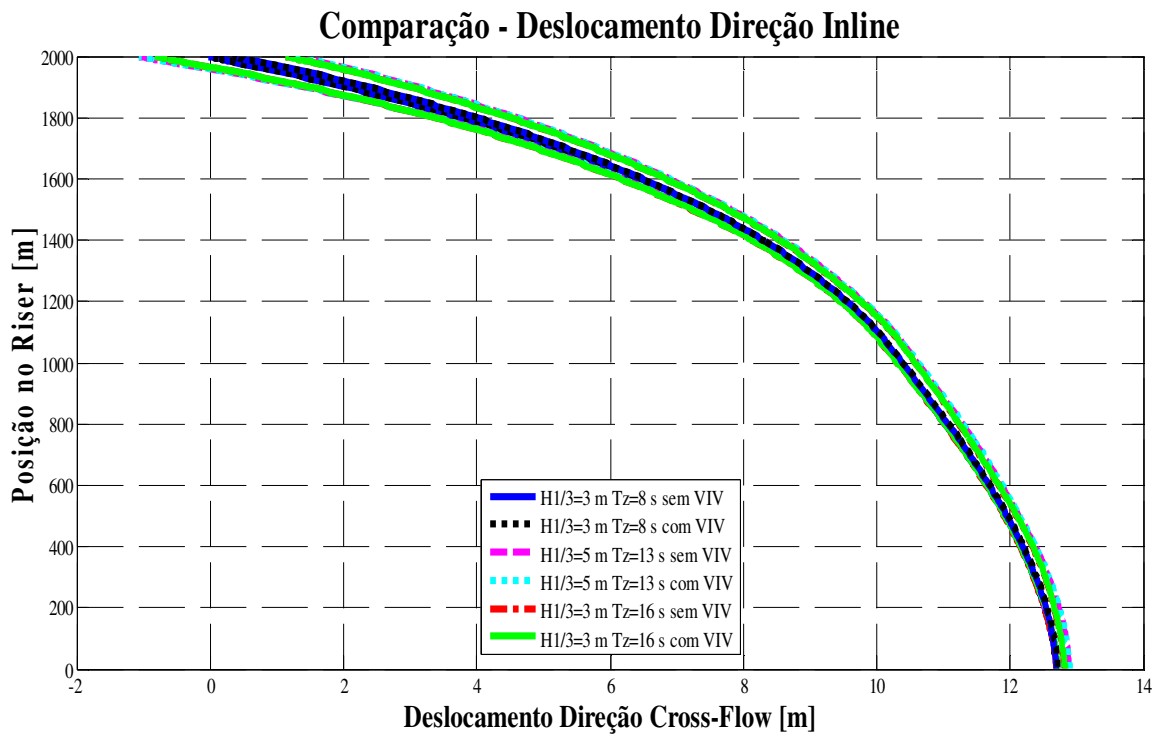


Figura B 15 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de deslocamento na direção *inline*

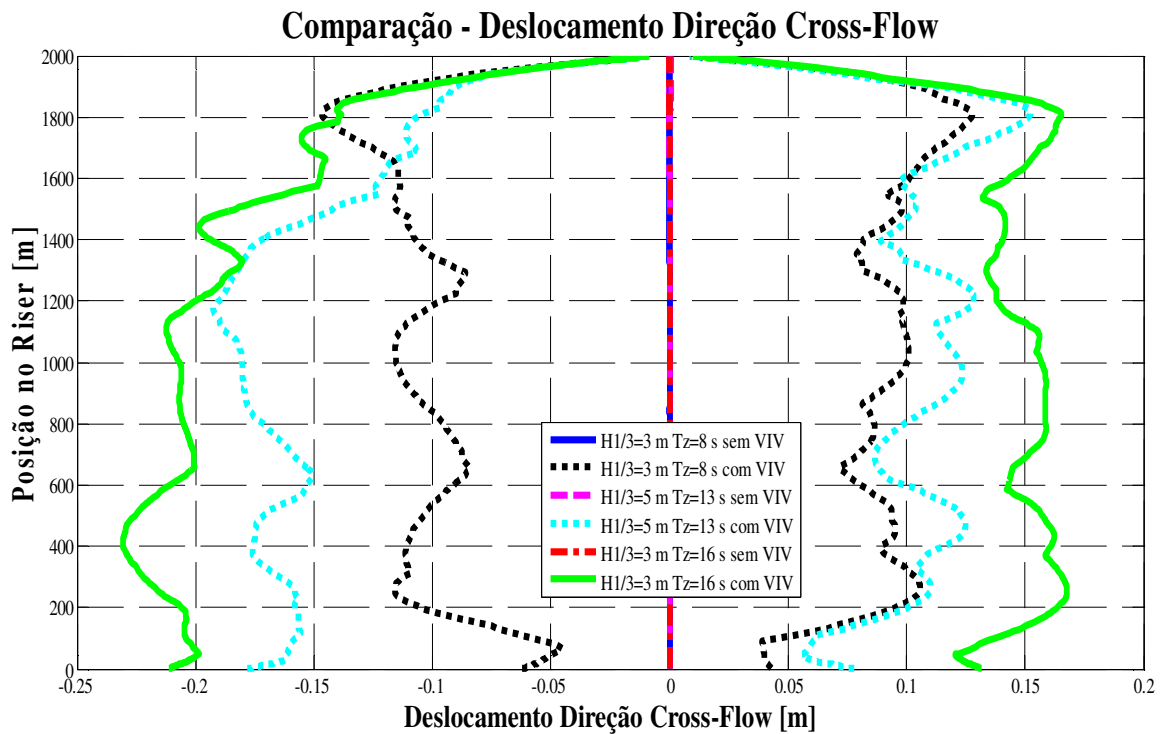


Figura B 16 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de deslocamento na direção *cross-flow*

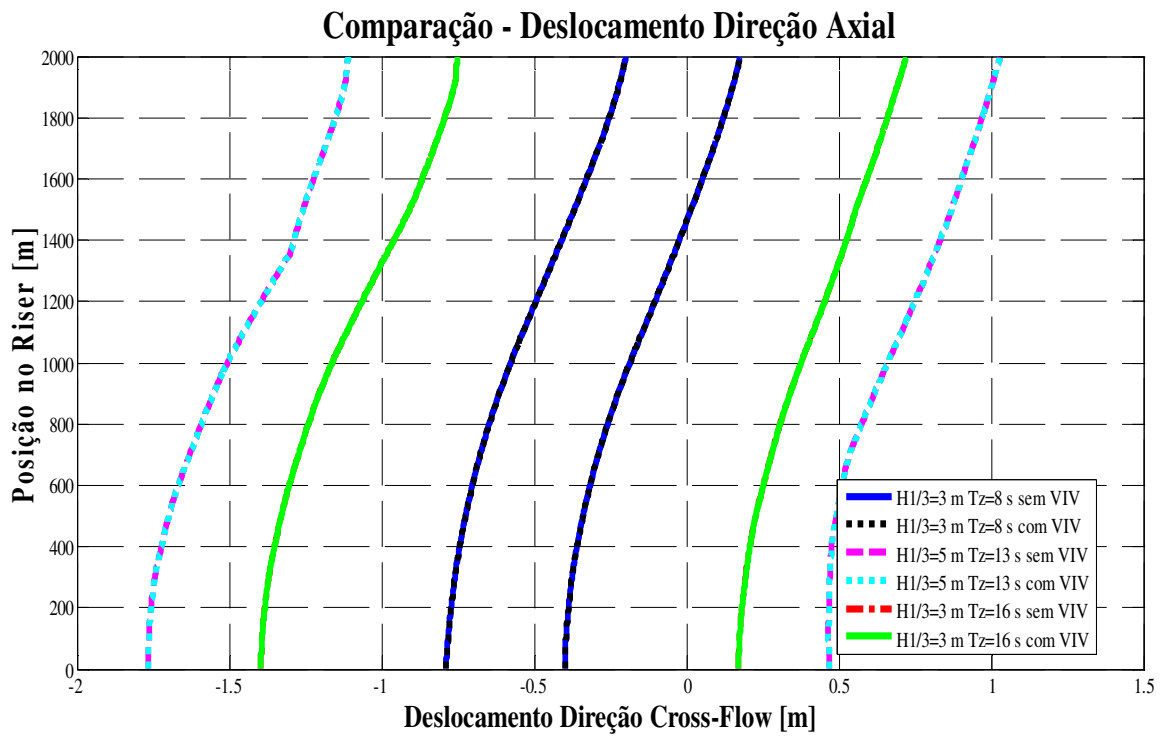


Figura B 17 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de deslocamento na direção axial

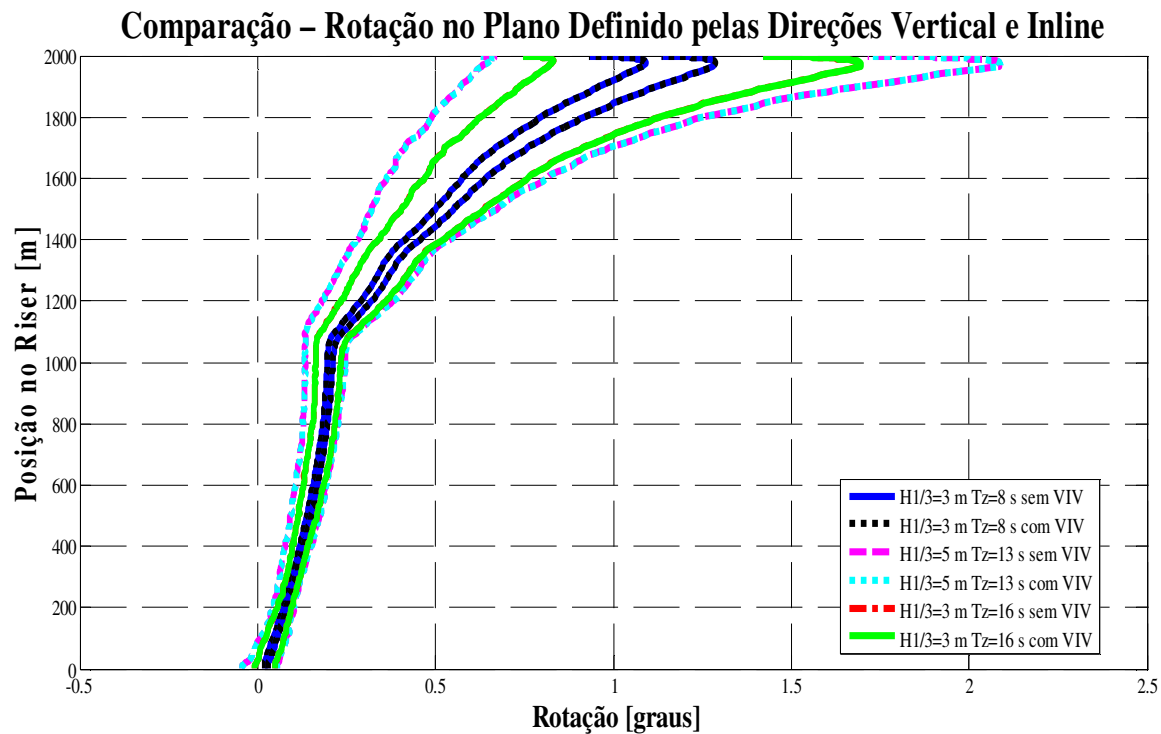


Figura B 18 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de rotação no plano definido pelas direções vertical *inline*

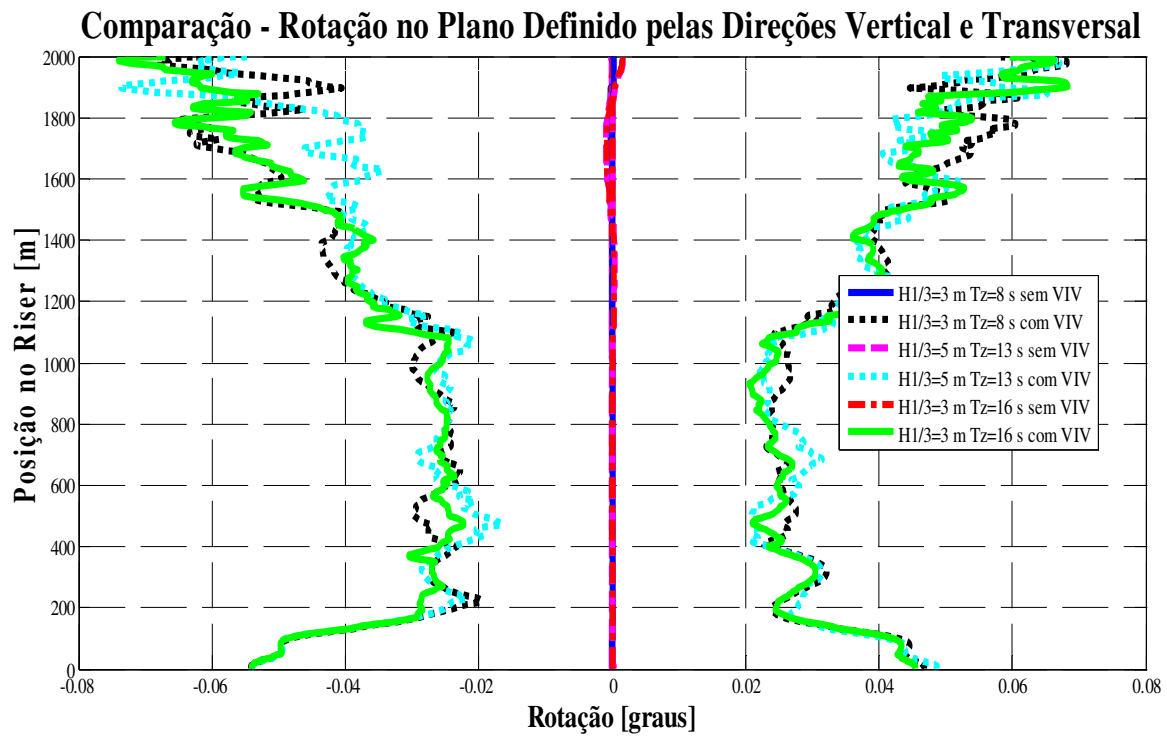


Figura B 19 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de rotação no plano definido pelas direções vertical e *cross-flow*

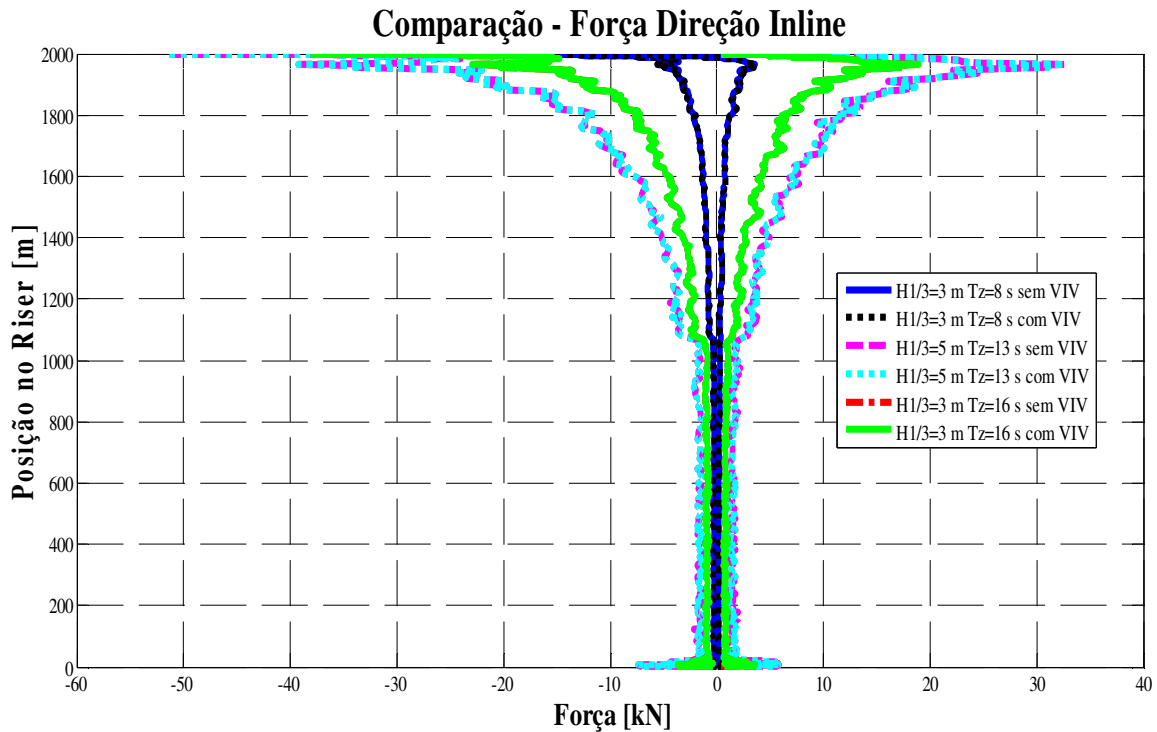


Figura B 20 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de força na direção *inline*

