



METODOLOGIAS ANALÍTICAS PARA ANÁLISE DA CONFIGURAÇÃO DE
RISER SUSPENSO E ANCORADO POR AMARRAS (RSAA)

Victor Milanez da Silva Pereira

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Civil.

Orientador: Gilberto Bruno Ellwanger

Rio de Janeiro
Novembro de 2016

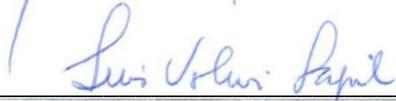
METODOLOGIAS ANALÍTICAS PARA ANÁLISE DA CONFIGURAÇÃO DE
RISER SUSPENSO E ANCORADO POR AMARRAS (RSAA)

Victor Milanez da Silva Pereira

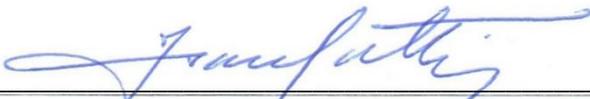
TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL.

Examinada por:


Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.


Prof. Luis Volnei Sudati Sagrilo, D.Sc.


Prof. Murilo Augusto Vaz, Ph.D.


Dr. Isaías Quaresma Masetti, D.Sc.


Prof. Anderson Pereira, D.Sc.


Dr. Claudio Marcio Silva Dantas, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

NOVEMBRO DE 2016

Pereira, Victor Milanez da Silva

Metodologias Analíticas para Análise da Configuração de *Riser* Suspenso e Ancorado por Amarras (RSAA)/ Victor Milanez da Silva Pereira. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2016.

XXIII, 254 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Gilberto Bruno Ellwanger

Tese (doutorado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2016.

Referências Bibliográficas: p. 217-222.

1. Análise dinâmica. 2. Formulação analítica. 3. Vibração axial. I. Ellwanger, Gilberto Bruno. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

À minha esposa Juliana
e à minha mãe Marlene.
Em memória do meu pai José.

AGRADECIMENTOS

Agradeço à minha mãe Marlene Milanez Cezar da Silva Pereira e ao meu pai José Rosa Pereira, que nos deixou durante o desenvolvimento desta tese. Agradeço a eles, não somente pelo total apoio nos estudos em toda a minha vida, mas também por ter me tornado a pessoa que sou hoje.

À minha esposa Juliana Falcão de Oliveira Cruz, a quem conheci e casei durante o doutorado. Graças ao seu grande apoio e compreensão nos momentos de dificuldade, consegui terminar esta jornada. Obrigado por acreditar em mim.

A todos os companheiros de LACEO (Laboratório de Análise e Confiabilidade de Estruturas *Offshore*) aos quais sou muito grato pela oportunidade e pelos conhecimentos a mim passados. Em especial à Ana Cristina e aos amigos que levarei por toda a vida, mesmo não compartilhando mais o mesmo ambiente de trabalho com alguns deles.

Ao também amigo de LACEO e padrinho de casamento Thiago Ângelo Gonçalves de Lacerda pela grande ajuda em todos os momentos deste trabalho, onde me explicou e resolveu pequenos e grandes problemas.

Ao professor Gilberto Bruno Ellwanger que me convidou para trabalhar no LACEO e aceitou ser meu orientador desde a graduação; me ensinando, aconselhando e apoiando há 10 anos.

Ao Claudio Marcio Silva Dantas que foi meu orientador no mestrado e continuou ao meu lado, seja auxiliando a interpretar resultados ou dando sugestões para enriquecer o trabalho.

À ANP (Agência Nacional do Petróleo) pelo apoio financeiro através do programa de recursos humanos PRH-35.

À Deus.

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

METODOLOGIAS ANALÍTICAS PARA ANÁLISE DA CONFIGURAÇÃO DE
RISER SUSPENSO E ANCORADO POR AMARRAS (RSAA)

Victor Milanez da Silva Pereira

Novembro/2016

Orientador: Gilberto Bruno Ellwanger

Programa: Engenharia Civil

Diante das dificuldades encontradas na exploração de petróleo e gás em águas profundas utilizando *risers* de grandes diâmetros, uma nova configuração de *riser* chamada RSAA (*riser* suspenso e ancorado por amarras) composta por um *riser* rígido vertical, *risers* flexíveis e segmentos de amarra foi proposta. Esta nova configuração apresenta, principalmente, soluções para os pontos mais críticos no projeto de *riser*: as altas tensões no topo e na região em que ele toca o solo.

Análises de viabilidade têm mostrado que o *riser* vertical é a parte mais crítica do sistema proposto devido à tração dinâmica. Diante disto, um estudo paramétrico é vital a fim de se entender o comportamento do sistema, bem como estabelecer os principais parâmetros que influenciam o comportamento de sua estrutura. Metodologias analíticas podem auxiliar neste estudo, explicando rapidamente quais parâmetros influenciam os resultados e por que e como eles os fazem.

Esta tese propõe modelos analíticos para o pré-dimensionamento da configuração do RSAA, através da verificação do *riser* vertical estimando suas tensões máximas e sua vida devida à fadiga. Para a avaliação da fadiga, que normalmente é o critério determinante em projetos de *riser*, serão apresentadas duas metodologias para obtenção dos fatores de segurança baseados em confiabilidade estrutural. Assim, este trabalho tem como objetivo mostrar que estas metodologias são ferramentas rápidas e eficientes na realização do pré-dimensionamento do RSAA, comparando-as com procedimentos realizados através do método dos elementos finitos.

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

ANALYTICAL METHODOLOGIES FOR ANALYSIS OF THE *RISER* SUSPENDED AND MOORED BY CHAINS (RSAA) CONFIGURATIONS

Victor Milanez da Silva Pereira

November/2016

Advisor: Gilberto Bruno Ellwanger

Department: Civil Engineering

Given the difficulties encountered in oil and gas exploitation in deep water using large diameter *risers*, a new *riser* configuration called RSAA (suspended *riser* and anchored by chains) composed of a vertical rigid *riser*, flexible *risers* and chain moors was proposed. This new configuration presents solutions for the most critical points in the *riser* design: the high stresses at the top and at the touch down zone.

Feasibility analysis has shown that the vertical *riser* is the most critical part of the proposed system due to the dynamic tension. Given this, a parametric study is vital in order to understand the system behavior and to establish the main parameters that influence the behavior of its structure. Analytical methods can help in this study, by briefly explaining what parameters influence the results and why and how they do.

This thesis proposes analytical models for pre-dimensioning of the RSAA configuration, by checking the vertical pipe's maximum stresses and fatigue life. For the assessment of fatigue life, which is usually a decisive *riser* designs criteria, two approaches are presented for obtaining safety factors based on structural reliability. Thus, this work aims to show that these methods are fast and effective tools to carry out the RSAA pre-design comparing it with procedures performed through the finite element method.

SUMÁRIO

CAPÍTULO I INTRODUÇÃO.....	1
I.1. INTRODUÇÃO E MOTIVAÇÃO	1
I.2. OBJETIVOS	5
I.3. ORGANIZAÇÃO DO TEXTO.....	6
CAPÍTULO II RESPOSTA AXIAL DO RISER VERTICAL.....	8
II.1. INTRODUÇÃO	8
II.2. VIBRAÇÃO LONGITUDINAL DE UMA BARRA UNIFORME.....	9
II.3. RISER VERTICAL FIXO	12
II.3.1. Metodologia analítica	13
II.3.2. Avaliação por MEF e método analítico	15
II.4. RISER VERTICAL SUSPENSO	18
II.4.1. Metodologia analítica	18
II.4.2. Avaliação por MEF e método analítico	20
II.5. MASSA CONCENTRADA NA BASE DO RISER VERTICAL	23
II.5.1. Metodologia analítica	24
II.5.2. Avaliação por MEF e método analítico	26
II.6. RIGIDEZ E MASSA CONCENTRADA NA BASE DO RISER VERTICAL	30
II.6.1. Metodologia analítica	31
II.6.2. Avaliação por MEF e método analítico	32
II.7. FORÇA DINÂMICA NA BASE DO RISER VERTICAL.....	36
II.7.1. Metodologia analítica	36
II.8. OBTENÇÃO DOS PARÂMETROS REPRESENTATIVOS DO ARRANJO DE FUNDO	37
II.8.1. Massa concentrada (M).....	38
II.8.2. Rigidez (K)	39
II.8.3. Força dinâmica (F_d).....	40
II.8.3.1. Amplitude da tração dinâmica nas linhas suspensas em catenária	40
II.8.3.2. Parâmetro dinâmico (ψ).....	50
II.9. AVALIAÇÃO DOS MÉTODOS ANALÍTICOS APLICADOS AO RSAA	52
II.10. RESUMO DAS FORMULAÇÕES ANALÍTICAS.....	58
CAPÍTULO III METODOLOGIAS DE ANÁLISES DE RISERS	61
III.1. INTRODUÇÃO	61

III.2. METODOLOGIAS DE CURTO PRAZO.....	63
III.2.1. Modelagem das ondas	64
III.2.2. Análise determinística	70
III.2.3. Análise domínio da frequência	72
III.3. METODOLOGIA DE LONGO PRAZO	75
III.4. FADIGA DEVIDA À ONDA	79
III.4.1. Curvas S-N	79
III.4.2. Curto Prazo.....	81
III.4.3. Longo Prazo.....	83
CAPÍTULO IV FATORES DE SEGURANÇA DE FADIGA DO RSAA.....	85
IV.1. INTRODUÇÃO.....	85
IV.2. FATORES DE SEGURANÇA BASEADOS EM CONFIABILIDADE ESTRUTURAL	87
IV.2.1. Desenvolvimento teórico.....	87
IV.2.2. Exemplo – Método baseado em confiabilidade estrutural.....	92
IV.3. FATORES DE SEGURANÇA SEGUNDO A NORMA DNV-RP-F204.....	100
IV.3.1. Premissas.....	101
IV.3.2. Aproximação da norma DNV-RP-F204.....	101
IV.3.3. Procedimento passo-a-passo.....	103
IV.3.4. Fatores de importância relativa	105
IV.3.5. Exemplo – Método da norma DNV-RP-F204.....	106
IV.4. EXEMPLO COMPARATIVO DOS MÉTODOS	114
CAPÍTULO V ESTUDO DE CASOS DE FADIGA DO RSAA.....	120
V.1. INTRODUÇÃO	120
V.1.1. Parâmetros das ondas.....	121
V.1.2. RAO da unidade flutuante	122
V.1.3. Variáveis aleatórias para o cálculo dos fatores de segurança	123
V.2. RSAA COM ARRANJO DE FUNDO SIMÉTRICO.....	124
V.2.1. Ondas empregadas	126
V.2.2. Caso de análise 1 – Aproamento do navio.....	129
V.2.3. Caso de análise 2 – Modelo base e fatores de segurança.....	134
V.2.4. Caso de análise 3 – Lâmina d’água e comprimento do riser vertical	146
V.2.5. Caso de análise 4 – Fluido interno.....	151
V.2.6. Caso de análise 5 – Altura do sistema de fundo	157
V.3. RSAA COM ARRANJO DE FUNDO ASSIMÉTRICO.....	163

V.3.1. Ondas empregadas.....	165
V.3.2. Caso de análise 1 – Modelo base e fatores de segurança.....	169
V.3.3. Caso de análise 2 – Lâmina d’água e comprimento do riser vertical	178
V.3.4. Caso de análise 3 – Fluido interno.....	183
V.3.5. Caso de análise 4 – Altura do sistema de fundo	187
CAPÍTULO VI PERÍODO NATURAL E RESSONÂNCIA DO RSAA	192
VI.1. INTRODUÇÃO.....	192
VI.2. PERÍODO NATURAL E RESSONÂNCIA DA ESTRUTURA	194
VI.3. FADIGA E FATORES DE SEGURANÇA	199
CAPÍTULO VII COMENTÁRIOS FINAIS.....	206
VII.1. INTRODUÇÃO.....	206
VII.2. CONCLUSÕES	207
VII.3. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	211
VII.3.1. Configurações do RSAA.....	211
VII.3.2. Formulação analítica mais completa.....	212
VII.3.3. Fadiga devida ao VIV	213
VII.3.4. Programa para análise do RSAA	214
VII.3.5. Análise experimental do RSAA com modelo reduzido.	216
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	217
ANEXO A INFLUÊNCIA DOS MÉTODOS DOS ELEMENTOS FINITOS	
 NA VIDA E NO FATOR DE SEGURANÇA DO RSAA	223
A.1. INTRODUÇÃO	223
A.2. ANÁLISES NUMÉRICAS E TEMPO DE SIMULAÇÃO	223
A.3. SIMULAÇÃO (REALIZAÇÃO)	228
ANEXO B FATORES DE SEGURANÇA DOS MODELOS SIMÉTRICOS	
 ANALISADOS.....	233
B.1. INTRODUÇÃO	233
B.2. CASO DE ANÁLISE 3 – LÂMINA D’ÁGUA E COMPRIMENTO DO RISER VERTICAL.....	233
B.2.1. Modelo com riser vertical de 1540m	234
B.2.2. Modelo com riser vertical de 1040m	235
B.2.3. Modelo com riser vertical de 540m	237
B.2.4. Comparação entre as configurações.....	238

B.3. CASO DE ANÁLISE 4 – FLUIDO INTERNO	240
B.3.1. Modelo com fluido interno de 5,0kN/m ³	241
B.3.2. Modelo com fluido interno de 8,0kN/m ³	243
B.3.3. Modelo com fluido interno de 10,055kN/m ³	244
B.3.4. Comparação entre as configurações.....	246
B.4. CASO DE ANÁLISE 5 – ALTURA DO SISTEMA DE FUNDO	248
B.4.1. Modelo com sistema de fundo de 50m	248
B.4.2. Modelo com sistema de fundo de 250m	250
B.4.3. Modelo com sistema de fundo de 350m	251
B.4.4. Comparação entre as configurações.....	253

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 –Evolução dos recordes de produção diárias de óleo no pré-sal. (PETROBRAS, 2016).....	1
Figura 2 – Ilustração do sistema RSAA em algumas de suas variações.	3
Figura 3– Exemplo de um sistema de fundo de um RSAA em feixe (Bundle).....	4
Figura 4 – Ocupação do solo marinho por três configurações de riser.	4
Figura 5 – Vibração longitudinal da barra (bEARDS, 1996).....	9
Figura 6 – Vibração axial do riser fixo.....	13
Figura 7 – Amplitude do movimento vertical no meio do riser fixo.....	16
Figura 8 – Série temporal do deslocamento vertical com período de 10s de movimento imposto.	16
Figura 9 – Amplitude de tração no topo do riser fixo.	17
Figura 10 – Amplitude de tração na base do riser fixo.....	17
Figura 11 – Vibração axial do riser suspenso.....	18
Figura 12 – Amplitude do movimento vertical na base do riser suspenso.....	21
Figura 13 – Série temporal do deslocamento vertical com período de 5s de movimento imposto.	21
Figura 14 – Amplitude de tração no topo do riser suspenso.	22
Figura 15 – Verificação do período natural do sistema.....	23
Figura 16 – Vibração axial do riser suspenso com massa concentrada na base do riser.....	24
Figura 17 – Amplitude do movimento vertical na base do riser.	27
Figura 18 – Série temporal do deslocamento vertical com período de 10s de movimento imposto.	28
Figura 19 – Amplitude de tração no topo do riser com massa concentrada na base.	28
Figura 20 – Amplitude de tração na base do riser com massa concentrada na base.	29
Figura 21 – Série temporal de tração com período de 10s de movimento imposto.	29
Figura 22 – Verificação do período natural do sistema.....	30
Figura 23 – Vibração axial do riser com uma massa M concentrada e uma rigidez K na base do riser.....	31
Figura 24 – Amplitude do movimento vertical na base do riser.	33
Figura 25 – Série temporal do deslocamento vertical com período de 3s de movimento imposto.	34

Figura 26 – Tração dinâmica no topo do riser com massa concentrada na base.	34
Figura 27 – Tração dinâmica na base do riser com massa concentrada na base.	35
Figura 28 – Série temporal de tração com período de 10s de movimento imposto.	35
Figura 29 – Vibração axial do riser com uma amplitude de força dinâmica.	36
Figura 30 – Propriedades do modelo analisado.	47
Figura 31 – Tração dinâmica no topo do riser flexível em uma profundidade de 1000m.	47
Figura 32 – Tração dinâmica no topo do riser flexível em uma profundidade de 500m.48	
Figura 33 – Tração dinâmica no topo do riser flexível em uma profundidade de 250m.48	
Figura 34 – Tração dinâmica no topo do riser flexível em uma profundidade de 150m.49	
Figura 35 – Decomposição do movimento e da força no topo das linhas do sistema de fundo.	50
Figura 36 – Propriedades do modelo analisado.	54
Figura 37 – Valores da constante <i>A</i> nas metodologias analíticas.	54
Figura 38 – Deslocamento dinâmico na base do riser vertical.	55
Figura 39 – Deslocamento dinâmico na base do riser vertical para cada iteração da metodologia da força dinâmica.	56
Figura 40 – Tração dinâmica no topo do riser vertical.	57
Figura 41 – Tração dinâmica na base do riser vertical.	57
Figura 42 – Tração dinâmica ao longo do riser com movimento de 1m e período de 10s.	58
Figura 43 – Cargas ambientais atuantes sobre estruturas offshore.	62
Figura 44 – Série temporal medida das elevações da superfície do mar. (SAGRILO, 2009b).....	65
Figura 45- Representação esquemática da construção de um espectro de mar (AGUIAR, 2013).....	67
Figura 46 – Onda Regular: Teoria Linear de Airy.	68
Figura 47 - Subdivisão do espectro em ondas harmônicas.	70
Figura 48 – Onda determinística equivalente (SOUSA, 2005).	70
Figura 49 – Caracterização de longo prazo dos parâmetros da onda. (SAGRILO, 2009b)	75
Figura 50 – Valor mais provável da resposta para um período de retorno de N_{LT}	79
Figura 51 – Definição da função de falha. (SAGRILO, 1994).....	88
Figura 52 – Representação gráfica da probabilidade de falha. (SAGRILO, 1994).....	89

Figura 53 – Ilustração do ajuste dos polinômios que buscam representar as incertezas das variáveis. (LOUREIRO, 2008).....	92
Figura 54 – Propriedades do modelo analisado.....	94
Figura 55 – Variação do RAO utilizado.....	95
Figura 56 – 22 ondas com direção sul e suas porcentagens de ocorrência.....	96
Figura 57 – Danos normalizados no topo do riser.....	97
Figura 58 – Danos normalizados no meio do riser.....	98
Figura 59 – Danos normalizados na base do riser.....	98
Figura 60 – Fator de segurança no topo do riser.	99
Figura 61 – Fator de segurança no meio do riser.	99
Figura 62 – Fator de segurança na base do riser.....	100
Figura 63 – Obtenção da derivada parcial $\partial XD \partial xi$ a partir da curva de resposta de dano. (DNV-RP-F204, 2010).....	105
Figura 64 – Dano no topo do riser variando o peso específico do fluido interno.	108
Figura 65 – Dano no topo do riser vertical variando seu peso.	108
Figura 66 – Dano no topo do riser variando o RAO da unidade flutuante.....	109
Figura 67 – Dano no topo do riser variando o CD do riser flexível.....	109
Figura 68 – Fatores de segurança ao longo do riser.	110
Figura 69 – Vida ao longo do riser considerando o fator de segurança calculado e fixo igual à 10.	111
Figura 70 – Fator de importância relativa no topo do riser.	111
Figura 71 – Fator de importância relativa no meio do riser.	112
Figura 72 – Fator de importância relativa na base do riser.	112
Figura 73 – Fator de importância relativa do modelo ao longo do riser.	113
Figura 74 – Fator de importância relativa do peso do aço ao longo do riser.....	113
Figura 75 – Fator de importância relativa do RAO ao longo do riser.	114
Figura 76 – Dano no topo do riser variando o peso específico do fluido interno.	116
Figura 77 – Dano no topo do riser variando o peso específico do aço.....	116
Figura 78 - Dano no topo do riser variando o RAO da unidade flutuante.	117
Figura 79 – Dano no topo do riser variando o CD do riser flexível.....	117
Figura 80 – Fator de segurança no topo do riser.	118
Figura 81 – Fator de segurança no meio do riser.	118
Figura 82 – Fator de segurança na base do riser.....	119
Figura 83 – RAO do navio por direção utilizados nas análises numéricas e analíticas.	123

Figura 84 – Ilustração dos modelos: original (com arranjo de fundo simétrico) e equivalentes utilizados nas análises numéricas e analíticas.	124
Figura 85 – Probabilidade de ocorrência para cada uma das 24 direções.	127
Figura 86 – Distribuição das alturas e períodos das ondas vindas de nordeste e oeste.	128
Figura 87 – Vida útil à fadiga no topo do riser variando o aproamento do navio.	129
Figura 88 – Vida útil à fadiga no meio do riser variando o aproamento do navio.	130
Figura 89 – Vida útil à fadiga na base do riser variando o aproamento do navio.	130
Figura 90 – Dano por direção das 5416 ondas em escala logarítmica comparando o número de ondas analisadas.	131
Figura 91 – Vida útil à fadiga ao longo do riser comparando o número de ondas analisadas.	132
Figura 92 – Fator de segurança no topo do riser variando o aproamento do navio.	133
Figura 93 – Fator de segurança no meio do riser variando o aproamento do navio.	133
Figura 94 – Fator de segurança na base do riser variando o aproamento do navio.	134
Figura 95 – Vida ao longo do riser através das três metodologias.	135
Figura 96 – Dano no topo do riser provocado por cada onda.	136
Figura 97 – Ondas adotadas para as obtenções dos fatores de segurança.	137
Figura 98 – Dano no topo do riser variando o peso específico do fluido interno.	138
Figura 99 – Dano no topo do riser variando o peso do riser vertical.	138
Figura 100 – Dano no topo do riser variando o RAO da unidade flutuante.	139
Figura 101 – Dano no topo do riser variando o CD dos risers flexíveis.	139
Figura 102 – Fatores de segurança ao longo do riser calculados pela DNV-RP-F204.	140
Figura 103 – Fator de segurança no topo do riser calculado pela DNV-F204.	141
Figura 104 – Dano normalizado no topo do riser variando o peso específico do fluido interno.	142
Figura 105 – Dano normalizado no topo do riser variando o peso do riser vertical. ...	142
Figura 106 – Dano normalizado no topo do riser variando o RAO da unidade flutuante.	143
Figura 107 – Dano normalizado no topo do riser variando o CD do riser flexível.	143
Figura 108 – Fatores de segurança calculdos no topo do riser pela DNV-RP-F204 e por confiabilidade.	144
Figura 109 – Fatores de segurança calculdos no meio do riser pela DNV-RP-F204 e por confiabilidade.	144

Figura 110 – Fatores de segurança calculados na base do riser pela DNV-RP-F204 e por confiabilidade.	145
Figura 111 – Vida ao longo do riser com variação de seu comprimento – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.	147
Figura 112 – Vida ao longo do riser com variação de seu comprimento – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.....	148
Figura 113 – Fator de segurança ao longo do riser com variação de seu comprimento– comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.	149
Figura 114 – Fator de segurança ao longo do riser com variação de seu comprimento– comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.	149
Figura 115 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da DNV-RP-F204 (2010).	150
Figura 116 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da confiabilidade por FORM.....	150
Figura 117 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da confiabilidade por SORM.....	151
Figura 118 – Vida no topo do riser vertical com variação do fluido interno.	153
Figura 119 – Vida ao longo do riser com variação do fluido interno – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.	154
Figura 120 – Vida ao longo do riser com variação do fluido interno – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.....	154
Figura 121 – Fator de segurança ao longo do riser com variação do fluido interno– comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.	155
Figura 122 – Fator de segurança ao longo do riser com variação do fluido interno– comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.	155
Figura 123 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da DNV-RP-F204 (2010).	156
Figura 124 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da confiabilidade por FORM.....	157
Figura 125 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da confiabilidade por SORM.....	157
Figura 126 – Vida no topo do riser vertical com variação da altura do sistema de fundo.	159

Figura 127 – Vida ao longo do riser com variação da altura do sistema de fundo – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.	159
Figura 128 – Vida ao longo do riser com variação da altura do sistema de fundo – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.	160
Figura 129 – Fator de segurança ao longo do riser com variação da altura do sistema de fundo– comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.....	161
Figura 130 – Fator de segurança ao longo do riser com variação da altura do sistema de fundo– comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.	161
Figura 131 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da DNV-RP-F204 (2010).	162
Figura 132 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da confiabilidade por FORM.....	163
Figura 133 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da confiabilidade por SORM.....	163
Figura 134 – Ilustração dos modelos: original (com arranjo de fundo assimétrico) e equivalentes utilizados nas análises numéricas e analíticas.	164
Figura 135 – Probabilidade de ocorrência para cada uma das 8 direções.	166
Figura 136 – Somatório dos danos através do método da força dinâmica.	168
Figura 137 – Distribuição das alturas e períodos das ondas.....	169
Figura 138 – Altura e período das 140 ondas selecionadas.....	170
Figura 139 – Vida ao longo do riser vertical.	171
Figura 140 – Desvios-padrão de momentos fletores ao longo do riser vertical.	171
Figura 141 – Dano no topo do riser vertical para cada metodologia. 140 ondas ordenas de forma decrescente pelo dano obtido pelo método dos elementos finitos.	172
Figura 142 – Alturas e períodos das 15 ondas para avaliação das variáveis aleatórias.173	173
Figura 143 – Fatores de segurança no topo do riser calculados pela DNV-RP-F204. .	175
Figura 144 – Fatores de segurança ao longo do riser calculados pela DNV-RP-F204. 175	175
Figura 145 – Vida ao longo do riser considerando fatores de segurança fixo e calculados pela DNV-RP-F204.....	176
Figura 146 – Fatores de segurança necessários para o topo do riser.	177
Figura 147 – Fatores de segurança necessários para o meio do riser.	177
Figura 148 – Fatores de segurança necessários para a base do riser.	178
Figura 149 – Fatores de segurança ao longo dos risers calculados pelas metodologias analíticas e método da DNV-RP-F204.	180

Figura 150 – Vida ao longo dos risers sem fator de segurança – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.	182
Figura 151 – Vida ao longo dos risers sem fator de segurança – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.	182
Figura 152 – Fatores de segurança ao longo dos risers calculados pelas metodologias analíticas e método da DNV-RP-F204.	184
Figura 153 – Vida ao longo dos risers sem fator de segurança – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.	185
Figura 154 – Vida ao longo dos risers sem fator de segurança – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.	185
Figura 155 – Variação da vida no topo do riser para cada metodologia.	186
Figura 156– Fatores de segurança ao longo dos risers calculados pelas metodologias analíticas e método da DNV-RP-F204.	189
Figura 157 – Vida ao longo dos risers sem fator de segurança – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.	190
Figura 158 – Vida ao longo dos risers sem fator de segurança – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.	190
Figura 159 – Desvio padrão do momento fletor para o caso de maior dano no topo...	191
Figura 160 – Variação da vida no topo do riser para cada metodologia.	191
Figura 161 – RSAA Bundle.	193
Figura 162 – Vibração livre do sistema RSAA verificando seu período natural.	194
Figura 163 – Vibração livre do riser flexível verificando seu período natural.....	195
Figura 164 – Avaliação dos parâmetros das metodologias analíticas.	197
Figura 165 – Amplitude de deslocamento vertical na base do riser vertical.	198
Figura 166 – Amplitude de tração no topo do riser vertical.	198
Figura 167 – Distribuição das alturas e períodos das 184 ondas com 4 direções.....	199
Figura 168 – Comparação entre o RAO de tração do RSAA em seu topo (metodologia da força dinâmica) e espectros de movimentos impostos.	200
Figura 169 – Alturas e períodos das 24 ondas utilizadas para cálculo dos fatores de segurança.	201
Figura 170 – Fatores de segurança no topo do riser calculados pela DNV-RP-F204. .	202
Figura 171 – Fatores de segurança ao longo do riser calculados pela DNV-RP-F204.	202
Figura 172 – Fatores de segurança no topo do riser.	203
Figura 173 – Fatores de segurança no meio do riser.	203

Figura 174 – Fatores de segurança na base do riser.	204
Figura 175 – Vida ao longo do riser considerando fator de segurança.	205
Figura 176 – Dano normalizado no topo do riser calculado por cada metodologia e ordenado pelo dano do método dos elementos finitos.....	205
Figura 177 – Típico trecho vertical da configuração RSAA Bundle.	212
Figura 178 – Complemento da formulação analítica.....	213
Figura 179 – Metodologia de análise de fadiga de vibrações induzidas por vórtices. .	214
Figura 180 – Programa para análise completa do RSAA.....	215
Figura 181 – Exemplo de interface do programa RSAA Pre Design.....	215
Figura 182 – Vida ao longo do riser para o método dos elementos finitos no domínio do tempo.	224
Figura 183 – Dano no topo do riser para os métodos de elementos finitos.....	225
Figura 184 – Dano no meio do riser para os métodos de elementos finitos.....	225
Figura 185 – Dano na base do riser para os métodos de elementos finitos.....	226
Figura 186 – Fator de segurança ao longo do riser para os métodos de elementos finitos.	226
Figura 187 – Fator de segurança na região do topo do riser para os métodos de elementos finitos.....	227
Figura 188 – Fator de segurança na região da base do riser para os métodos de elementos finitos.....	227
Figura 189 – Vida ao longo do riser para os métodos de elementos finitos.....	228
Figura 190 – Coleção de séries temporais aleatórias que caracterizam o processo aleatório (bEARDS, 1996)	229
Figura 191 – Dano no topo do riser para diferentes realizações.	229
Figura 192 – Dano no meio do riser para diferentes realizações.....	230
Figura 193 – Dano na base do riser para diferentes realizações.....	230
Figura 194 – Fator de segurança ao longo do riser para diferentes realizações.	231
Figura 195 – Fator de segurança na região do topo do riser para diferentes realizações.	231
Figura 196 – Fator de segurança na região da base do riser para diferentes realizações.	232
Figura 197 – Vida ao longo do riser para diferentes realizações.....	232
Figura 198 – Fatores de segurança no topo do riser vertical de 1540m.	234
Figura 199 – Fatores de segurança no meio do riser vertical de 1540m.	234

Figura 200 – Fatores de segurança na base do riser vertical de 1540m.	235
Figura 201 – Fatores de segurança no topo do riser vertical de 1040m.	235
Figura 202 – Fatores de segurança no meio do riser vertical de 1040m.	236
Figura 203 – Fatores de segurança na base do riser vertical de 1040m.	236
Figura 204 – Fatores de segurança no topo do riser vertical de 540m.	237
Figura 205 – Fatores de segurança no meio do riser vertical de 540m.	237
Figura 206 – Fatores de segurança na base do riser vertical de 540m.	238
Figura 207 – Fatores de segurança no topo do riser com a metodologia da massa-mola.	239
Figura 208 – Fatores de segurança no topo do riser com a metodologia da força dinâmica.	239
Figura 209 – Fatores de segurança no topo do riser com o método dos elementos finitos.	240
Figura 210 – Fatores de segurança no topo do riser vertical com fluido interno de 5,0kN/m ³	241
Figura 211 – Fatores de segurança no meio do riser vertical com fluido interno de 5,0kN/m ³	242
Figura 212 – Fatores de segurança na base do riser vertical com fluido interno de 5,0kN/m ³	242
Figura 213 – Fatores de segurança no topo do riser vertical com fluido interno de 8,0kN/m ³	243
Figura 214 – Fatores de segurança no meio do riser vertical com fluido interno de 8,0kN/m ³	243
Figura 215 – Fatores de segurança na base do riser vertical com fluido interno de 8,0kN/m ³	244
Figura 216 – Fatores de segurança no topo do riser vertical com fluido interno de 10,055kN/m ³	244
Figura 217 – Fatores de segurança no meio do riser vertical com fluido interno de 10,055kN/m ³	245
Figura 218 – Fatores de segurança na base do riser vertical com fluido interno de 10,055kN/m ³	245
Figura 219 – Fatores de segurança no topo do riser utilizando a metodologia da massa- mola.	246