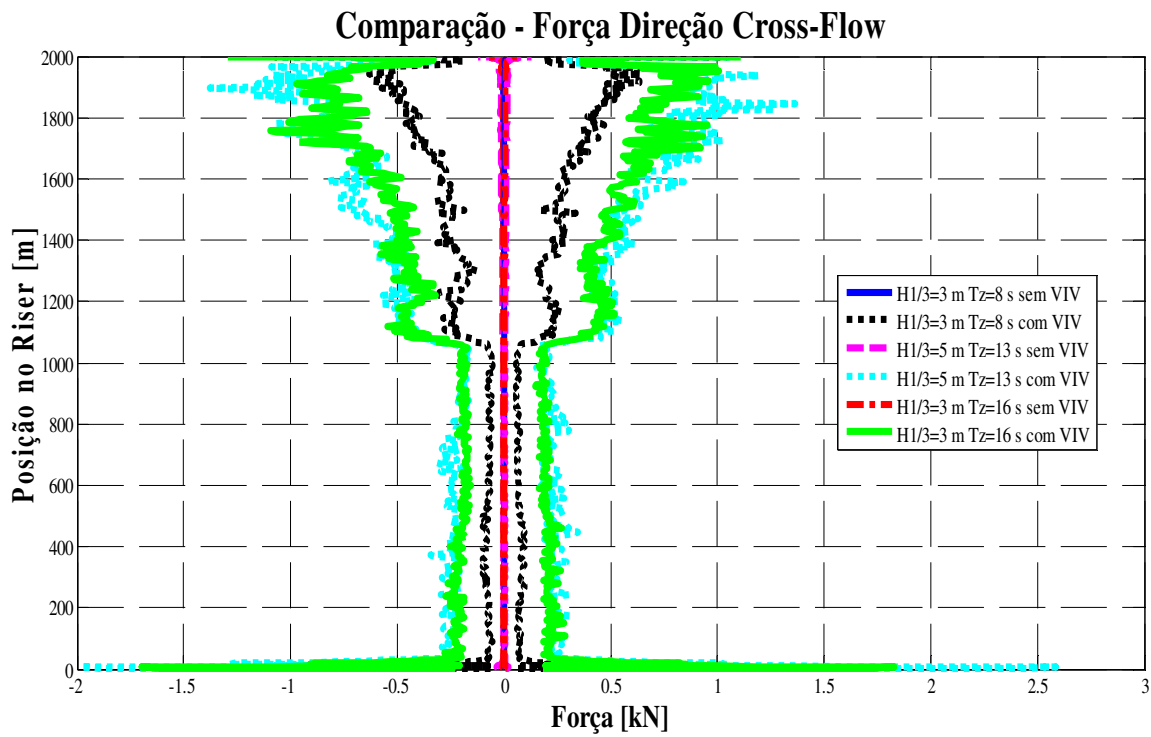


Figura B 21 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de força na direção *cross-flow*

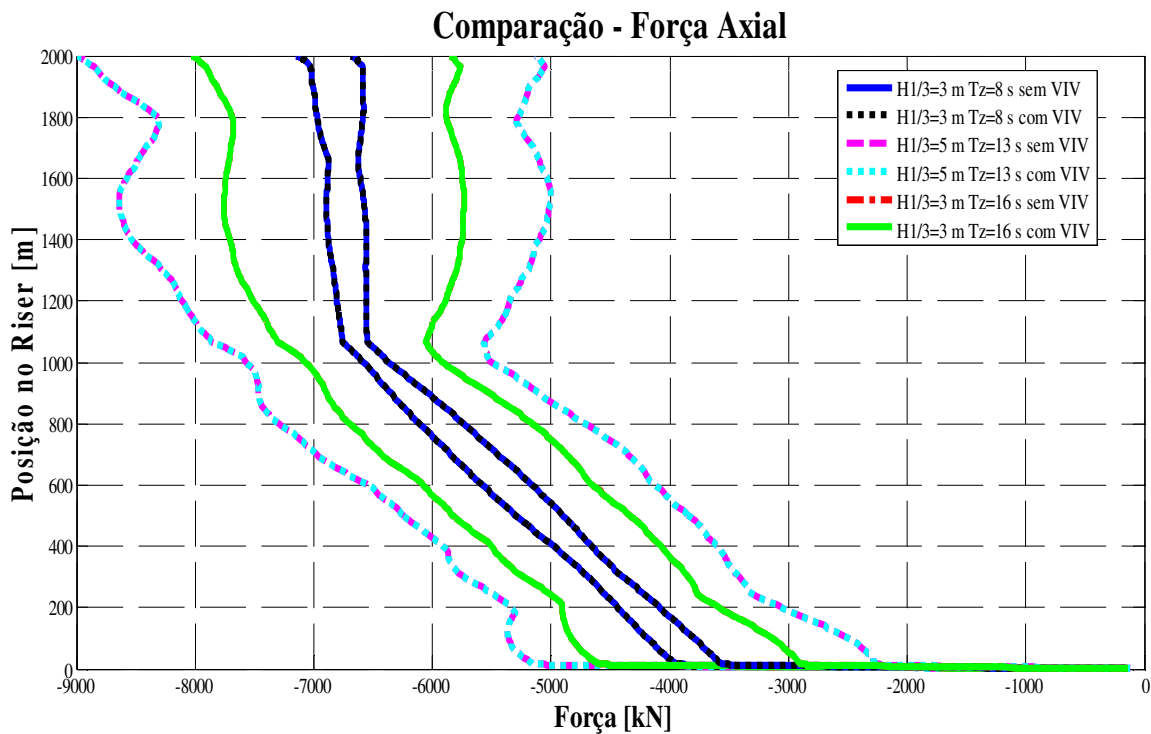


Figura B 22 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de força axial

Comparação - Momento Fletor no Plano Definido pelas Direções Vertical e Inline

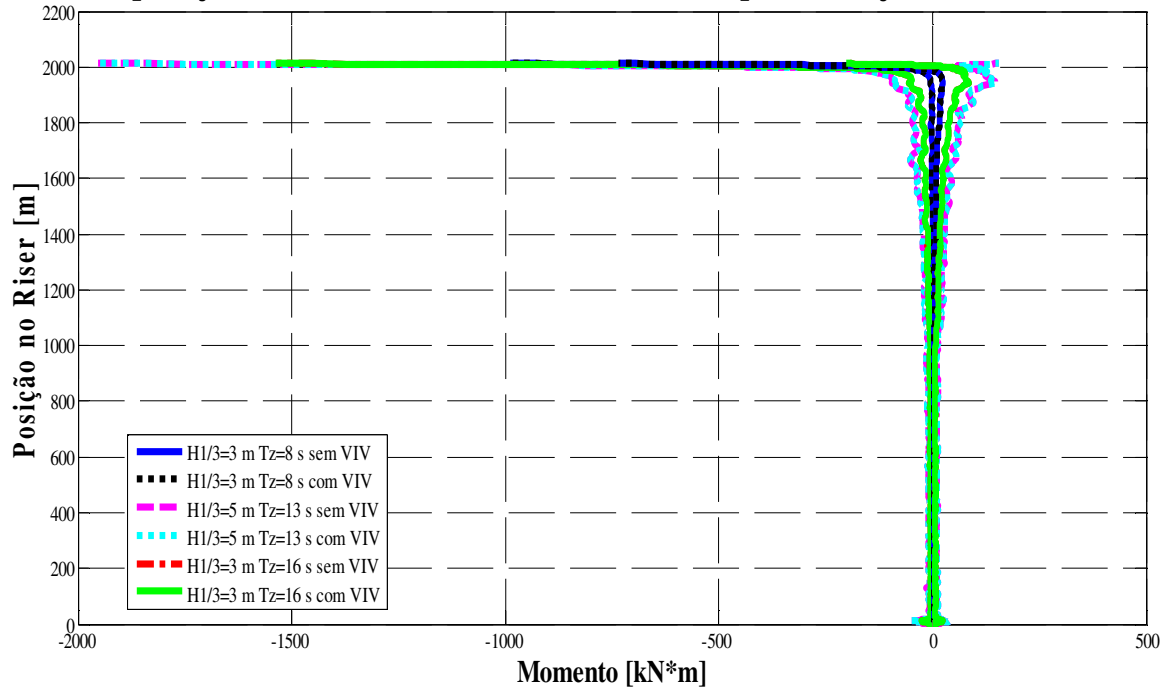


Figura B 23 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de momento fletor no plano definido pelas direções vertical e *inline*

Comparação - Momento Fletor no Plano Definido pelas Direções Vertical e Cross-Flow

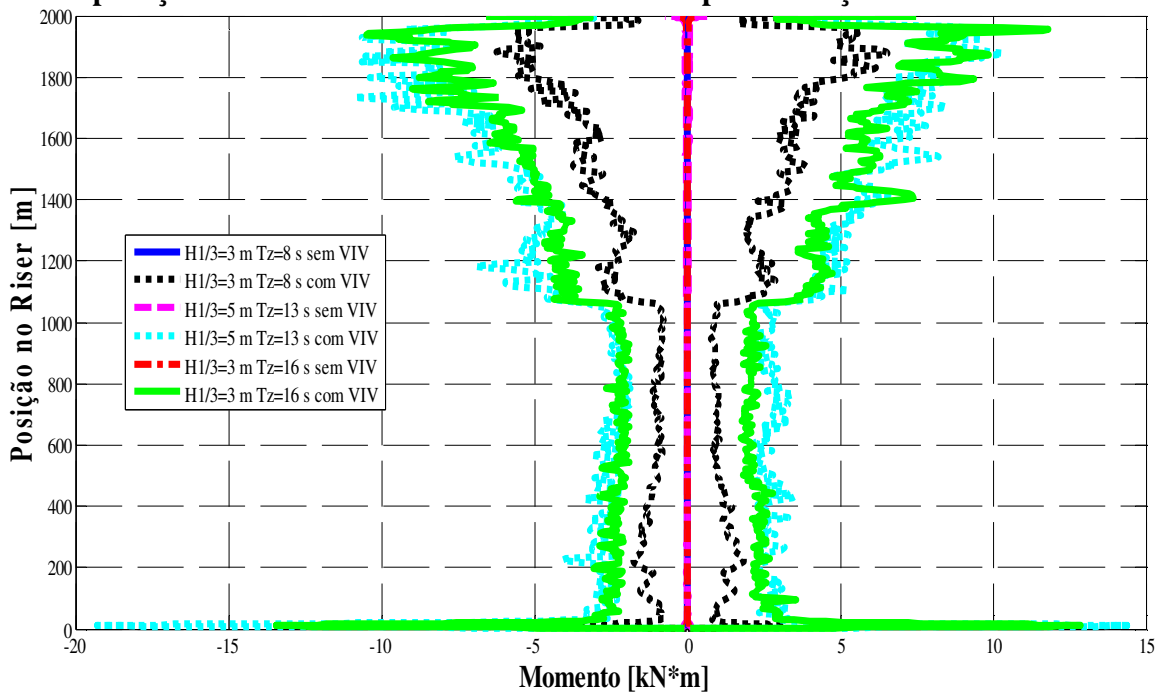


Figura B 24 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de momento fletor no plano definido pelas direções vertical e *cross-flow*

Comparação - Tensão devido ao Momento Fletor

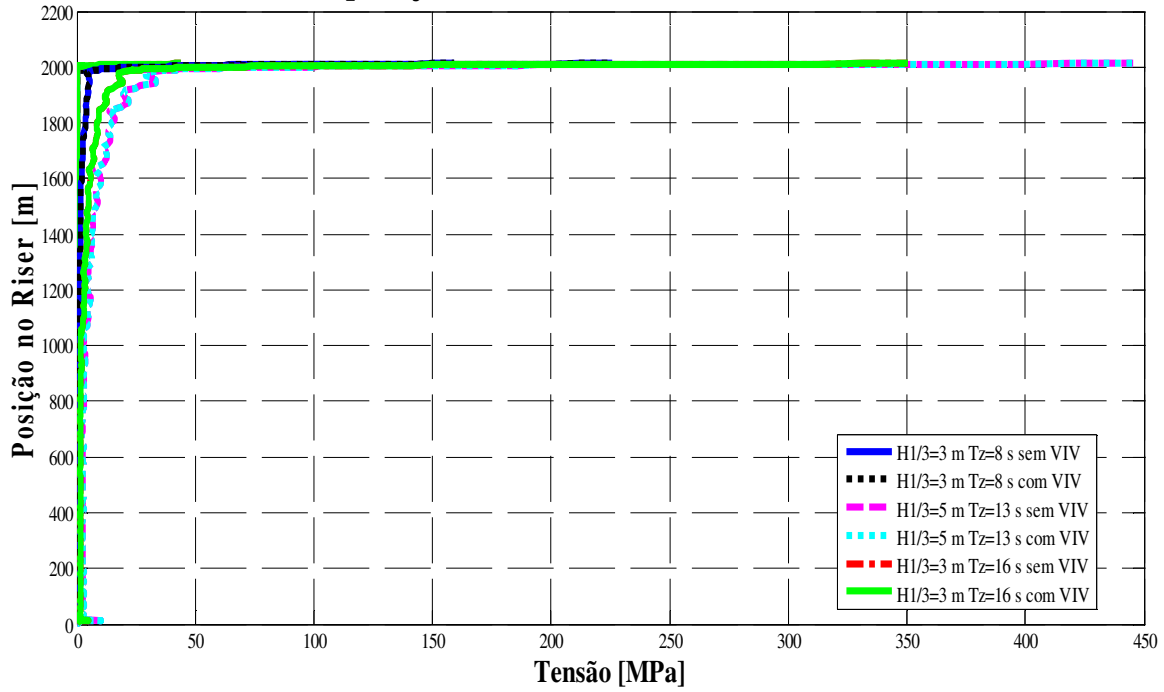


Figura B 25 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV na tensão devido ao momento fletor

Comparação - Tensão devido à Força Axial

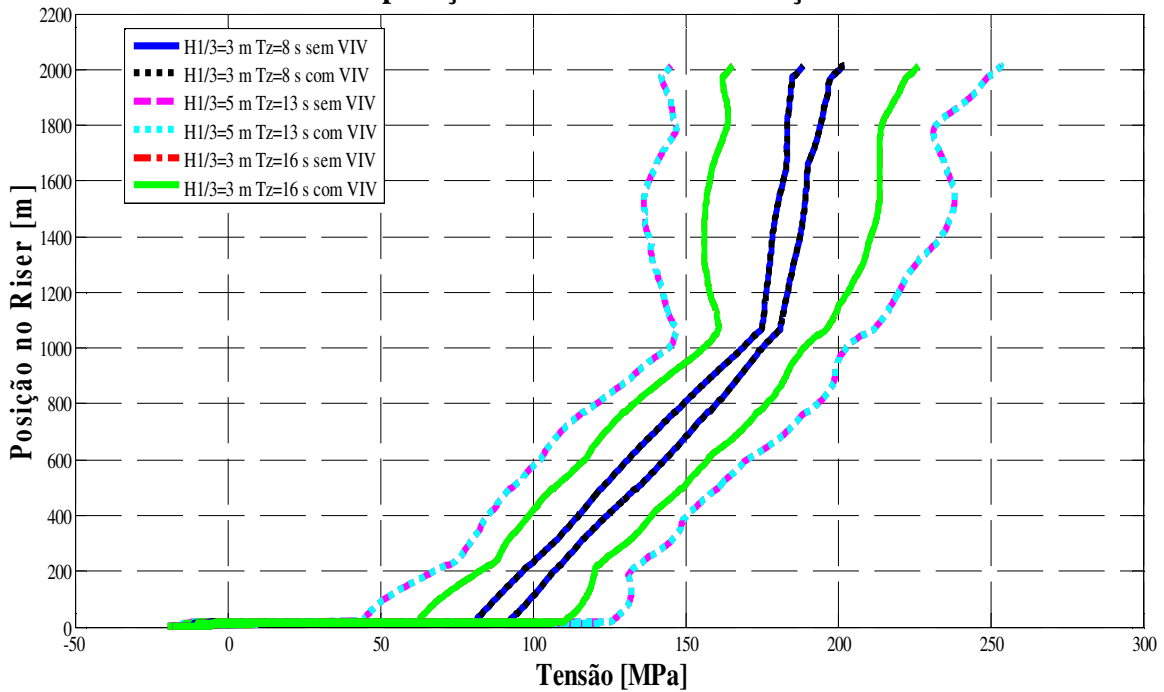


Figura B 26 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de tensão devido à força axial

Comparação - Tensão de Cisalhamento

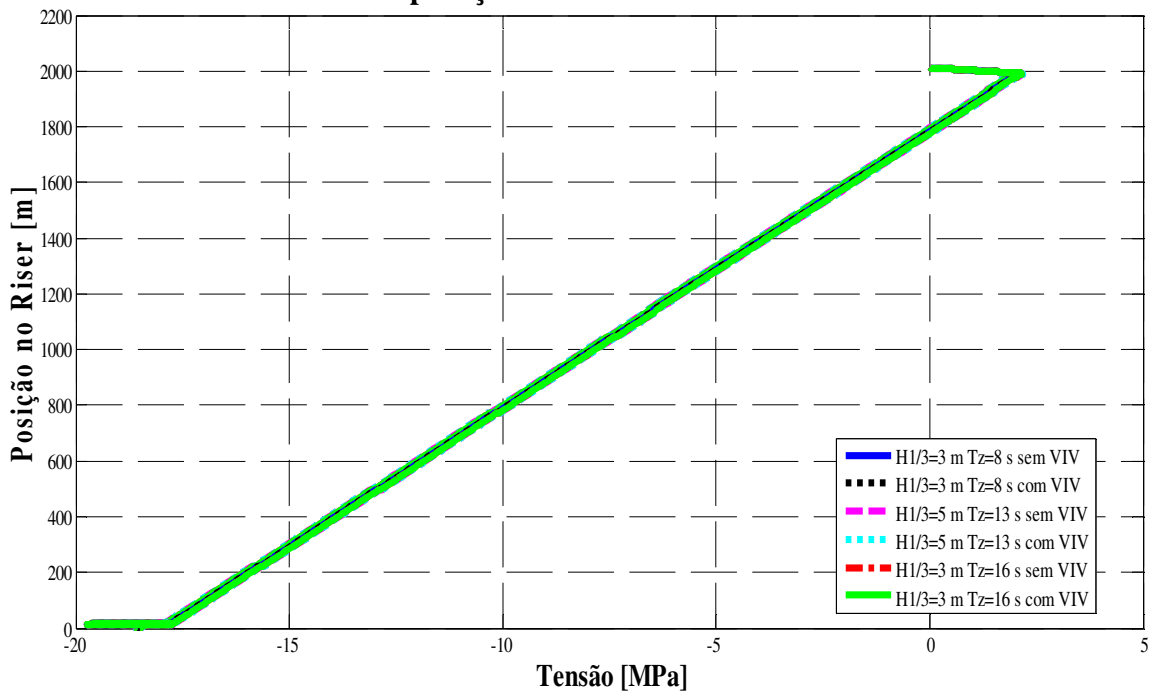


Figura B 27 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de tensão de cisalhamento

Comparação - Tensão de von Mises

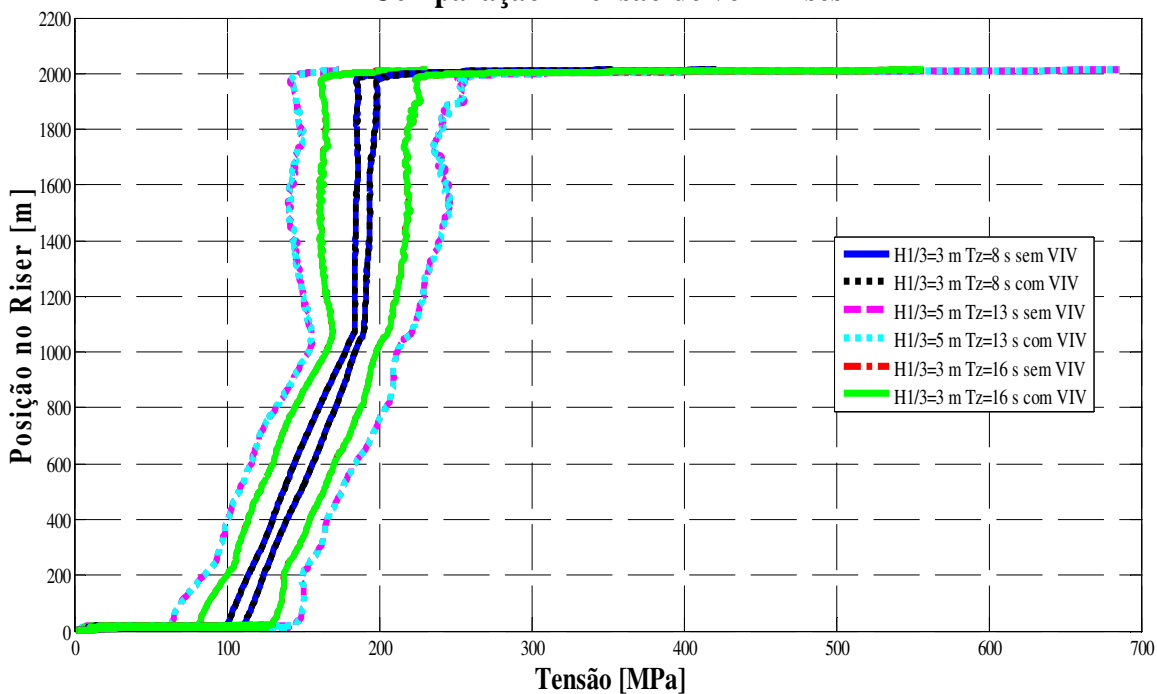


Figura B 28 – Comparação do efeito do acréscimo de VIV no envelope de tensão de von Mises

APÊNDICE C – CURVAS DE NÍVEL

A seguir são apresentados os gráficos de curvas de nível gerados a partir dos resultados obtidos das simulações computacionais realizadas, e a partir dos quais foram criados os mapas operacionais apresentados no Capítulo 4 desta dissertação.

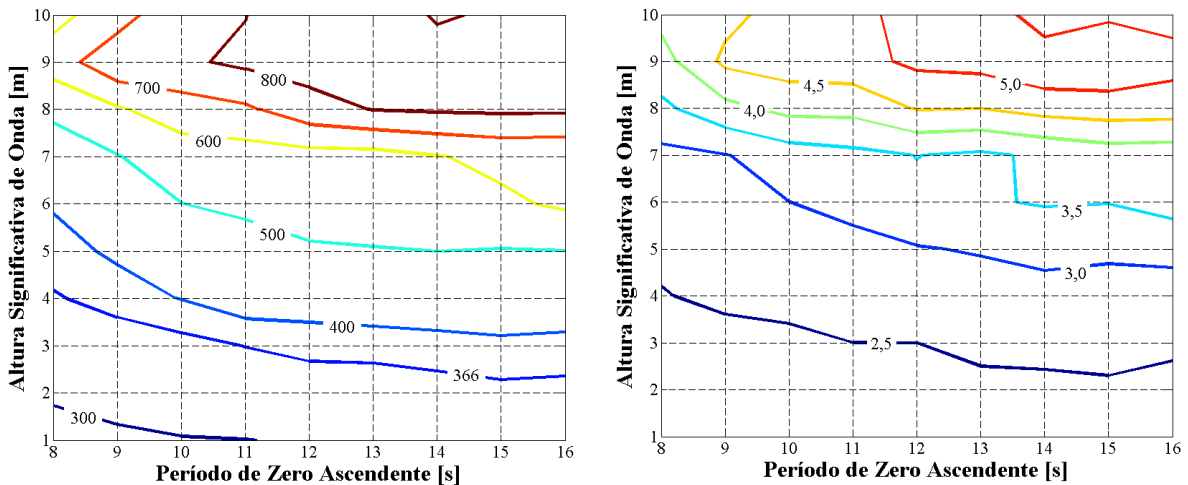


Figura C 1- Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_{\theta} = 686$ kNm/graup, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 135 graus

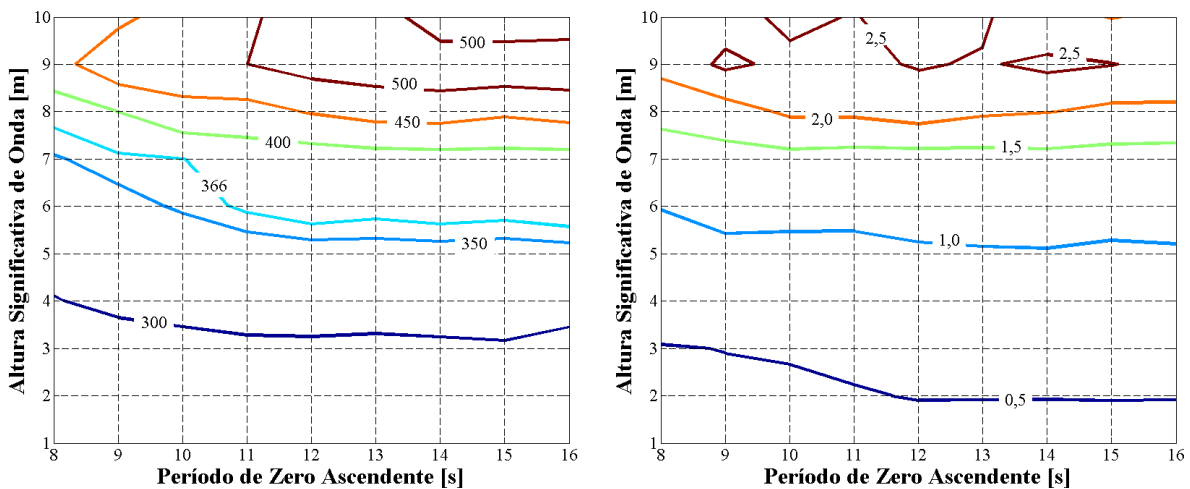


Figura C 2- Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_{\theta} = 686$ kNm/graup, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 90 graus

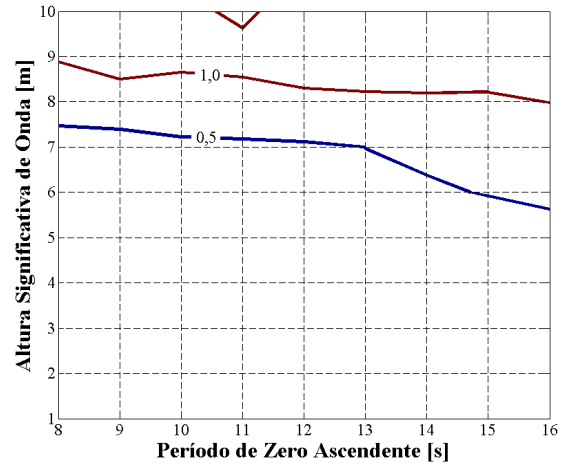
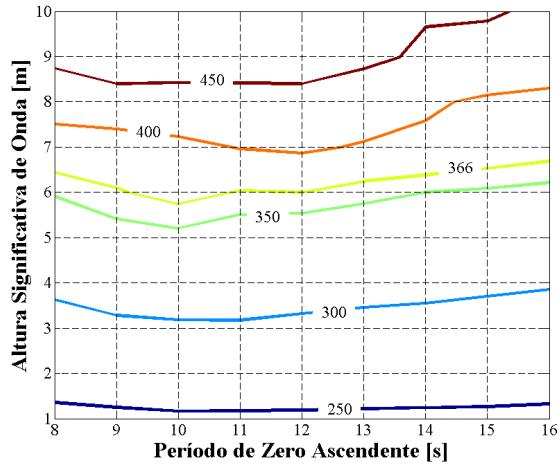


Figura C 3 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 686 \text{ kNm/gra}$, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 45 graus

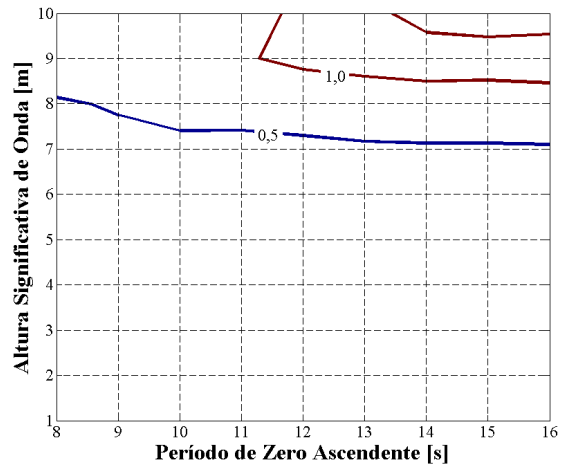
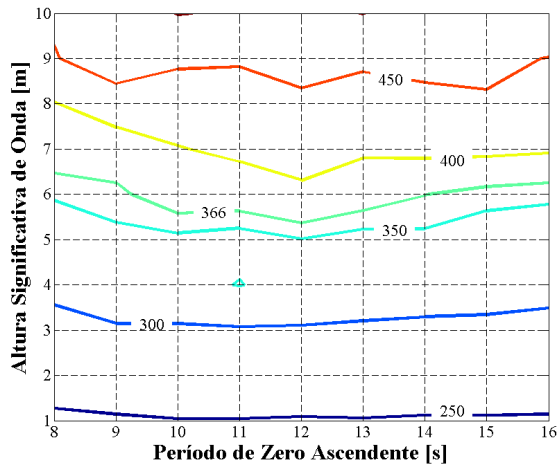


Figura C 4 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 686 \text{ kNm/gra}$, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 0 graus

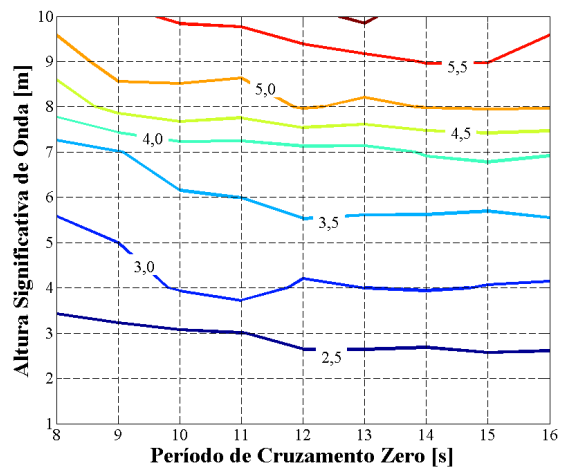
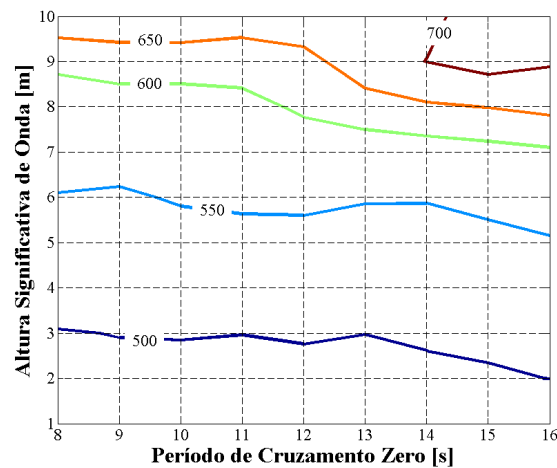


Figura C 5 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 686 \text{ kNm/gra}$, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 180 graus

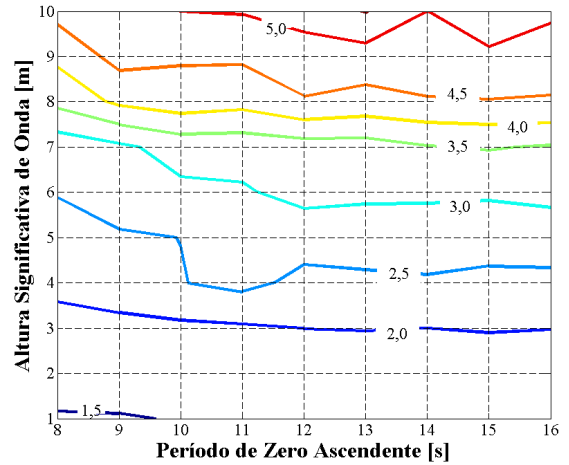
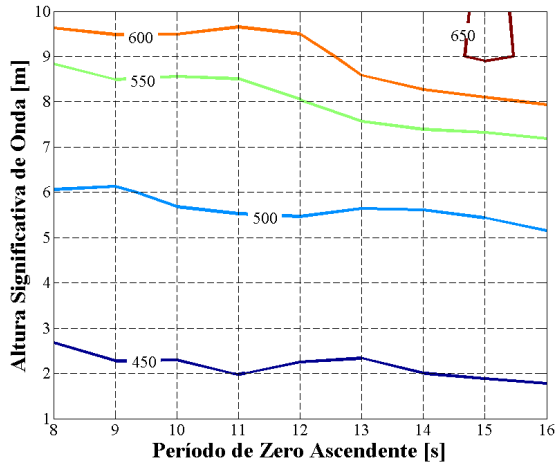


Figura C 6 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no riser e inclinação no topo do riser; $k_\theta = 686$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 135 graus