Figura 220 – Fatores de segurança no topo do riser utilizando a metodologia da força dinâmica.	247
Figura 221 – Fatores de segurança no topo do riser utilizando o método dos elementos finitos.....	247
Figura 222 – Fatores de segurança no topo do riser vertical com sistema de fundo de 50m.	248
Figura 223 – Fatores de segurança no meio do riser vertical com sistema de fundo de 50m.	249
Figura 224 – Fatores de segurança na base do riser vertical com sistema de fundo de 50m.	249
Figura 225 – Fatores de segurança no topo do riser vertical com sistema de fundo de 250m.	250
Figura 226 – Fatores de segurança no meio do riser vertical com sistema de fundo de 250m.	250
Figura 227 – Fatores de segurança na base do riser vertical com sistema de fundo de 250m.	251
Figura 228 – Fatores de segurança no topo do riser vertical com sistema de fundo de 350m.	251
Figura 229 – Fatores de segurança no meio do riser vertical com sistema de fundo de 350m.	252
Figura 230 – Fatores de segurança na base do riser vertical com sistema de fundo de 350m.	252
Figura 231 – Fatores de segurança no topo do riser utilizando a metodologia da massa-mola.	253
Figura 232 – Fatores de segurança no topo do riser utilizando a metodologia da força dinâmica.	254
Figura 233 – Fatores de segurança no topo do riser utilizando o método dos elementos finitos.....	254

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1 – Fatores de segurança de projeto segundo a DNV-OS-F201 (2010).	86
Tabela 2 – Variáveis aleatórias (DNV-RP-F204, 2010).....	87
Tabela 3 – Probabilidades de falha anuais aceitáveis por classe de segurança.	88
Tabela 4 – Variáveis aleatórias.....	95
Tabela 5 – Danos obtidos utilizando as metodologias analíticas em 3 seções do riser. .	96
Tabela 6 – Danos obtidos utilizando a metodologia de elementos finitos em 3 seções do riser.	97
Tabela 7 – Valores de γ_{SC} para cada classe de segurança e probabilidade de falha. ..	102
Tabela 8 – Coeficientes.	102
Tabela 9 – Variáveis aleatórias, seus parâmetros estatísticos e valores	107
Tabela 10 – Valores das variáveis aleatórias utilizados nas análises.	107
Tabela 11 – Parâmetros para o cálculo do fator de segurança.....	107
Tabela 12 – Variáveis aleatórias e seus parâmetros estatísticos.....	115
Tabela 13 – Valores das variáveis aleatórias utilizadas nas análises.	115
Tabela 14 – Variáveis aleatórias e seus parâmetros estatísticos.....	123
Tabela 15 – Valores das variáveis aleatórias utilizadas nas análises.	124
Tabela 16 – Parâmetros para o cálculo do fator de segurança.....	124
Tabela 17 – Descrição dos modelos analisados.....	125
Tabela 18 – Probabilidade de ocorrência por direção.	126
Tabela 19 – Quantidades de onda por direção de incidência.	128
Tabela 20 – Dano e vida útil à fadiga obtidos no topo do riser com 5614 e 390 ondas.	131
Tabela 21 – Dano e vida obtidos no topo do riser para os conjuntos de 390 e 32 ondas.	137
Tabela 22 – Propriedades dos modelos com variação do comprimento do riser vertical.	146
Tabela 23 – Propriedades dos modelos com variação do fluido interno.	152
Tabela 24 – Propriedades dos modelos com variação da altura do sistema de fundo. .	158
Tabela 25 – Descrição dos modelos analisados.....	165
Tabela 26 – Probabilidade de ocorrência por direção.	166

Tabela 27 – Escolha dos intervalos dos parâmetros e do número de ondas.....	167
Tabela 28 – Quantidades de onda por direção de incidência.	168
Tabela 29 – Vida e dano dos conjuntos de ondas selecionados.	170
Tabela 30 – Dano no topo com os conjuntos de 140 e de 15 ondas.....	173
Tabela 31 – Danos normalizados com variação das variáveis aleatórias.....	174
Tabela 32 – Propriedades dos modelos com variação do comprimento do riser vertical.	179
Tabela 33 – Danos e vidas comparando os conjuntos de ondas.....	181
Tabela 34 – Propriedades dos modelos com variação do fluido interno.	183
Tabela 35 – Propriedades dos modelos com variação da altura do sistema de fundo..	188
Tabela 36 – Propriedades do RSAA Bundle.	193
Tabela 37 – Dano e vida dos conjuntos com 5614 e 184 ondas.....	199
Tabela 38 – Dano devido aos conjuntos de 184 e 24 ondas.....	201

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

I.1. Introdução e motivação

A indústria brasileira de petróleo e gás vem apresentando um grande crescimento e perspectivas futuras altamente positivas. A produção diária de hidrocarbonetos do país é superior a 2,6 milhões de barris equivalentes e novos recordes de produção estão sendo alcançados. A produção na região do pré-sal superou o patamar de 1 milhão de barris por dia (Figura 1), região que responde por mais de 40% da produção da PETROBRAS (2016). Neste cenário, o aumento da produção e as descobertas de novas reservas servem para reforçar o fato de que tanto o presente quanto o futuro da indústria petrolífera nacional estão associados à exploração de petróleo no mar de forma mais eficiente e, particularmente, a vencer os desafios impostos pelas grandes profundidades, que chegam hoje a aproximadamente 2800 metros. (PETROBRAS, 2016)



Figura 1 –Evolução dos recordes de produção diárias de óleo no pré-sal. (PETROBRAS, 2016)

Como apontado por DANTAS *et al.* (2011), SOUSA *et al.* (2009) e COSTA *et al.* (2009), de uma forma geral, os principais problemas esperados quando se analisam *risers* nestas condições são:

- As elevadas tensões de tração no topo dos *risers*, em função do elevado peso suspenso destas estruturas, pois devem possuir espessura, no caso dos rígidos, e armaduras, no caso dos flexíveis, suficientes para serem usadas nestas grandes profundidades;
- As elevadas tensões na região do TDP (*touch down point*), em função dos elevados níveis de movimentos dinâmicos transmitidos aos *risers* pelas unidades flutuantes do tipo FPSO (*floating production storage and offloading*);
- A fadiga, principalmente na região do TDP, tanto considerando estruturas em catenária livre quanto em *lazy wave*, que é a configuração onde o *riser* possui um trecho com flutuadores;
- Os arranjos de *risers* assumem uma grande área no fundo, o que pode representar problemas de interferência no caso de plataformas com muitas linhas, ou ainda no caso de duas plataformas operando em regiões próximas.

Com a necessidade crescente de se produzir mais petróleo para atender à demanda e a descoberta de campos petrolíferos em águas cada vez mais profundas, particularmente considerando a opção da PETROBRAS pela utilização de FPSOs, houve a necessidade do desenvolvimento de novas soluções para os problemas mencionados. Assim, mesmo com a ampla utilização da configuração *lazy wave*, o surgimento de diferentes concepções estruturais para o arranjo de *risers* se mostrou necessário. Uma destas inovações tecnológicas é o sistema chamado de *riser* suspenso e ancorado por amarras ou simplesmente RSAA.

A configuração proposta do RSAA é constituída por um *riser* de aço vertical que é sustentado por um segmento de amarra e ligado à unidade flutuante através de um *jumper* ou simplesmente conectado diretamente a ela, como mostrado na Figura 2. Na configuração em que o *riser* de aço não está conectado diretamente à unidade flutuante, a transmissão de momentos fletores para o *riser* é minimizado, conseqüentemente, reduzindo as tensões em seu topo. Caso seja escolhida a segunda opção, mesmo o *riser*

estando ligado diretamente à unidade flutuante, os esforços devidos ao momento fletor se restringem à região do topo, se dissipando ao longo do *riser*. A extremidade inferior do *riser* de aço, que fica distante do fundo marinho, está ligado à *flowline* por outra estrutura flexível única (Figura 2) ou por um conjunto delas chamado de *bundle* (Figura 3).

O *riser* flexível pode possuir uma configuração em catenária livre ou em *lazy-wave*, neste caso, os flutuadores ajudam a reduzir os momentos de flexão no TDP. Nesta extremidade do *riser*, também é conectado uma amarra, que é instalada frouxa, ancorada ao fundo e ajuda a manter o sistema corretamente posicionado e a aumentar a força de restauração quando são impostos movimentos de *heave* (verticais). Este segmento de amarra tem que ser dimensionado para não tracionar excessivamente o sistema, mas apenas o suficiente para mantê-lo próximo à posição de instalação, mesmo em condições extremas, como correntes marítimas fortes. Uma outra vantagem desta concepção, em relação às soluções tradicionais, é a ocupação do solo marinho, que é claramente menor utilizando o RSAA, como ilustra a Figura 4.

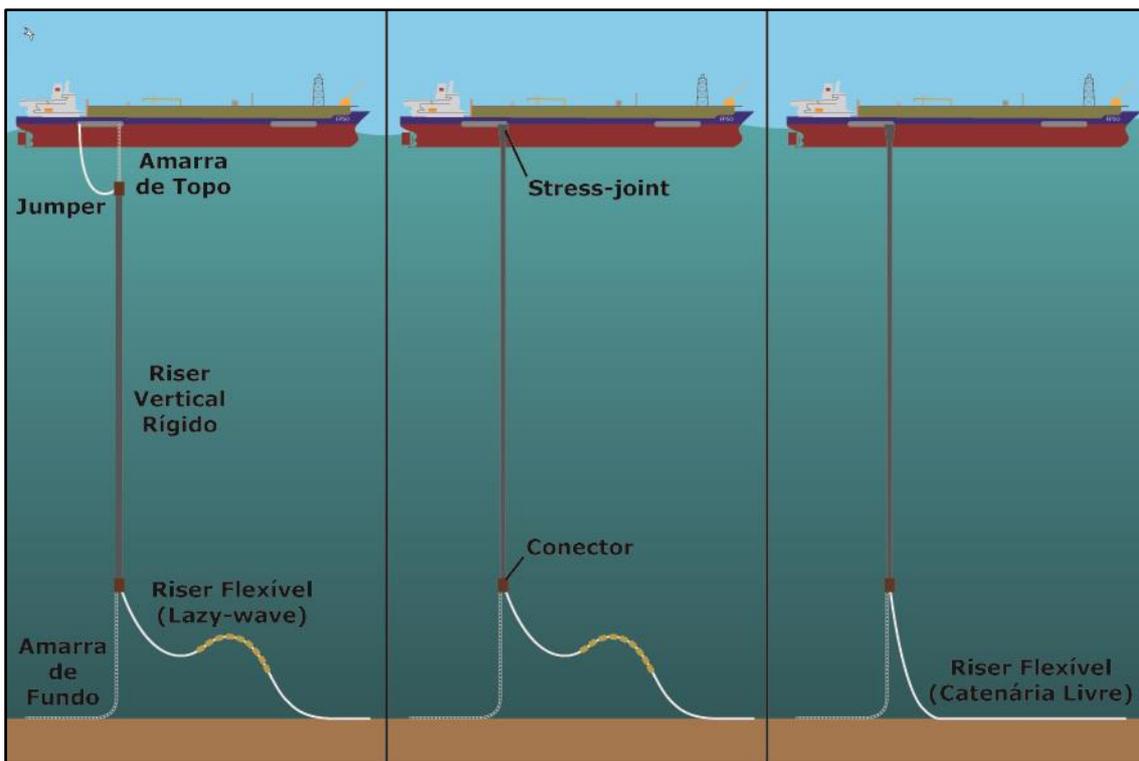


Figura 2 – Ilustração do sistema RSAA em algumas de suas variações.

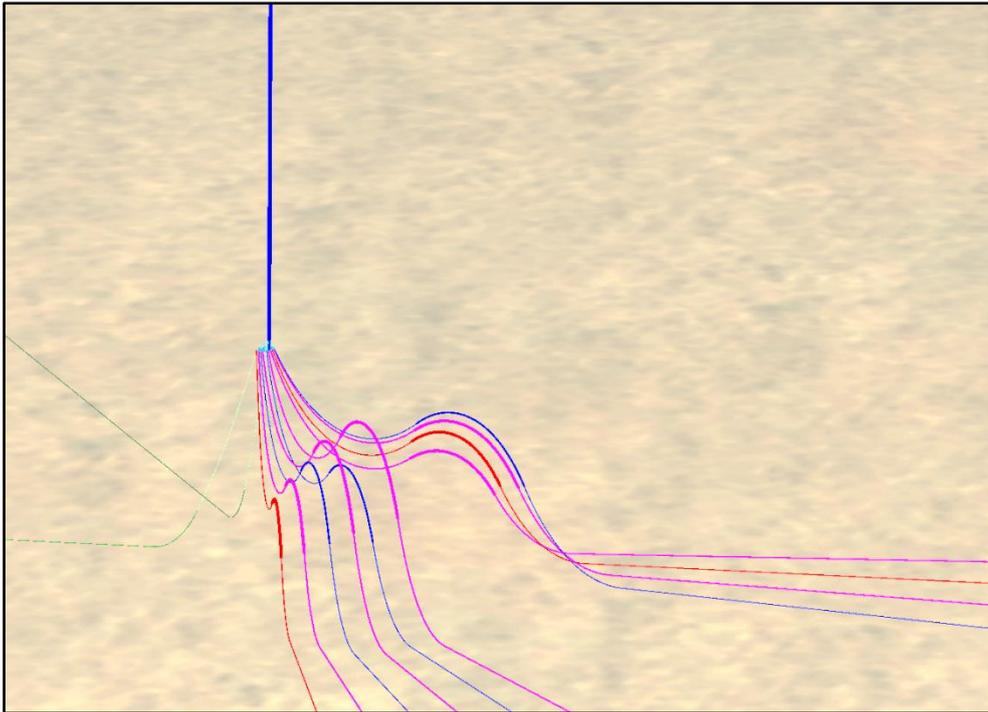


Figura 3– Exemplo de um sistema de fundo de um RSAA em feixe (Bundle).

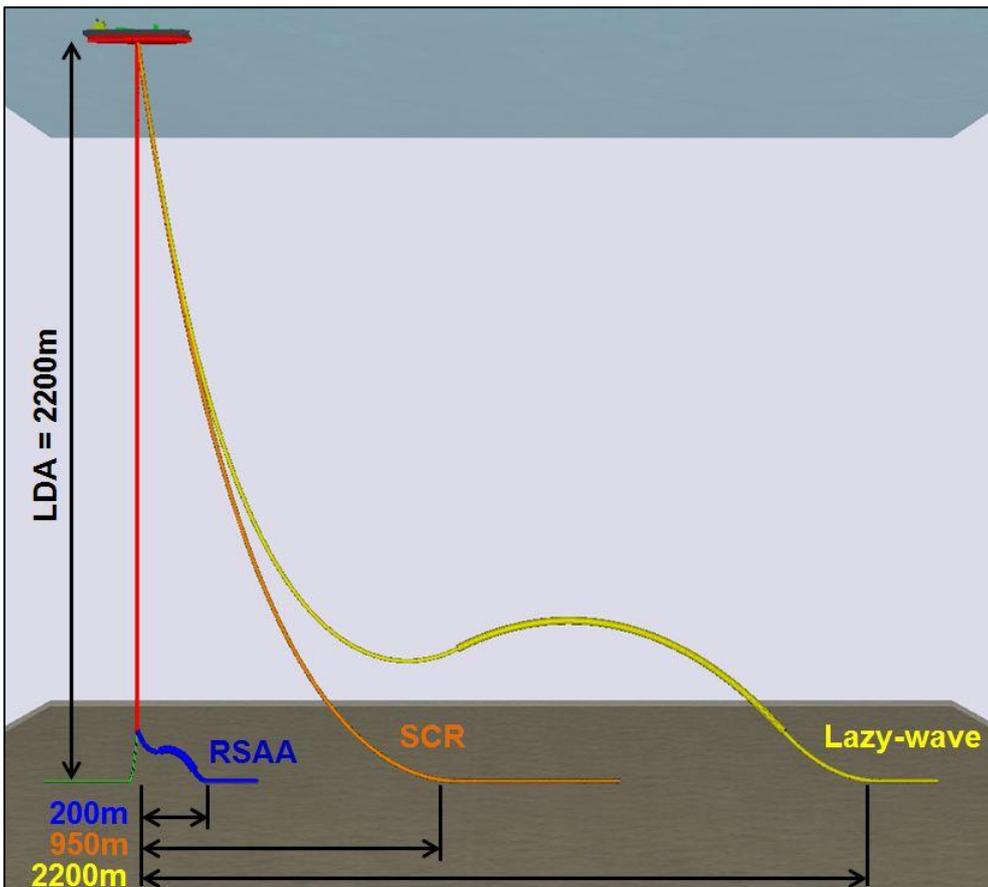


Figura 4 – Ocupação do solo marinho por três configurações de riser.

Uma das principais vantagens do modelo proposto é a possível dissociação da alta tração e dos momentos de flexão na ligação de topo do *riser* rígido (DANTAS *et al.*, 2009, SOUSA *et al.*, 2009 e DANTAS *et al.*, 2011) e a redução da influência dos movimentos verticais na região do TDP sobretudo da fadiga no *riser* rígido. Análises de viabilidade mostraram que o *riser* vertical está submetido aos maiores esforços devido aos elevados níveis de movimentos verticais da unidade flutuante, levando a níveis acentuados de tensão axial (COSTA *et al.*, 2009). Estes estudos também mostraram a viabilidade deste sistema para grandes profundidades e que uma formulação analítica é capaz de representar razoavelmente bem o comportamento e a resposta do *riser* vertical, como mostrado em DANTAS *et al.* (2011), PEREIRA (2011) e como também foi avaliado e aperfeiçoado ao longo da tese.

I.2. Objetivos

Diante do que foi exposto no item anterior sobre a configuração do RSAA, um estudo paramétrico é vital para entender o comportamento do sistema, bem como para estabelecer os principais parâmetros que influenciam seu comportamento estrutural. Como análises numéricas demandam demasiado tempo e um elevado custo computacional, uma alternativa, que facilita esta verificação, é utilizar métodos analíticos. Estes podem exigir algumas simplificações do problema, mas explicam rapidamente o que, como e porque os parâmetros influenciam os resultados. Portanto, um dos objetivos principais da tese é propor modelos analíticos capazes de realizarem o pré-dimensionamento principalmente do *riser* vertical pertencente a este novo sistema de *riser*. A ferramenta é capaz de, a partir dos movimentos aplicados na extremidade do sistema, determinar o movimento vertical e a resposta da tração e das tensões ao longo do *riser*. Desta maneira, também é objetivo deste trabalho realizar estudos paramétricos, estimar a vida à fadiga e apontar os casos de carregamento ambientais que causariam maiores danos ao *riser* vertical.

Uma das simplificações consideradas nas formulações que são apresentadas é a representação do sistema de fundo composto por *risers* flexíveis e amarras. Esta equivalência do arranjo conectado na extremidade inferior do *riser* vertical foi feita de duas formas neste trabalho: uma é através do sistema massa-mola e a outra é por meio de

uma formulação analítica para representar as trações dinâmicas no topo de linhas suspensas em catenária.

Em projetos de fadiga de *risers*, fatores de segurança são utilizados para diminuir a probabilidade de falha da estrutura ao longo de sua vida útil. Valores padrões de acordo com a classe e segurança exigida para o projeto são utilizados normalmente. Porém, é possível calcular os fatores de segurança considerando as incertezas das variáveis aleatórias envolvidas na estimativa da fadiga. Neste trabalho, a obtenção destes fatores foi realizada de acordo com a norma da DNV-RP-F204 (2010) e através de metodologia baseada em confiabilidade estrutural.

Para ratificar cada uma dessas metodologias, todas foram implementadas em linguagem FORTRAN (2010) para que as respostas sejam obtidas de forma automatizadas. Estas respostas foram comparadas com os resultados obtidos de análises numéricas determinísticas e aleatórias, no domínio do tempo e da frequência, através do método dos elementos finitos, empregando, para isso, o ANFLEX (2007) que é utilizado na indústria. Assim, mostra-se que estas metodologias analíticas são ferramentas rápidas e eficazes para realizar o pré-dimensionamento deste novo sistema.

I.3. Organização do texto

Além deste capítulo introdutório, este trabalho foi dividido em mais seis capítulos, além das referências bibliográficas e de dois anexos, que são descritos da seguinte forma:

- O CAPÍTULO II apresenta o desenvolvimento das equações analíticas que estimam as respostas axiais do *riser* vertical. Para cada etapa deste processo, um exemplo é apresentado para ilustrar a aplicação da ferramenta.
- O CAPÍTULO III descreve as metodologias de análise de curto e de longo prazo e também o cálculo da fadiga devida ao movimentos das ondas. Estes métodos são apresentados focando suas aplicações no estudo do RSAA.

- O CAPÍTULO IV apresenta dois métodos de cálculo de fatores de segurança baseados em confiabilidade estrutural. O primeiro consiste na aplicação direta do conceito de confiabilidade. O segundo é um modelo mais simplificado de cálculo sugerido pela DNV-RP-F204 (2010).
- No CAPÍTULO V, são estudados casos de fadiga do RSAA que visam aplicar os conceitos apresentados neste trabalho em termos de cálculo de vida útil e de fatores de segurança necessários. Além disto, ele tem o objetivo de mostrar que estas ferramentas são rápidas, eficazes e capazes de caracterizar a importância das variáveis envolvidas na análise do RSAA. Isto é feito através de estudos paramétricos avaliando a vida útil e os fatores de segurança do *riser* vertical.
- O CAPÍTULO VI apresenta um breve estudo com o objetivo de avaliar a ocorrência de ressonância no RSAA e verificar seu período natural. Também são realizadas análises de fadiga e cálculo dos fatores de segurança para verificar a eficácia dos métodos analíticos em um modelo com período natural mais elevado.
- O CAPÍTULO VII apresenta as principais conclusões obtidas neste trabalho e também algumas sugestões para sua continuação.
- No ANEXO A, foi realizado um estudo comparativo entre análises através do método dos elementos finitos para verificar a influência na resposta em função: da escolha do domínio da análise (tempo ou frequência), do tempo total de simulação no domínio do tempo e do número de simulações aleatórias.
- Finalmente, no ANEXO B, são apresentadas respostas complementares em forma de gráficos que possuem o objetivo de oferecer uma melhor compreensão dos modelos analisados no item V.2.

CAPÍTULO II

RESPOSTA AXIAL DO *RISER* VERTICAL

II.1. Introdução

Normalmente em projetos de *risers*, são utilizadas análises numéricas através do método dos elementos finitos para sua avaliação estrutural. Neste trabalho, o método dos elementos finitos foi utilizado como base de comparação, pois foram desenvolvidos e utilizados métodos analíticos para estudar o comportamento axial do *riser* vertical do RSAA, pois os métodos analíticos possuem fórmulas frequentemente compactas, simples de programar e, portanto, podem ser úteis em análises preliminares. Assim, o principal ponto deste capítulo é desenvolver formulações teóricas com o objetivo de determinar a resposta em termos de deslocamento vertical e de tração ao longo do *riser* vertical.

Foi obtida a solução da equação diferencial que representa o comportamento axial dinâmico do *riser*. Isto é possível porque a solução analítica para as hipóteses de um *riser* estar com sua base fixa ao fundo ou livre solicitado por vibrações axiais é conhecida e elas representam bem a realidade, como pode ser visto em SPARKS (2007) e DANTAS (2010). Como o sistema RSAA possui uma configuração intermediária entre essas duas, livre e fixa, é possível obter uma solução analítica para o modelo, onde seu arranjo de fundo é substituído por um sistema equivalente, representado este sistema por parâmetros característicos.

O desenvolvimento desta solução analítica ocorrerá por partes. Primeiramente, é apresentada a solução para a vibração longitudinal de uma barra uniforme. Em seguida, são introduzidos os parâmetros representantes do sistema fundo na condição de contorno do *riser* vertical. No final do capítulo, são apresentados os procedimentos para obtenção desses parâmetros.

II.2. Vibração longitudinal de uma barra uniforme

Como apresentado em BEARDS (1996), considerando a vibração longitudinal de uma barra uniforme fina, sem amortecimento, com seção transversal de área A , densidade do material ρ e módulo de elasticidade E , submetida a uma força axial T , como mostra a Figura 5, a força resultante agindo em um elemento é $T + \frac{\partial T}{\partial x} \cdot dx - T$, que é igual ao produto da aceleração pela massa do elemento, m , que possui comprimento dx . Da Figura 5, obtêm-se a Eq. (1).

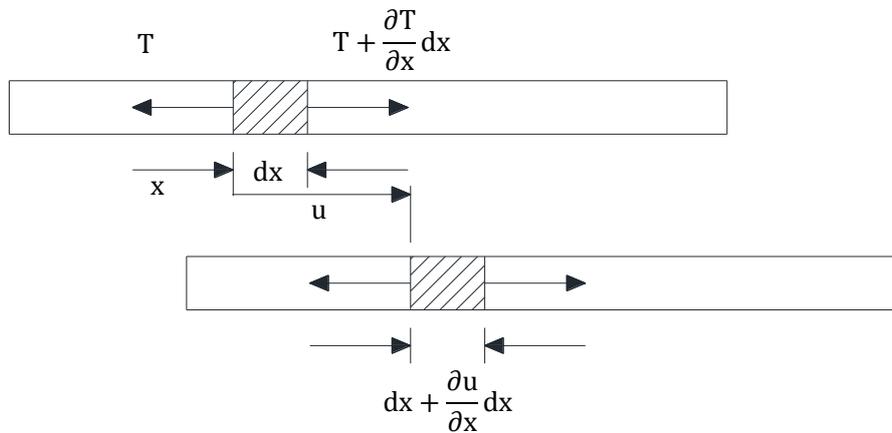


Figura 5 – Vibração longitudinal da barra (BEARDS, 1996).

$$T = \frac{\partial T}{\partial x} dx = \rho A dx \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (1)$$

A força axial dinâmica, T , está relacionada com a deformação local por:

$$T = EA \frac{\partial u}{\partial x} \therefore \frac{\partial T}{\partial x} = EA \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad (2)$$

logo,

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \frac{E}{\rho} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad (3)$$

ou

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = \frac{1}{c^2} \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (4)$$

Essa é a equação da onda, como apresentado por CLOUGH (1975), onde c é a velocidade de propagação da onda de deslocamento ou de tensão na barra, também conhecida como celeridade (SPARKS, 2007), e é dada por:

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} = \sqrt{\frac{EA}{m}} \quad (5)$$

A equação da onda pode ser solucionada pelo método da separação das variáveis e assumindo a solução na forma:

$$u(x, t) = F(x) G(t) \quad (6)$$

Substituindo essa solução na equação da onda, obtêm-se:

$$\frac{\partial^2 F(x)}{\partial x^2} G(t) = \frac{1}{c^2} \frac{\partial^2 G(t)}{\partial t^2} F(x) \quad (7)$$

que pode ser escrita como:

$$\frac{1}{F(x)} \frac{\partial^2 F(x)}{\partial x^2} = \frac{1}{c^2} \frac{1}{G(t)} \frac{\partial^2 G(t)}{\partial t^2} \quad (8)$$

A componente da esquerda da Eq. (8) é função somente de x e a componente da direita é função somente de t , assim, derivadas parciais não são mais necessárias. Cada lado deve ser igual a uma constante, que foi escolhido igual a $-\omega^2$ por conveniência para a obtenção da solução. Assim,

$$c^2 \frac{1}{F(x)} \frac{\partial^2 F(x)}{\partial x^2} = -\omega^2 \therefore \frac{d^2 F(x)}{dx^2} + \left(\frac{\omega}{c}\right)^2 F(x) = 0 \quad (9)$$

e

$$\frac{1}{G(t)} \frac{\partial^2 G(t)}{\partial t^2} = -\omega^2 \therefore \frac{d^2 G(t)}{dt^2} + \omega^2 G(t) = 0 \quad (10)$$

Considerando,

$$F(x) = A \operatorname{sen}\left(\frac{\omega x}{c}\right) + B \operatorname{cos}\left(\frac{\omega x}{c}\right) \quad (11)$$

e

$$G(t) = C \operatorname{sen}(\omega t) + D \operatorname{cos}(\omega t) \quad (12)$$

onde as constantes A e B dependem das condições de contorno, e C e D das condições iniciais. A solução geral para a equação da onda é, portanto:

$$u(x, t) = \left[A \operatorname{sen}\left(\frac{\omega x}{c}\right) + B \operatorname{cos}\left(\frac{\omega x}{c}\right) \right] [C \operatorname{sen}(\omega t) + D \operatorname{cos}(\omega t)] \quad (13)$$

Admitindo que a barra parte do repouso, a condição inicial (t=0) é:

$$u(x, 0) = 0 \quad (14)$$

Aplicando a Eq. (14) em (13), obtêm-se a constante D:

$$\begin{aligned} u(x, 0) &= \left[A \operatorname{sen}\left(\frac{\omega x}{c}\right) + B \operatorname{cos}\left(\frac{\omega x}{c}\right) \right] \left[C \underbrace{\operatorname{sen}(0)}_0 + D \underbrace{\operatorname{cos}(0)}_1 \right] = 0 \\ &\left[A \operatorname{sen}\left(\frac{\omega x}{c}\right) + B \operatorname{cos}\left(\frac{\omega x}{c}\right) \right] D = 0 \therefore D = 0 \end{aligned} \quad (15)$$

Assim, a Eq. (13) pode ser reescrita conforme mostra a Eq. (16).

$$\begin{aligned} u(x, t) &= \left[A \operatorname{sen}\left(\frac{\omega x}{c}\right) + B \operatorname{cos}\left(\frac{\omega x}{c}\right) \right] C \operatorname{sen}(\omega t) \\ u(x, t) &= \left[\hat{\hat{A}}^{\hat{A} \cdot C} \operatorname{sen}\left(\frac{\omega x}{c}\right) + \hat{\hat{B}}^{\hat{B} \cdot C} \operatorname{cos}\left(\frac{\omega x}{c}\right) \right] \operatorname{sen}(\omega t) \end{aligned} \quad (16)$$

Considerando um movimento senoidal de amplitude U_0 atuando em uma extremidade da barra, a condição de contorno (x=0) é:

$$u(0, t) = U_0 \operatorname{sen}(\omega t) \quad (17)$$

Aplicando a Eq. (17) em (16), obtêm-se a constante $\hat{\hat{B}}$:

$$u(0, t) = \left[\bar{A} \underbrace{\text{sen}(0)}_0 + \bar{B} \underbrace{\text{cos}(0)}_1 \right] \text{sen}(\omega t) = U_0 \text{sen}(\omega t)$$

$$\bar{B} \text{sen}(\omega t) = U_0 \text{sen}(\omega t) \therefore \bar{B} = U_0 \quad (18)$$

A solução permanente, ou seja, a equação geral pode ser escrita como na Eq. (19), sendo \bar{A} dependente da condição de contorno que é aplicada na outra extremidade da barra. Estas condições de contorno são apresentadas nos próximos itens.

$$u(x, t) = \left[\bar{A} \text{sen} \left(\frac{\omega x}{c} \right) + U_0 \text{cos} \left(\frac{\omega x}{c} \right) \right] \text{sen}(\omega t) \quad (19)$$

A tração dinâmica está relacionada com a deformação local pela equação $T(x, t) = EA \frac{\partial u(x, t)}{\partial x}$.

Derivando a Eq. (19) e atendendo que $EA=mc^2$, a tração dinâmica é dada por:

$$T(x, t) = mc\omega \left[\bar{A} \text{cos} \left(\frac{\omega x}{c} \right) - U_0 \text{sen} \left(\frac{\omega x}{c} \right) \right] \text{sen}(\omega t) \quad (20)$$

Consequentemente, a amplitude de tração é dada por:

$$T_A(x) = mc\omega \left[\bar{A} \text{cos} \left(\frac{\omega x}{c} \right) - U_0 \text{sen} \left(\frac{\omega x}{c} \right) \right] \quad (21)$$

II.3. *Riser* vertical fixo

Como em SPARKS (2007) e PEREIRA (2011), para realizar a introdução ao estudo da vibração axial de *riser*, inicialmente é estudado o caso mais simples: um *riser* vertical uniforme com os movimentos restritos na extremidade inferior (Figura 6).

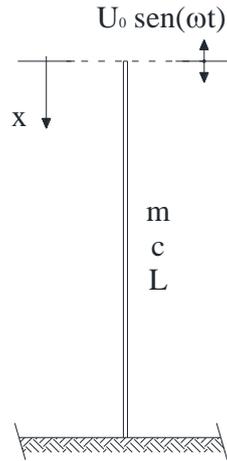


Figura 6 – Vibração axial do riser fixo.

II.3.1. Metodologia analítica

O riser vertical é submetido a um movimento senoidal no topo de amplitude U_0 e frequência ω . Por sua base ser fixa no solo, a condição de contorno na extremidade inferior é igual a:

$$u(L, t) = 0 \quad (22)$$

Logo, aplicando esta condição de contorno na Eq. (19), a constante \bar{A} é obtida como apresentado a Eq. (23).

$$\begin{aligned}
 u(L, t) &= \left[\bar{A} \operatorname{sen}\left(\frac{\omega L}{c}\right) + U_0 \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right] \underbrace{\operatorname{sen}(\omega t)}_{\neq 0} = 0 \\
 \bar{A} \operatorname{sen}\left(\frac{\omega L}{c}\right) + U_0 \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) &= 0 \\
 \bar{A} &= -U_0 \frac{\cos\left(\frac{\omega L}{c}\right)}{\operatorname{sen}\left(\frac{\omega L}{c}\right)} \quad (23)
 \end{aligned}$$

O deslocamento vertical a uma distância x abaixo do topo é obtido substituindo (23) em (19), como apresentado a seguir:

$$\begin{aligned}
u(x, t) &= \left[-U_0 \frac{\cos\left(\frac{\omega L}{c}\right)}{\text{sen}\left(\frac{\omega L}{c}\right)} \text{sen}\left(\frac{\omega x}{c}\right) + U_0 \cos\left(\frac{\omega x}{c}\right) \right] \text{sen}(\omega t) \\
u(x, t) &= U_0 \left[\frac{\cos\left(\frac{\omega x}{c}\right) \text{sen}\left(\frac{\omega L}{c}\right) - \text{sen}\left(\frac{\omega x}{c}\right) \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right)}{\text{sen}\left(\frac{\omega L}{c}\right)} \right] \text{sen}(\omega t) \\
u(x, t) &= U_0 \left[\frac{\text{sen}\left(\frac{\omega L}{c} - \frac{\omega x}{c}\right)}{\text{sen}\left(\frac{\omega L}{c}\right)} \right] \text{sen}(\omega t) \\
u(x, t) &= U_0 \frac{\text{sen}\left[\frac{\omega}{c}(L - x)\right]}{\text{sen}\left(\frac{\omega L}{c}\right)} \text{sen}(\omega t) \tag{24}
\end{aligned}$$

Da mesma forma, a tração dinâmica é dada pela substituição da Eq. (23) em (20), resultando em:

$$T(x, t) = -U_0 m c \omega \frac{\cos\left[\frac{\omega}{c}(L - x)\right]}{\text{sen}\left(\frac{\omega L}{c}\right)} \text{sen}(\omega t) \tag{25}$$

logo, a amplitude dinâmica é dada por:

$$T_A(x) = -U_0 m c \omega \frac{\cos\left[\frac{\omega}{c}(L - x)\right]}{\text{sen}\left(\frac{\omega L}{c}\right)} \tag{26}$$

Assim, a amplitude da tração dinâmica no topo ($x=0$), que depende da frequência ω , é dada por:

$$T_{\text{topo}} = -U_0 \frac{m c \omega}{\tan\left(\frac{\omega L}{c}\right)} \tag{27}$$

A ressonância axial ocorre quando os denominadores das Eq. (24) e (25) são iguais a zero para as frequências ω_n , dadas pela Eq. (28), onde n é o número do modo:

$$\frac{\omega_n L}{c} = n\pi \tag{28}$$

Como $\omega_n = 2\pi/T_n$, onde T_n é o período de vibração para o modo n , a ressonância ocorre para os períodos naturais dados por:

$$T_n = \frac{2L}{nc} \quad (29)$$

II.3.2. Avaliação por MEF e método analítico

Com o objetivo de demonstrar a eficácia da metodologia analítica que calcula o deslocamento e a tração ao longo do *riser* fixo (Figura 6), as respostas da Eq. (26) foram comparadas com análises dinâmicas não lineares utilizando o método dos elementos finitos. Para isto, o *riser* foi modelado considerando elemento de pórtico tridimensional e as análises não lineares foram realizadas de acordo com o método de Newton Raphson adaptadas para problemas dinâmicos (ANFLEX, 2007).

As principais características do problema são:

- Comprimento do *riser*: $L = 1900$ m;
- Módulo de elasticidade do aço: $E = 2,07 \times 10^8$ kN/m²;
- Diâmetro externo do *riser*: 0,533m (21 pol);
- Espessura do *riser*: 0,01587m (0,625 pol);
- Massa por unidade de comprimento: $m = 252,0$ kg/m (estrutural e fluido interno);
- Celeridade (Eq. (5)): $c = 4604,9$ m/s;
- Período natural (Eq. (29)): $T_n = 0,825$ s;
- Amplitude de movimento senoidal aplicado verticalmente no topo: $U_0 = 1,0$ m;
- Períodos do movimento senoidal: $T = 2\pi/\omega = 2$ s, 3s, ..., 19s, 20s.

A Figura 7 mostra as amplitudes do deslocamento vertical no meio do *riser* vertical para todos os períodos e a Figura 8 compara, para o período de 10s, os movimentos verticais nesta seção e no topo ao longo do tempo. A Figura 9 mostra a amplitude de tração no topo e a Figura 10 na base do *riser* vertical fixo. Todos estes resultados foram obtidos a partir dos procedimentos analítico e de elementos finitos, onde é possível verificar uma grande concordância entre os métodos.

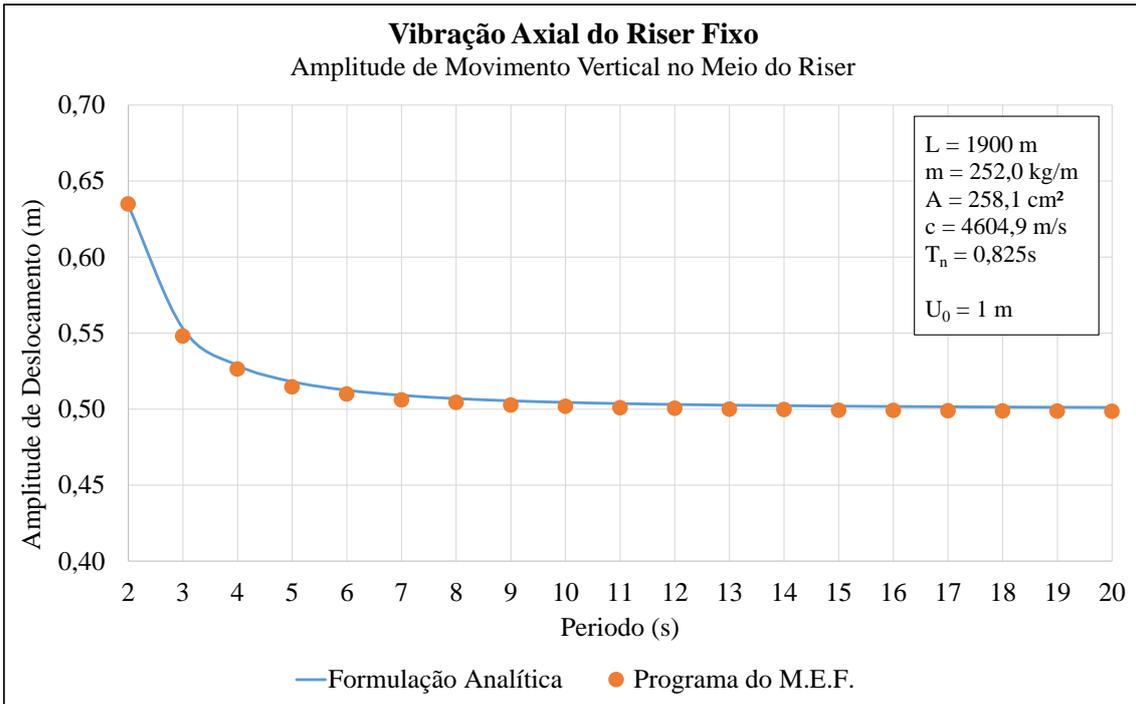


Figura 7 – Amplitude do movimento vertical no meio do riser fixo.

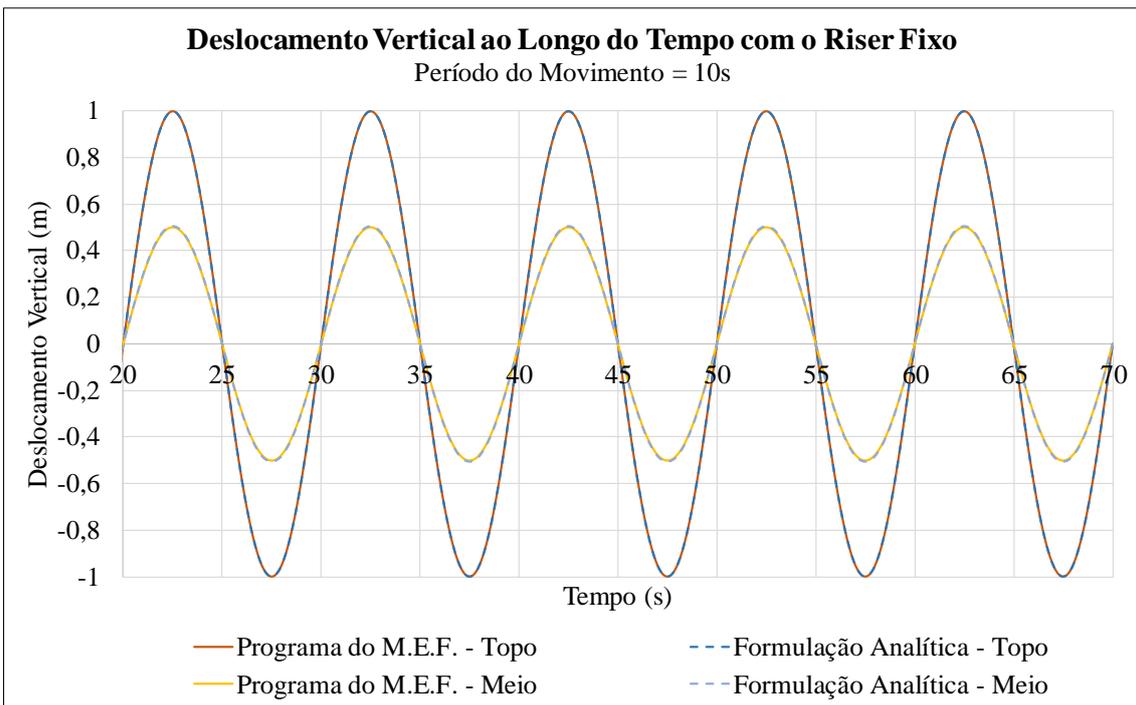


Figura 8 – Série temporal do deslocamento vertical com período de 10s de movimento imposto.

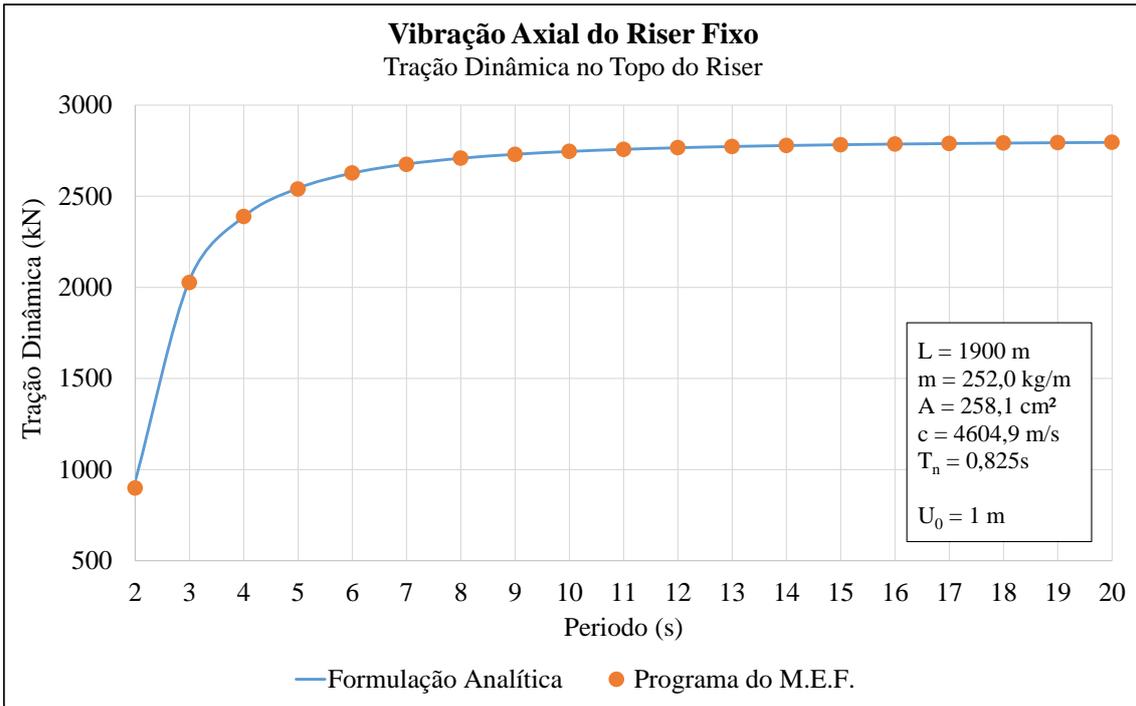


Figura 9 – Amplitude de tração no topo do riser fixo.

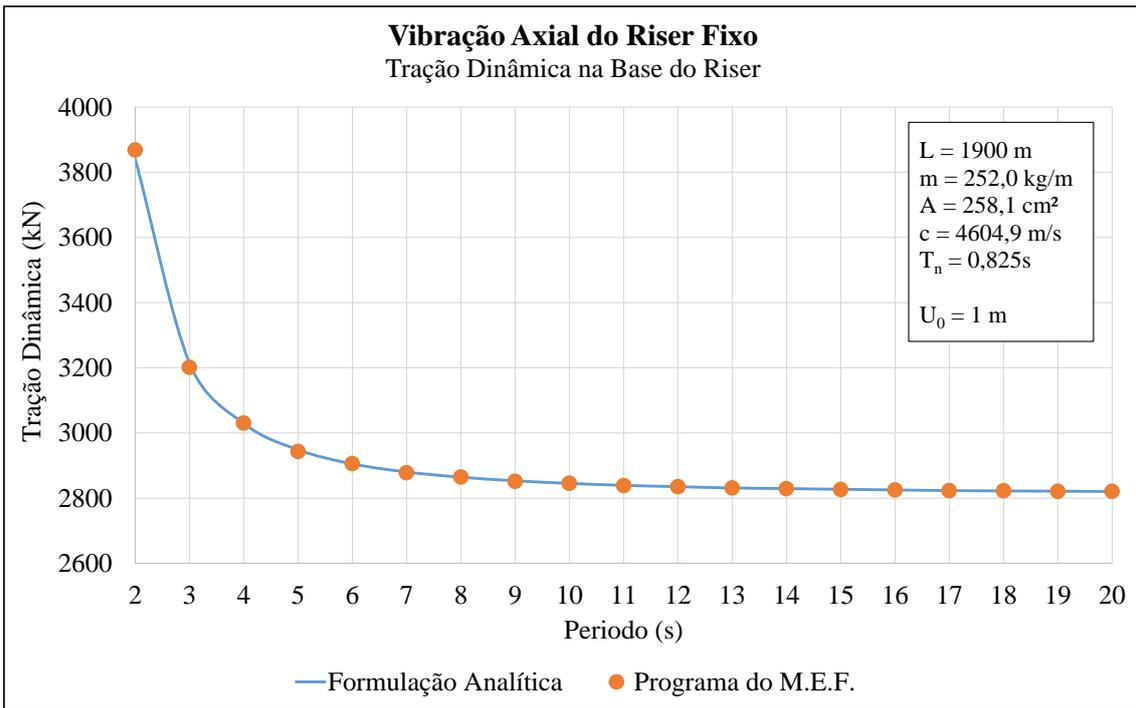


Figura 10 – Amplitude de tração na base do riser fixo.

II.4. Riser vertical suspenso

A análise de vibrações axiais de *risers* suspensos é um pouco mais complexa do que para os fixados na base por várias razões; uma delas é que a resposta ressonante depende do período de *heave* do navio e do amortecimento axial no *riser*, os quais são difíceis de determinar com precisão (SPARKS, 2007). No entanto, uma abordagem similar para o *riser* fixo pode ser usada para determinar frequências de ressonância e compreender a influência dos parâmetros sobre os resultados. Quando não é considerado o amortecimento axial.

II.4.1. Metodologia analítica

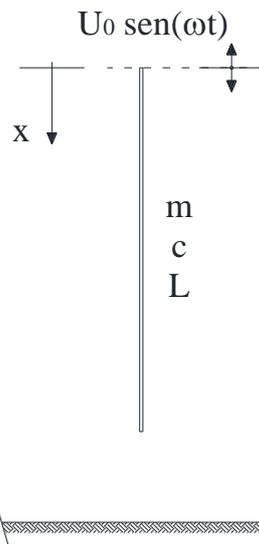


Figura 11 – Vibração axial do riser suspenso.

A Figura 11 mostra um *riser* uniforme, que pode ser analisado facilmente usando equações semelhantes às do item anterior. Neste caso, a tração $T(L,t)$ na extremidade inferior do *riser* é sempre zero. Assim, a partir da relação tração-deformação, Eq. (1), a condição de contorno nesse ponto é:

$$T(L,t) = mc^2 \left. \frac{\partial u}{\partial x} \right|_{L,t} = 0 \quad (30)$$

Assim, aplicando a condição de contorno, ou seja, derivando a Eq. (19) em função de x e substituindo em (30), é possível obter a constante \bar{A} como apresentado a seguir:

$$\begin{aligned}
& mc^2 \cdot \frac{\omega}{c} \overbrace{\left[\bar{A} \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) - U_0 \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right]}^{\frac{\partial u(L,t)}{\partial x}} \sin(\omega t) = 0 \\
& \bar{A} \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) - U_0 \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) = 0 \\
& \bar{A} = U_0 \frac{\sin\left(\frac{\omega L}{c}\right)}{\cos\left(\frac{\omega L}{c}\right)} = U_0 \tan\left(\frac{\omega L}{c}\right) \tag{31}
\end{aligned}$$

Substituindo a Eq. (31) em (19) e (20) e realizando as substituições cabíveis, obtêm-se, respectivamente, as seguintes soluções para o deslocamento $u(x,t)$ e a tração dinâmica $T(x,t)$ a uma distância x a partir do topo do *riser* suspenso:

$$u(x,t) = U_0 \frac{\cos\left[\frac{\omega}{c}(L-x)\right]}{\cos\left(\frac{\omega L}{c}\right)} \sin(\omega t) \tag{32}$$

e

$$T(x,t) = U_0 m c \omega \frac{\sin\left[\frac{\omega}{c}(L-x)\right]}{\cos\left(\frac{\omega L}{c}\right)} \sin(\omega t) \tag{33}$$

A ressonância axial ocorre para $\cos(\omega_n L/c) = 0$, para os quais $\omega_n L/c = (2n - 1)\pi/2$. Uma vez que o período é definido por $T_n = 2\pi/\omega_n$, a ressonância ocorre em períodos determinados por:

$$T_n = \frac{4L}{(2n - 1)c} \tag{34}$$

onde n é o número do modo e $n = 1$ indica o modo fundamental. O período de ressonância fundamental é, portanto, igual a $4L/c$, que é o tempo gasto pela onda de tensão axial para percorrer quatro vezes o comprimento do *riser* (SPARKS, 2007).

II.4.2. Avaliação por MEF e método analítico

A seguir, é apresentado um exemplo comparando a metodologia analítica com o método dos elementos finitos, assim como foi feito no item II.3.2. As principais características do problema são:

- Comprimento do *riser*: $L = 1900$ m;
- Módulo de elasticidade do aço: $E = 2,07 \times 10^8$ kN/m²;
- Diâmetro externo do *riser*: 0,533m (21 pol);
- Espessura do *riser*: 0,01587m (0,625 pol);
- Massa por unidade de comprimento: $m = 252,0$ kg/m (estrutural e fluido interno);
- Celeridade (Eq. (5)): $c = 4604,9$ m/s;
- Período natural (Eq. (34)): $T_n = 1,65$ s;
- Amplitude de movimento senoidal aplicado verticalmente no topo: $U_0 = 1,0$ m;
- Períodos do movimento senoidal: $T = 2\pi/\omega = 2$ s, 3s, ..., 19s, 20s.

A Figura 12 mostra as amplitudes do deslocamento vertical na base do *riser* vertical para todos os períodos e a Figura 13 compara, para o período de 5s, as séries temporais dos movimentos verticais na base e no topo. A Figura 14 mostra a amplitude de tração no topo do *riser* vertical suspenso. Nesta configuração, também é possível observar uma boa concordância entre as metodologias analíticas e o método dos elementos finitos.

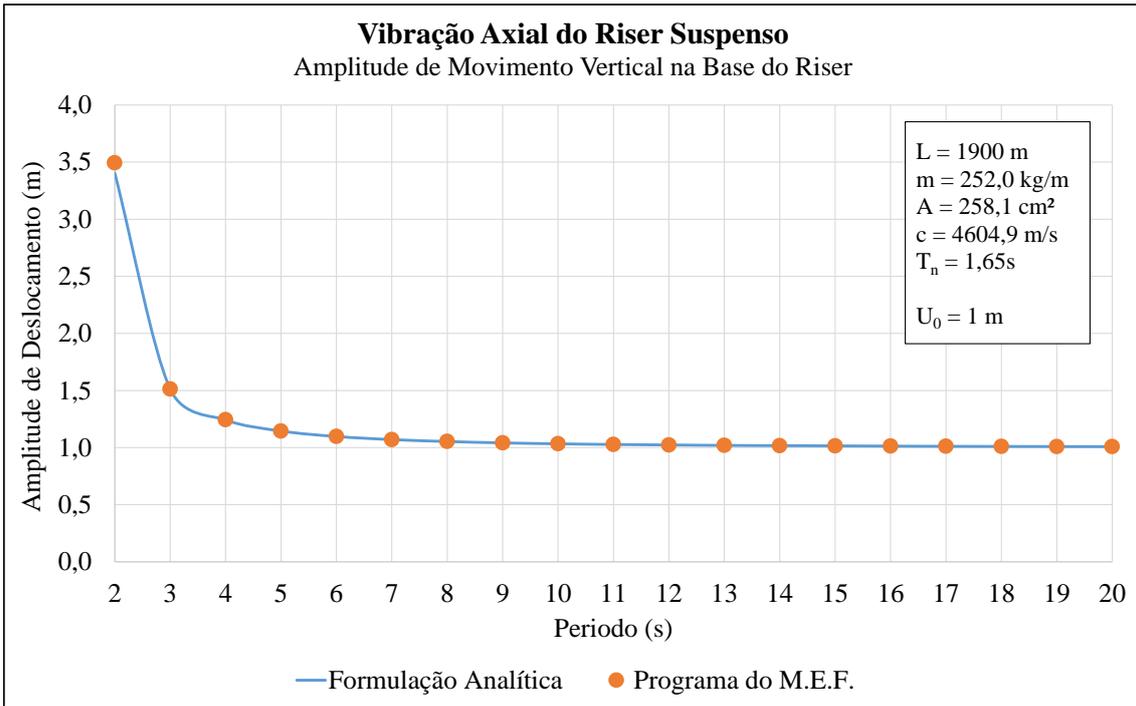


Figura 12 – Amplitude do movimento vertical na base do riser suspenso.

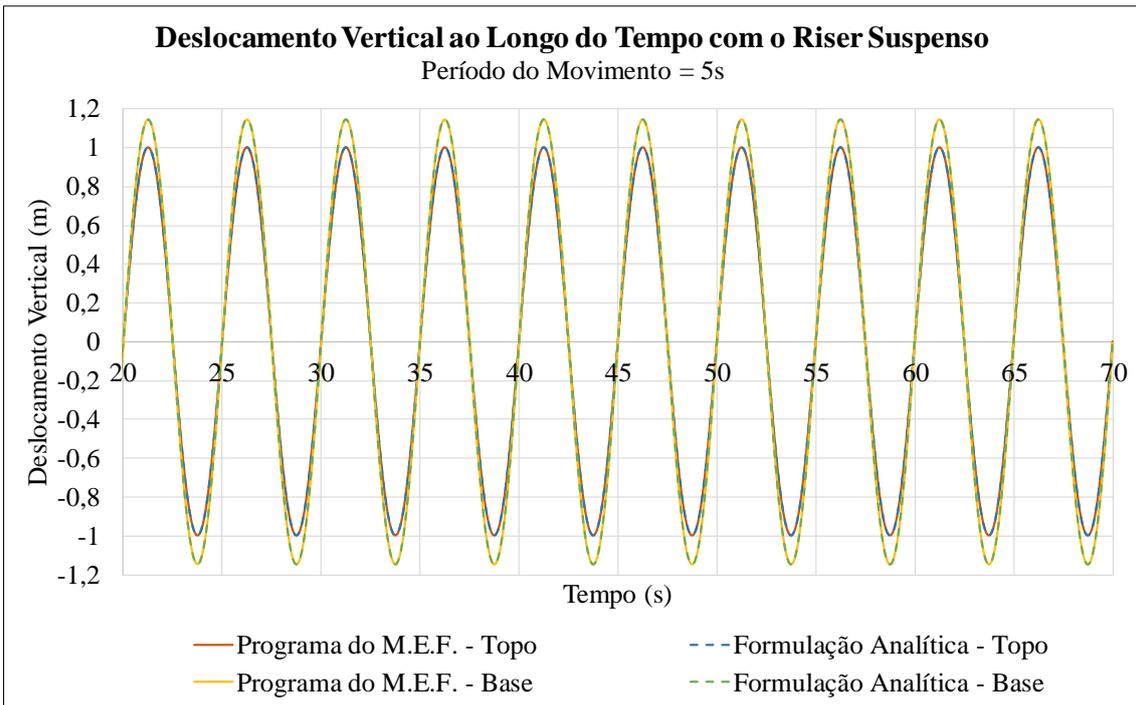


Figura 13 – Série temporal do deslocamento vertical com período de 5s de movimento imposto.

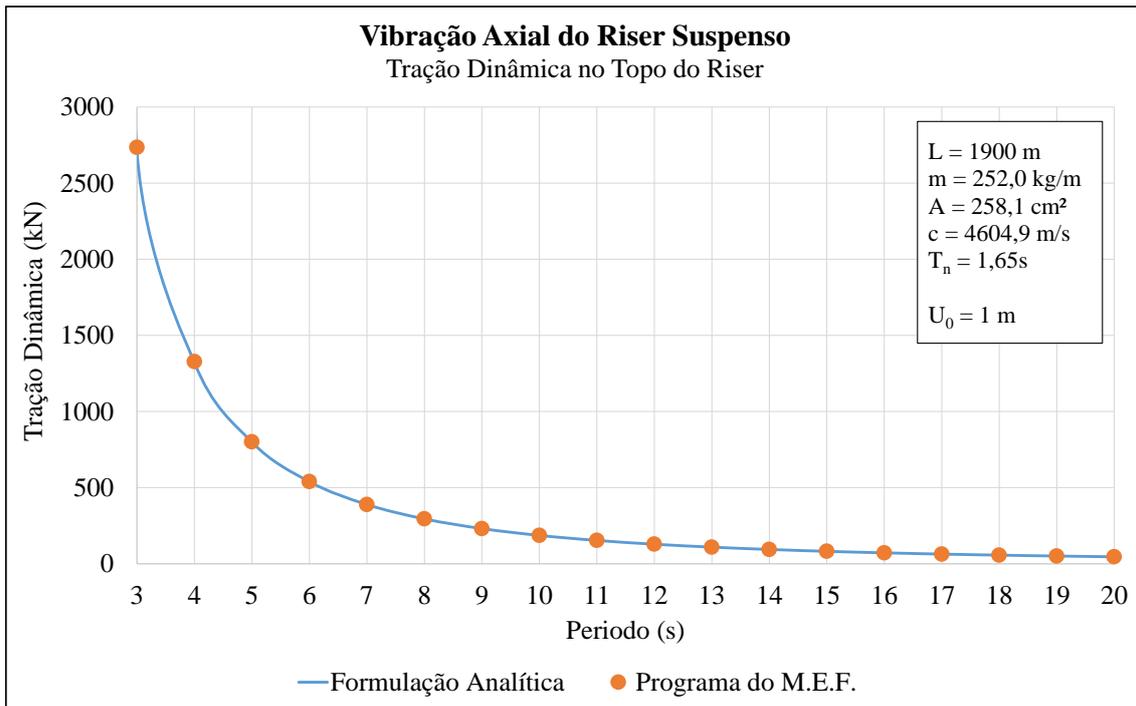


Figura 14 – Amplitude de tração no topo do riser suspenso.

Quando o período do movimento imposto é próximo ao período fundamental do *riser*, observa-se um aumento das amplitudes de deslocamento e de tração, pois o sistema tende a entrar em ressonância.

Através da Eq. (34) foi calculado um período de natural de 1,620s para o *riser* suspenso. Para verificar esta equação, foi realizada uma análise através do método dos elementos finitos. Um deslocamento vertical de 1m foi imposto no topo do *riser* que retornou em seguida à sua posição original, onde ficou suspenso e livre para vibrar. A Figura 15 apresenta este processo através do deslocamento obtido na base do *riser* ao longo do tempo. Nesta figura, é possível observar com mais detalhes um intervalo de tempo da análise que mostra os instantes de tempo que ocorreram os picos de deslocamento. Assim, verifica-se que a Eq. (34) fornece corretamente o período natural de um *riser* suspenso.