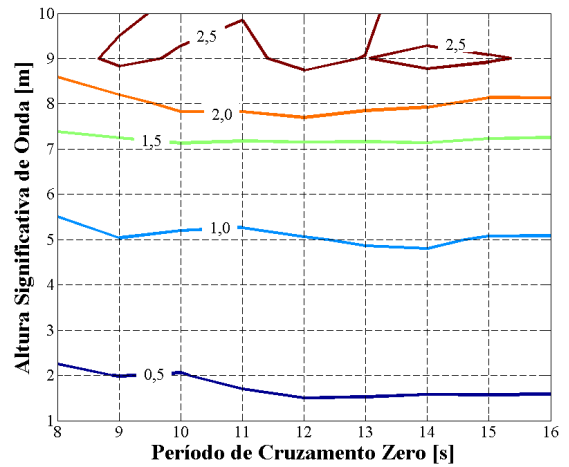
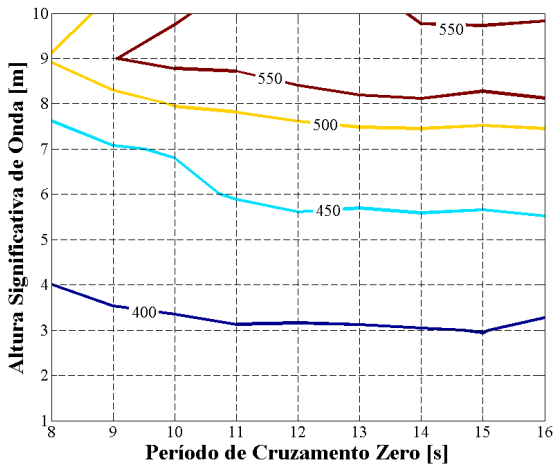


Figura C 7 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 686$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 90 graus

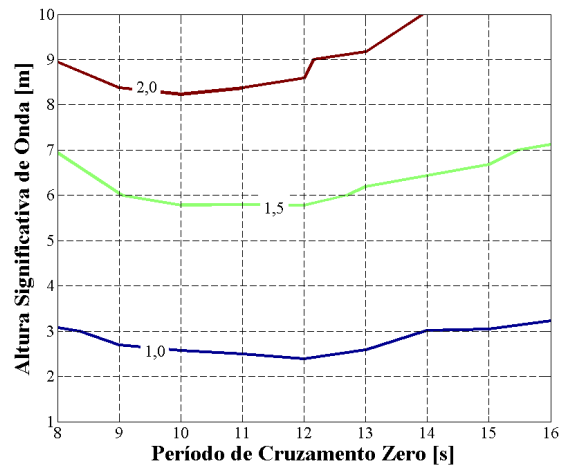
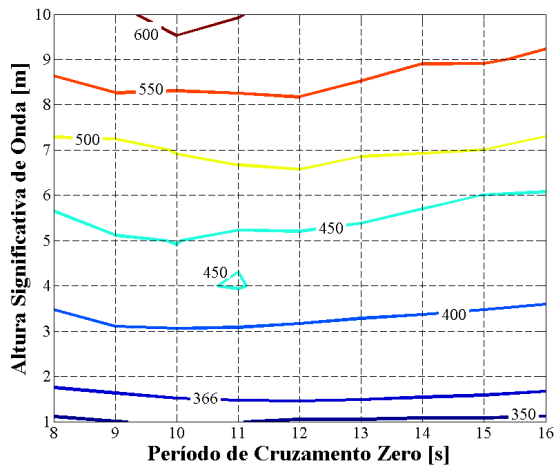


Figura C 8 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 686$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 45 graus

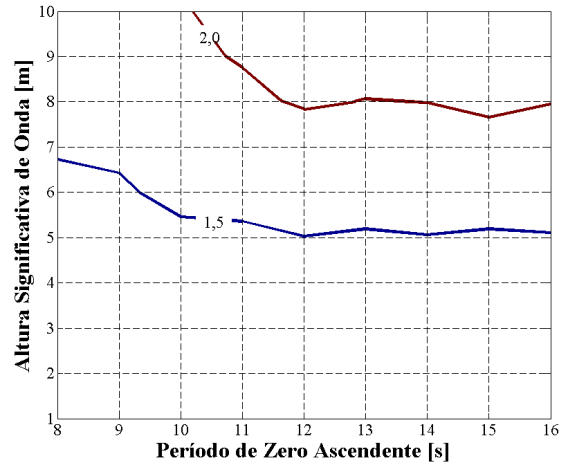
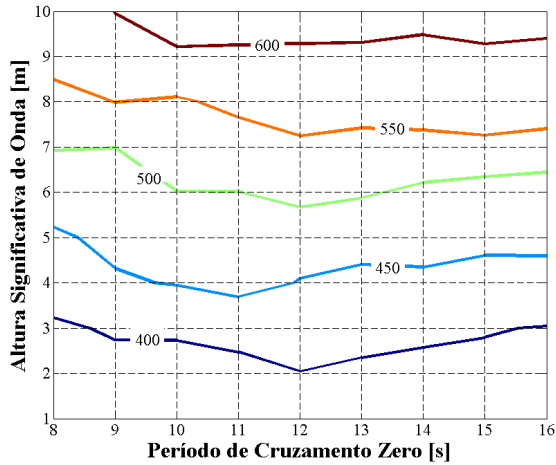


Figura C 9 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 686 \text{ kNm/gra}$, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 0 graus

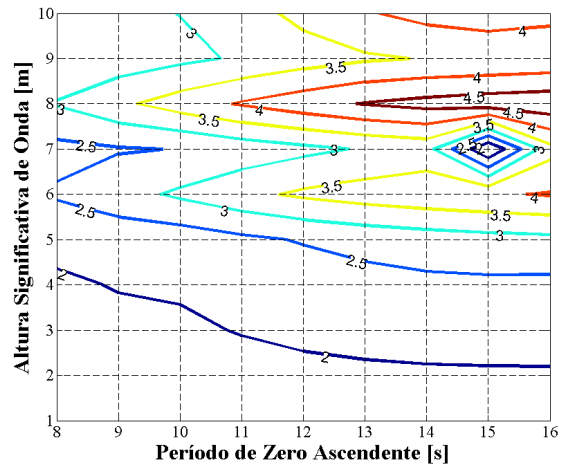
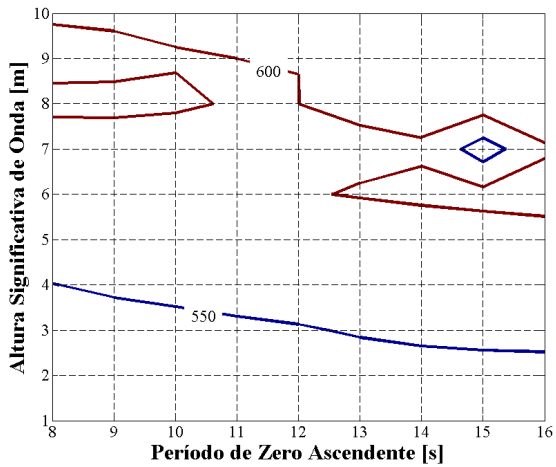


Figura C 10 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 686 \text{ kNm/gra}$, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 45 graus

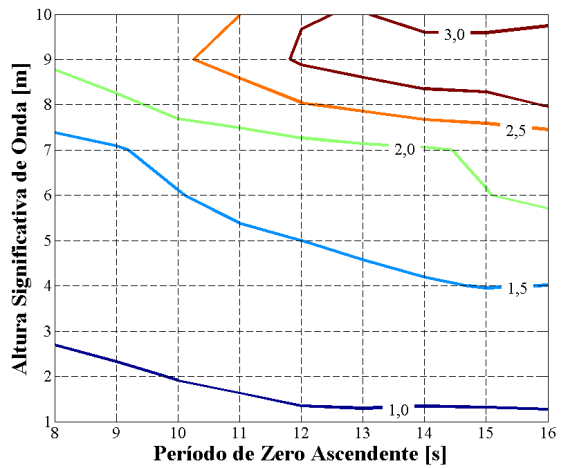
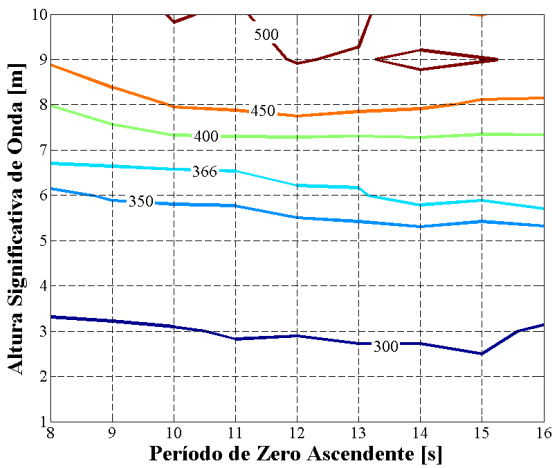


Figura C 11 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 338 \text{ kNm/gra}$, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 180 graus

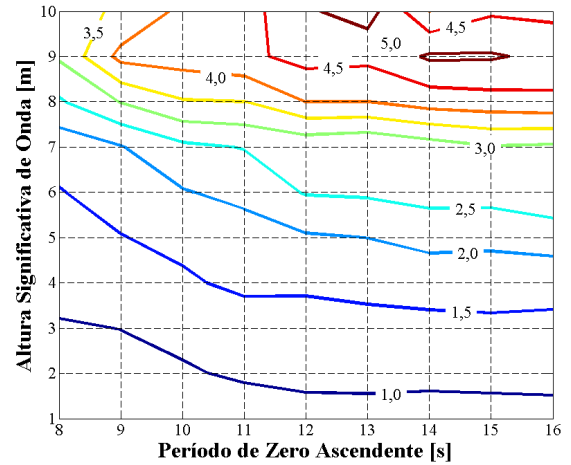
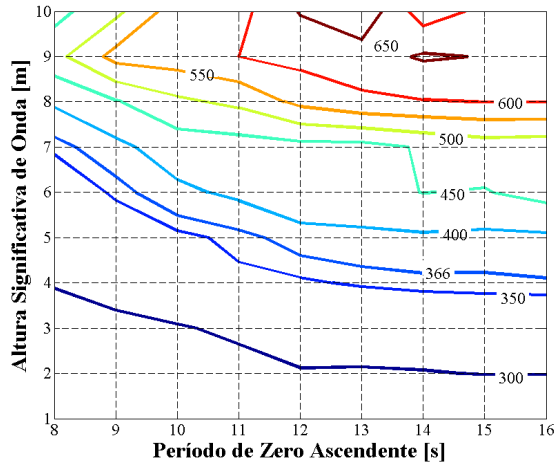


Figura C 12 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 135 graus

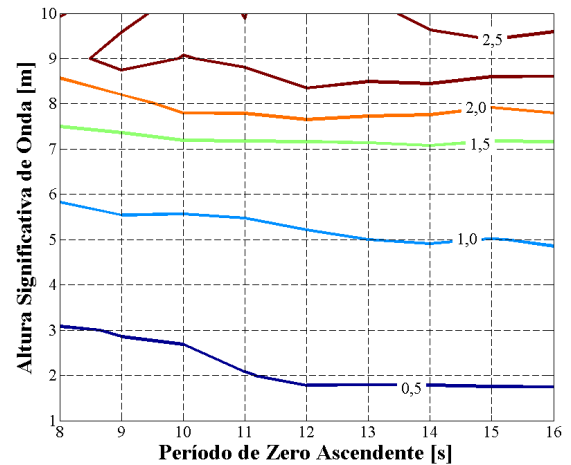
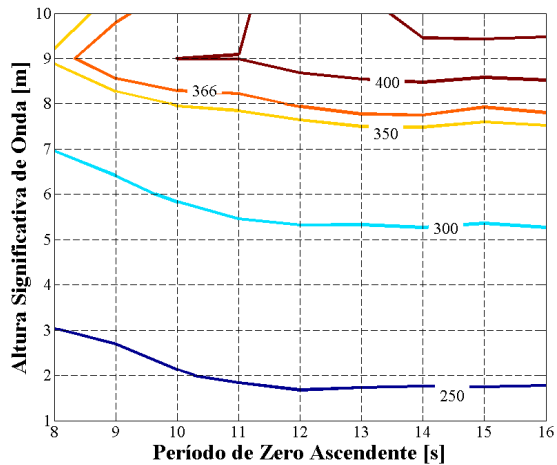


Figura C 13 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 90 graus

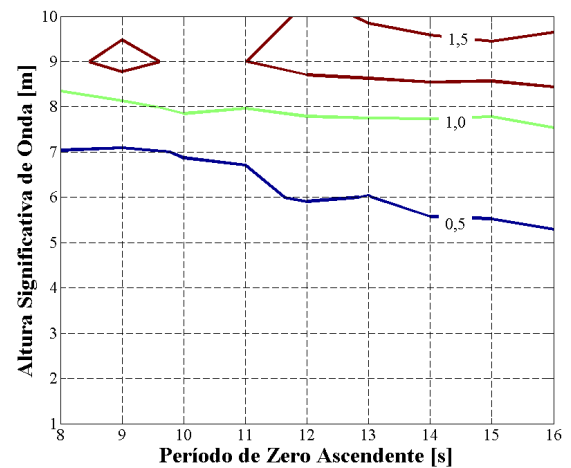
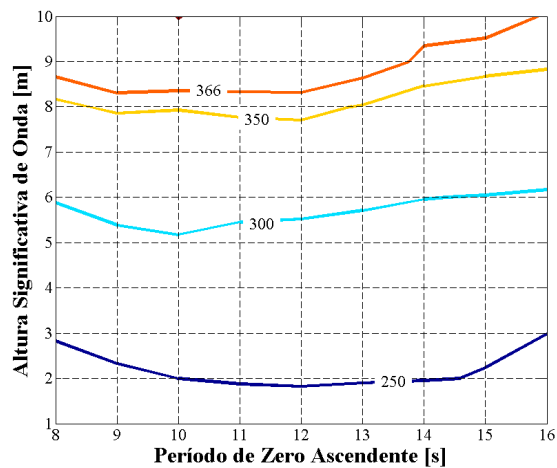


Figura C 14 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 45 graus

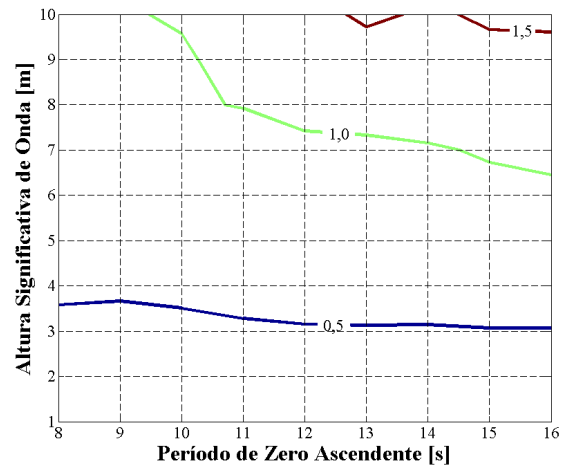
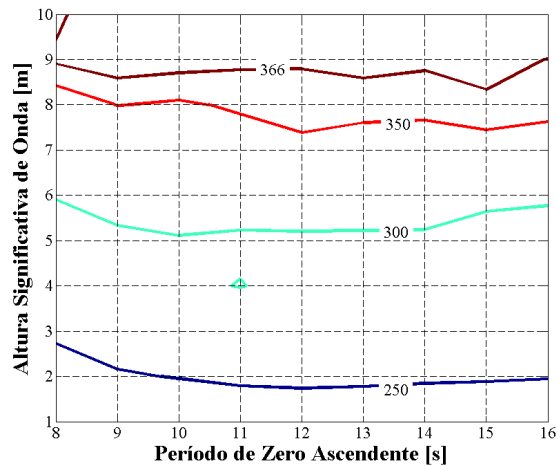