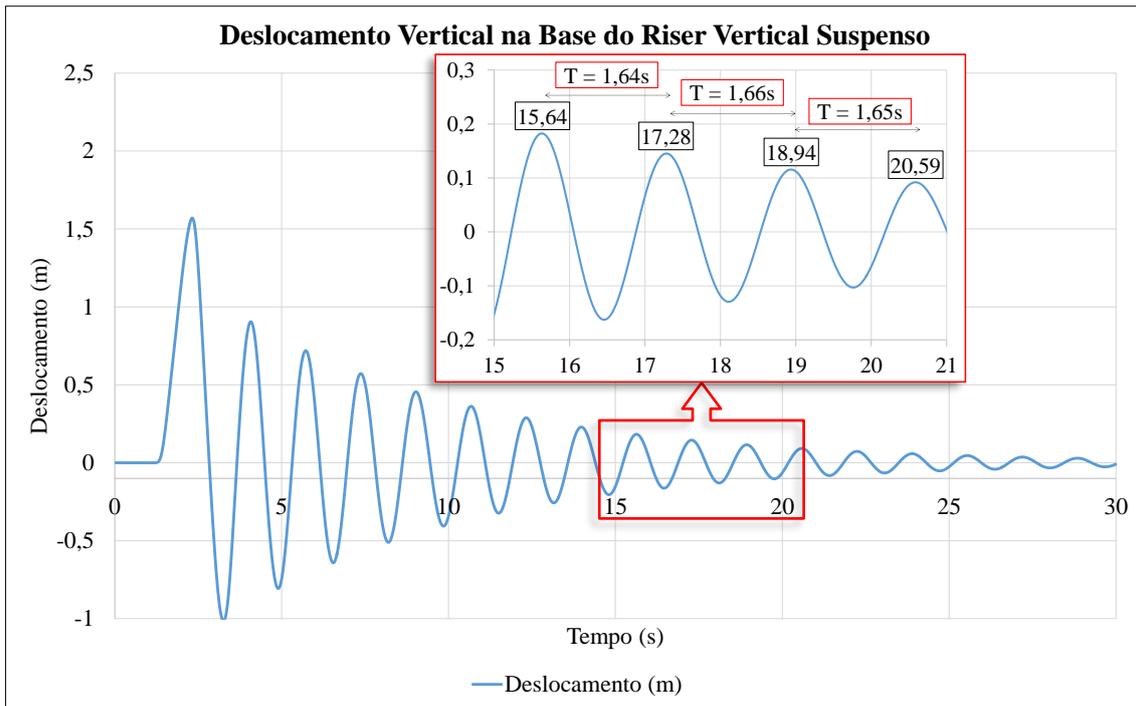


Figura 15 – Verificação do período natural do sistema.

II.5. Massa concentrada na base do riser vertical

Neste item, é apresentado o caso no qual o riser está suspenso e possui uma massa concentrada M na extremidade inferior, como mostra a Figura 16. Este cenário pode representar a instalação de um riser com equipamentos marinhos como um *blowout preventer* (BOP) pendurado em sua base. No caso do RSAA, a massa, M , irá representar as massas dos risers flexíveis e das amarras do sistema de fundo. O método utilizado neste trabalho para obter esta massa concentrada é apresentado no item II.8.1.

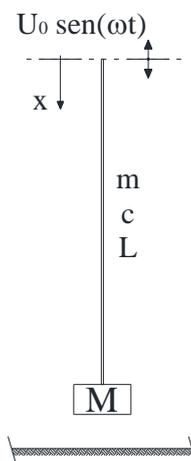


Figura 16 – Vibração axial do riser suspenso com massa concentrada na base do riser.

II.5.1. Metodologia analítica

A constante \bar{A} pode ser determinada considerando as forças que atuam sobre a extremidade inferior do *riser*, conforme dado por:

$$T(L, t) = mc^2 \left. \frac{\partial u}{\partial x} \right|_{L,t} + M \left. \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \right|_{L,t} = 0 \therefore mc^2 \left. \frac{\partial u}{\partial x} \right|_{L,t} = -M \left. \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \right|_{L,t} \quad (35)$$

onde no lado esquerdo da equação se encontra a força resultante da deformação dinâmica do *riser* e do lado direito, a força de inércia proveniente da massa concentrada M .

Derivando (19) em função de x e duas vezes em função de t , e substituindo em (35), obtêm-se a constante \bar{A} , que depende da massa (M), conforme demonstrado a seguir:

$$\begin{aligned} & mc^2 \overbrace{\left\{ \frac{\omega}{c} \left[\bar{A} \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) - U_0 \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right] \right\}}^{\frac{\partial u(L,t)}{\partial x}} \text{sen}(\omega t) \\ & = -M \overbrace{\left\{ -\omega^2 \left[\bar{A} \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) + U_0 \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right] \right\}}^{\frac{\partial^2 u(L,t)}{\partial t^2}} \text{sen}(\omega t) \\ & \frac{mc}{M\omega} \left[\bar{A} \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) - U_0 \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right] = \bar{A} \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) + U_0 \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) \\ & \bar{A} \left[\frac{mc}{M\omega} \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) - \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right] = U_0 \left[\cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) + \frac{mc}{M\omega} \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right] \\ & \bar{A} = U_0 \frac{mc \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) + M\omega \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right)}{mc \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) - M\omega \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right)} = U_0 \frac{M\omega + mc \tan\left(\frac{\omega L}{c}\right)}{mc - M\omega \tan\left(\frac{\omega L}{c}\right)} \quad (36) \end{aligned}$$

A constante \bar{A} pode ser expressa em termos de uma nova constante \bar{L} da seguinte forma:

$$\bar{A} = U_0 \tan\left(\frac{\omega \bar{L}}{c}\right) \quad (37)$$

Substituindo este novo \bar{A} na Eq. (36), leva a:

$$mc \tan\left[\frac{\omega}{c}(\bar{L} - L)\right] = M\omega \quad (38)$$

Substituindo \bar{A} na Eq. (19), chega-se à Eq. (39) para o deslocamento axial a uma distância x da extremidade superior.

$$u(x, t) = U_0 \frac{\cos\left[\frac{\omega}{c}(\bar{L} - x)\right]}{\cos\left(\frac{\omega \bar{L}}{c}\right)} \text{sen}(\omega t) \quad (39)$$

Como $T(x, t) = mc^2(\partial u/\partial x)$, a tração dinâmica é dada por:

$$T(x, t) = mc\omega U_0 \frac{\text{sen}\left[\frac{\omega}{c}(\bar{L} - x)\right]}{\cos\left(\frac{\omega \bar{L}}{c}\right)} \text{sen}(\omega t) \quad (40)$$

Como apresentado por SPARKS (2007), pela comparação das Eq. (33) e (40), pode-se ver que \bar{L} é um comprimento equivalente do *riser* uniforme. Note que para ângulos pequenos, a Eq. (38) pode ser escrita como:

$$\tan\left[\frac{\omega(\bar{L} - L)}{c}\right] = \left[\frac{\omega(\bar{L} - L)}{c}\right] = \frac{M\omega}{mc} \quad (41)$$

e

$$\bar{L} = L + \frac{M}{m} \quad (42)$$

O *riser* se comporta como se o seu comprimento fosse estendido em um comprimento adicional de M/m . A Eq. (42) apresenta o valor máximo de \bar{L} . À medida

que a frequência aumenta, o valor preciso do \bar{L} é reduzido. A partir das Eq. (39) e (40), a ressonância ocorre para $\cos(\omega_n \bar{L}/c) = 0$ e, por conseguinte, para valores de $\omega_n \bar{L}/c$ dados por:

$$\frac{\omega_n \bar{L}}{c} = (2n - 1) \frac{\pi}{2} \quad (43)$$

onde n é o número do modo. O período de ressonância de um *riser* vertical com uma massa concentrada na base é dado por:

$$T_n = \frac{4\bar{L}}{(2n - 1)c} \quad (44)$$

II.5.2. Avaliação por MEF e método analítico

Como apresentado nos exemplos anteriores, foi realizada uma comparação entre a formulação analítica e o método dos elementos finitos para o caso do *riser* suspenso e com uma massa concentrada na base.

As principais características do problema são:

- Comprimento do *riser*: $L = 1900$ m;
- Módulo de elasticidade do aço: $E = 2,07 \times 10^8$ kN/m²;
- Diâmetro externo do *riser*: 0,533m (21 pol);
- Espessura do *riser*: 0,01587m (0,625 pol);
- Massa por unidade de comprimento: $m = 252,0$ kg/m (estrutural e fluido interno);
- Celeridade (Eq. (5)): $c = 4604,9$ m/s;
- Massa concentrada: $M = 57000$ kg;
- Período natural (Eq. (44)): $T_n = 1,847$ s;
- Amplitude de movimento senoidal aplicado verticalmente no topo: $U_0 = 1,0$ m;
- Períodos do movimento senoidal: $T = 2\pi/\omega = 2$ s, 3s, ..., 19s, 20s.

A Figura 17 mostra as amplitudes dos movimentos verticais na base do riser vertical para todos os períodos e a Figura 18 compara este movimento vertical ao longo do tempo no topo e na base. A Figura 19 mostra as amplitudes de tração no topo e a Figura 20 na base do riser vertical. Observando estes resultados, vemos que a metodologia analítica com massa concentrada na base também apresenta uma ótima concordância com o método dos elementos finitos.

Assim como no exemplo sem a massa M, neste aqui também se observa uma nítida elevação das amplitudes de deslocamento e tração nos períodos menores do movimento imposto, ou seja, próximo ao período natural do sistema, 1,85s.

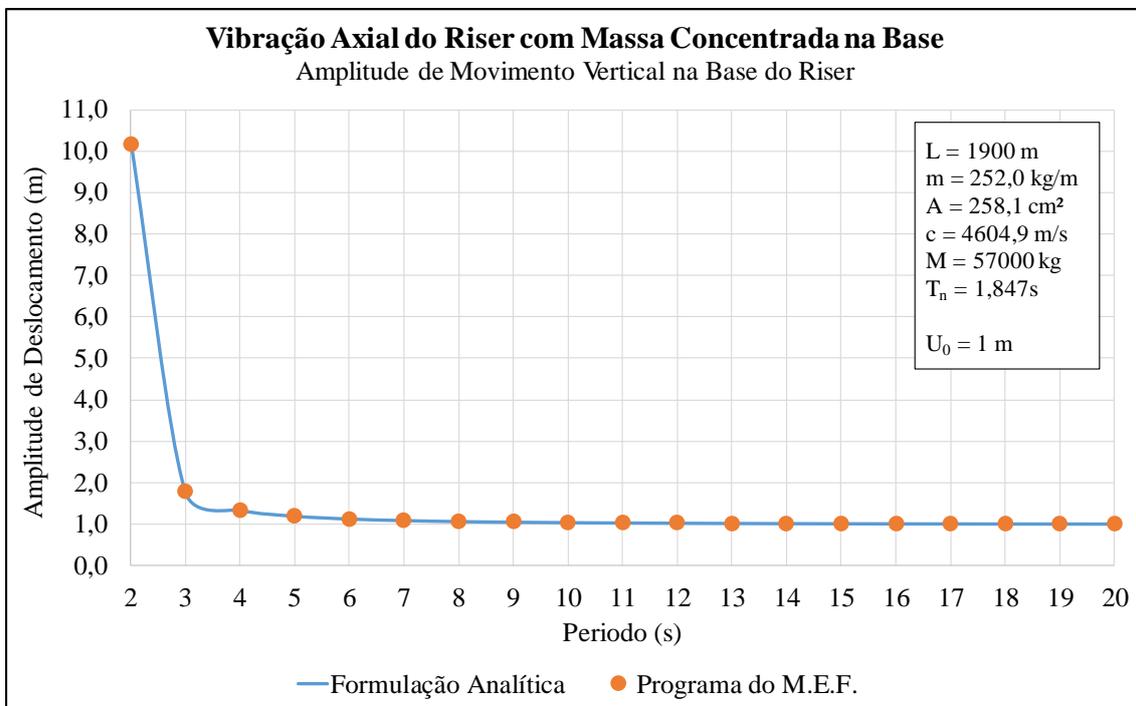


Figura 17 – Amplitude do movimento vertical na base do riser.

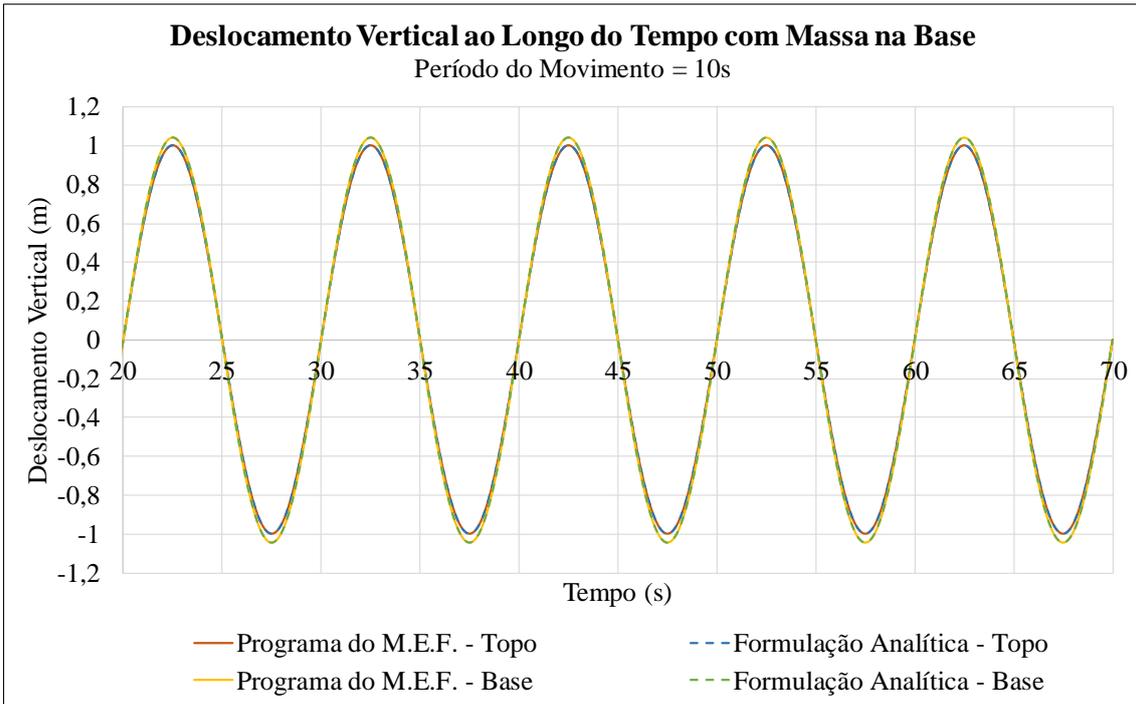


Figura 18 – Série temporal do deslocamento vertical com período de 10s de movimento imposto.

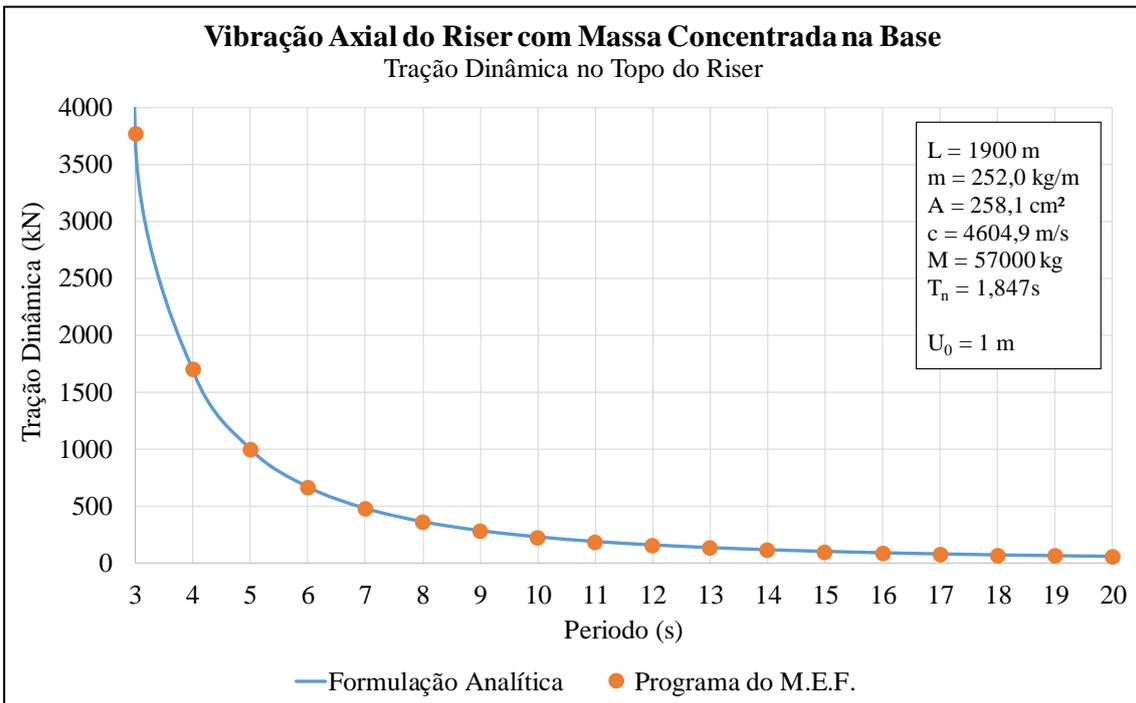


Figura 19 – Amplitude de tração no topo do riser com massa concentrada na base.

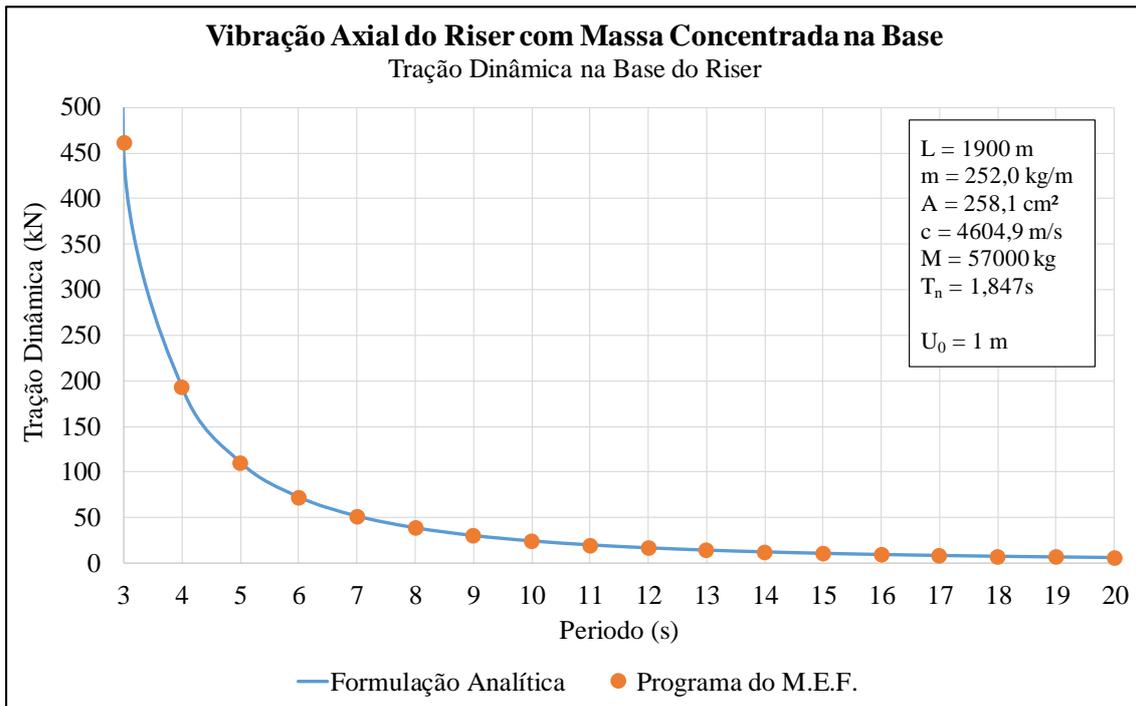


Figura 20 – Amplitude de tração na base do riser com massa concentrada na base.

Além das amplitudes, também é possível obter a tração ao longo do tempo em qualquer ponto do *riser* utilizando as Eq. (20) e (36). A Figura 21 apresenta um exemplo de série temporal de tração no topo e na base do *riser* com período do movimento imposto igual a 10s.

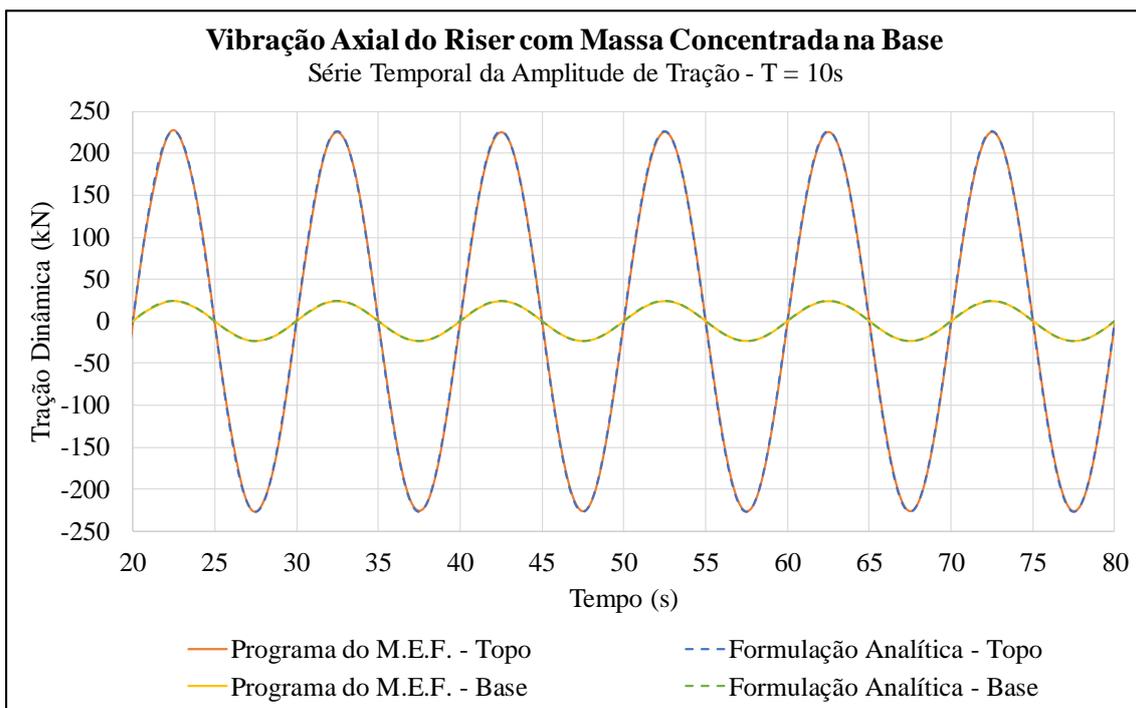


Figura 21 – Série temporal de tração com período de 10s de movimento imposto.

Através da Eq. (44) foi calculado um período de natural de 1,847s para o *riser* com uma massa na base. Para verificar esta equação, foi realizada uma análise através do método dos elementos finitos. Um deslocamento vertical de 1m foi imposto no topo do *riser* que retornou em seguida à sua posição original, onde ficou suspenso e livre para vibrar. A Figura 22 apresenta este processo através do deslocamento obtido na base do *riser* ao longo do tempo. Nesta figura, é possível observar com mais detalhes um intervalo de tempo da análise que mostra os instantes de tempo que ocorreram os picos de deslocamento. Assim, verifica-se que a Eq. (44) fornece corretamente o período natural de um *riser* suspenso e com uma massa concentrada na base.

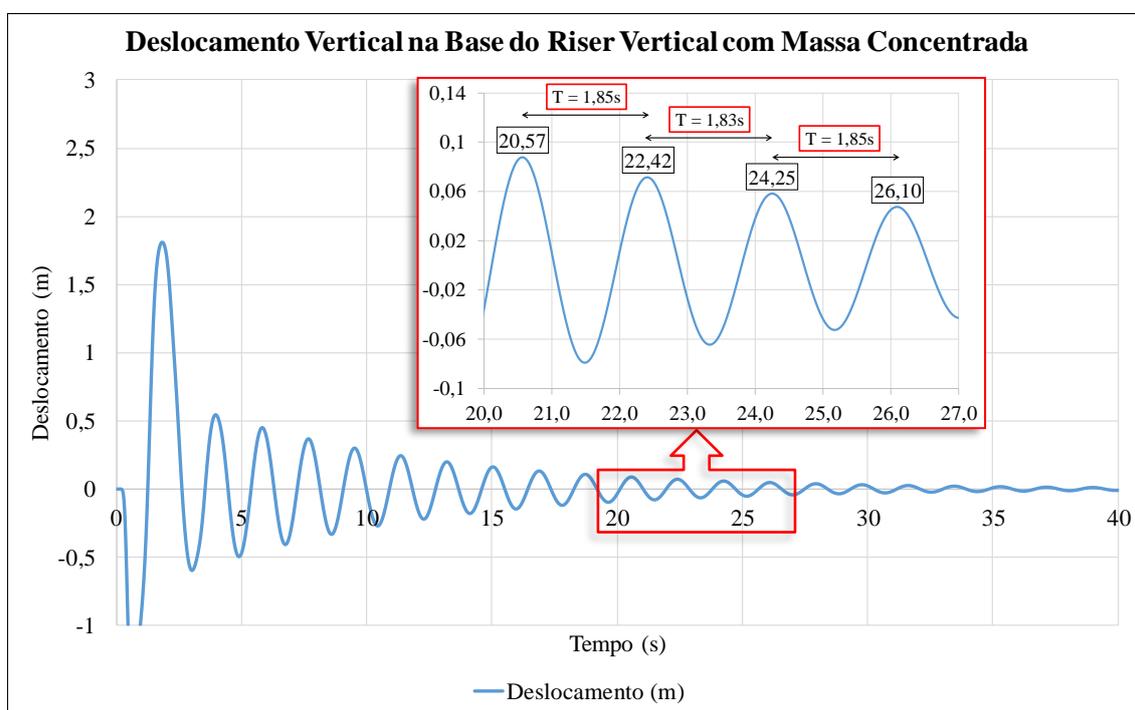


Figura 22 – Verificação do período natural do sistema.

II.6. Rigidez e massa concentrada na base do *riser* vertical

Neste item, além da massa M , foi incluído uma rigidez K na base do *riser*, como é mostrado em uma ilustração do sistema na Figura 23. No caso do RSAA, esta rigidez K representa a força de restauração vertical de *risers* e amarras que compõe o sistema de fundo. O método utilizado para o cálculo de K é apresentado no item II.8.2.

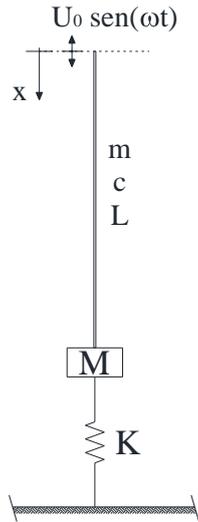


Figura 23 – Vibração axial do riser com uma massa M concentrada e uma rigidez K na base do riser.

II.6.1. Metodologia analítica

Tendo como base as mesmas considerações do item anterior, a condição de contorno para este caso é apresentada a seguir, onde são consideradas a força resultante da tensão dinâmica do riser, a força de inércia da massa concentrada e a força devida à rigidez.

$$T(L, t) = mc^2 \left. \frac{\partial u}{\partial x} \right|_{L,t} + M \left. \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \right|_{L,t} + Ku|_{L,t} = 0 \quad (45)$$

Substituindo a Eq. (19) e suas respectivas derivadas em (45), como apresentado a seguir, obtêm-se a constante \bar{A} que depende dos parâmetros M e K .

$$\begin{aligned} & mc^2 \overbrace{\left\{ \frac{\omega}{c} \left[\bar{A} \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) - U_0 \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right] \sin(\omega t) \right\}}^{\frac{\partial u(L,t)}{\partial x}} \\ & + M \overbrace{\left\{ -\omega^2 \left[\bar{A} \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) + U_0 \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right] \sin(\omega t) \right\}}^{\frac{\partial^2 u(L,t)}{\partial t^2}} \\ & + K \overbrace{\left\{ \left[\bar{A} \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) + U_0 \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right] \sin(\omega t) \right\}}^{u(L,t)} = 0 \end{aligned}$$

$$mc\omega \left[\bar{A} \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) - U_0 \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right] + [K - M\omega^2] \left[\bar{A} \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) + U_0 \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right] = 0$$

$$\begin{aligned} \bar{A} \left\{ mc\omega \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) + [K - M\omega^2] \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right\} \\ = U_0 \left\{ mc\omega U_0 \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) - [K - M\omega^2] \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right\} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \bar{A} &= U_0 \frac{mc\omega \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) + [M\omega^2 - K] \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right)}{mc\omega \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) + [K - M\omega^2] \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right)} \\ &= U_0 \frac{[M\omega^2 - K] + mc\omega \tan\left(\frac{\omega L}{c}\right)}{mc\omega + [K - M\omega^2] \tan\left(\frac{\omega L}{c}\right)} \end{aligned} \quad (46)$$

II.6.2. Avaliação por MEF e método analítico

Neste item, como nos anteriores, são apresentadas comparações entre a formulação analítica e o método dos elementos finitos. Assim como nos exemplos anteriores, os resultados comparativos são extremamente satisfatórios.

As principais características do problema são:

- Comprimento do *riser*: $L = 1000$ m;
- Módulo de elasticidade do aço: $E = 2,07 \times 10^8$ kN/m²;
- Diâmetro externo do *riser*: 0,356m (14 pol);
- Espessura do *riser*: 0,0127m (0,5 pol);
- Massa por unidade de comprimento: $m = 133,6$ kg/m (estrutural e fluido interno);
- Celeridade (Eq. (5)): $c = 4604,4$ m/s;
- Massa concentrada na base: $M = 45000$ kg;
- Rigidez na base: $K = 5,0$ kN/m;
- Período natural (Eq. (44)): $T_n = 1,161$ s;
- Amplitude de movimento senoidal aplicado verticalmente no topo: $U_0 = 1,0$ m;
- Períodos do movimento senoidal: $T = 2\pi/\omega = 2$ s, 3s, ..., 19s, 20s.

Com o objetivo de comparar a metodologia analítica com o método dos elementos finitos, a Figura 24 mostra as amplitudes de deslocamento vertical na base do *riser* e a Figura 25 apresenta as séries temporais do topo e da base para o movimento com período de 3s. A Figura 19 mostra as amplitudes de tração no topo e a Figura 20 na base do *riser* vertical. A metodologia analítica apresentada representa com precisão as respostas de um *riser* vertical com massa concentrada e rigidez em sua base submetido a um movimento senoidal.

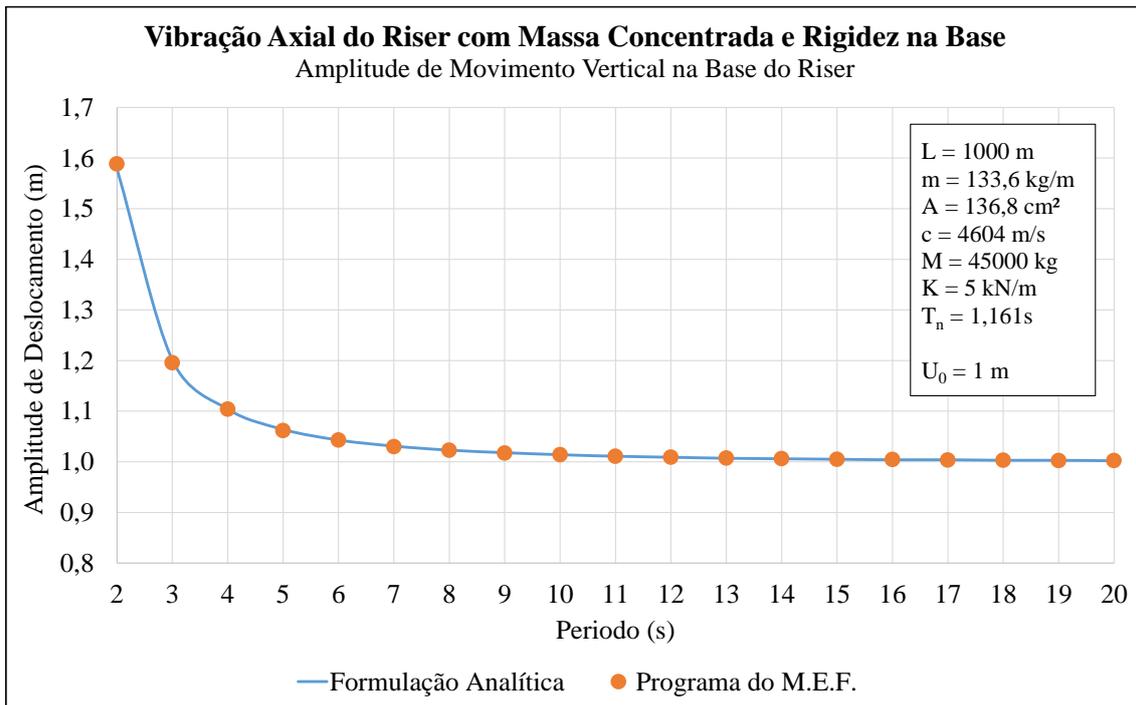


Figura 24 – Amplitude do movimento vertical na base do riser.

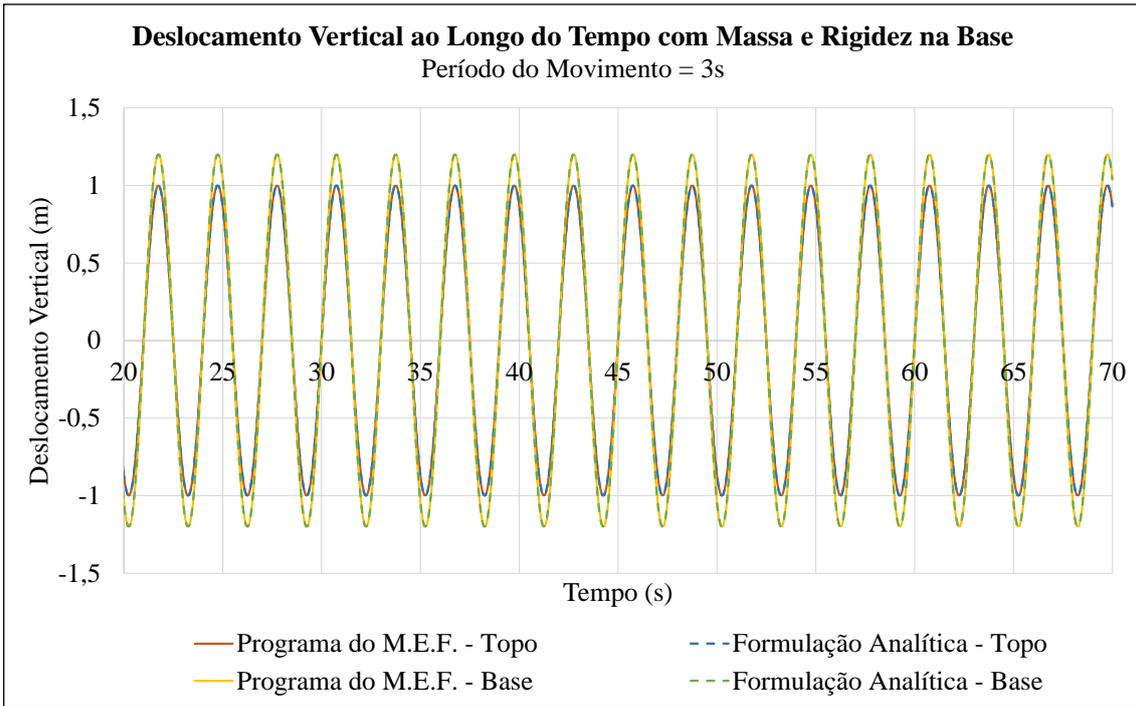


Figura 25 – Série temporal do deslocamento vertical com período de 3s de movimento imposto.

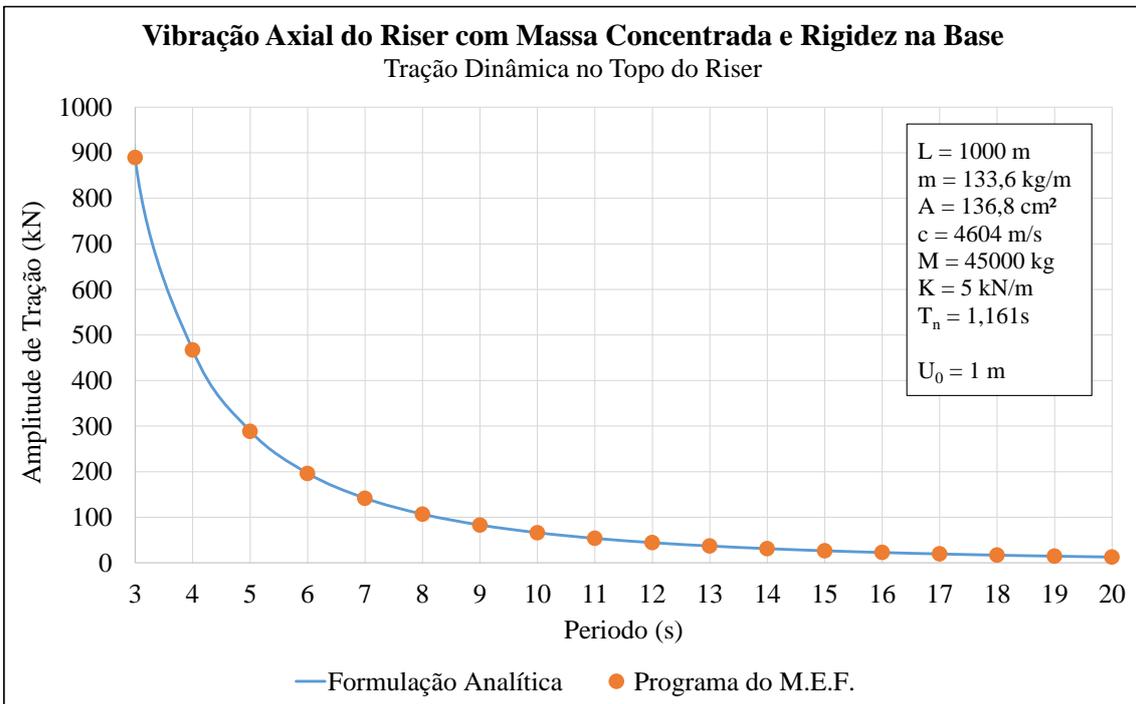


Figura 26 – Tração dinâmica no topo do riser com massa concentrada na base.

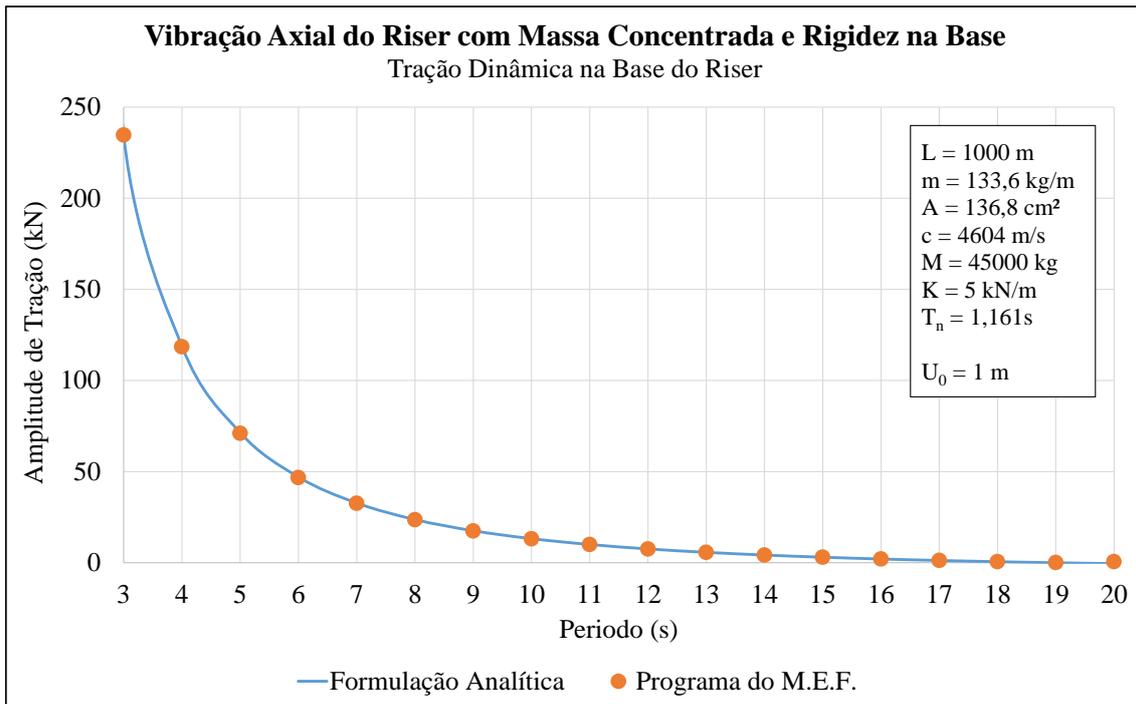


Figura 27 – Tração dinâmica na base do riser com massa concentrada na base.

A Figura 43 apresenta um exemplo de série temporal de tração no topo e na base do riser com período do movimento imposto igual a 10s. Observa-se que, em ambas as simulações, a conformidade da tração ao longo do tempo é excelente.

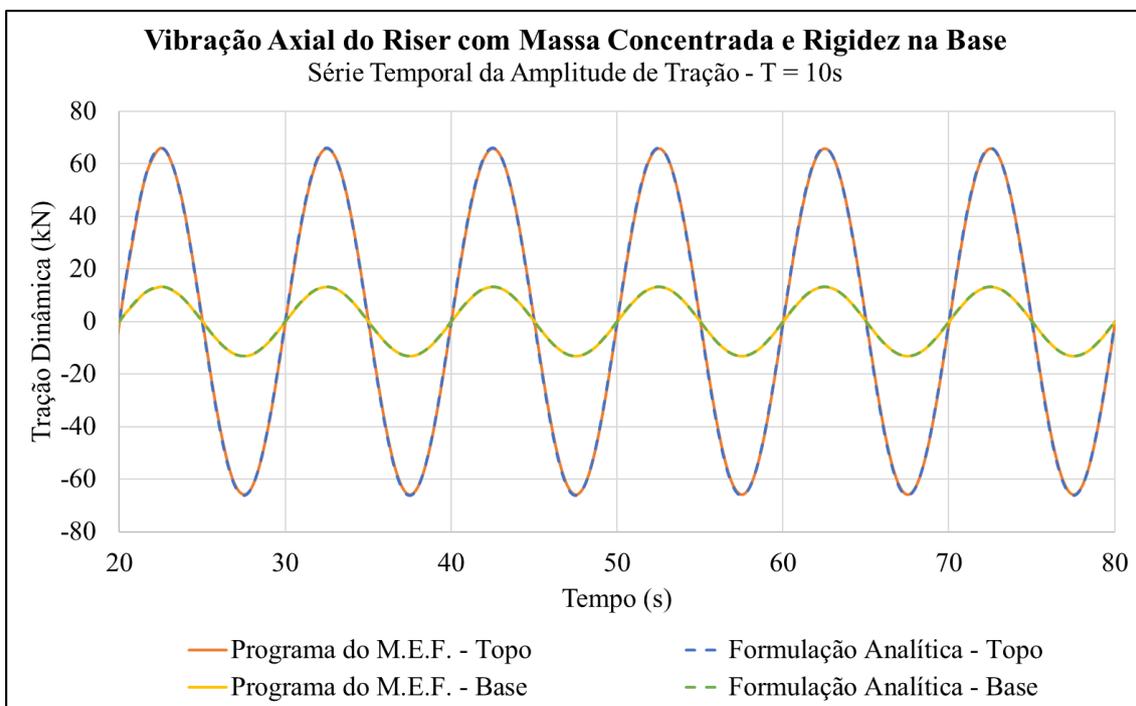


Figura 28 – Série temporal de tração com período de 10s de movimento imposto.

II.7. Força dinâmica na base do riser vertical

Como foi visto até aqui, o CAPÍTULO II desenvolve metodologias para obter as respostas de um riser vertical com o objetivo de representar a configuração RSAA. Nos itens anteriores, foram introduzidas as hipóteses de o riser possuir, como condição de contorno na extremidade inferior, uma massa concentrada e uma rigidez, visando a representação do sistema de fundo do RSAA. Com o mesmo objetivo, neste item, é apresentada a formulação para utilização de uma força dinâmica F_d como condição de contorno inferior (Figura 29). Um método analítico de cálculo desta força dinâmica é apresentado mais a frente no item II.8.3.

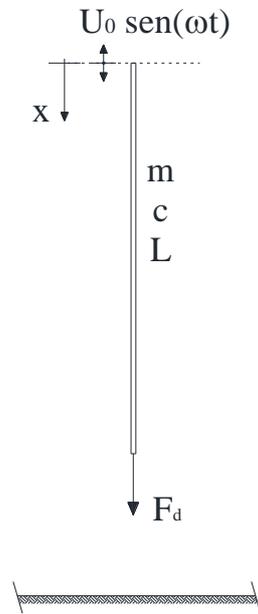


Figura 29 – Vibração axial do riser com uma amplitude de força dinâmica.

II.7.1. Metodologia analítica

Tendo como base as mesmas considerações do item anterior, a constante \bar{A} depende das forças atuantes na extremidade inferior do riser, dadas por:

$$mc^2 \left. \frac{\partial u}{\partial x} \right|_{L,t} = F_d \quad (47)$$

onde, o lado esquerdo da equação é a força resultante da tensão dinâmica do riser vertical e o lado direito é resultante da força proveniente da dinâmica do sistema de fundo. Esta

amplitude dinâmica do sistema de fundo (F_d) pode ser definida como o produto do parâmetro dinâmico (ψ) de cada linha pelo movimento vertical resultante na base do *riser*, como apresenta a Eq. (48). A obtenção desta equação, juntamente com a do parâmetro ψ , também são demonstrados no item II.8.3.

$$F_d = \psi \cdot u(L, t) \quad (48)$$

Substituindo a Eq. (19) e sua respectiva derivada em (48), como apresentado a seguir, obtêm-se a constante \bar{A} que depende do parâmetro ψ .

$$\begin{aligned} & mc^2 \overbrace{\left\{ \frac{\omega}{c} \left[\bar{A} \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) - U_0 \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right] \sin(\omega t) \right\}}^{\frac{\partial u(L,t)}{\partial x}} \\ & - \psi \overbrace{\left\{ \left[\bar{A} \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) + U_0 \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right] \sin(\omega t) \right\}}^{u(L,t)} = 0 \\ mc\omega \left[\bar{A} \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) - U_0 \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right] + \psi \left[\bar{A} \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) + U_0 \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right] &= 0 \\ \bar{A} \left\{ mc\omega \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) + \psi \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right\} = U_0 \left\{ mc\omega U_0 \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) - \psi \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) \right\} & \\ \bar{A} = U_0 \frac{mc\omega \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) + \psi \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right)}{mc\omega \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) - \psi \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right)} = U_0 \frac{\psi + mc\omega \tan\left(\frac{\omega L}{c}\right)}{mc\omega - \psi \tan\left(\frac{\omega L}{c}\right)} & \quad (49) \end{aligned}$$

II.8. Obtenção dos parâmetros representativos do arranjo de fundo

Uma vez apresentadas as formulações analíticas para cálculo do deslocamento axial e da tração dinâmica do *riser* vertical, se mostra necessária a obtenção dos parâmetros equivalentes do sistema de fundo do RSAA: massa (M), rigidez (K) e força dinâmica (F_d), pois as formulações apresentadas nos itens anteriores são dependentes destes parâmetros. Os cálculos destes parâmetros foram incluídos no programa em

linguagem FORTRAN (2010) desenvolvido para automatizar a obtenção das respostas do RSAA.

II.8.1. Massa concentrada (M)

A massa do sistema de fundo equivalente pode ser calculada dividindo o somatório das forças verticais no topo das n linhas em catenária livre pela aceleração da gravidade, como mostra a Eq. (50).

$$M = \sum_{i=1}^{n_{lin}} \frac{F_{vi}}{g} + m_{adc_i} \quad (50)$$

A força vertical no topo de uma linha suspensa em catenária é igual a:

$$F_v = P \cdot S_{susp} \quad (51)$$

onde:

F_v força vertical no topo de cada linha;

P peso no ar por unidade de comprimento da linha (cheia de fluido interno no caso de um *riser*);

S_{susp} comprimento suspenso da linha;

m_{adc} massa adicionada de cada linha.

Os trechos suspensos das linhas foram obtidos através da formulação para cálculo de catenárias descrita por LACERDA (2011). Nestas equações, que também estão sendo apresentadas a seguir, é possível observar que a geometria da linha é dependente da força horizontal, que é constante ao longo de toda a linha, porém não é um dado conhecido. Sendo assim, faz-se necessária a utilização de uma metodologia iterativa para obtenção das forças e, conseqüentemente, da geometria da linha.

$$S_{susp} = \frac{F_h}{P \tan \theta} \quad (52)$$

$$Y_{total} = Y_{susp} = \frac{P S_{susp}^2}{2EA} + \frac{F_h}{P} \left[\sqrt{1 + \left(\frac{P S_{susp}}{F_h} \right)^2} - 1 \right] \quad (53)$$

$$X_{\text{susp}} = \frac{F_h S_{\text{susp}}}{EA} + \frac{F_h}{P} \sinh^{-1} \left(\frac{P S_{\text{susp}}}{F_h} \right) \quad (54)$$

onde os parâmetros da linha em catenária são:

- F_h força horizontal no topo;
- θ ângulo de topo;
- Y_{susp} projeção vertical do comprimento suspenso;
- X_{susp} projeção horizontal do comprimento suspenso;
- EA rigidez axial.

II.8.2. Rigidez (K)

A rigidez do sistema de fundo é a variação de força vertical necessária para deslocar todas as linhas por uma determinada altura. Sendo assim, a rigidez pode ser calculada por:

$$K = \frac{\sum_{i=1}^{n_{\text{lin}}} \Delta F_{vi}}{\Delta H} \quad (55)$$

Para calcular esta variação de força, foi utilizada a formulação da catenária da seguinte forma: uma vez obtida a força vertical inicial para a obtenção de M , como apresentado no item anterior, foi calculada uma nova força vertical com um acréscimo na altura do sistema de fundo, ou seja, $Y_{\text{susp}} = H_{\text{fundo}} + \Delta H$.

Consequentemente, com a nova projeção vertical, a configuração da linha é alterada e junto com ela, o ângulo de topo, que era um dado conhecido no problema. Para contornar esta dificuldade, utilizou-se do fato de que as linhas em sua maioria não estão inteiramente suspensas; pois, elas possuem trechos apoiados sobre o leito marinho; desta forma, a projeção horizontal total, que não é alterada com o deslocamento vertical, é obtida pela seguinte equação (LACERDA, 2011):

$$X_{\text{total}} = \frac{F_h S_{\text{susp}}}{EA} + \frac{F_h}{P} \sinh^{-1} \left(\frac{P S_{\text{susp}}}{F_h} \right) + (S_{\text{total}} - S_{\text{susp}}) \left(1 + \frac{F_h}{EA} \right) \quad (56)$$

Incluindo esta nova equação no problema e repetindo o processo iterativo, é possível obter os novos comprimentos suspensos e, conseqüentemente, a nova força vertical. Subtraindo a força inicial desta nova e dividindo pela variação de altura, obtêm-se uma rigidez linearizada do sistema de fundo, já que a equação da catenária é não-linear.

O valor do acréscimo de altura a ser considerado pode ser a média dos movimentos impostos no topo do RSAA nas análises realizadas.

II.8.3. Força dinâmica (F_d)

A obtenção da força dinâmica F_d tem como base a estimativa, através de uma metodologia analítica, das trações dos *risers* flexíveis e das amarras que compõe o sistema de fundo. Assim, antes de continuar com o cálculo do parâmetro F_d e, conseqüentemente, do parâmetro dinâmico ψ , é necessário a apresentação da formulação para a estimativa da amplitude da tração dinâmica em linhas suspensas em catenária livre.

II.8.3.1. Amplitude da tração dinâmica nas linhas suspensas em catenária

O problema de avaliação da tração no topo de uma catenária devida a movimentos dinâmicos já foi abordado por vários autores. Existem procedimentos polinomiais, que exigem a execução de análises dinâmicas curtas no domínio do tempo para identificação dos coeficientes dos polinômios, como em SAGRILO (2000). Porém, como esta tese objetiva o desenvolvimento de formulações analíticas para realizar as análises de tensões e de fadiga, para avaliar o comportamento dinâmico da tração no topo dos *risers* flexíveis e das amarras do sistema de fundo foi adotado o método analítico proposto por PINTO (2000) e ARANHA *et al.* (2001). Como mostrado por SOUSA (2011), este modelo considera excitações (movimentos prescritos) somente na direção tangente ao topo do *riser* que é definida por seu ângulo de topo, sendo desprezados efeitos de cargas atuantes em outras direções. Estes autores desenvolveram uma formulação analítica completa que permite a obtenção da tração ao longo de uma catenária de uma forma rápida. Eles identificam duas situações-limite para explicar o comportamento dinâmico de um *riser*: cabo frouxo ou esticado.

- Cabo frouxo: os deslocamentos do topo implicam unicamente na mudança da configuração da catenária;
- Cabo esticado: os mesmos deslocamentos são acomodados através de deformações elásticas do *riser*.

Os itens a seguir apresentam o desenvolvimento da formulação para obtenção da tração dinâmica ao longo de uma linha em catenária livre e um exemplo de aplicação desta formulação.

a) Metodologia analítica

Como exposto por SOUSA (2011), o desenvolvimento da formulação proposta por seus autores tem início pela determinação das propriedades médias ou equivalentes do *riser*, sendo:

- x_s sistema de referência que acompanha o comprimento do *riser*, sendo o zero em seu TDP estático;
- $q(x_s)$ peso por metro submerso de cada trecho ao longo do comprimento do *riser*;
- $EA(x_s)$ rigidez axial de cada trecho ao longo do comprimento do *riser*;
- T_F tração funcional (ou pré-tração), isto é, tração no topo da linha devida à ação apenas do peso próprio e do empuxo;
- T_S tração estática na posição deformada após um dado deslocamento do topo. No caso no qual não ocorra este deslocamento estático, T_S é igual a T_F ;
- l comprimento suspenso do *riser*;
- ρ massa específica do *riser*, incluindo o fluido interno.

O peso por unidade de comprimento do *riser* e a sua rigidez axial equivalentes podem ser calculados pelas equações:

$$q = \frac{1}{l} \int_0^l q(x_s) dx_s \quad (57)$$

$$\frac{1}{EA} = \frac{1}{l} \int_0^l \frac{1}{EA(x_s)} dx_s \quad (58)$$

As definições de propriedades médias de massa e de massa adicional são dadas por:

$$m = \frac{1}{l_2} \frac{1}{l} \int_0^l [m(x_s)] X_1^2(x_s) dx_s \quad (59)$$

$$m_a = \frac{1}{l_2} \frac{1}{l} \int_0^l [m_a(x_s)] X_1^2(x_s) dx_s \quad (60)$$

onde l_2 pode ser calculado pela expressão a seguir, para $n = 2$:

$$I_n = \frac{1}{l} \int_0^l |X_1(x_s)|^n dx_s \quad (61)$$

E o parâmetro X_1 pode ser definido como:

$$X_1(x_s) = \frac{d\alpha}{dx_s}(x_s) \frac{q}{T_F} \quad (62)$$

Onde:

$\alpha(x_s)$ ângulo entre a tangente do cabo e o eixo horizontal;

$\frac{d\alpha}{dx_s}(x_s)$ curvatura do cabo ao longo de seu comprimento.

Pode-se ainda definir um diâmetro hidrodinâmico médio para o *riser* como:

$$D = \sqrt{\frac{4m_a}{\rho\pi}} \quad (63)$$

Em seguida, é necessário definir o comprimento efetivo de *riser* em contato com o solo, o que pode ser feito pela expressão:

$$l' = \text{Mínimo} \left(\Delta l, \frac{T_0}{\mu q_{\text{solo}}} \right) \quad (64)$$

sendo:

- Δl comprimento do modelo em contato com o solo;
- T_0 força horizontal (ou tração no TDP);
- μ coeficiente de atrito considerado na modelagem
- q_{solo} peso por metro do trecho de *riser* em contato com o solo.

Desta forma, $T_0/\mu q_{\text{solo}}$ representa o comprimento de *riser* necessário para anular a tração no trecho em contato com o solo.

Como apresentado no início deste item, deve-se inicialmente considerar que no caso das linhas “frouxas”, em que o deslocamento é basicamente compensado por mudanças na geometria da linha, as frequências de excitação associadas são da ordem de grandeza de ω_c , dado pela Eq. (65), enquanto no caso de linhas muito “esticadas”, em que o deslocamento é compensado através de deformações elásticas da linha, as frequências de excitação associadas são da ordem de grandeza de ω_e , dado pela Eq. (66) (PINTO, 2000).

$$\omega_c = \frac{\pi}{l} \sqrt{\frac{T_S}{m + m_a}} \quad (65)$$

$$\omega_e = \frac{\pi}{l + l'} \sqrt{\frac{EA}{m}} \quad (66)$$

A relação entre estes dois comportamentos extremos é proporcional ao parâmetro Λ^2 , sendo Λ dado por:

$$\Lambda = \frac{ql}{T_S} \sqrt{I_2 \frac{EA}{T_S} \frac{l}{l + l'}} \quad (67)$$

O perfil de correntes projetado no plano do *riser* (definido pelas coordenadas (x,z)) é dado por:

$$V_C(z) = V_c X_c[z(x_s)] \quad (68)$$

sendo,

V_c velocidade da corrente na superfície livre;

$X_c[z(x_s)]$ velocidade de corrente ao longo do comprimento do cabo normalizada por V_c .

No caso de correntes de baixa intensidade, o amortecimento da linha é proporcional a I_3 , dado pela Eq. (61) com $n=3$. Já no caso de correntes de grande intensidade, a energia dissipada pelo amortecimento passa a ser proporcional à integral I_c (ARANHA *et al.*, 2001), onde:

$$I_c = \frac{1}{l} \int_0^l |X_c[z(x_s)] \text{sen}[\alpha(x_s)]| X_1^2(x_s) dx_s \quad (69)$$

Definindo coeficientes médios de arrasto para as situações de corrente pouco intensa e muito intensa:

$$C_{D,0} = \frac{1}{I_3} \frac{1}{l} \int_0^l C_D(x_s) \frac{D(x_s)}{D} |X_1(x_s)|^3 dx_s \quad (70)$$

$$C_{D,c} = \frac{1}{I_c} \frac{1}{l} \int_0^l C_D(x_s) \frac{D(x_s)}{D} |X_c[z(x_s)] \text{sen}[\alpha(x_s)]| X_1^2(x_s) dx_s \quad (71)$$

Pode-se definir os coeficientes de amortecimento associados como:

$$\xi_0(u_0) = \frac{8}{3\pi} \frac{2C_{D,0}}{\pi} \frac{\rho\pi D^2}{4(m + m_a)} \frac{T_s I_3 \sigma_U}{ql I_2^2 D} \quad (72)$$

$$\xi_c(\omega) = \frac{2C_{D,c}}{\pi} \frac{\rho\pi D^2}{4(m + m_a)} \frac{2V_c I_c}{\omega D I_2} \quad (73)$$

Finalmente, segundo PINTO (2000) e considerando que o movimento tangente imposto é descrito pela função $u_1(t) = u_0 \cos(\omega t)$, a tração dinâmica T_d ao longo do cabo pode ser expressa na forma:

$$T_d(x_s, \omega, u_0, t) = T_{el}(u_0) \cdot \tau(x_s, \omega, u_0) \cdot \text{sen}(\omega t) \quad (74)$$

sendo:

- σ_U valor quadrático médio do deslocamento imposto (Eq. (76)) para um movimento harmônico;
- u_0 amplitude do movimento imposto, devendo este ser tangente a catenária no ponto de aplicação, ou seja, o movimento deve possuir uma inclinação igual ao ângulo de topo da linha;
- ω frequência do movimento imposto;
- T_{el} tração elástica (Eq. (77)).

$$\tau(x_s, \omega, u_0) = \sqrt{\frac{c_1 \left[\sqrt{b^2(\Omega) + 4\xi_0^2 a^2 / \Omega^4} - b(\Omega) \right]^2 + 2c_2 \left[\sqrt{b^2(\Omega) + 4\xi_0^2 a^2 / \Omega^4} - b(\Omega) \right]}{4\xi_0^2 / \Omega^4}} \quad (75)$$

$$\sigma_U(u_0) = \sqrt{\langle U(t) \rangle^2} = \frac{u_0}{\sqrt{2}} \quad (76)$$

$$T_{el}(u_0) = EA \frac{\sigma_U}{l} = \frac{EA}{l\sqrt{2}} u_0 \quad (77)$$

Neste caso, os diversos parâmetros associados à Eq. (75) são definidos nas Eq. (78) a (82) a seguir:

$$a = \frac{u_0}{\sigma_U} \quad (78)$$

$$\Omega(\omega) = \frac{\pi}{\Lambda} \left(\frac{\omega}{\omega_c} \right) \quad (79)$$

$$b(\omega) = \left(\frac{1 - \Omega^2}{\Omega^2} \right)^2 + \xi_c^2 \quad (80)$$

$$c_1(x_s, \omega) = \left[1 - \frac{1}{1+l'} \pi^2 \left(\frac{\omega}{\omega_e} \right)^2 \frac{x_s}{l} \right]^2 \quad (81)$$

$$c_2(x_s, \omega) = \left[1 + \frac{1 - \Omega^2}{\Omega^2} \frac{1}{1+l'} \pi^2 \left(\frac{\omega}{\omega_e} \right)^2 \frac{x_s}{l} \right]^2 + \xi_c^2 c_1 \quad (82)$$

O mesmo procedimento pode ser adotado para a obtenção da tração dinâmica no topo da amarra de fundo, sendo necessário considerar as devidas adaptações, haja visto que não se trata de um *riser*.

b) Avaliação por MEF e método analítico

Para demonstrar a validade do método analítico para estimativa da tração dinâmica no topo de um *riser* flexível em catenária livre, a metodologia apresentada foi comparada com análises dinâmicas não lineares utilizando o método dos elementos finitos (ANFLEX, 2007). O *riser* foi avaliado em quatro profundidades: 1000m, 500m, 250m e 150m. As principais características do problema são apresentadas a seguir e no desenho esquemático da Figura 30.

- Ângulo de topo do *riser*: 10° ;
- Diâmetro externo do *riser*: 0,278m (10,9 pol);
- Diâmetro interno do *riser*: 0,203m (8,0 pol);
- Peso específico do fluido interno: $2,45 \text{ kN/m}^3$
- Peso por unidade de comprimento do *riser*: $0,5183 \text{ kN/m}$ (estrutural e fluido interno);
- Rigidez axial: $EA = 3,571 \times 10^5 \text{ kN}$;
- Rigidez à flexão: $EI = 30,65 \text{ kN.m}^2$
- Coeficiente de arrasto: $CD = 1,0$;
- Coeficiente de atrito do solo: 0,25;
- Amplitude de movimento senoidal: $U_0 = 1,0 \text{ m}$;
- Períodos de análise: $T = 2\pi/\omega = 5\text{s}, 6\text{s}, \dots, 19\text{s}, 20\text{s}$.