Figura C 15 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 0 graus

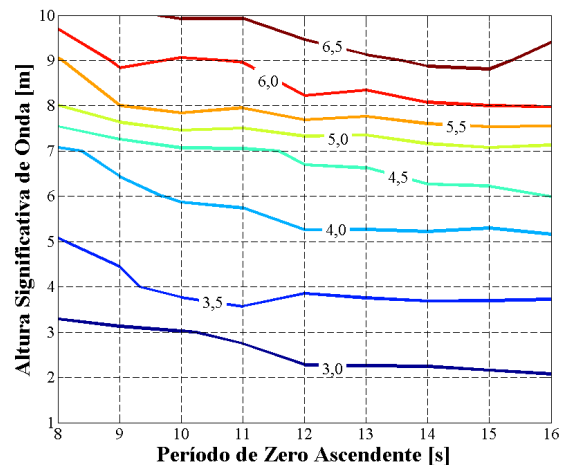
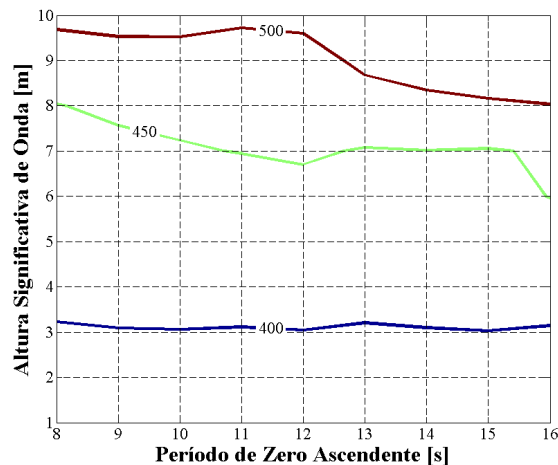


Figura C 16 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 180 graus

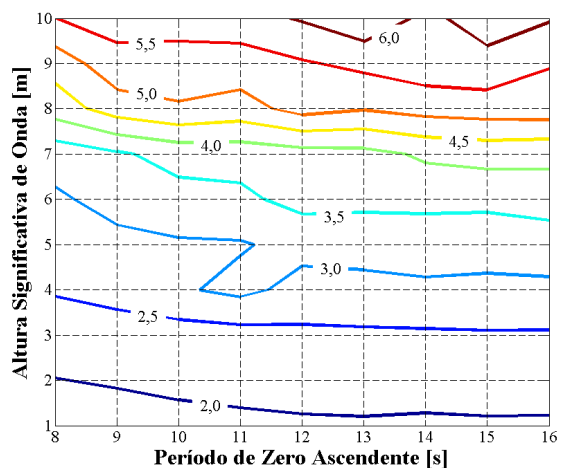
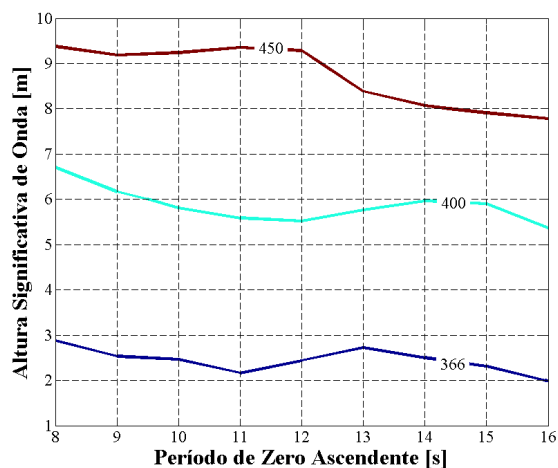


Figura C 17 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 135 graus

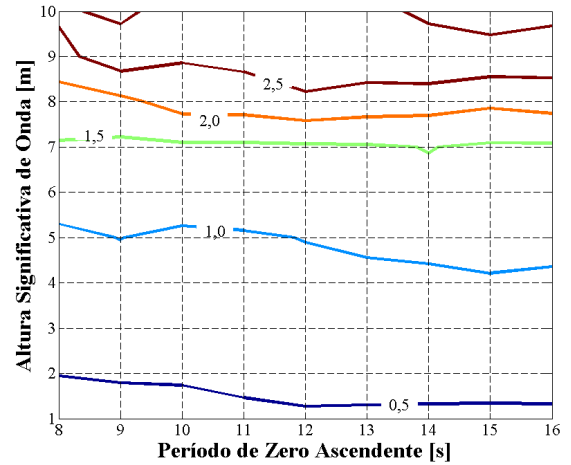
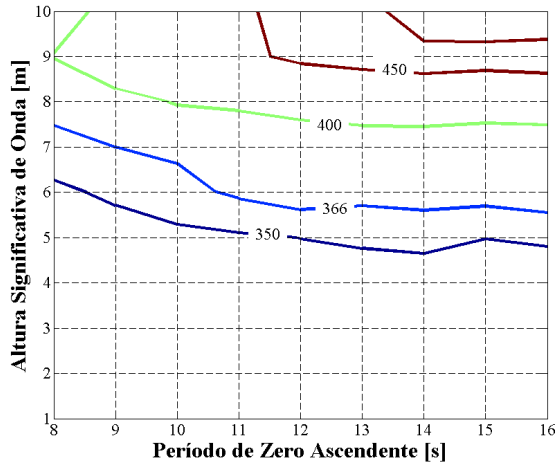


Figura C 18 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 90 graus

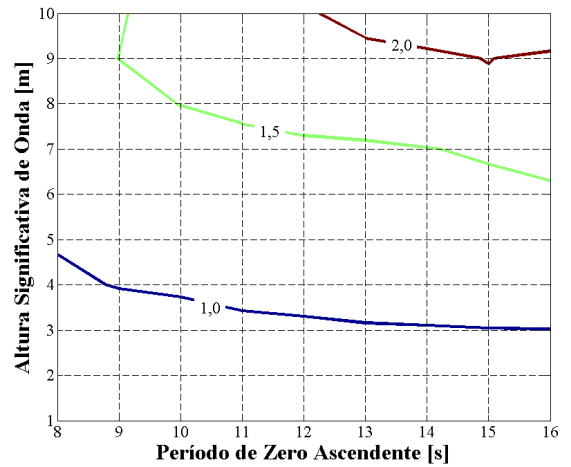
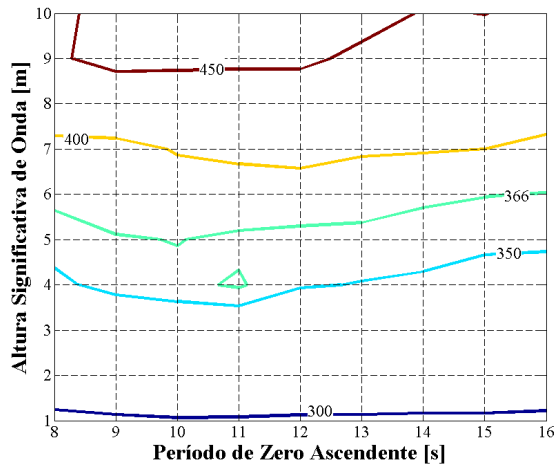


Figura C 19 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 45 graus

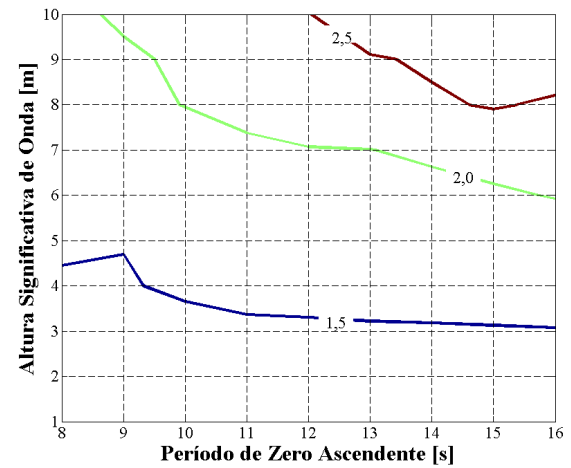
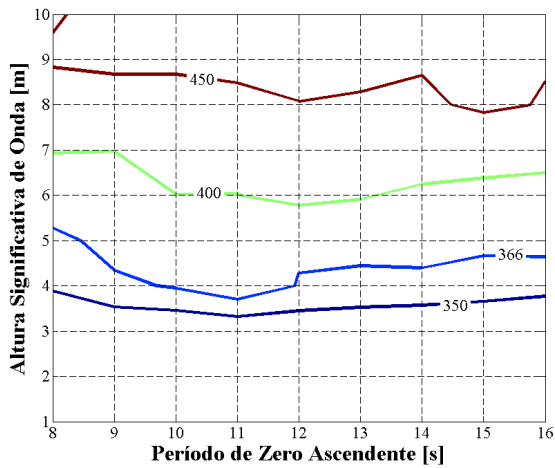


Figura C 20 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 338$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 0 graus

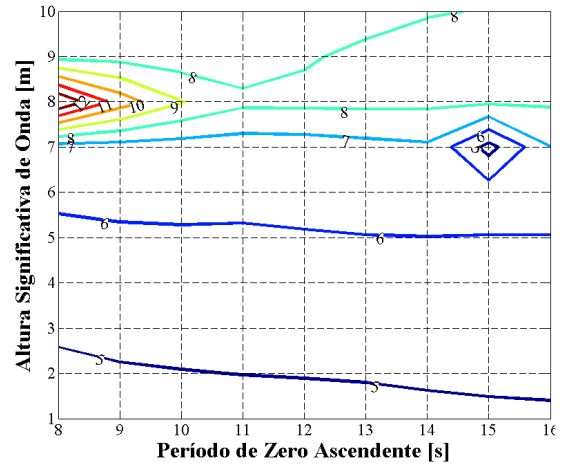
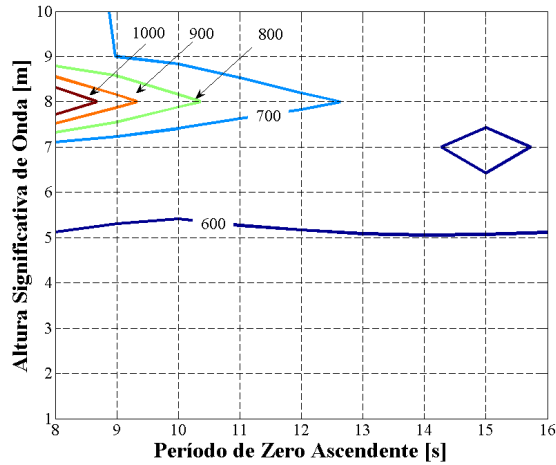


Figura C 21 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*, $k_\theta = 338$ kNm/grauro, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 180 graus

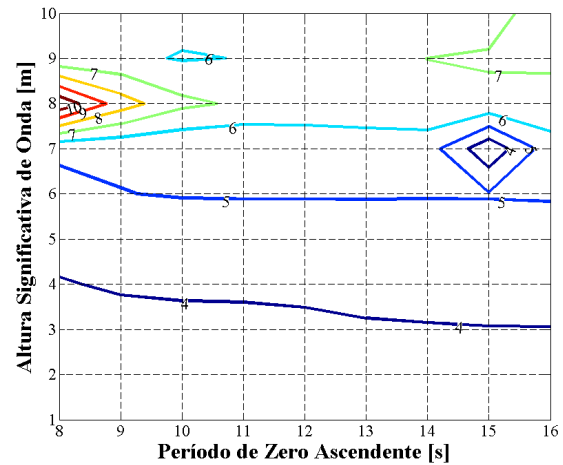
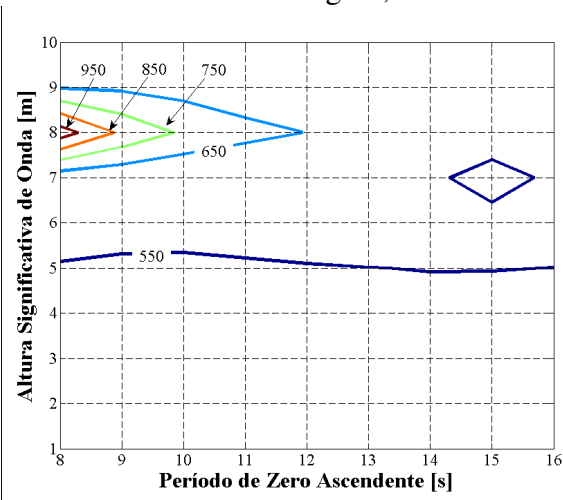


Figura C 22 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 338$ kNm/grauro, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 135 graus

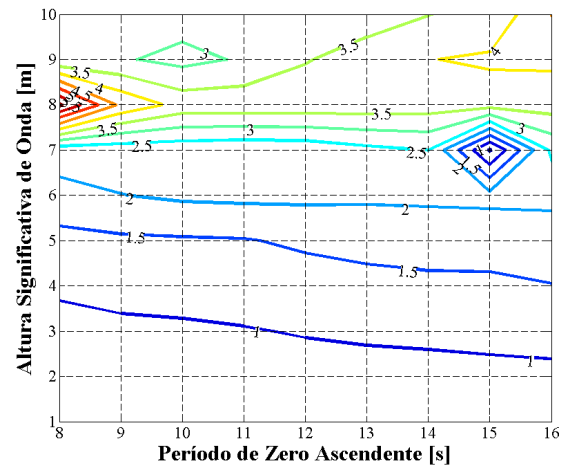
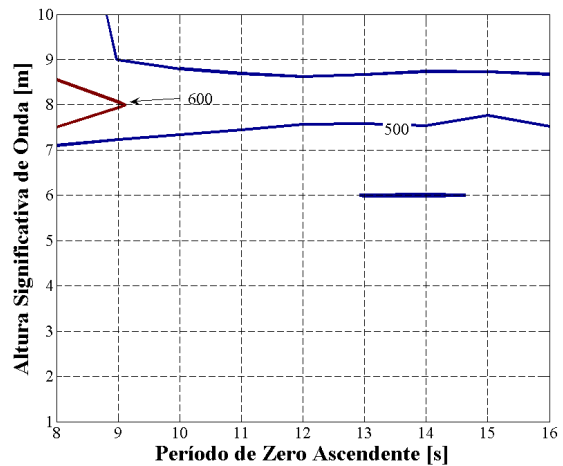


Figura C 23- Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 338$ kNm/grauro, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 90 graus

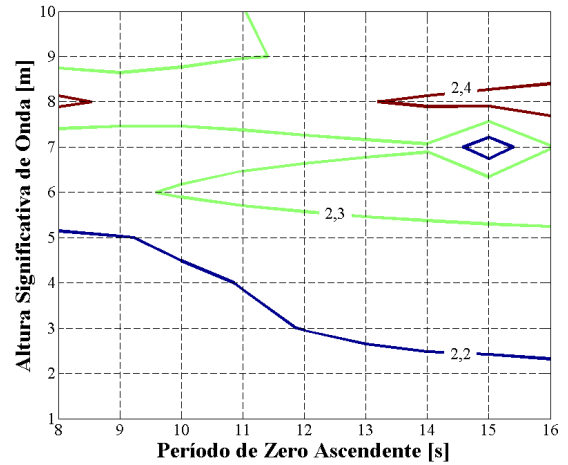
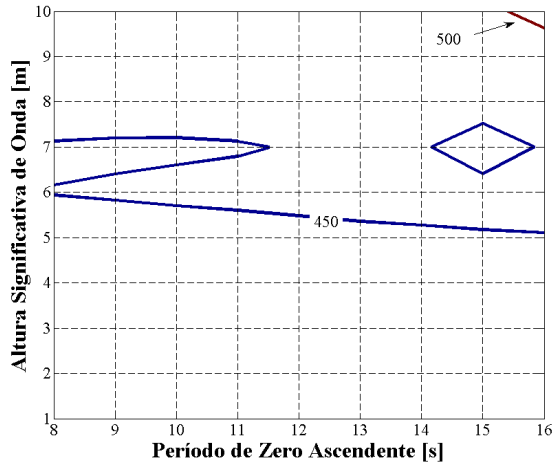


Figura C 24 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_{\theta} = 338$ kNm/graup, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 45 graus

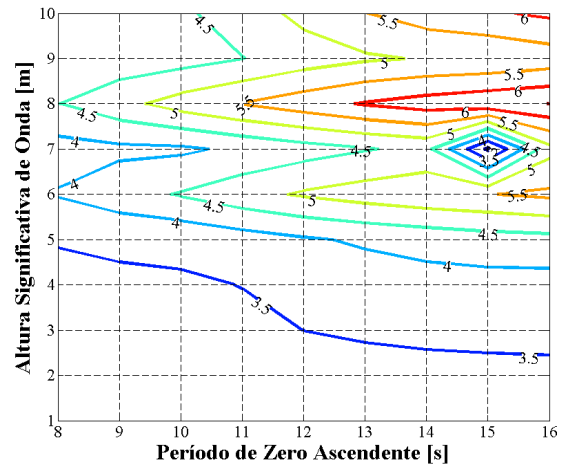
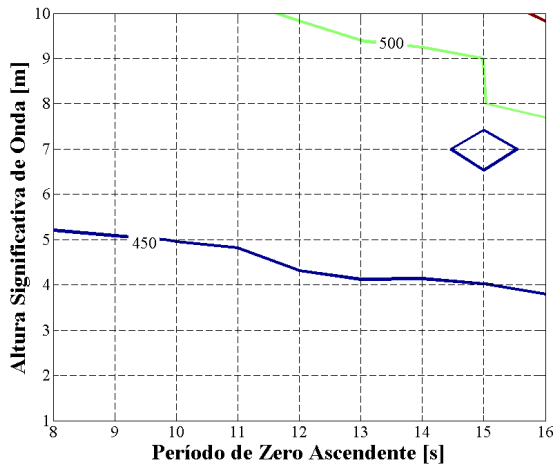


Figura C 25 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_{\theta} = 338$ kNm/graup, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 0 graus

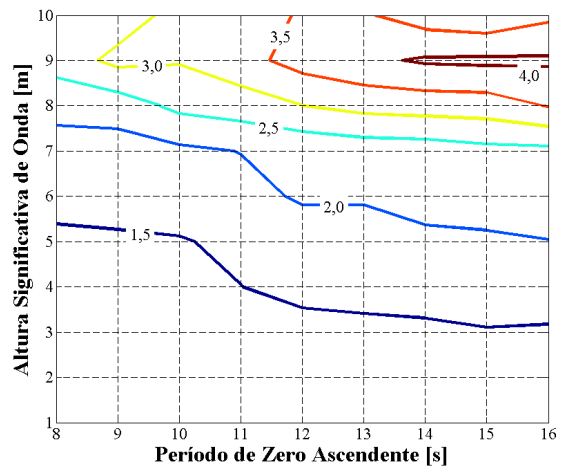
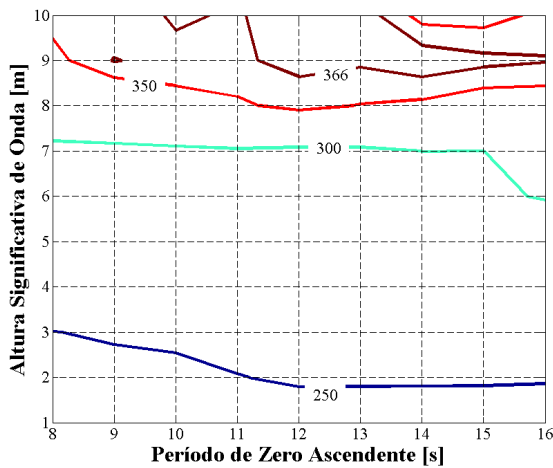


Figura C 26 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_{\theta} = 169$ kNm/graup, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 180 graus

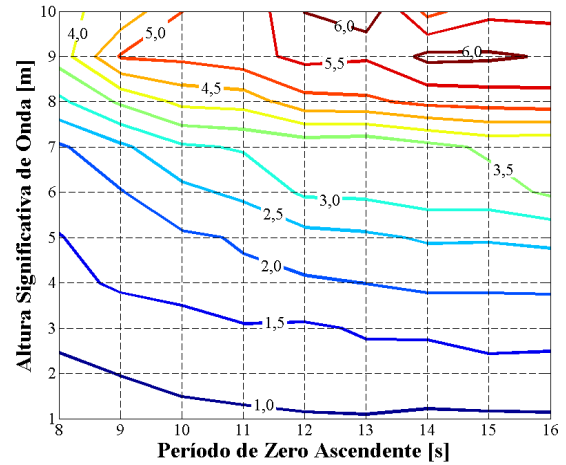
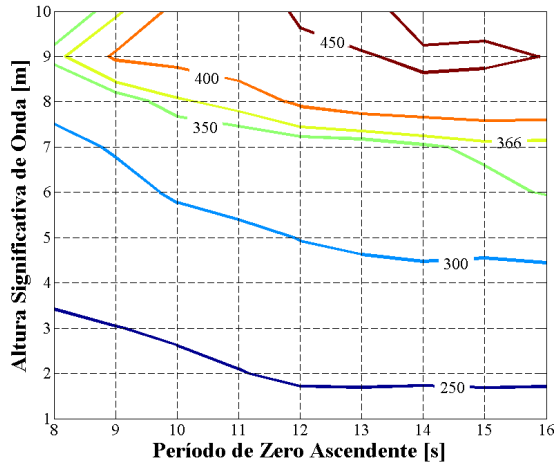


Figura C 27 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 135 graus

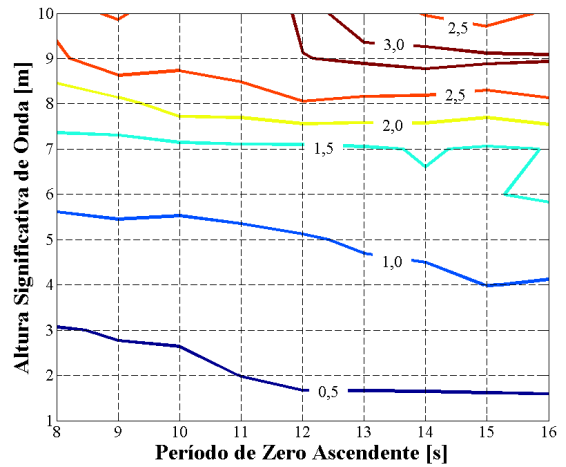
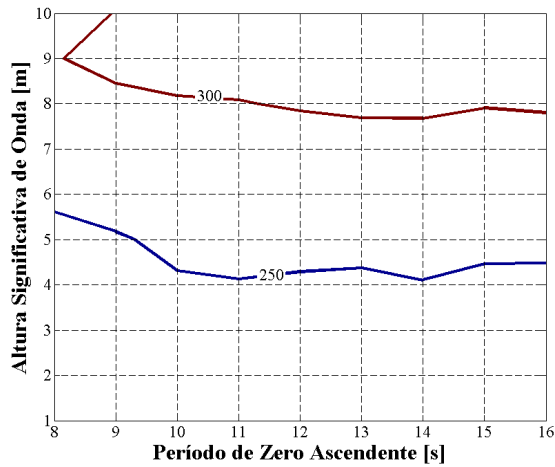


Figura C 28 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 90 graus

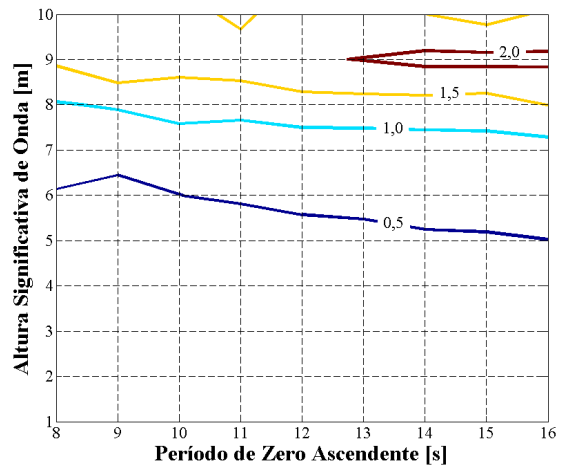
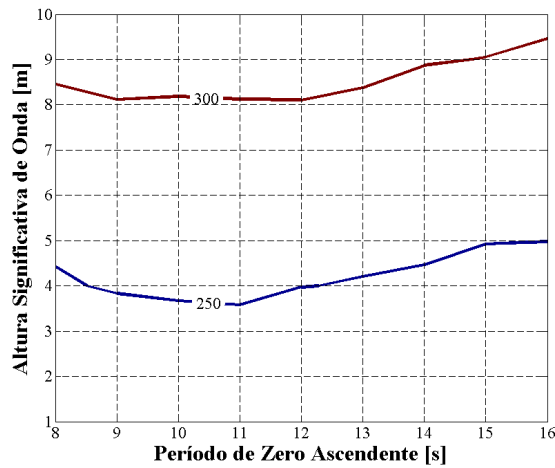


Figura C 29 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 45 graus

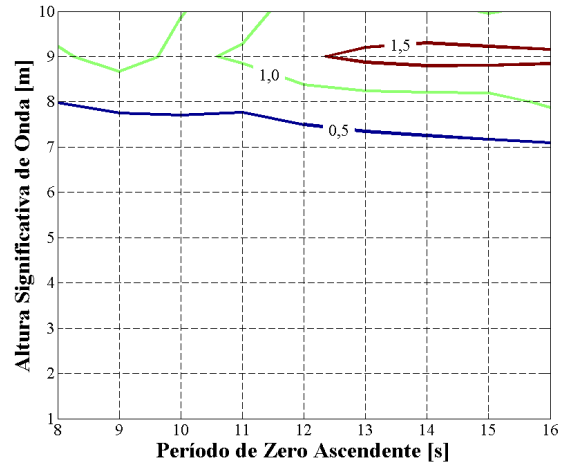
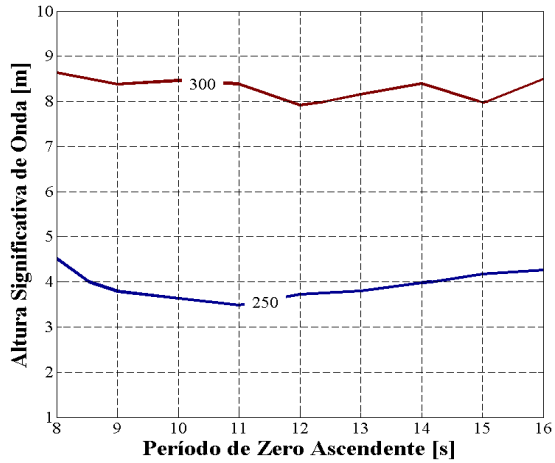


Figura C 30 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 0,5 nó, direção de 0 graus

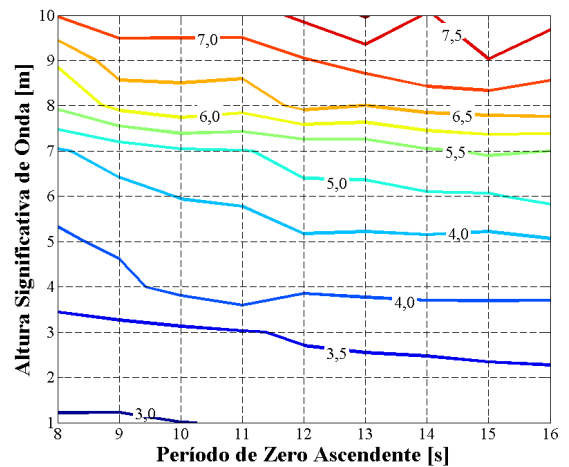
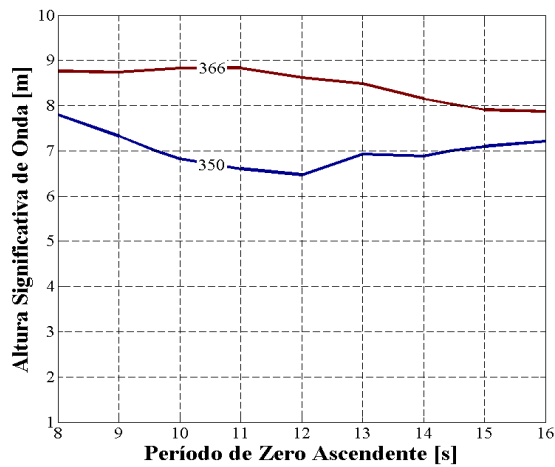


Figura C 31 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 180 graus

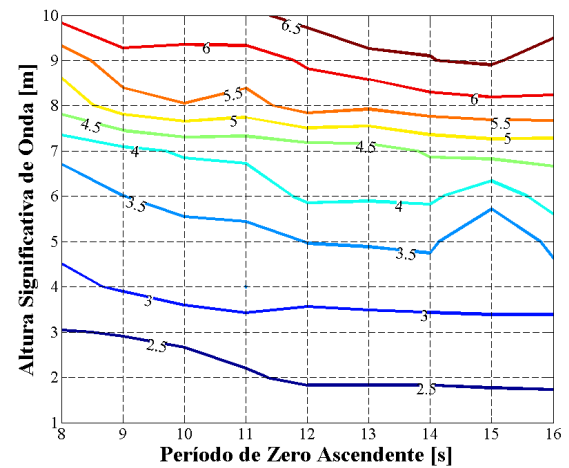
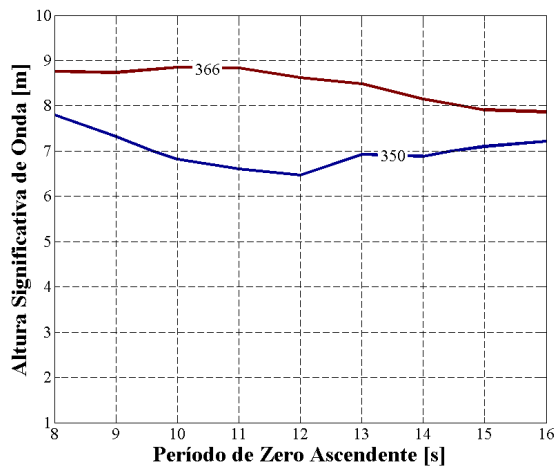


Figura C 32 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 135 graus

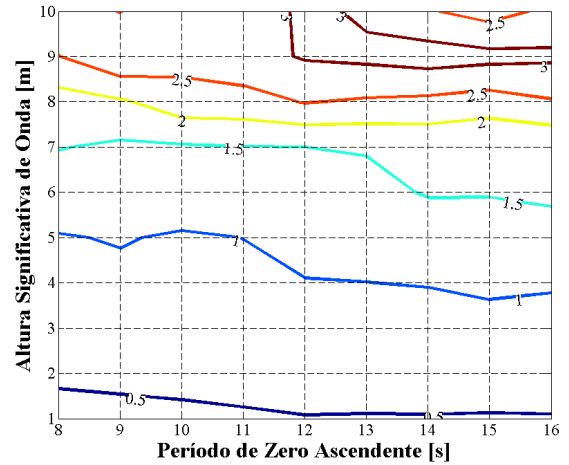
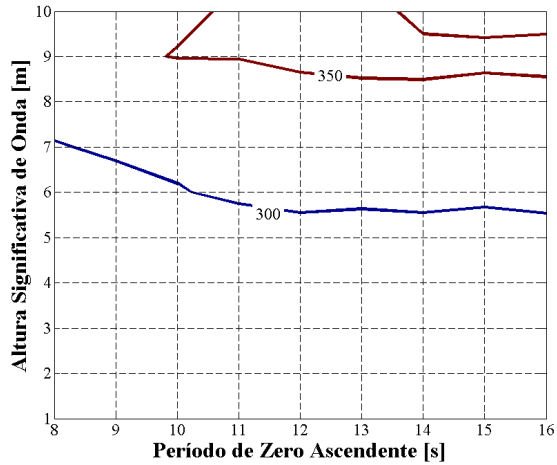


Figura C 33- Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 90 graus

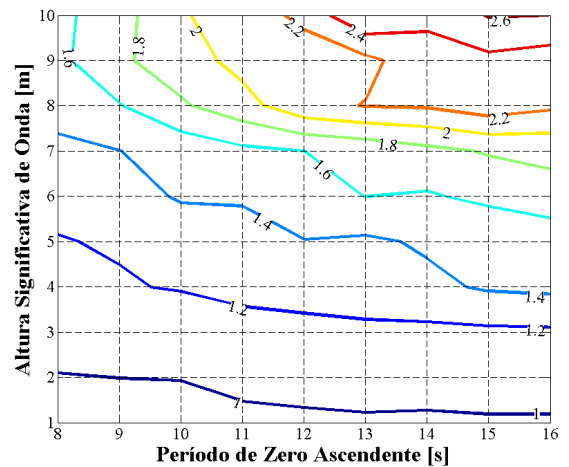
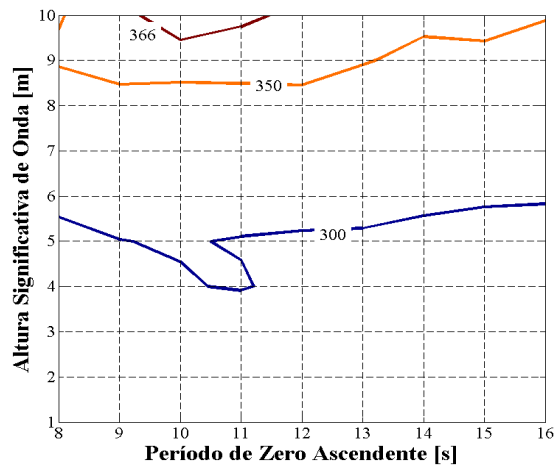