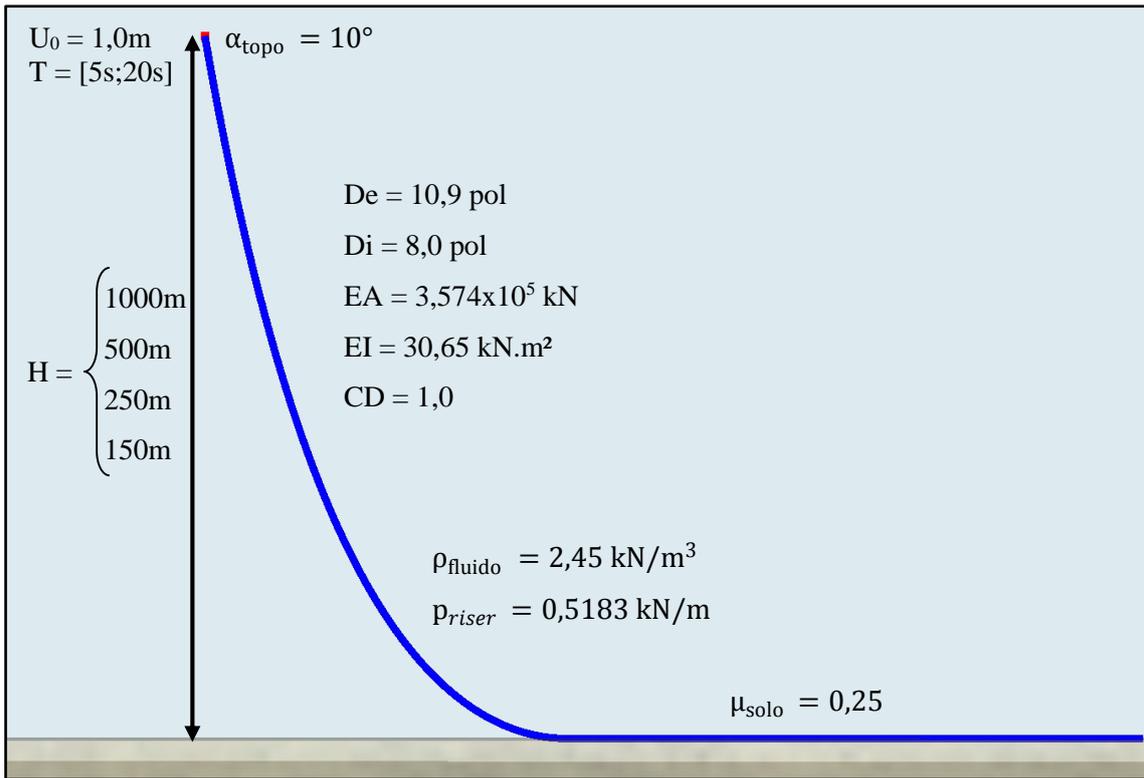


Figura 30 – Propriedades do modelo analisado.

Da Figura 31 até a Figura 34 são apresentadas, para as quatro profundidades avaliadas, as amplitudes de tração no topo dos risers e as diferenças relativas da metodologia analítica em relação ao método dos elementos finitos.

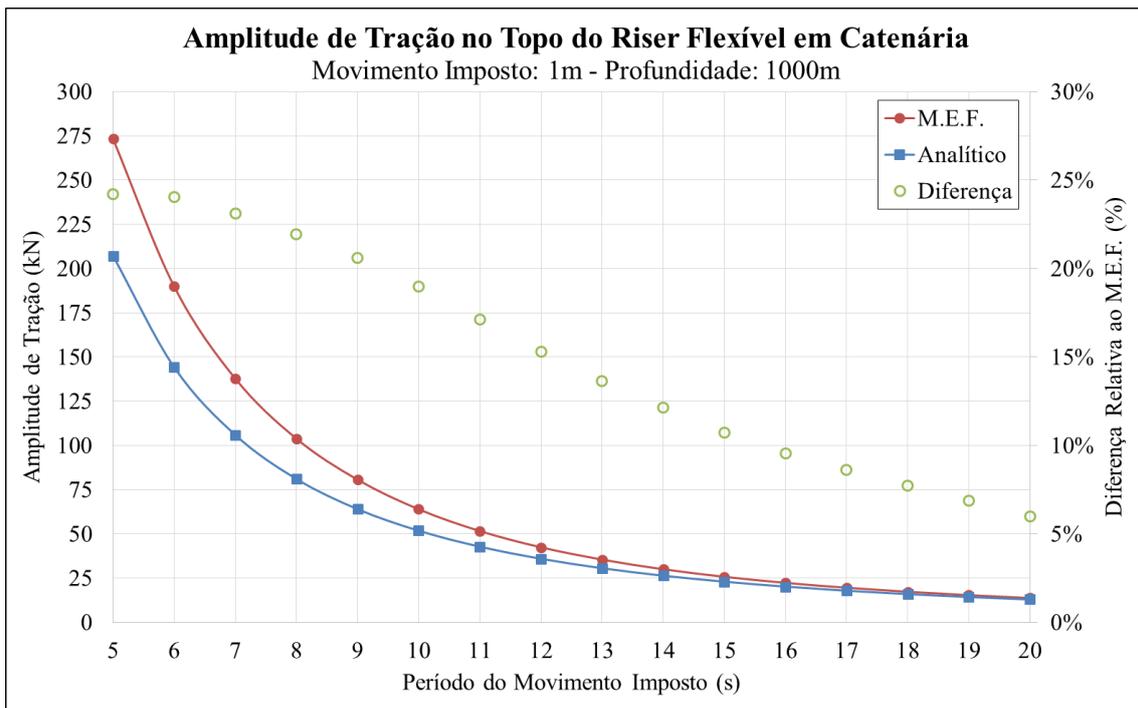


Figura 31 – Tração dinâmica no topo do riser flexível em uma profundidade de 1000m.

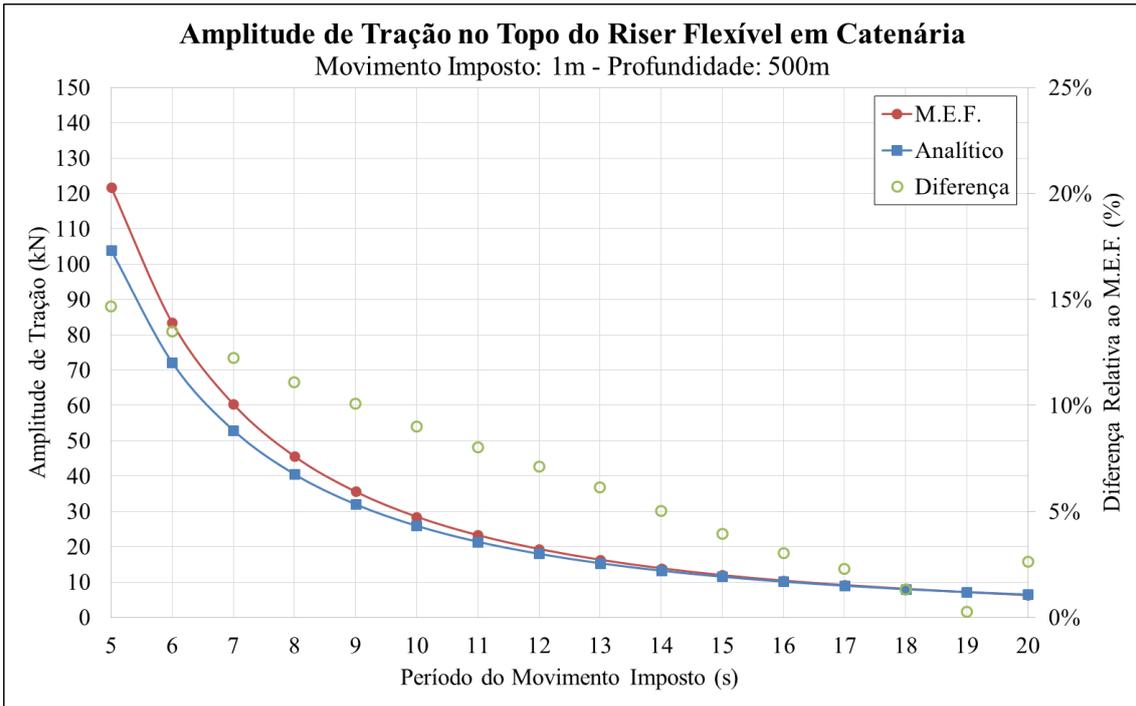


Figura 32 – Tração dinâmica no topo do riser flexível em uma profundidade de 500m.

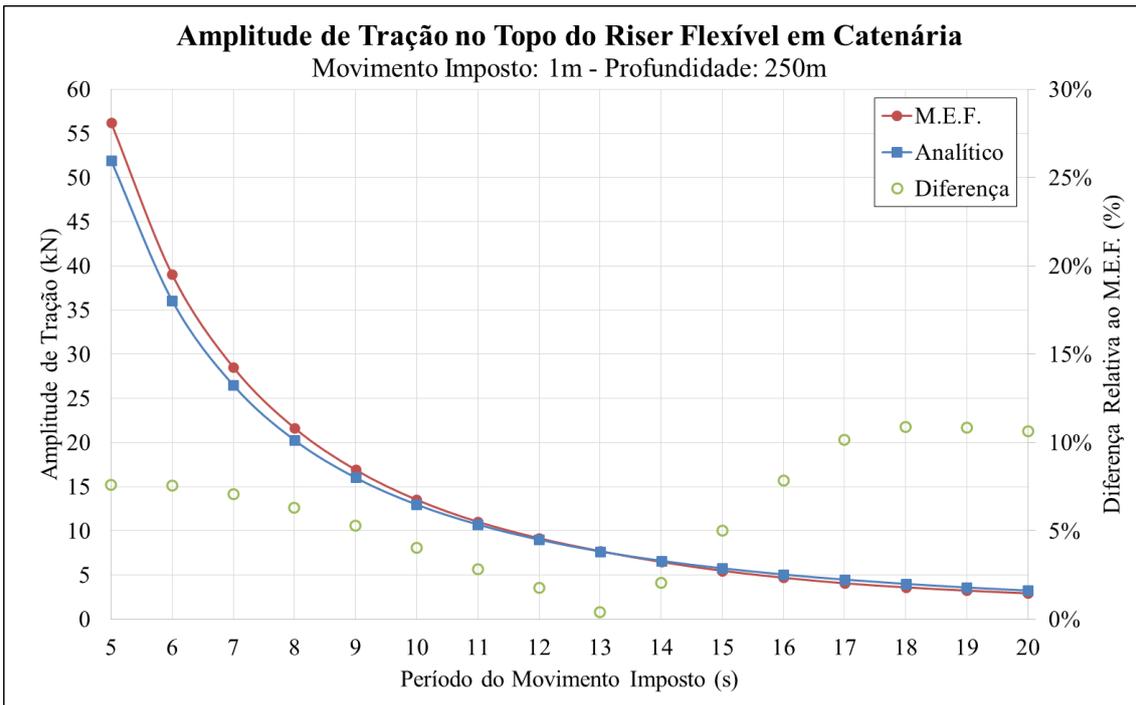


Figura 33 – Tração dinâmica no topo do riser flexível em uma profundidade de 250m.

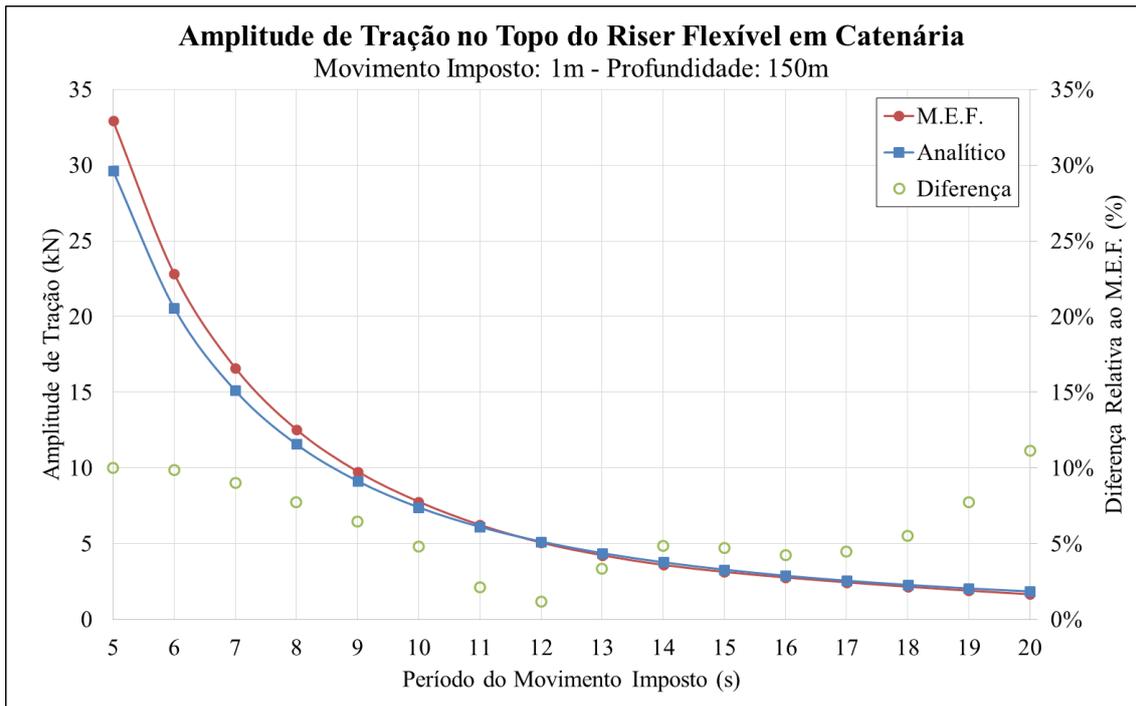


Figura 34 – Tração dinâmica no topo do riser flexível em uma profundidade de 150m.

Observando os resultados das amplitudes de tração no topo de um *riser* em catenária livre obtidos para as quatro profundidades, verifica-se que a metodologia analítica mostra boa concordância com o método dos elementos finitos no intervalo de interesse.

Nos cenários de menores profundidades e, conseqüentemente, menores trações no topo, as diferenças da metodologia analítica em relação ao método dos elementos finitos são inferiores a 15%, havendo casos que esta diferença relativa é de 1%. Este fato é relevante porque estes melhores resultados ocorreram para 150m e 250m que são alturas cabíveis para o sistema de fundo do RSAA.

Nas maiores profundidades, as diferenças das respostas obtidas através dos dois métodos foram maiores em períodos menores, contudo, estes períodos possuem baixa energia quando é realizada uma análise espectral. Assim, as diferenças encontradas nas análises determinísticas deste exemplo, serão relativamente inferiores quando realizadas análises aleatórias onde os movimentos são representados através de espectros. No próximo capítulo serão oferecidas mais explicações sobre estas metodologias de análise.

II.8.3.2. Parâmetro dinâmico (ψ)

Uma vez apresentada uma formulação para a obtenção da amplitude de tração dinâmica no topo de linhas em catenária T_d (Eq. (74)), torna-se possível a obtenção da força dinâmica F_d , que, como apresentado na Eq. (48), é função do parâmetro dinâmico ψ .

A Figura 35 representa esquematicamente a conexão de linhas em catenária com o *riser* vertical, onde T_d e u_0 , como apresentados no item anterior, são tangenciais com o topo da linha, ou seja, formam um ângulo θ com a eixo vertical. Assim, é possível escrever:

$$u_0 = u_L \cos \theta \quad (83)$$

$$F_d = T_d \cos \theta \quad (84)$$

As componentes horizontais são desprezadas pois é considerada somente a componente axial do *riser* vertical na formulação analítica do RSAA. Esta hipótese é válida porque, na posição de equilíbrio, as forças horizontais dos *risers* flexíveis e das amarras se anulam.

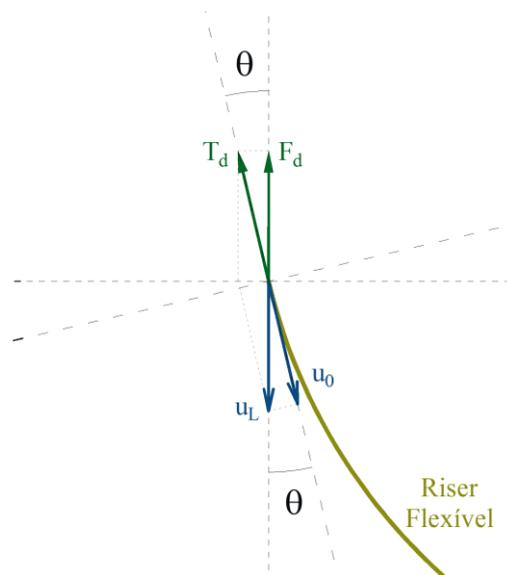


Figura 35 – Decomposição do movimento e da força no topo das linhas do sistema de fundo.

Substituindo a tração dinâmica, Eq. (74), em (84), obtêm-se:

$$F_d = T_{el} \cdot \tau \cdot \cos \theta \cdot \text{sen}(\omega t) \quad (85)$$

Utilizando a tração elástica, Eq. (77), em (85), chega-se em:

$$F_d = \frac{EA}{l\sqrt{2}} u_0 \cdot \tau \cdot \cos \theta \cdot \text{sen}(\omega t) \quad (86)$$

Projetando o movimento u_0 na vertical, ou seja, substituindo (83) em (86), têm-se a força dinâmica escrita da seguinte forma:

$$F_d = \frac{EA}{l\sqrt{2}} u_L (\cos \theta)^2 \cdot \tau \cdot \text{sen}(\omega t) \quad (87)$$

sendo u_L a amplitude do movimento vertical na base do *riser*, obtêm-se todos os componentes da Eq. (48), que são:

$$u(L, t) = u_L \text{sen}(\omega t) \quad (88)$$

$$\psi = \frac{EA}{l\sqrt{2}} \tau (\cos \theta)^2 \quad (89)$$

O parâmetro dinâmico ψ é individual de cada linha em catenária, ou seja, cada linha possui sua participação dinâmica na condição de contorno, assim a Eq. (48) pode ser reescrita da seguinte forma para considerar a parcela de cada linha:

$$F_d = \sum_{i=1}^{n_1} \psi_i \cdot u(L, t) \quad (90)$$

onde n_1 é o número de linhas no sistema de fundo.

Observando as Eq. (75) e (87), verifica-se que para calcular a condição de contorno F_d através da metodologia apresentada, é necessário saber previamente a amplitude do movimento imposto no topo do *riser* flexível u_0 . Porém, como mostra a Eq. (83), este movimento u_0 depende da amplitude do movimento u_L , obtido na base do *riser*

vertical do RSAA. Contudo, u_L deve ser calculado através da metodologia que utiliza a condição de contorno F_d . Assim, para obtenção das respostas do RSAA através desta metodologia analítica, é necessário um processo iterativo.

Nos exemplos deste trabalho, o valor inicial do movimento u_L foi obtido através da metodologia do *riser* suspenso, apresentado no item II.4. Com isto, foi possível aplicar o método com a condição de contorno F_d pela primeira vez e calcular um novo deslocamento na base do *riser*. Com este valor, calcula-se novamente os deslocamentos até que o valor convirja, ou seja, até que a diferença entre os deslocamentos obtidos nas iterações seja menor que uma tolerância.

II.9. Avaliação dos métodos analíticos aplicados ao RSAA

Uma vez apresentados os métodos de cálculo dos parâmetros do sistema de fundo, é possível utilizar as metodologias analíticas da massa-mola e da força dinâmica para obter as respostas do RSAA em termos de deslocamento e de tração. Com este objetivo, este item apresenta um exemplo composto por *risers* com grandes diâmetros e, conseqüentemente, mais pesados. Além disso, seu sistema de fundo é composto por dois *risers* flexíveis dispostos simetricamente, não havendo, assim, transmissão de momentos fletores do sistema de fundo para o *riser* vertical.

Como feito nos exemplos anteriores, as respostas das formulações analíticas são comparadas com as respostas obtidas com análises dinâmicas não lineares utilizando o método dos elementos finitos.

As principais propriedades do *riser* vertical deste modelo são:

- Comprimento do *riser*: $L = 1950$ m;
- Módulo de elasticidade do aço: $E = 2,07 \times 10^8$ kN/m²;
- Diâmetro externo do *riser*: 0,508 m (20,0 pol);
- Diâmetro interno do *riser*: 0,438 m (17,25 pol);
- Espessura do *riser*: 35 mm (1,375 pol));
- Massa por unidade de comprimento: $m = 445,02$ kg/m (estrutural e fluido interno).

As propriedades dos dois *risers* flexíveis em posição simétrica são:

- Ângulo de topo: 7° ;
- Peso vazio submerso: 1,970 kN/m;
- Diâmetro externo: 0,587m (23 pol);
- Diâmetro interno: 0,4318 m (17 pol);
- Rigidez axial: $1,605 \times 10^6$ kN;
- Coeficiente de inércia: $CM = 2,0$;
- Coeficiente de arrasto: $CD = 1,0$.

As propriedades do sistema de fundo são:

- Altura: 250 m;
- Massa (item II.8.1.): $M = 344776,9$ kg;
- Rigidez (item II.8.2.): $K = 8325,8$ N/m.

As propriedades gerais são:

- Lâmina d'água: 2200m;
- Peso específico do fluido interno: $2,45$ kN/m³;
- Celeridade (Eq. (5)): $c = 4913,32$ m/s;
- Período natural (Eq. (44)): $T_{pn} = 2,218$ s.

Os movimentos impostos no topo são os mesmos dos exemplos anteriores:

- Amplitude de movimento senoidal aplicado verticalmente no topo: $U_0 = 1,0$ m;
- Períodos do movimento senoidal: $T = 2\pi/\omega = 2$ s, 3s, ..., 19s, 20s.

Uma ilustração esquemática com as principais propriedades apresentadas é mostrada na Figura 36.

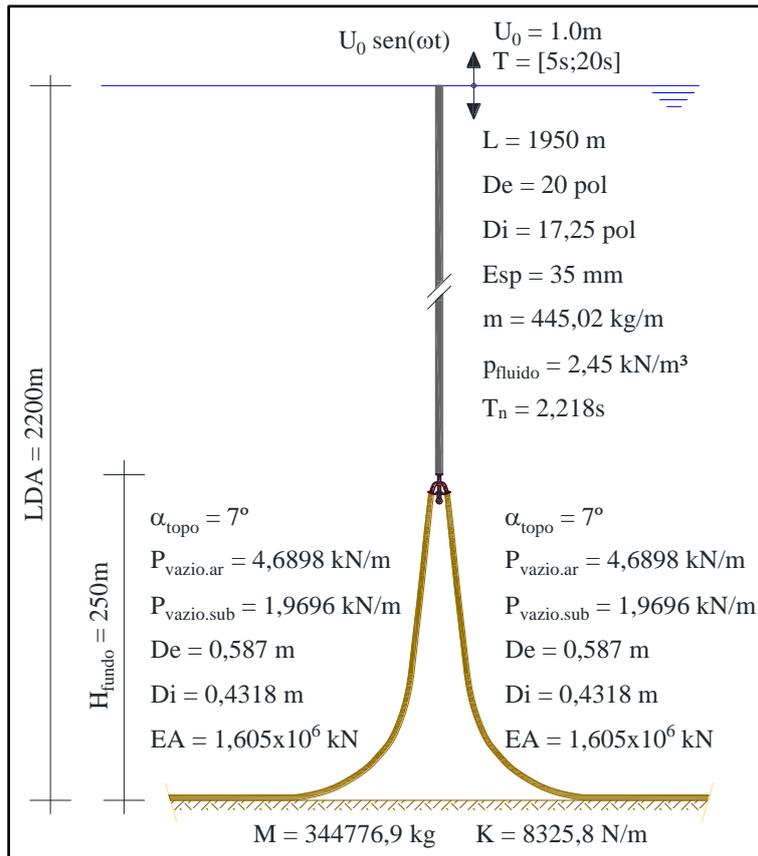


Figura 36 – Propriedades do modelo analisado.

O primeiro parâmetro das formulações analíticas que pode ser comparado entre elas é a constante \bar{A} , que foi apresentada para a massa-mola e para a força dinâmica, respectivamente, nas Eq. (46) e (49). Como pode ser observado na Figura 37, os parâmetros \bar{A} da metodologia força dinâmica são menores do que os obtidos com a massa-mola. Como mostra a Eq. (20), este parâmetro influencia diretamente nas respostas analíticas apresentadas a seguir.

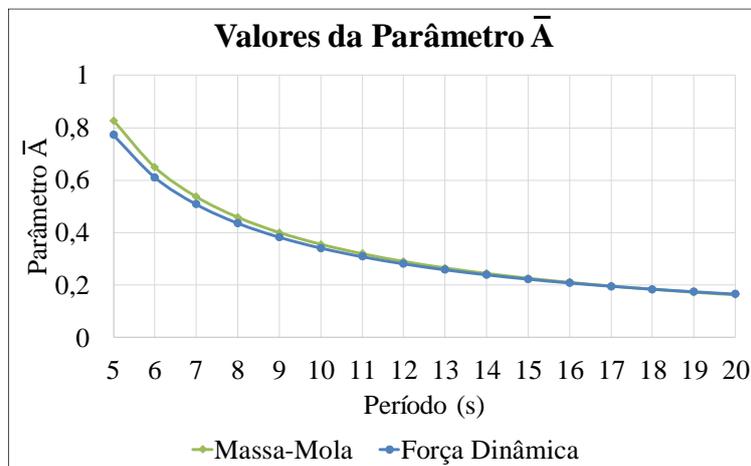


Figura 37 – Valores da constante \bar{A} nas metodologias analíticas.

A Figura 38 apresenta as amplitudes de deslocamento vertical na base do *riser* vertical para cada período analisado e para as três metodologias. A comparação entre os valores obtidos através dos métodos analíticos e os obtidos com o método dos elementos finitos mostra uma boa proximidade entre eles, principalmente para os maiores períodos analisados. Ambas as metodologias analíticas se aproximam do método dos elementos finitos, sendo que a metodologia da massa-mola apresenta resultados superiores aos demais métodos.

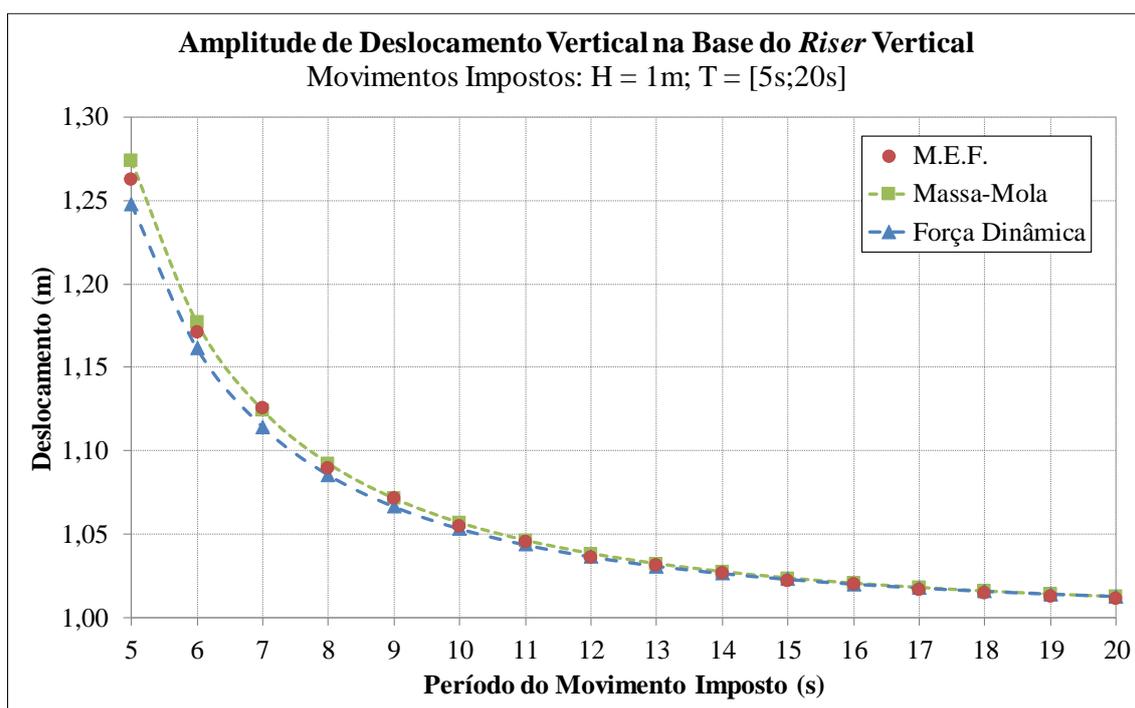


Figura 38 – Deslocamento dinâmico na base do *riser* vertical.

O método da força dinâmica necessita de um processo iterativo para obter o deslocamento na base do *riser* vertical, como descrito no item II.8.3. Com o objetivo de verificar os valores obtidos neste processo, a Figura 39 mostra as amplitudes dos deslocamentos verticais para cada iteração de cada período analisado. Lembrando que o deslocamento da primeira iteração é obtido através da formulação do *riser* suspenso apresentado no item II.4. Assim, observa-se que as amplitudes da terceira iteração são muito próximos aos da segunda, mostrando que este processo iterativo converge rapidamente.

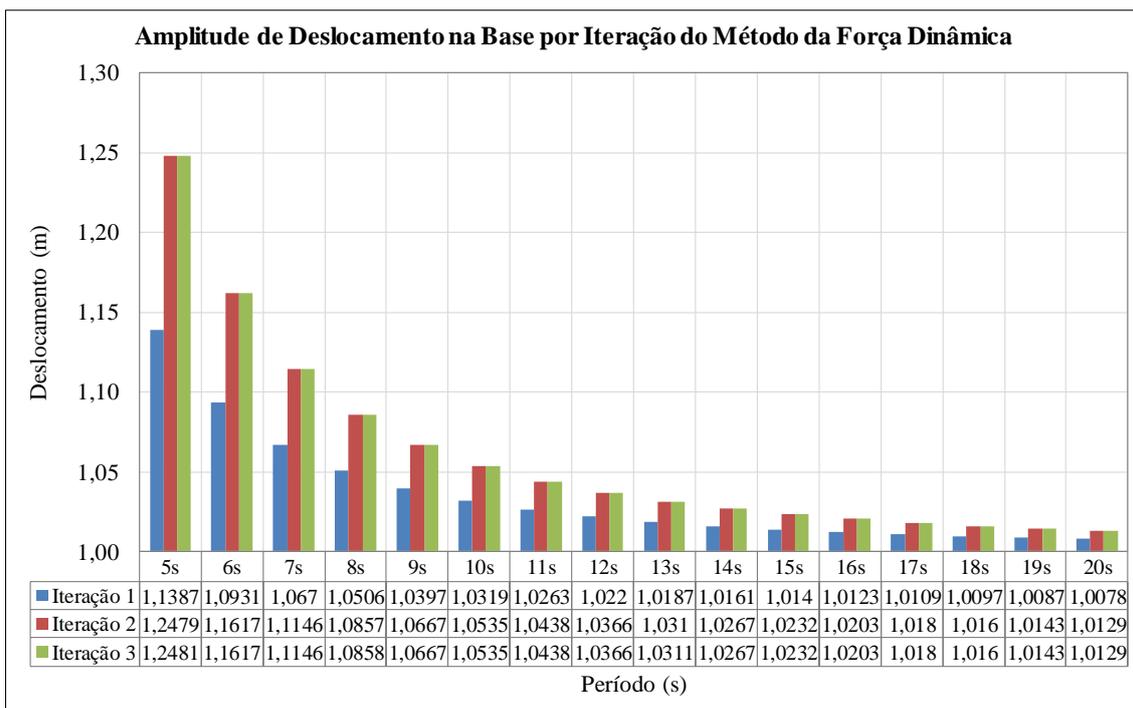


Figura 39 – Deslocamento dinâmico na base do riser vertical para cada iteração da metodologia da força dinâmica.