Figura C 34 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 45 graus

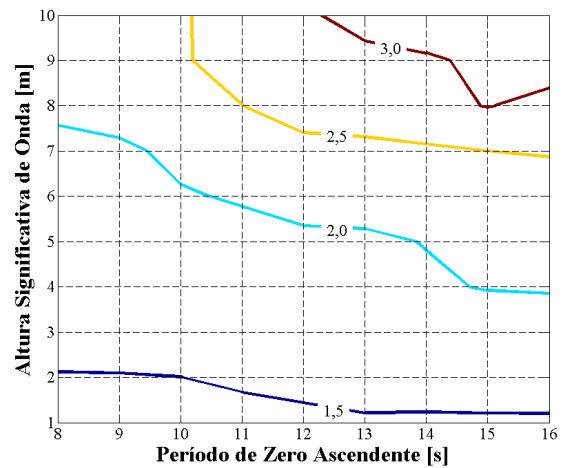
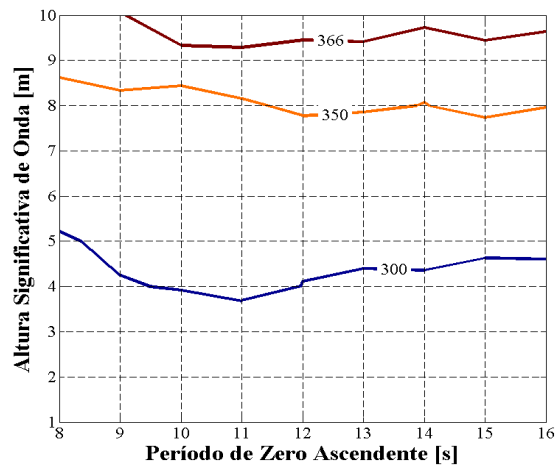


Figura C 35 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 169$ kNm/grau, velocidade de avanço de 1,0 nó, direção de 0 graus

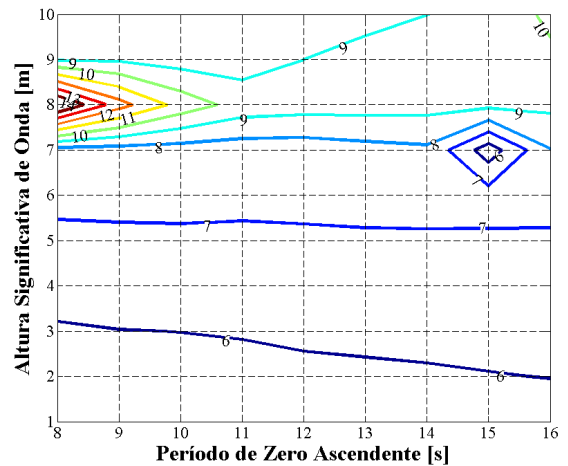
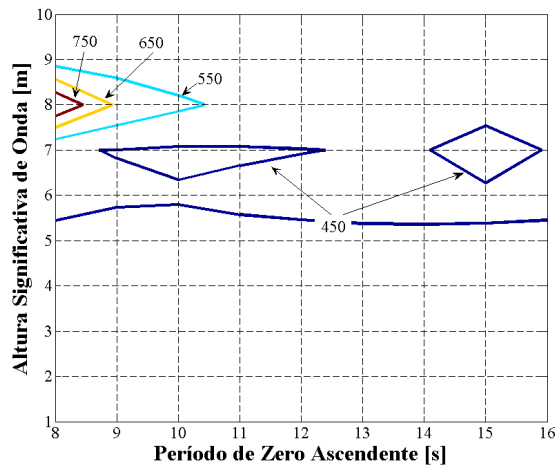


Figura C 36 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 169$ kNm/graup, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 180 graus

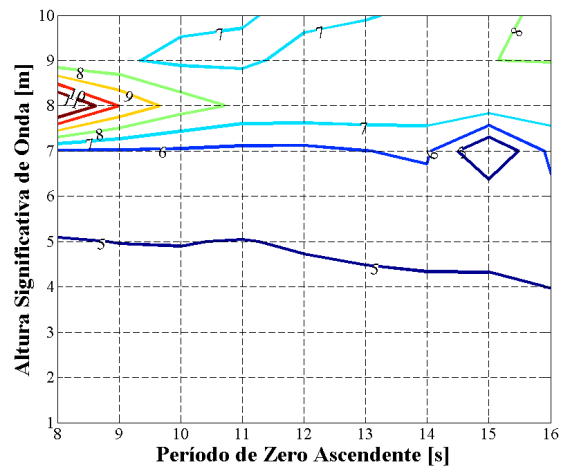
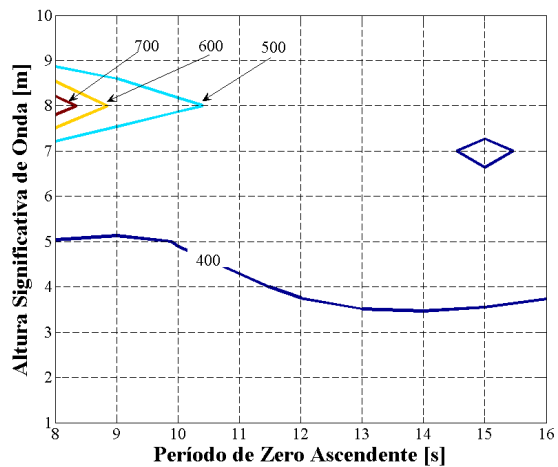


Figura C 37- Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 169$ kNm/graup, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 135 graus

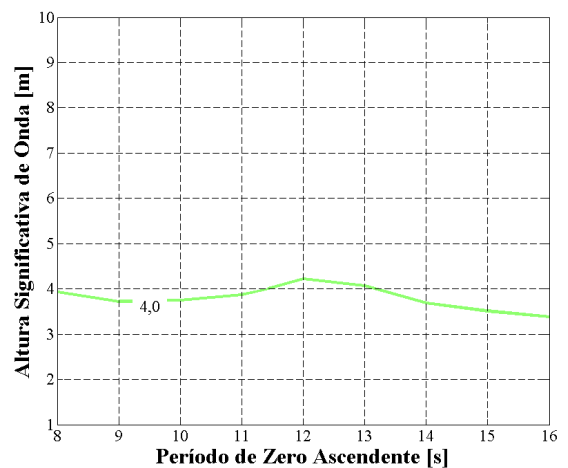
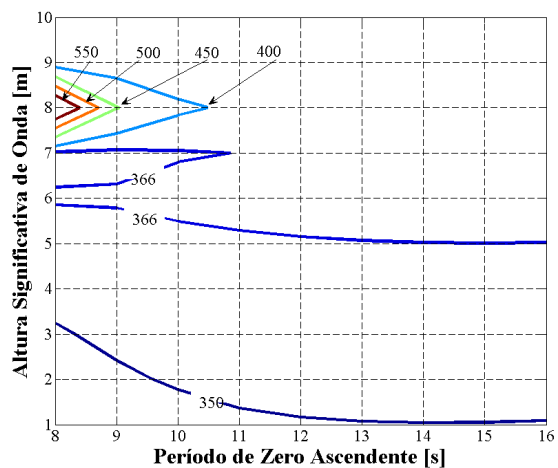


Figura C 38 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 169$ kNm/graup, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 90 graus

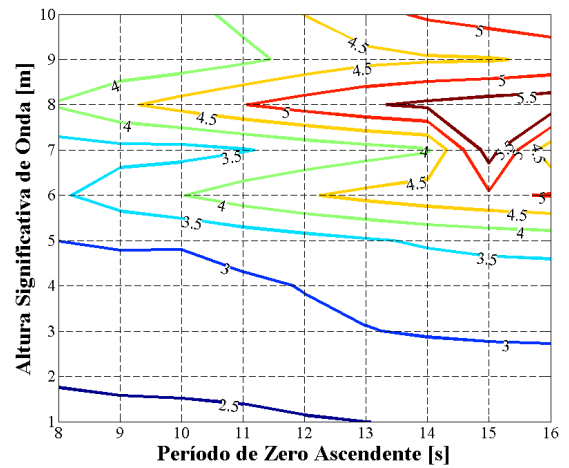
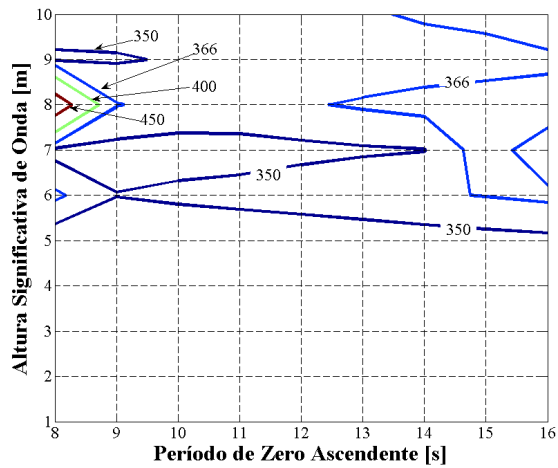


Figura C 39 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 169 \text{ kNm/gra}$, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 45 graus

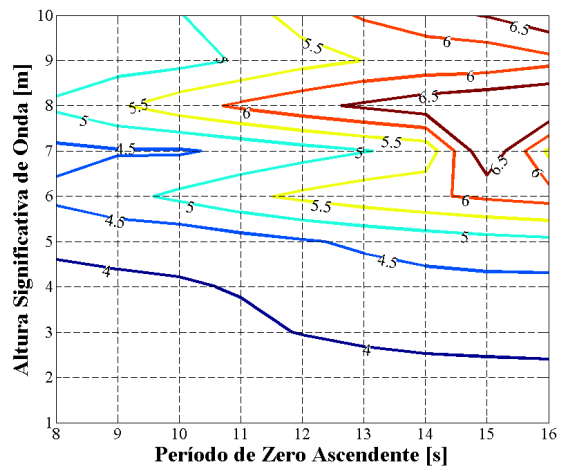
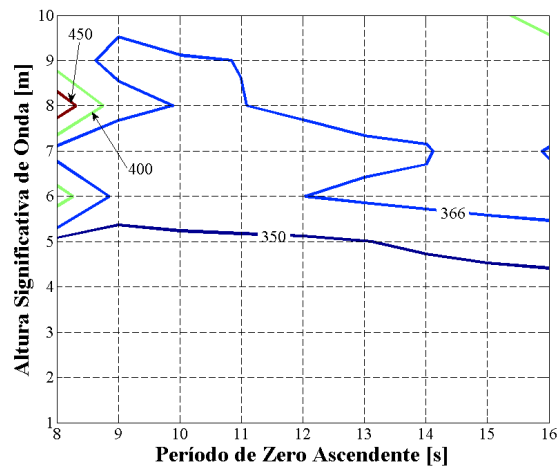


Figura C 40 - Curvas de nível de tensão de von Mises máxima no *riser* e inclinação no topo do *riser*; $k_\theta = 169 \text{ kNm/gra}$, velocidade de avanço de 1,5 nó, direção de 0 graus

APÊNDICE D – EFEITO DO COMPRIMENTO DO RISER NOS MAPAS OPERACIONAIS

A mudança de locação de BOP suspenso por riser de perfuração obviamente não está restrita a uma configuração de riser. No que diz respeito ao comprimento do riser, de maneira geral, *risers* menores possuem janelas operacionais maiores do que *risers* mais extensos (Sevillano et al, 2013).

Os mapas operacionais abaixo foram criados para o seguinte cenário:

- Rigidez Rotacional fixa de 676 kNm/grau;
- Estados de mar com período fixo de 12 segundos e altura significativa variando entre 1 e 10 metros,
- Direção de avanço fixa de 180°;
- Velocidade de avanço entre 0 e 2 nós;
- Comprimentos de riser, entre 250 e 2000 metros.

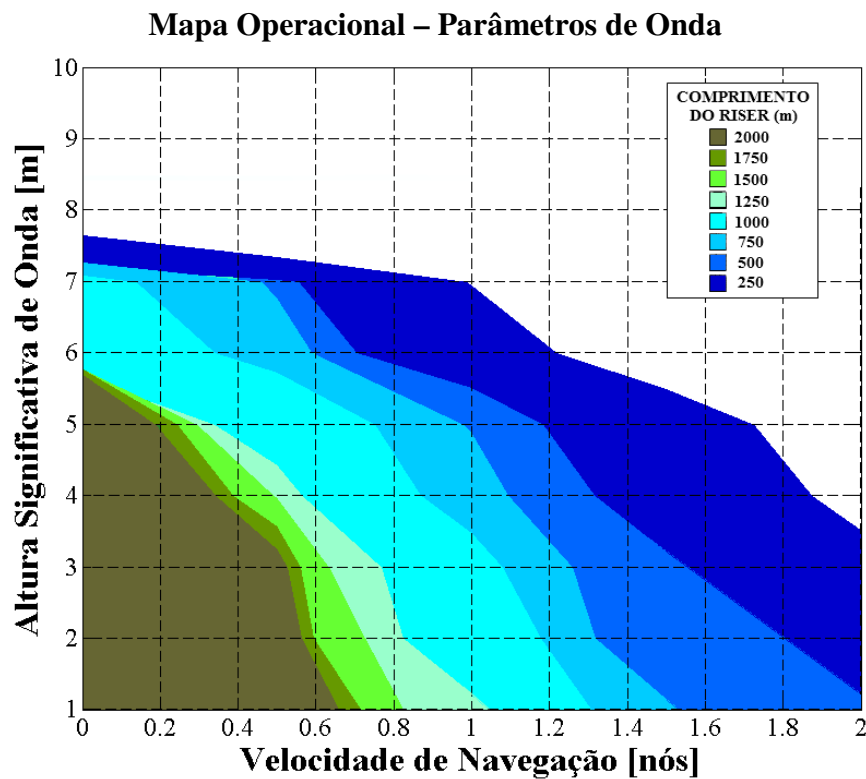


Figura D-1 – Mapa Operacional – Parâmetros de Onda. Altura significativa de onda máxima em função de comprimento de *riser* e de velocidade de navegação.

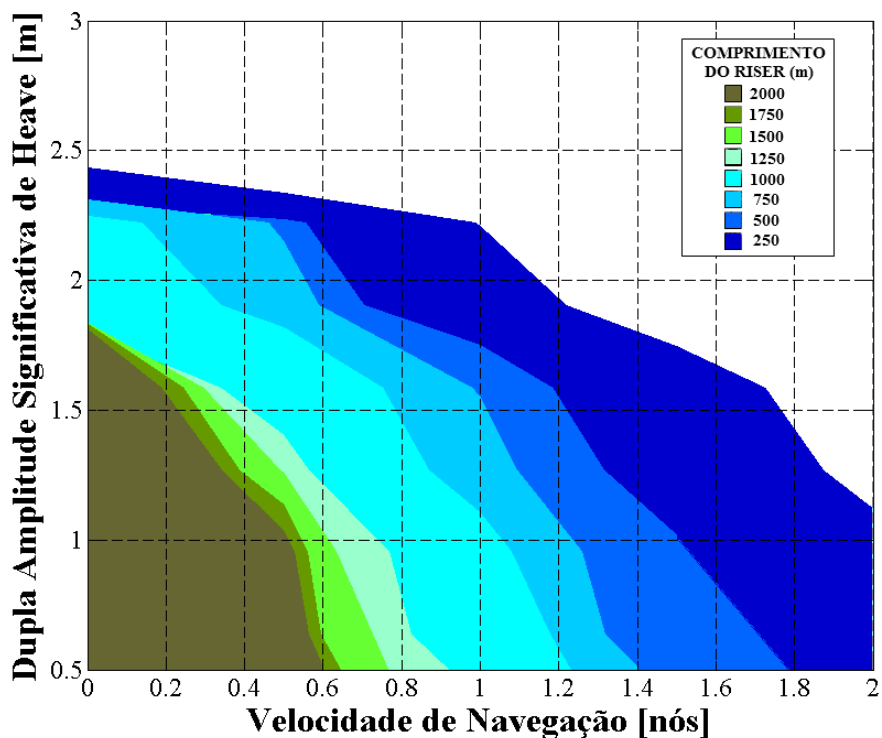


Figura D-2 – Mapa Operacional – Parâmetros de *Heave*. Dupla amplitude significativa de *heave* máxima em função de comprimento de *riser* e de velocidade de navegação.

Observa-se que a operação de transferência do BOP pode ser realizada a velocidades maiores na medida em que o comprimento do *riser* diminui, ou para condições mais severas de carregamento.

Feitas as devidas considerações entre tempo gasto recolhendo-se o *riser* e tempo ganho com a viagem a uma velocidade maior, com este tipo de mapa operacional seria possível determinar o comprimento ótimo para realizar a mudança de locação do BOP com o *riser* suspenso.

ANEXO A – COMPORTAMENTO ESTÁTICO DO RISER

Adotando o modelo de viga de Euler-Bernoulli e um modelo de viga tracionada para representar o *riser*, o diagrama de corpo livre abaixo representa um elemento infinitesimal de *riser*, de geometria arbitrária e restrita de duas dimensões sob a ação de um carregamento lateral e sujeito as pressões hidrostáticas internas e externas:

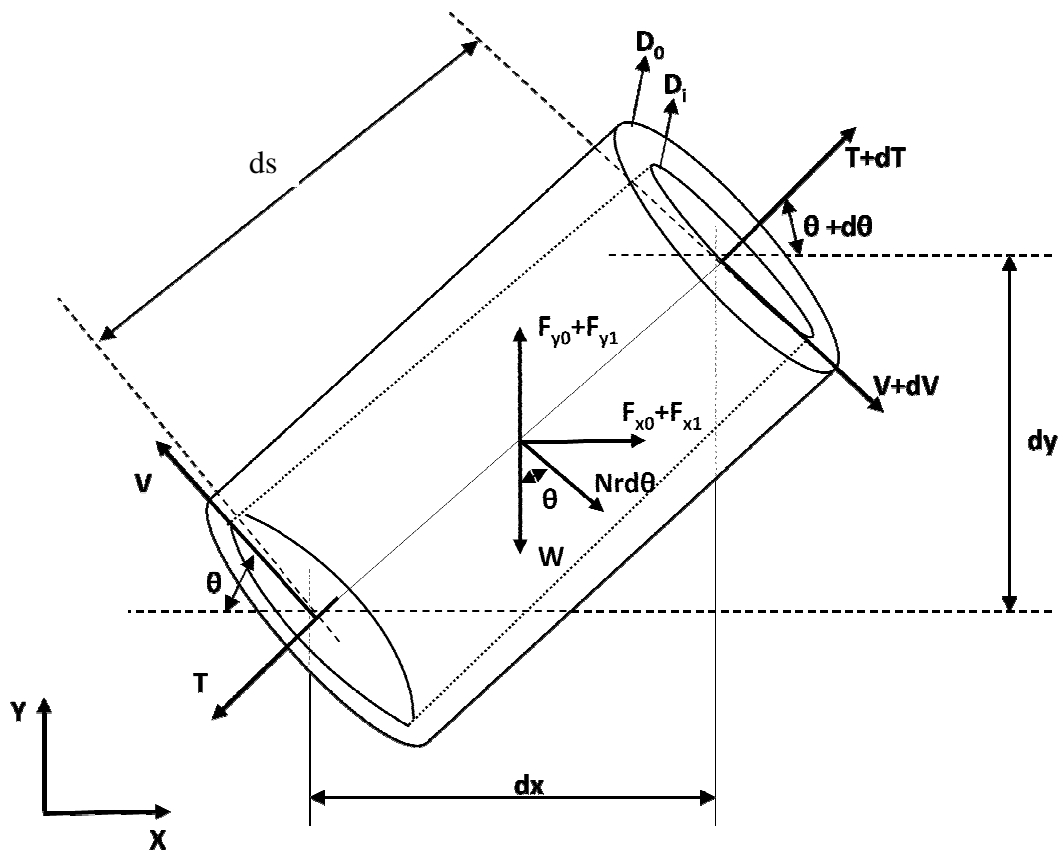


Figura A-1 - Diagrama de corpo livre de um segmento tubular

As forças identificadas agindo sobre o *riser* são: força axial ou tração de topo (T), força cisalhante (V), força horizontal resultante das pressões interna e externa ($F_{x0}+F_{x1}$), força vertical resultante das pressões interna e externa ($F_{y0}+F_{y1}$), peso próprio do elemento (W) e força de arrasto devido à correnteza (N), que é decomposta em dois componentes, um normal e outro tangencial ao elemento, sendo considerado apenas o efeito da componente normal.

As equações de equilíbrio do elemento de *riser* são escritas a partir do somatório dos componentes das forças nas direções x e y :

Direção x: $\sum F_x = 0$

$$(T + dT) \cos(\theta + d\theta) - T \cos(\theta) + (V + dV) \sin(\theta + d\theta) - V \sin(\theta) + (F_{xo} + F_{xi}) + Nrd\theta \sin(\theta) = 0 \quad (A1)$$

Direção y: $\sum F_y = 0$

$$(T + dT) \sin(\theta + d\theta) - T \sin(\theta) - (V + dV) \cos(\theta + d\theta) + V \cos(\theta) + (F_{yo} + F_{yi}) - Nrd\theta \cos(\theta) - W = 0 \quad (A2)$$

Adotando-se que o valor de $d\theta$ seja pequeno e aplicando-se as identidades trigonométricas abaixo:

$$\begin{aligned} \sin(\theta + d\theta) &= \sin(\theta)\cos(d\theta) + \sin(d\theta)\cos(\theta) \\ \cos(\theta + d\theta) &= \cos(\theta)\cos(d\theta) - \sin(d\theta)\sin(\theta) \end{aligned} \quad (A3)$$

Então se tem:

$$\begin{aligned} \cos(d\theta) &= 1 & \sin(d\theta) &= d\theta \\ \sin(\theta + d\theta) &= \sin(\theta) + d\theta\cos(\theta) \\ \cos(\theta + d\theta) &= \cos(\theta) - d\theta\sin(\theta) \end{aligned} \quad (A4)$$

É possível reescrever as equações de somatório de forças, a partir dessas relações, e se obter:

$$\begin{aligned} \sum F_x &= 0 \\ (V\cos(\theta) - T\sin(\theta))d\theta + dT\cos(\theta) + dV\sin(\theta) + (F_{xo} + F_{xi}) + Nrd\theta \sin(\theta) &= 0 \end{aligned} \quad (A5)$$

$$\sum F_y = 0$$

$$(T\cos(\theta) + V\sin(\theta))d\theta + dT\sin(\theta) - dV\cos(\theta) + (F_{y0} + F_{yi}) - Nrd\theta \cos(\theta) - W = 0 \quad (A6)$$

Deste modo, multiplicando-se as equações A5 e A6 por $\sin\theta$ e $(-1)\cos\theta$, respectivamente, e somando-as tem-se:

$$-Td\theta + dV + Nrd\theta - \cos(\theta)(F_{y0} + F_{yi} - W) + \sin(\theta)(F_{x0} + F_{xi}) = 0 \quad (A7)$$

As forças F_{x0} , F_{xi} , F_{y0} e F_{yi} originam-se da pressão hidrostática (Patel, Witz, 1991) e podem ser expressas por:

$$F_{x0} + F_{xi} = [(P_i A_i - P_o A_o) + (\gamma_i A_i - \gamma_o A_o)r(\cos(\theta) - \sin(\theta)d\theta)] \sin(\theta)d\theta \quad (A8)$$

$$F_{y0} + F_{yi} = [(P_i A_i - P_o A_o) + (\gamma_i A_i - \gamma_o A_o)r(\cos(\theta) + \sin(\theta)d\theta)] \cos(\theta) d\theta \quad (A9)$$

onde P_i e P_o são, respectivamente, pressão hidrostática interna externa, A_i e A_o são, respectivamente, área interna e externa da seção transversal do riser e γ_i e γ_o são, respectivamente, peso específico do fluido interno e externo.

O peso próprio W pode ser expresso por:

$$W = \gamma_s A_s r d\theta \quad (A10)$$

onde γ_s é o peso específico do material do riser e A_s área da seção transversal da parede do riser.

Logo, substituindo-se Equações A8, A9 e A10 na Equação A7 tem-se:

$$(T + P_o A_o - P_i A_i)d\theta - dV + [(\cos(\theta) - \sin(\theta) d\theta)(\gamma_o A_o - \gamma_i A_i) - \gamma_s A_s \cos(\theta) - N] r d\theta = 0 \quad (A11)$$

Para efeitos de simplificação, a pressão dinâmica exercida pelo escoamento do fluido interno será desprezada. As forças hidrostáticas não atuam na extremidade inferior do riser por esta estar engastada e, portanto, sem realizar deslocamentos.

Considerando as relações trigonométricas básicas e realizando a transformação de coordenadas para o sistema cartesiano e assumindo que a curva da deflexão do riser tem pequenas inclinações, não desprezíveis, temos:

$$\theta \neq d\theta \quad ds \neq dx$$

Então:

$$\cos \theta = \frac{dx}{ds} = \left[1 + \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 \right]^{-\frac{1}{2}} \quad \text{sen } \theta = \frac{dy}{ds} = \frac{\frac{dy}{dx}}{\left[1 + \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}}}$$

$$\frac{d\theta}{ds} = \frac{1}{r} = \frac{d \left[\arctan \left(\frac{dy}{dx} \right) \right]}{dx} \frac{dx}{ds} = \frac{\frac{d^2y}{dx^2}}{\left[1 + \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 \right]^{\frac{3}{2}}}$$

A razão $d\theta/ds$ representa a curvatura do *riser* e pode ser reescrita como:

$$\frac{dV}{ds} = \frac{dV}{dx} \frac{dx}{ds} = \frac{dV}{dx} \left[1 + \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (\text{A12})$$

Dividindo-se a equação (A11) por ds , obtém-se a seguinte expressão:

$$(T + P_o A_o - P_i A_i) \frac{d^2y}{dx^2} \left[1 + \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 \right]^{-1} - \frac{dV}{dx} + (\gamma_o A_o - \gamma_i A_i - \gamma_s A_s) - N \left[1 + \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} = 0 \quad (\text{A13})$$

Baseado na equação de flexão da viga, pode se introduzir a seguinte expressão:

$$\frac{dV}{dy} = \frac{d^2}{dy^2} \left(EI \frac{d^2x}{dy^2} \right) \quad (\text{A14})$$

onde E é o modulo de Young ou modulo de elasticidade, I é o segundo momento de área do *riser* e EI é a rigidez a flexão da viga

Multiplicando a equação (A14) por (dx/dy) , e utilizando a equação da viga flexionada e assumindo que $1 + \left(\frac{dy}{dx} \right)^2$ é igual a um para pequenas deflexões, tem se:

$$\frac{d^2}{ds^2} \left(EI \frac{d^2x}{dy^2} \right) - (T + P_o A_o - P_i A_i) \frac{d^2x}{dy^2} = N + (\gamma_s A_s + \gamma_o A_o - \gamma_i A_i) \frac{dx}{dy} = 0 \quad (\text{A15})$$

A equação (A15) representa a equação diferencial que governa a deflexão lateral estática do *riser*.

ANEXO B – SOLUÇÃO DA EQUAÇÃO DINÂMICA DO *RISER*

Métodos de integração no tempo têm como característica fundamental aproximar o valor das derivadas que surgem nos sistema de equações de movimento e gerar uma solução passo a passo com intervalo de tempo Δt . A solução obtida para os deslocamentos no final de cada intervalo de tempo é utilizada nos cálculos efetuados para o intervalo seguinte.

Um dos métodos de integração numérica comumente utilizado para determinar a resposta de estruturas é o método de integração direto HHT, que considera uma média ponderada das forças estáticas relativas ao início e ao final de um intervalo de tempo.

O método de integração direto HHT é um integrador de passo simples, ou seja, as equações de integração desse método são funções apenas do deslocamento, velocidade e aceleração no instante de tempo t , que serão utilizados para encontrar a solução de uma equação de movimento de segunda ordem para o instante de tempo $t+\Delta t$.

A equação de equilíbrio é estabelecida:

$$[M] \{\ddot{x}_{t+\Delta t}\} + [B] \{\dot{x}_{t+\Delta t}\} + (1 + \alpha)([R]_{t+\Delta t} - [F]_{t+\Delta t}) + \alpha([R]_t - [F]_t) = 0 \quad (B1)$$

Fazendo $\alpha = 0$, o método se reduz a forma trapezoidal. $[R]_{t+\Delta t}$ é o vetor de cargas aplicadas e $[F]_t$ é o vetor de forças elásticas resistentes no tempo t .

A variável $[F]_{t+\Delta t}$ não é conhecida e pode ser expressa em termos do incremento de deslocamentos:

$$[F]_{t+\Delta t} = [K]_{t+\Delta t}\{\Delta x\} + [F]_t \quad (B2)$$

Substituindo a equação (B2) em (B1), tem-se

$$[M] \{\ddot{x}_{t+\Delta t}\} + [B] \{\dot{x}_{t+\Delta t}\} - (1 - \alpha)([R]_{t+\Delta t} - [K]_{t+\Delta t}\{\Delta x\} + [F]_t) + \alpha[R - F]_t = 0 \quad (B3)$$

Levando os termos conhecidos para o lado direito da equação:

$$[M] \{\ddot{x}_{t+\Delta t}\} + [B] \{\dot{x}_{t+\Delta t}\} + (1 + \alpha)[K]_{t+\Delta t}\{\Delta x\} = (1 + \alpha)[R]_{t+\Delta t} - \alpha[R - F]_t \quad (B4)$$

A partir deste ponto, as aproximações de Newmark são introduzidas na equação B4, assim como seu procedimento iterativo. O método Newton Raphson também é utilizado.

Os operadores de integração para a solução numérica do método HHT são:

$$\dot{x}_{t+\Delta t} = \dot{x}_t + (1 - \gamma)\Delta t\ddot{x}_t + \gamma\Delta t\ddot{x}_{t+\Delta t} \quad (\text{B5})$$

$$x_{t+\Delta t} = x_t + \Delta t\dot{x}_t + \Delta t^2\left(\frac{1}{2} - \beta\right)\ddot{x}_t + \Delta t^2\beta\ddot{x}_{t+\Delta t} \quad (\text{B6})$$

onde as constantes γ , β e α são parâmetros, respectivamente associados à precisão e estabilidade do método. Quando $\gamma = \frac{1}{2} - \alpha$, $\beta = \frac{1}{4}(1 - \alpha)^2$ e $-\frac{1}{3} \leq \alpha \leq 0$, as equações (B5) e (B6) correspondem a uma interpolação linear da aceleração .

Pode-se escrever a aceleração desta maneira:

$$\ddot{x}_{t+\Delta t} = \frac{1}{\beta\Delta t^2}(x_{t+\Delta t} - x_t) - \frac{1}{\beta\Delta t}\dot{x}_t - \left(\frac{1}{2} - \beta\right)\ddot{x}_t \quad (\text{B7})$$

A Equação B5 é reescrita como:

$$\dot{x}_{t+\Delta t} = \dot{x}_t + (1 - \gamma)\Delta t\ddot{x}_t + \frac{\gamma}{\beta\Delta t}(x_{t+\Delta t} - x_t) + \frac{\gamma}{\beta}\dot{x}_t - \gamma\left(\frac{1}{2} - \beta\right)\frac{\Delta t}{\beta}\ddot{x}_t \quad (\text{B8})$$

E a Equação B4, por sua vez, pode ser expressa como:

$$\begin{aligned} [M] & \left[\frac{1}{\beta\Delta t^2}(x_{t+\Delta t} - x_t) - \frac{1}{\beta\Delta t}\dot{x}_t - \left(\frac{1}{2} - \beta\right)\ddot{x}_t \right] \\ + [B] & \left[\frac{\gamma}{\beta\Delta t}x_t + \left(1 - \frac{\gamma}{\beta}\right)\dot{x}_t + \left(1 - \frac{\gamma}{2\beta}\right)\ddot{x}_t\Delta t \right] + [K] \{x\} = f \end{aligned} \quad (\text{B9})$$

Onde

$$\begin{aligned}
a_0 &= \frac{1}{\beta \Delta t^2} & ; & & a_1 &= \frac{\gamma}{\beta \Delta t} \\
a_2 &= \frac{1}{\beta \Delta t} & ; & & a_3 &= \frac{\gamma}{2\beta} - 1 \\
a_4 &= \frac{\gamma}{\beta} - 1 & ; & & a_5 &= \left(\frac{\gamma}{2\beta} - 1 \right) \Delta t
\end{aligned} \tag{B10}$$

Portanto pode-se escrever desta maneira:

$$\begin{aligned}
&([M] [a_0] + [B] [a_1] + [K]) \{x\} = \\
(1 + \alpha)([R]_{t+\Delta t} - [F]_{t+\Delta t}) - [M] [-a_2 \dot{x}_t - a_3 \ddot{x}_t] - [B] [-a_4 \dot{x}_t - a_5 \ddot{x}_t] - \alpha([R]_t - [F]_t)
\end{aligned} \tag{B11}$$

Assim podemos escrever um sistema de equações algébricas lineares, onde \hat{K} é a matriz de rigidez efetiva e \hat{R} é o vetor de forças efetivo e podem ser expresso da seguinte maneira:

$$[\hat{K}] \{\Delta x\} = [\hat{R}]_{t+\Delta t} \tag{B12}$$

A solução desta equação corresponde a solução de um problema não linear estático e que pode ser resolvida através de método incremental-iterativo. Após a convergência do processo não linear, e de posse do vetor Δx retorna-se aos operadores de integração para calcular as velocidades e acelerações no intervalo de tempo $t + \Delta t$

$$\ddot{x}_{t+\Delta t} = a_0 \Delta x - a_2 \dot{x}_t - a_3 \ddot{x}_t \tag{B13}$$

$$\dot{x}_{t+\Delta t} = \dot{x}_t + a_6 \ddot{x}_t + a_7 \ddot{x}_{t+\Delta t} \tag{B14}$$

Sendo, $a_6 = (1 - \gamma)\Delta t$ e $a_7 = \gamma\Delta t$