A Figura 40 apresenta a tração dinâmica, ou amplitude de tração, no topo do *riser* vertical, que é a seção de maior interesse no RSAA, pois apresenta as maiores tensões. Já a Figura 41 apresenta a amplitude de tração na base do *riser*. Como apontado anteriormente, as respostas obtidas com as metodologias analíticas se aproximam das obtidas como o método dos elementos finitos, principalmente para os períodos maiores que estão mais distantes do período natural do sistema. As diferenças relativas das trações obtidas na base são maiores das obtidas no topo porque as trações são menores na região inferior. Porém, a diferença total é a mesma entre as metodologias ao longo de todo o *riser*, como pode ser visto na Figura 42, que apresenta a tração dinâmica ao longo do *riser* para o período imposto de 10s.

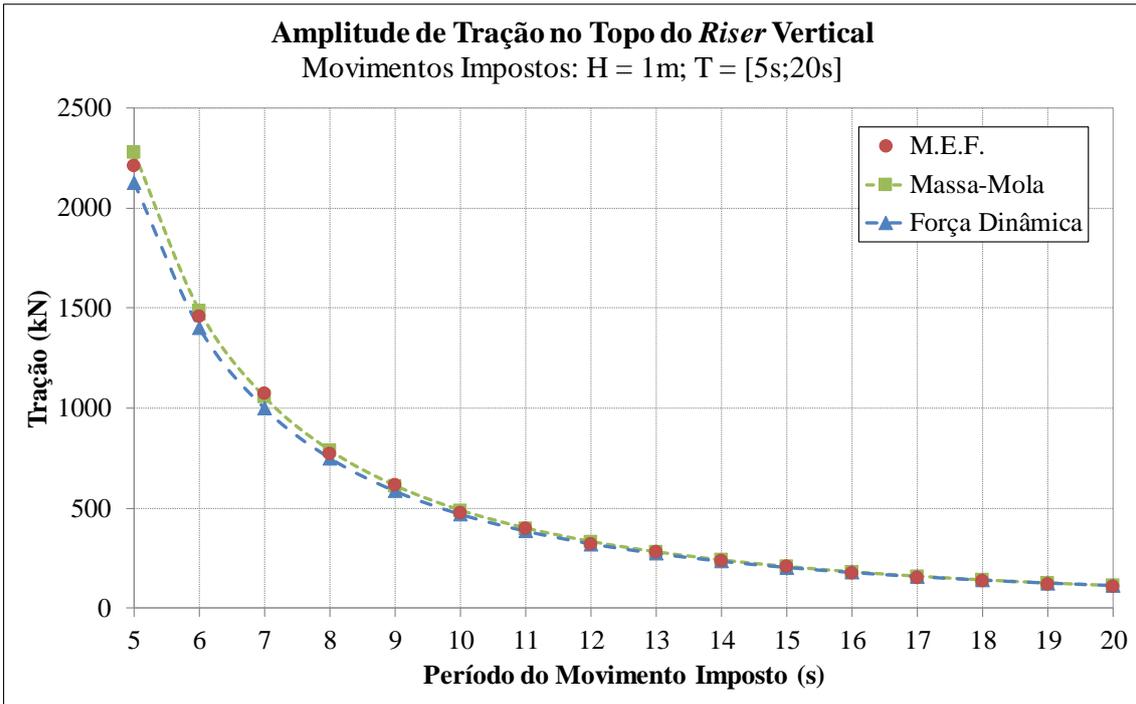


Figura 40 – Tração dinâmica no topo do riser vertical.

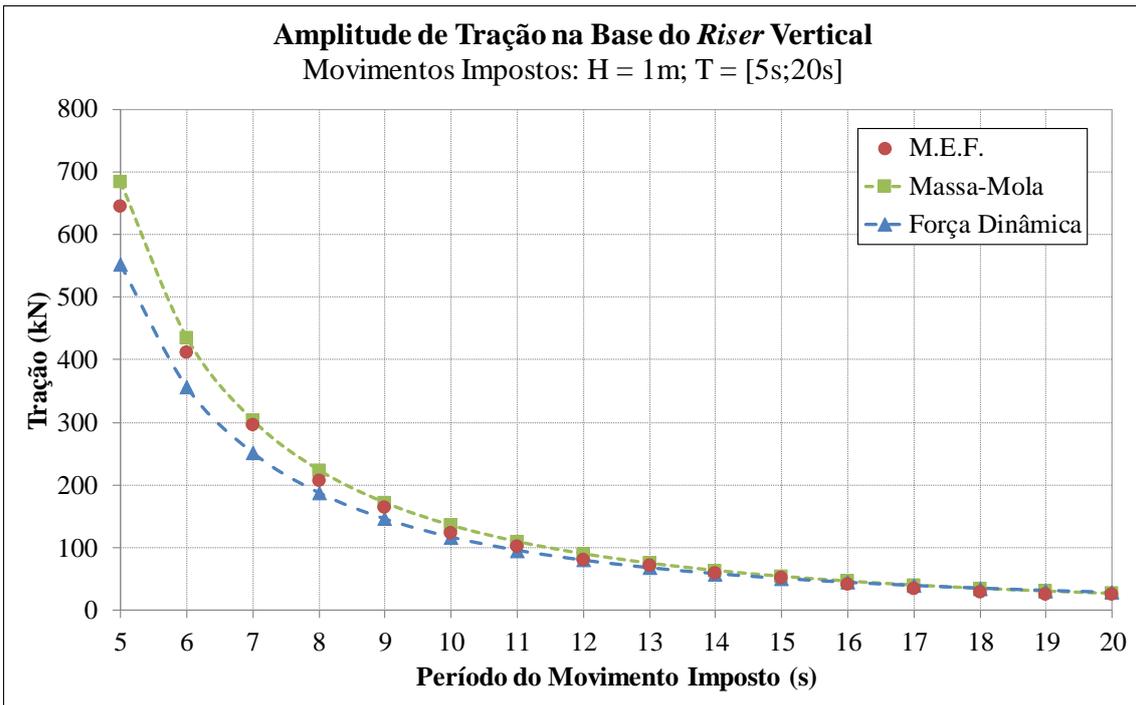


Figura 41 – Tração dinâmica na base do riser vertical.

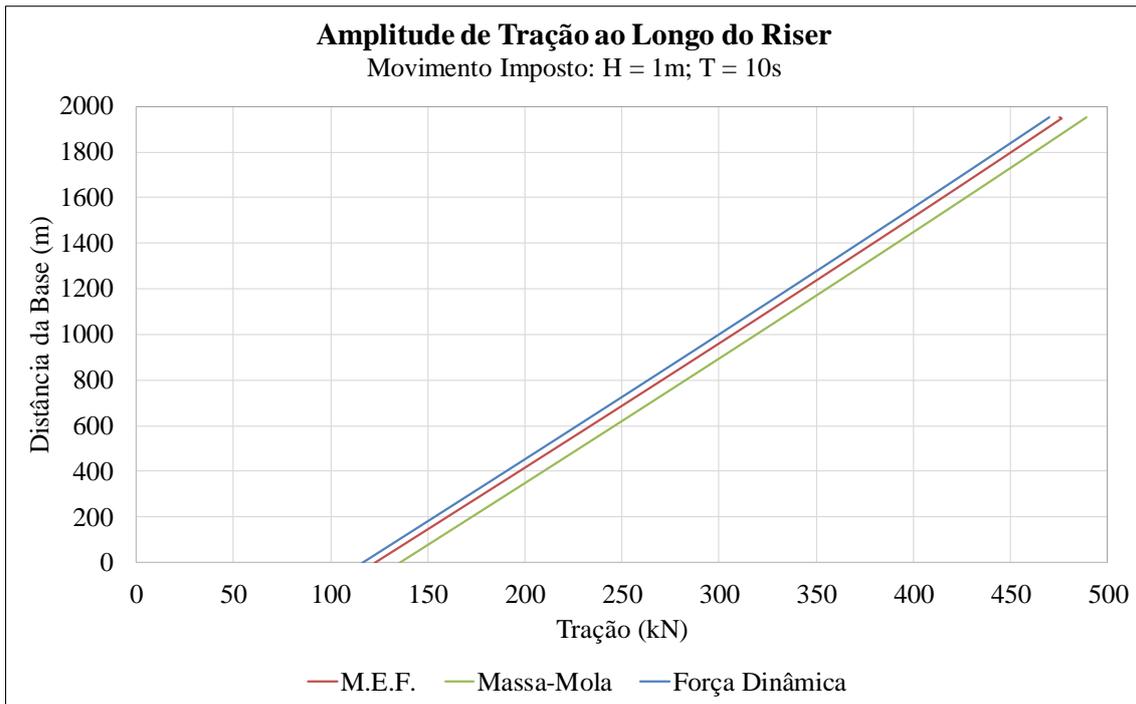


Figura 42 – Tração dinâmica ao longo do riser com movimento de 1m e período de 10s.

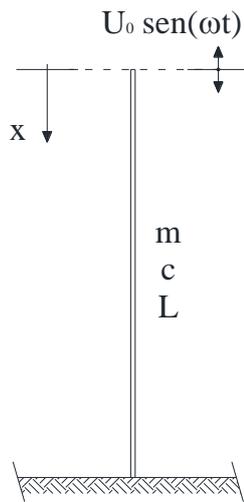
II.10. Resumo das formulações analíticas

Neste item, será apresentado um resumo das formulações analíticas desenvolvidas neste capítulo. As Eq. (91) e (92) mostram, respectivamente, a amplitude de deslocamento vertical e a amplitude de tração ao longo do *riser*. Como foi exposto ao longo de todo este capítulo, estas equações dependem do parâmetro \bar{A} que é calculado em função das condições de contorno que estão sendo rerepresentadas a seguir.

$$u_A(x) = \left[\bar{A} \sin\left(\frac{\omega x}{c}\right) + U_0 \cos\left(\frac{\omega x}{c}\right) \right] \quad (91)$$

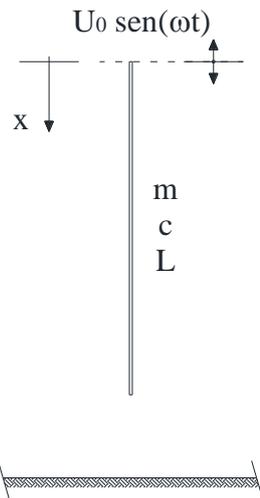
$$T_A(x) = mc\omega \left[\bar{A} \cos\left(\frac{\omega x}{c}\right) - U_0 \sin\left(\frac{\omega x}{c}\right) \right] \quad (92)$$

- *Riser fixo*



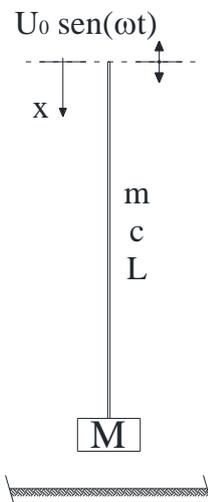
$$\bar{A} = -U_0 \frac{\cos\left(\frac{\omega L}{c}\right)}{\sin\left(\frac{\omega L}{c}\right)}$$

- *Riser suspenso*



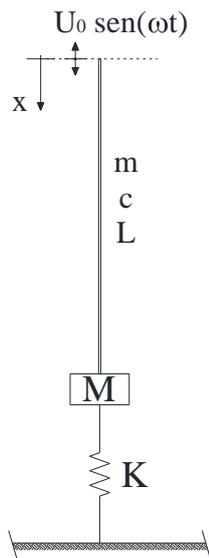
$$\bar{A} = U_0 \frac{\sin\left(\frac{\omega L}{c}\right)}{\cos\left(\frac{\omega L}{c}\right)}$$

- *Riser suspenso com massa concentrada na base*



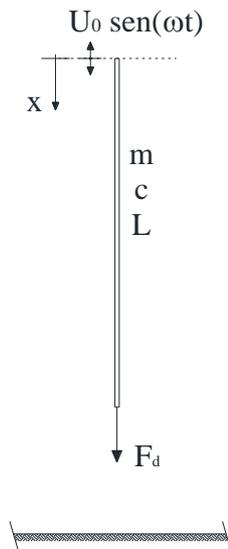
$$\bar{A} = U_0 \frac{mc \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right) + M\omega \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right)}{mc \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) - M\omega \sin\left(\frac{\omega L}{c}\right)}$$

- *Riser* suspenso com massa concentrada e rigidez na base



$$\bar{A} = U_0 \frac{mc\omega \operatorname{sen}\left(\frac{\omega L}{c}\right) + [M\omega^2 - K] \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right)}{mc\omega \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) + [K - M\omega^2] \operatorname{sen}\left(\frac{\omega L}{c}\right)}$$

- *Riser* suspenso com uma força dinâmica na base



$$\bar{A} = U_0 \frac{mc\omega \operatorname{sen}\left(\frac{\omega L}{c}\right) + \psi \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right)}{mc\omega \cos\left(\frac{\omega L}{c}\right) - \psi \operatorname{sen}\left(\frac{\omega L}{c}\right)}$$

CAPÍTULO III

METODOLOGIAS DE ANÁLISES DE *RISERS*

III.1. Introdução

Como apresentado em SOUSA (2005), a resposta de uma estrutura sob a ação de carregamentos dinâmicos pode ser descrita utilizando o método dos elementos finitos pela equação:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{x}}(t) + \mathbf{C}(\dot{\mathbf{x}})\dot{\mathbf{x}}(t) + \mathbf{K}(\mathbf{x})\mathbf{x}(t) = \mathbf{F}(t) \quad (93)$$

onde:

- M matriz de massa da estrutura (parcelas estrutural e adicional);
- C matriz de amortecimento da estrutura (estrutural e hidrodinâmico);
- K matriz de rigidez da estrutura (incluindo hidrostática);
- $\ddot{\mathbf{x}}, \dot{\mathbf{x}}$ e \mathbf{x} vetores de acelerações, velocidades e deslocamentos da estrutura;
- F(t) vetor de cargas ambientais atuantes.

Na Eq. (93), a matriz de amortecimento C e a matriz de rigidez K aparecem como dependentes, respectivamente, da velocidade $\dot{\mathbf{x}}$ e do deslocamento \mathbf{x} da estrutura para ressaltar o fato de que estas grandezas são geralmente constituídas de termos não lineares. A presença destas não linearidades torna a resolução desta equação uma tarefa complexa, implicando na realização de análises dinâmicas não lineares no domínio do tempo (MOURELLE, 1993), ou então, caso os termos de arrasto e rigidez sejam linearizados, no domínio da frequência (DANTAS, 2004).

Além das não linearidades, outro fator que dificulta a solução da Eq. (93) é o tamanho da estrutura. Com o objetivo de diminuir o custo computacional das análises, em muitos casos a estrutura é dividida em função de seus diversos componentes. Assim, um conjunto formado por uma unidade flutuante, seus *risers* e suas linhas de ancoragem passa a ter seus componentes analisados individualmente, ou seja, cada *riser* é analisado

separadamente, bem como cada linha de ancoragem e a unidade flutuante como um todo. Este procedimento de análise é denominado análise desacoplada.

Na análise desacoplada, inicialmente, a unidade flutuante é modelada como um corpo rígido; já as linhas são representadas de forma simplificada, através de curvas de restauração não-lineares. Considerando a atuação de vento, onda e corrente, como ilustra a Figura 43, os resultados desta etapa são os movimentos de primeira e segunda ordem da unidade flutuante para cada condição ambiental, além de esforços quasi-estáticos nas linhas de ancoragem e *risers*.

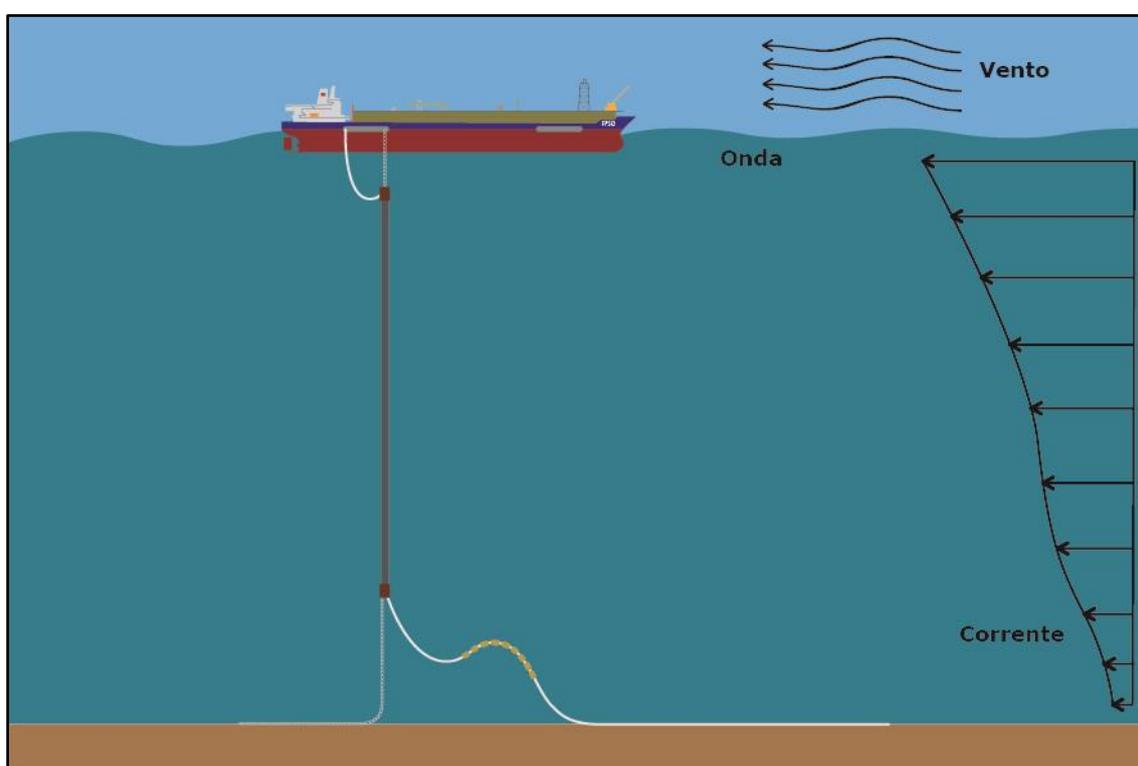


Figura 43 – Cargas ambientais atuantes sobre estruturas offshore.

Em seguida, os *risers* ou linhas de ancoragem são analisados isoladamente, com a utilização de análises dinâmicas globais não lineares. O conjunto unidade flutuante - linhas é substituído pelos movimentos determinados na etapa anterior, e o *riser* é usualmente modelado através do método dos elementos finitos utilizando-se elementos de pórtico espacial e bastante discretizado. Este tipo de análise permite a consideração das cargas ambientais tais como onda e corrente, além de não linearidades tais como grandes deslocamentos e interação solo-*riser*. (SOUSA, 2005)

Os movimentos dinâmicos de primeira ordem impostos ao topo do *riser* podem ser obtidos através do cruzamento do espectro do mar com o RAO da unidade flutuante. O conceito de RAO (*Response Amplitude Operator*), especialmente na análise dinâmica de *risers*, é normalmente utilizado para representar a resposta, em termos de movimentos, de uma unidade flutuante qualquer, quando excitada por uma onda de amplitude unitária e frequência ω , incidindo com uma direção relativa $(\phi - \theta')$, onde ϕ representa o aproamento da unidade flutuante e θ' , a direção de propagação da onda.

Observa-se que no longo prazo (períodos de um ou mais anos), os fenômenos ambientais randômicos, como ondas e correntes, não podem ser considerados estacionários. Porém, durante períodos de tempo mais curtos (cerca de 3h de duração), os seus parâmetros apresentam uma regularidade estatística que permite que sejam tratados desta forma. Estes períodos de curto prazo são usualmente denominados estados de mar.

Em relação às análises do *riser* vertical do RSAA, que é o foco desta tese, é possível considerar que ele está submetido principalmente a carregamentos axiais pelo fato de haver uma dissociação dos momentos de flexão na ligação de topo do *riser* e por não haver interação do *riser* vertical com o solo marinho. Deste modo, as não linearidades nas análises do RSAA são minimizadas possibilitando, como visto no capítulo anterior, a utilização de metodologias analíticas para a estimativa da resposta.

Nos itens a seguir, são feitas algumas considerações necessárias para a estimativa das respostas do RSAA para as metodologias de análise de carregamentos extremos e de fadiga devida à onda.

III.2. Metodologias de curto prazo

Análises de *risers* em situações de projeto envolvem a simulação de movimento, onda e corrente sobre o mesmo. Como estes são de naturezas aleatória, geram carregamentos cujo efeito sobre a estrutura somente pode ser interpretado de forma estatística. Caso a metodologia de análise opere no domínio do tempo, o tempo total de simulação necessário para estabilizar o processo de caracterização das variáveis aleatórias

de resposta pode oscilar entre 1200 até mesmo superior a 10800 segundos, que são estados de mar de 3 horas.

A metodologia de análise dinâmica no domínio do tempo é usualmente empregada no projeto de *risers* por permitir a representação das não linearidades tanto do comportamento estrutural como do carregamento incidente. Nas análises de tensões máximas, uma abordagem determinística pode ser utilizada para substituir a abordagem aleatória no que diz respeito à teoria de onda empregada. Este procedimento é geralmente adotado em tais análises por reduzir o custo computacional, pois desta forma, é necessária a determinação da resposta estrutural dinâmica num período de tempo correspondente a apenas alguns períodos da onda incidente. No entanto, este procedimento pode conduzir a valores de amplitudes de movimento distintos daqueles que uma abordagem aleatória conduziria, pois numa abordagem determinística, as amplitudes dos movimentos do corpo flutuante são completamente dependentes do período da onda determinística considerada na análise. Além disto, esta metodologia de análise impede uma interpretação estatística dos resultados por ela fornecidos, uma vez que nenhuma aleatoriedade do comportamento ambiental é introduzida no modelo numérico idealizado para representar o carregamento (DANTAS, 2004).

A Eq. (93), utilizada para descrever o comportamento dinâmico de um *riser*, é específica para um único estado de mar. Para cada estado de mar, através de análises dinâmicas no domínio do tempo, são obtidas séries temporais de deslocamentos, velocidades e acelerações do *riser*, e estas séries podem, posteriormente, ser convertidas em séries temporais de qualquer parâmetro de resposta de interesse.

Assim, para simular o efeito de todas as ações ambientais às quais o *riser* será exposto ao longo de sua vida útil, seria necessário dispor de recursos computacionais virtualmente ilimitados. Desta forma, algumas alternativas de análise são usualmente adotadas no projeto de um *riser*.

III.2.1. Modelagem das ondas

Como exposto por SOUSA (2005), no curto prazo, as variações temporais randômicas das ondas são caracterizadas por funções de densidades espectrais

dependentes de parâmetros característicos, que definem as propriedades dos seus respectivos processos aleatórios.

Para definir o processo aleatório das ondas em cada estado de mar, é utilizado um espectro que, usualmente, depende de três parâmetros característicos:

- Altura significativa de onda (H_s);
- Período de pico associado à H_s (T_p) ou período médio ou período de cruzamento zero das ondas (T_z);
- Direção principal de incidência (θ_w).

Para a obtenção dos parâmetros H_s e T_z , são realizadas medições da elevação da superfície do mar $\eta(t)$ a cada período de curto prazo, onde se obtém um registro ou uma série temporal. Um exemplo de série temporal é apresentado na Figura 44.

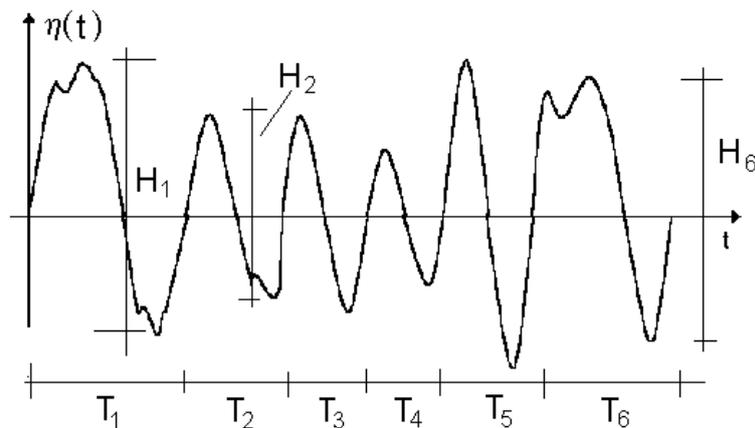


Figura 44 – Série temporal medida das elevações da superfície do mar. (SAGRILO, 2009b)

Em uma série temporal, são identificadas todas as ondas individuais. Uma onda individual é caracterizada por dois cruzamentos com ascendência positiva do nível médio da superfície do mar. Para cada uma destas ondas, são medidas o seu período T_i e sua altura H_i . O período de cruzamento zero T_z , também conhecido como período médio, é definido como o valor médio dos períodos de todas as ondas identificadas no registro, ou seja:

$$T_Z = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N T_i \quad (94)$$

onde N é o número de ondas individuais identificadas no registro.

A altura significativa de onda H_S é calculada como sendo o valor médio do terço superior das alturas de ondas ordenadas em ordem crescente, isto é:

$$H_S = \frac{3}{N} \sum_{i=\frac{2N}{3}+1}^N H_i^* \quad (95)$$

onde H^* refere-se às alturas de onda de todo o registro, ordenadas em ordem crescente de valor.

Utilizando-se a análise de Fourier, como ilustra a Figura 45, é possível obter a função densidade espectral do registro medido. A partir de observações de campo e do ajuste de curvas, várias equações matemáticas foram propostas para representar o espectro do mar em função dos parâmetros H_S e T_Z ou T_P , como pode ser visto em CHAKRABARTI (1987). Duas das formulações mais conhecidas são o espectro de Pierson-Moskowitz e o espectro de Jonswap (*Joint North Sea Wave Project*), onde a segunda é descrito pela Eq. (96) e foi adotada na tese, pois é muito utilizado no mar do Norte e no Brasil.

$$S_{\eta}(\omega) = \alpha \cdot g^2 \cdot \omega^{-5} \cdot \exp \left[-1,25 \left(\frac{\omega_p}{\omega} \right)^4 \right] \cdot \gamma \exp \left[\frac{-(\omega - \omega_p)^2}{2\tau^2 \omega_p^2} \right]$$

$$\alpha = \frac{5}{16} \cdot \frac{H_S^2 \cdot \omega_p^4}{g^2} \cdot (1 - 0,287 \cdot \ln(\gamma)) \quad (96)$$

$$\gamma = 6,4 T_p^{-0,491}$$

onde:

- H_s altura significativa de onda;
- g aceleração da gravidade;
- ω frequência angular;
- ω_p frequência angular de picos;
- γ parâmetro de forma ou de pico;
- τ parâmetro de largura de banda ($\tau = 0,07$ para $\omega \leq \omega_p$; $\tau = 0,09$ para $\omega > \omega_p$).

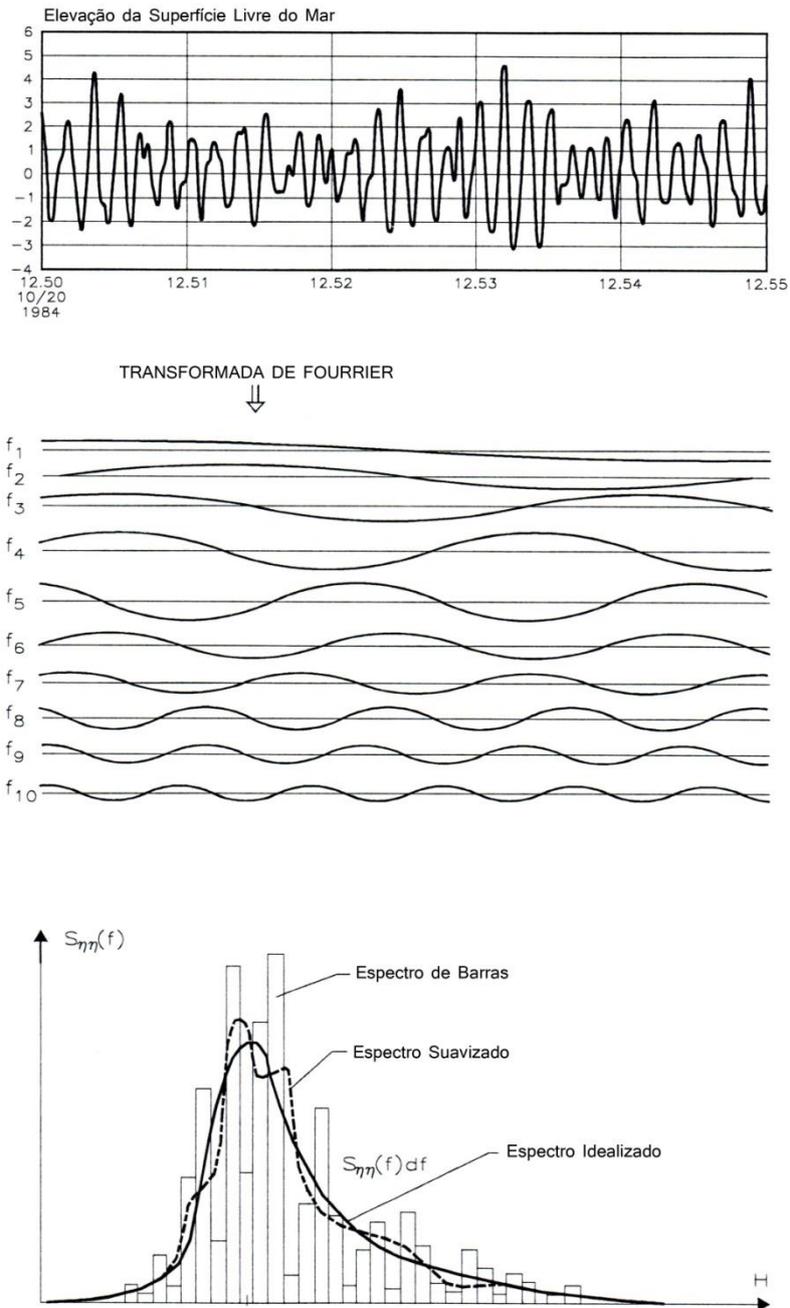


Figura 45- Representação esquemática da construção de um espectro de mar (AGUIAR, 2013)

Para simular os efeitos de uma onda regular, uma das teorias mais empregadas é a Teoria Linear de Airy (CHAKRABARTI, 1987); ela apresenta a função harmônica:

$$\eta(t) = A \cos(\omega t - kx) \quad (97)$$

como solução para o problema de valor de contorno que rege o comportamento do fluido no mar sob a ação de uma onda determinística. Na Eq. (97), onde:

- A amplitude da onda;
- ω frequência em rad/s ($2\pi/T$);
- T período;
- k número da onda, que pode ser simplificado para águas profundas pela Eq.

$$K = \frac{\omega^2}{g} \quad (98)$$

sendo g a aceleração da gravidade.

A coordenada x se refere a um sistema de referência com origem na crista da onda e o eixo apontando para a direção de propagação da onda, como mostra a Figura 46.

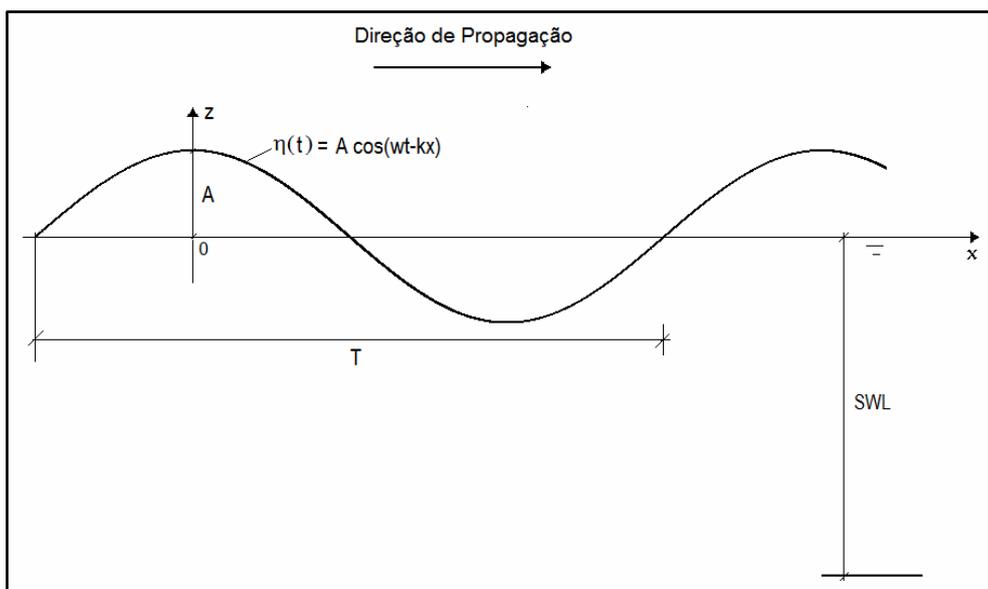


Figura 46 – Onda Regular: Teoria Linear de Airy.

No caso de mares irregulares (aleatórios), utiliza-se o princípio da superposição dos efeitos, que é válido pelo caráter linear da Teoria de Airy. Neste caso, um registro (realização) das elevações da superfície do mar em função do tempo (curto prazo) pode ser obtido através do somatório de várias ondas regulares provenientes de um mesmo espectro:

$$\eta = (t, x) = \sum_{i=1}^{N_w} A_i \cos(\omega_i t - k_i x + \phi_i) \quad (99)$$

onde A_i , ω_i e k_i são os parâmetros das ondas individuais obtidos a partir da subdivisão do espectro do mar em N_w ondas regulares, conforme ilustra a Figura 47. As fases aleatórias ϕ_i são uniformemente distribuídas entre 0 e 2π . Observa-se que cada conjunto distinto de fases aleatórias irá fornecer um registro no tempo (realização) diferente para o processo aleatório em questão. Porém, os parâmetros estatísticos calculados a partir do conjunto de registros assim gerados devem convergir para os correspondentes parâmetros estatísticos determinados diretamente a partir do espectro de mar.

Existem várias formas de subdivisão do espectro de mar, sendo uma delas a que consiste em utilizar um intervalo $\Delta\omega$ constante e localizar aleatoriamente, de acordo com uma distribuição uniforme de probabilidades, cada frequência discreta ω_i dentro deste intervalo. O correspondente número de onda k_i é obtido através da Eq. (98) e, para manter a mesma variância do espectro, tem-se que as amplitudes A_i são dadas por:

$$\sum_{i=1}^{N_w} \frac{A_i^2}{2} = \int_0^{\infty} S_{\eta}(\omega) d\omega \cong \sum_{i=1}^{N_w} S_{\eta}(\omega_i) \Delta\omega \quad (100)$$

$$A_i = \sqrt{2 S_{\eta}(\omega_i) \Delta\omega}$$

onde $S_{\eta}(\omega_i)$ é o valor da função de densidade espectral das elevações do mar avaliada para a i -ésima frequência ω_i (SOUSA, 2005).

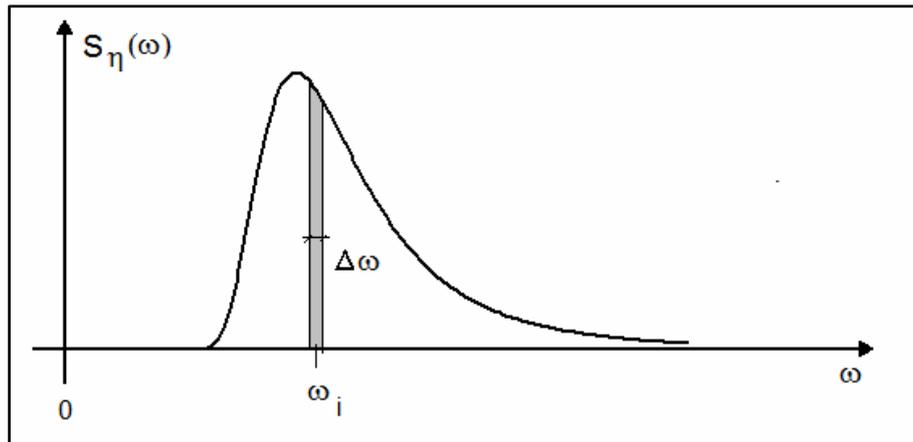


Figura 47 - Subdivisão do espectro em ondas harmônicas.

III.2.2. Análise determinística

Na metodologia de análise determinística, a carga ambiental de onda, que apresenta natureza aleatória, é substituída por uma onda determinística equivalente (Figura 48) conforme recomendações de normas da indústria, como, por exemplo, a API STD 2RD (2013) e a DNV-OS-F201 (2011).

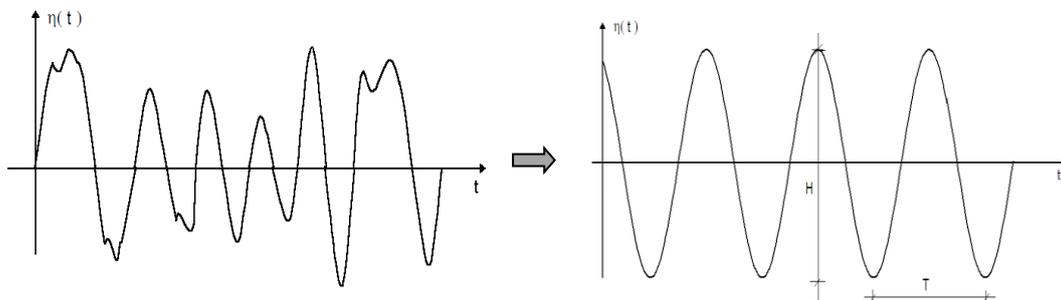


Figura 48 – Onda determinística equivalente (SOUSA, 2005).

Para chegar ao valor extremo da onda associada a uma determinada direção, pode-se utilizar a estatística de ordem, desde que seja conhecida a distribuição de probabilidade de longo prazo dos parâmetros ambientais para cada direção (SOUSA, 2005). Usualmente, o parâmetro tomado como referência é a altura significativa da onda com período de recorrência usualmente centenário, conforme sugerido pelas normas; sendo $f_{H_s}(h_s)$ a função densidade de probabilidade e $F_{H_s}(h_s)$ a função cumulativa da altura significativa, pode-se obter a função cumulativa da altura significativa extrema pela expressão:

$$F_{H_S}(h_S)=[F_{H_S}(h_S)]^n \quad (101)$$

e sua respectiva função densidade extrema por:

$$f_{H_S}(h_S)=n[F_{H_S}(h_S)]^{n-1} f_{H_S}(h_S) \quad (102)$$

O expoente n representa a quantidade de estados de mar contida no intervalo de tempo especificado como período de recorrência, e pode ser calculado por:

$$n=\frac{24h}{3h} \cdot 365 \cdot N \cdot \gamma \quad (103)$$

onde N representa o número de anos e γ o percentual de ocorrência de ondas na direção dada.

Determinado o valor mais provável ou o valor esperado de H_S com período de recorrência N , pode-se utilizar o valor mais provável de T_Z associado à H_S para definir os parâmetros característicos da onda na condição ambiental extrema. Como foi demonstrado no item anterior, a máxima altura individual da onda determinística equivalente é dada por $H_{MÁX} = 1,86 H_S$.

Entretanto, como a resposta do *riser* ao carregamento ambiental é dependente do período da onda, para avaliar melhor a influência do RAO na resposta da estrutura, as normas API e DNV sugerem a variação do parâmetro T_Z ou T_P , o que aumenta o custo computacional das análises. Para este valor selecionado de $H_{MÁX}$, deve-se variar o período da onda de modo a cobrir a faixa de variação do RAO da unidade flutuante.

Os efeitos das ondas na unidade flutuante são representados por movimentos harmônicos impostos ao topo do *riser*. Assim, as séries temporais dos parâmetros de resposta que, por serem determinísticas, admitem como valor extremo o valor máximo dentre os máximos observados nas séries.

A metodologia determinística apresenta custo computacional mais baixo do que metodologias que utilizam análises aleatórias, uma vez que o tempo necessário de simulação é o tempo de estabilização da análise dinâmica.

Normalmente, considera-se que esta metodologia apresenta tendências conservativas para a análise de *risers*; entretanto, pode-se perder na representação dos efeitos dinâmicos decorrentes da não consideração de ondas menores com períodos ressonantes para a estrutura. Para estruturas muito sensíveis dinamicamente, pode-se chegar até mesmo a resultados não conservativos (SOUSA, 2005).

III.2.3. Análise domínio da frequência

De uma forma geral, tanto numa análise no domínio do tempo como no domínio frequência, o que buscamos é a solução da Eq. (93).

Porém, as análises dinâmicas de *risers* tanto em condições extremas de carregamento como em condições de fadiga são preferencialmente realizadas no domínio do tempo por permitirem a representação das não linearidades tanto do carregamento incidente como do comportamento estrutural. Em situações de projeto, estas análises são realizadas simulando os efeitos hidrodinâmicos sobre a estrutura, que por serem de natureza aleatória necessitam de longos períodos de tempo para que o processo de caracterização das variáveis aleatórias de resposta seja observado. Este fato associado ao grande número de casos de carregamentos incidentes que devem ser verificados e ainda, com o elevado número de graus de liberdade necessários para representar o modelo estrutural de um *riser* em águas profundas através do método dos elementos finitos, faz com que o custo computacional envolvido durante o projeto destas estruturas seja bastante elevado. Neste contexto, a análise dinâmica no domínio da frequência surge como uma opção na determinação da resposta estrutural de *risers*, se constituindo numa alternativa viável do ponto de vista dos resultados por ela fornecidos face ao custo computacional envolvido para a sua realização (DANTAS, 2004).

No caso da análise do RSAA, por ele possuir um comportamento quase linear, este trabalho propõe a utilização de metodologias analíticas no domínio da frequência

para seu estudo. Assim, neste item, são introduzidos os aspectos necessários para se realizar o cálculo da resposta do *riser* vertical do RSAA no domínio da frequência.

Como desenvolvido no capítulo anterior, a amplitude do movimento imposto U_0 , que aparece nas Eq. (19) e (20), é determinística na análise no domínio do tempo, ou seja, é um valor único para cada período de excitação e sendo aplicado diretamente no topo do RSAA. Na análise no domínio da frequência, o espectro do movimento imposto, $S_Z(\omega)$, é em função das frequências e calculado através do cruzamento do espectro do mar, $S_\eta(\omega)$, com o RAO de *heave* (vertical) da unidade flutuante. Este cruzamento é realizado da seguinte forma:

$$S_Z(\omega) = S_\eta(\omega) \cdot \text{RAO}^2(\omega) \quad (104)$$

A amplitude de movimento vertical imposta no topo do RSAA, U_0 , é obtida pela Eq. (100) utilizando o espectro do movimento imposto, S_Z . Por outro lado, é possível definir diretamente os espectros do movimento vertical, da tração e da tensão, respectivamente, das seguintes formas:

$$S_{U_x}(x, \omega) = S_Z(\omega) \cdot \text{RAO}_{U_x}^2(x, \omega) \quad (105)$$

$$S_{T_x}(x, \omega) = S_Z(\omega) \cdot \text{RAO}_{T_x}^2(x, \omega) \quad (106)$$

$$S_{S_x}(x, \omega) = S_Z(\omega) \cdot \text{RAO}_{S_x}^2(x, \omega) \quad (107)$$

onde RAO_{U_x} , RAO_{T_x} e RAO_{S_x} são, respectivamente, as amplitudes de resposta do movimento vertical, da tração e da tensão do RSAA e são definidos como:

$$\text{RAO}_{U_x}(x, \omega) = \frac{\bar{A}}{U_0} \text{sen} \left(\frac{\omega x}{c} \right) + \cos \left(\frac{\omega x}{c} \right) \quad (108)$$

$$\text{RAO}_{T_x}(x, \omega) = mc\omega \left[\frac{\bar{A}}{U_0} \cos \left(\frac{\omega x}{c} \right) - \text{sen} \left(\frac{\omega x}{c} \right) \right] \quad (109)$$

$$\text{RAO}_{S_x}(x, \omega) = \frac{\text{RAO}_{T_x}(x, \omega)}{A_{\text{aço}}} \quad (110)$$

onde a constante \bar{A} foi definida para cada metodologia no capítulo anterior. Como em todos os casos \bar{A} é diretamente função do movimento imposto U_0 , é possível retirar U_0 das Eq. (108) e (109), logo, os RAOs do RSAA não dependem do movimento imposto.

Uma vez obtido os espectros de respostas, é possível definir seus parâmetros estatísticos. O momento espectral de ordem k do espectro de resposta é dado por:

$$m_k = \int_0^{\infty} S_s(\omega) \omega^k d\omega \quad (111)$$

onde $S_s(\omega)$ é a densidade espectral da resposta s e ω é cada frequência na qual se conhece a resposta estrutural.

A variância é igual ao momento espectral de ordem zero (m_0). Os demais parâmetros estatísticos do espectro de resposta são o desvio-padrão, a frequência de cruzamento zero e a largura de banda que são definidos, respectivamente, por:

$$\sigma_s = \sqrt{m_0} \quad (112)$$

$$\nu_0 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{m_2}{m_0}} \quad (113)$$

$$\varepsilon = \sqrt{1 - \frac{m_2 m_2}{m_4 m_0}} \quad (114)$$

Diante disto, é possível determinar o valor mais provável utilizando a Eq. (115).

$$u = \sqrt{m_0} \sqrt{2 \ln(f_0 T)} \quad (115)$$

onde T representa a duração do estado de mar de curto prazo de três horas (10800s).

III.3. Metodologia de longo prazo

Nas metodologias usuais de análise (API, 1998, 2002 e 2005), a resposta extrema é considerada associada à ocorrência de condições ambientais extremas. A metodologia de projeto baseada na estatística de longo prazo da resposta, por considerar de forma adequada a contribuição de cada uma das condições ambientais de curto prazo, permite que seja corretamente determinada a resposta associada a um dado período de recorrência pré-especificado. Desta forma, o projeto da estrutura poderá satisfazer uma dada probabilidade de falha-alvo pré-definida pelas normas.

Na metodologia de longo prazo, a variação do comportamento dos parâmetros ambientais, que representam as ondas, os ventos e as correntes, é observada através da coleta de dados simultâneos dos mesmos. Neste trabalho, o foco é o movimento vertical provocado pelas ondas, assim a caracterização dos dados das ondas de longo prazo é ilustrada na Figura 49, onde T_L é o período de longo prazo composto por N_S períodos curto-prazo T_S , isto é, $T_L = N_S T_S$. A partir dos dados simultâneos, é possível estabelecer uma distribuição conjunta de probabilidades que representa o comportamento estatístico de todos ou de subconjuntos deste parâmetro.

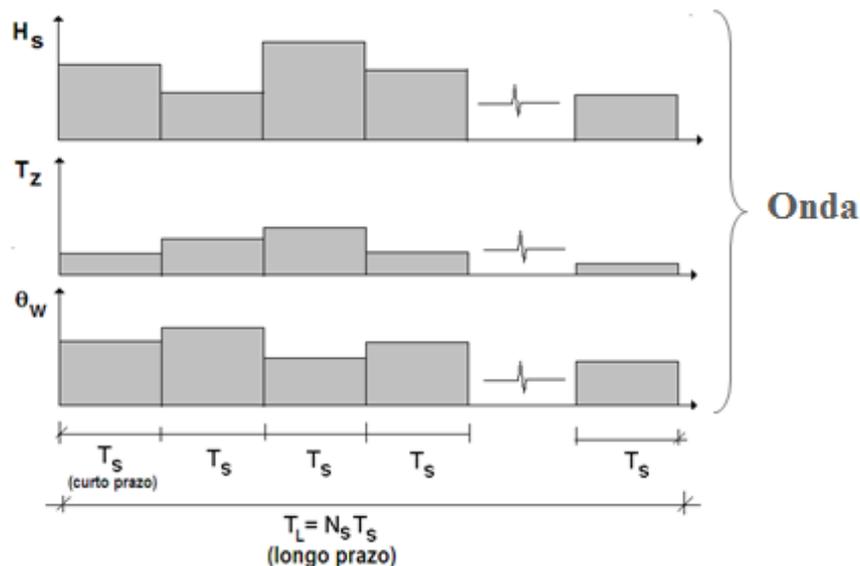


Figura 49 – Caracterização de longo prazo dos parâmetros da onda. (SAGRILO, 2009b)

Considerando apenas os dados de onda e sem levar em conta suas direções de incidências, ou seja, caso somente os parâmetros H_s e T_z sejam equacionados, a função

cumulativa dos picos no longo prazo pode ser expressa pela Eq. (116) (PAPALEO, 2009).

$$F_R(r) = \int_h \int_t \frac{v_0(h_s, t_z)}{\bar{v}_0} \cdot F_{r|H_s, T_z}(r|h_s, t_z) \cdot f_{H_s T_z}(h_s, t_z) dt dh \quad (116)$$

e a correspondente função densidade de probabilidades dada por:

$$f_R(r) = \frac{dF_R(r)}{dr} = \int_h \int_t \frac{v_0(h_s, t_z)}{\bar{v}_0} \cdot f_{r|H_s, T_z}(r|h_s, t_z) \cdot f_{H_s T_z}(h_s, t_z) dt dh \quad (117)$$

onde:

- $v_0(h_s, t_z)$ é a frequência de picos de resposta de curto-prazo para cada estado de mar, como introduzida na Eq. (113), sendo, neste caso apresentada por:

$$v_0(h_s, t_z) = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{m_2(h_s, t_z)}{m_0(h_s, t_z)}} \quad (118)$$

- \bar{v}_0 é a frequência média dos picos, dada por:

$$\bar{v}_0 = \int_h \int_t v_0(h_s, t_z) \cdot f_{H_s T_z}(h_s, t_z) dt dh \quad (119)$$

- $F_{r|H_s, T_z}(r|h_s, t_z)$ é a função cumulativa de probabilidades dos picos da resposta Gaussiana de curto prazo, R (isto é, para uma condição ambiental com $H_s = h_s$ e $T_z = t_z$), que é apresentada pela seguinte equação:

$$F_{R|H_s, T_z}(r|h_s, t_z) = 1 - \exp\left(-\frac{1}{2} \frac{R^2}{m_0(h_s, t_z)}\right) \quad (120)$$

onde η_m é a elevação máxima (picos) do movimento.

- $f_{r|H_s, T_z}(r|h_s, t_z)$ é a função de densidade de probabilidades dos picos da resposta, R , de curto prazo. Partindo da distribuição de Rayleigh, é possível apresentá-la como:

$$f_{r|H_s, T_z}(r|h_s, t_z) = \frac{R}{m_0(h_s, t_z)} \exp\left(-\frac{1}{2} \frac{R^2}{m_0(h_s, t_z)}\right) \quad (121)$$

- $f_{H_s, T_z}(h_s, t_z)$ é a distribuição conjunta de probabilidades da altura significativa de onda H_s e do período de cruzamento zero T_z .

$$f_{H_s, T_z}(h_s, t_z) = f_{H_s}(h_s) \cdot f_{T_z|H_s}(t_z|h_s) \quad (122)$$

onde:

$f_{H_s}(h_s)$ distribuição de probabilidades de H_s

$f_{T_z|H_s}(t_z|h_s)$ distribuição de probabilidades de T_z condicionada a valores de H_s .

Estas duas distribuições devem ser obtidas através de ajustes utilizando a base de dados simultâneos de H_s e T_z , ou seja, dependem dos dados da locação em estudo. No presente trabalho, tal qual LEMOS (2012), foram utilizadas duas distribuições lognormais definidas pelas seguintes funções densidade de probabilidades:

$$f_{H_s}(h_s) = \frac{1}{h_s \xi_{h_s} \sqrt{2\pi}} \exp\left\{-\frac{1}{2} \left[\frac{\ln(h_s) - \lambda_{h_s}}{\xi_{h_s}}\right]^2\right\} \quad (123)$$

$$f_{T_z|H_s}(t_z|h_s) = \frac{1}{t_z \xi_{t_z}(h_s) \sqrt{2\pi}} \exp\left\{-\frac{1}{2} \left[\frac{\ln(t_z) - \lambda_{t_z}(h_s)}{\xi_{t_z}(h_s)}\right]^2\right\} \quad (124)$$

onde:

$$\lambda_{t_z}(h_s) = \lambda_t + \rho \frac{\xi_t}{\xi_{h_s}} [\ln(h_s) - \lambda_{h_s}] \quad (125)$$

$$\xi_{t_z}(h_s) = \xi_t \sqrt{1 - \rho^2} \quad (126)$$

Onde ξ_{h_s} , λ_{h_s} , ξ_t , ρ e λ_t são parâmetros das funções e podem assumir os seguintes valores:

$$\xi_{h_s} = 0,329771$$

$$\lambda_{h_s} = 0,603204$$

$$\xi_t = 0,152627$$

$$\rho = 0,90$$

$$\lambda_t = 1,829504$$

As funções cumulativas de probabilidades de H_s e T_z (condicionada a H_s) são dadas, respectivamente, por:

$$F_{H_s}(h_s) = \int_0^{h_s} f_{H_s}(h_s) dh_s \quad (127)$$

$$F_{T_z|H_s}(t_z|h_s) = \int_0^{t_z} f_{T_z|H_s}(t_z|h_s) dt_z \quad (128)$$

As funções cumulativas e densidade de probabilidades da distribuição do valor extremo da resposta podem ser obtidas através da estatística de ordem (ANG e TANG, 1984):

$$F_{Re}(r) = [F_R(r)]^{N_{LT}} \quad (129)$$

$$f_{Re}(r) = N_{LT}[F_R(r)]^{N_{LT}-1} f_R(r) \quad (130)$$

onde N_{LT} é o número esperados de picos da resposta num dado período de retorno de interesse de N_{anos} , isto é, $N_{LT} = \bar{v}_0 \cdot 10800 \cdot 2920 \cdot N_{anos}$, considerando 10800s no período de curto prazo de 3h e 2920 é o número de estados, de mesmo período de curto prazo, observados por 1 ano.

Demonstra-se (ANG e TANG, 1984) que o valor extremo mais provável de longo prazo, r_{LT} , pode ser calculado pela função cumulativa inversa da seguinte forma:

$$F_R(r_{LT}) = 1 - \frac{1}{N_{LT}} \therefore r_{LT} = F_R^{-1} \left(1 - \frac{1}{N_{LT}} \right) \quad (131)$$

Portanto, para calcular o valor mais provável da resposta extrema de longo prazo, não é estritamente necessária a obtenção das distribuições de probabilidade dadas na Eq. (129) (Figura 50).

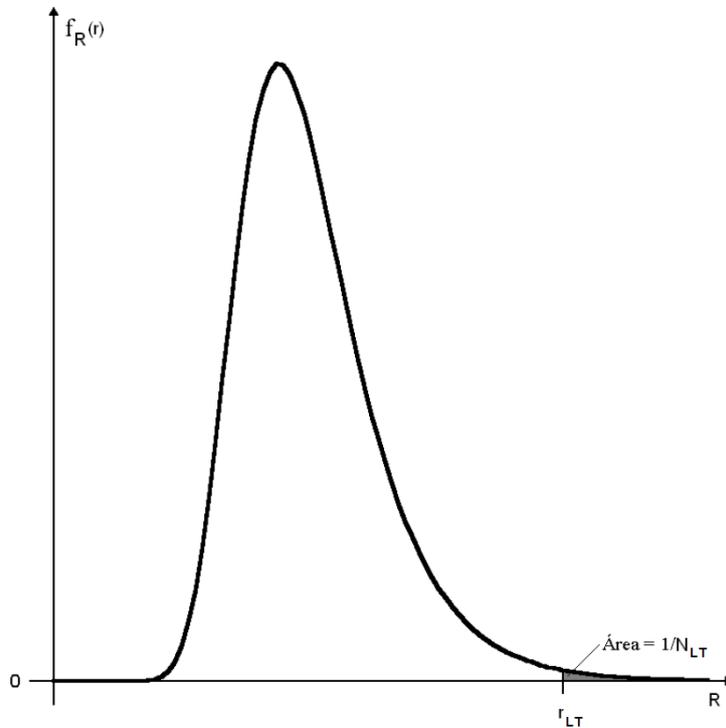


Figura 50 – Valor mais provável da resposta para um período de retorno de N_{LT} .

III.4. Fadiga devida à onda

Neste item, são apresentados os conceitos necessários para o cálculo da vida útil do riser vertical do RSAA devida à fadiga provocada pelos movimentos gerados pelas ondas que incidem nas unidades flutuantes. A fadiga foi estimada através das metodologias de curto e longo prazo já descritas anteriormente. Não foi descrito aqui um aprofundamento da teoria, pois esta já foi amplamente abordada em livros e trabalhos de diversos autores como BRANCO (1998), DANTAS (2004) e DNV-RP-C203 (2014).

III.4.1. Curvas S-N

Antes de apresentar as metodologias para obtenção da vida devida à fadiga, é importante saber que o comportamento dos materiais, em termos de resistência à fadiga,

é avaliado com os resultados obtidos em ensaios de fadiga realizados com corpos de prova. O método normalmente utilizado na análise de resultados obtidos nos ensaios baseia-se no registro do valor de tensão aplicada S em função do número máximo de ciclos necessários N que levam a peça à ruptura, resultando nas chamadas curvas S-N. Desta forma, a partir de ensaios experimentais realizados em diferentes condições (ao ar livre, imersas em água do mar, com e sem proteção contra corrosão, etc.) foram estabelecidas diversas curvas S-N, como as que são apresentadas em DNV-RP-C203 (2014). A forma analítica da curva S-N é dada pela seguinte expressão:

$$N(S) = \frac{\bar{K}}{S^m} \quad (132)$$

onde,

\bar{K} , m constantes do material que são obtidos experimentalmente;

S valor da variação de tensão em MPa;

$N(S)$ número de ciclos que leva a falha para uma determinada amplitude de tensão S .

Observa-se que as curvas S-N empregadas na verificação da fadiga são referentes ao valor médio proveniente das curvas obtidas experimentalmente menos 2 desvios padrões da mesma. Escrevendo esta expressão em termos de logaritmo estabelece-se uma relação linear dada por:

$$\log_{10} N = \log_{10} \bar{K} - m \cdot \log_{10} S \quad (133)$$

sendo,

$$\log_{10} \bar{K} = \log_{10} K - 2 \cdot \sigma_{\log_{10} N(S)} \quad (134)$$

onde,

K constante do material associada com a curva S-N média obtida nos ensaios experimentais;

$\log_{10} \bar{K}$ interseção da curva S-N com o eixo $\log N(S)$;

$\log_{10} K$ interseção da curva média dos ensaios com o eixo $\log N(S)$;

$\sigma_{\log_{10} N(S)}$ desvio padrão de $\log N(S)$.

III.4.2. Curto Prazo

Como apresentado em DANTAS (2004), a determinação da vida à fadiga de elementos estruturais sujeitos às cargas ambientais aleatórias pressupõe o emprego de dois conceitos essenciais. O primeiro deles é a determinação do número de ciclos para cada faixa de tensão na qual a estrutura analisada está submetida. O segundo conceito está associado à forma de compor e acumular a contribuição parcial de cada faixa de tensão no resultado final em termos de dano estrutural.

No contexto das análises aleatórias no domínio da frequência, onde a resposta estrutural é determinada de forma espectral, adota-se uma abordagem estatística para estimar o número de ciclos de tensão, assumindo-se que a série temporal de tensões seja um processo aleatório Gaussiano e de banda estreita. Se o processo é gaussiano e de banda estreita, ou seja, a energia da resposta se concentra numa faixa estreita de frequências do espectro, a distribuição estatística das amplitudes de valores máximos segue a distribuição de Rayleigh. Uma outra consequência desta hipótese é que cada cruzamento de zero ascendente do sinal se constitui num ciclo de tensão e desta forma o produto de sua frequência de cruzamento zero por um período de tempo é justamente o número total de ciclos esperado neste período.

Quanto à forma de compor o dano causado por cada nível de tensão na vida total emprega-se a tão conhecida regra de acúmulo de danos de Palmgren-Miner. O critério de falha é comumente expresso como:

$$D_T = \sum_{i=1}^{\infty} D_i = \sum_{i=1}^{\infty} \frac{n_i}{N_i} = \delta \quad (135)$$

onde o dano total acumulado D_T é determinado de acordo com o número de ciclos n_i de variação de tensão com valores entre ΔS_i e ΔS_{i+1} . N_i é o número de ciclos necessários de tensão com valor $\Delta S_{i+1/2}$ capaz de causar a falha, definido pela curva S-N adotada. δ é uma constante que assume valores entre 0,5 e 1,0 dependendo da curva S-N empregada na análise.

A função densidade de probabilidades de Rayleigh para representar os picos de uma série de tensões Gaussianas e considerada de banda estreita é dada por:

$$f(s) = \frac{s}{m_0} \cdot \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{s^2}{m_0} \right) \right] \quad (136)$$

onde m_0 é a área do espectro de tensões (ou a variância do sinal)

Observando a Eq. (135) e empregando (132), podemos expressar cada dano parcial D_i causado por um range de tensão compreendido entre ΔS_i e ΔS_{i+1} como:

$$\begin{aligned} D_1 &= \frac{n_0}{K} \cdot \int_{\Delta S_1}^{\Delta S_2} (S)^m f(s) \cdot ds = \frac{n_0}{K} \cdot \int_{\Delta S_1}^{\Delta S_2} (2s)^m f(s) \cdot ds = \\ &= \frac{2^m \cdot n_0}{K} \cdot \int_{\Delta S_1}^{\Delta S_2} \frac{s^m \cdot s}{m_0} \cdot \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{s^2}{m_0} \right) \right] \cdot ds \end{aligned} \quad (137)$$

onde:

$n_0 = v_0 T$ número esperado de ciclos de tensão devida à atuação de um carregamento por período de tempo normalmente igual ao tempo de duração do carregamento cíclico considerado (por exemplo, um período de curto-prazo de T igual a 3h);

v_0 frequência de cruzamento zero do espectro de tensão e m_0 é seu momento de ordem zero ou variância.

Observa-se que a amplitude dupla (range de variação) de tensão S oriunda da curva S-N se relaciona com a amplitude simples s da função de Rayleigh pela seguinte relação: $S = 2 \cdot s$.

De acordo com as Eq. (135) e (137), o dano total causado por todos os valores de tensão pode ser expresso como:

$$D_T = \sum_{i=1}^{\infty} D_i = \frac{2^m \cdot v_0 \cdot T}{K} \cdot \sum_{i=1}^{\infty} \int_{\Delta S_i}^{\Delta S_{i+1}} \frac{s^m \cdot s}{m_0} \cdot \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{s^2}{m_0} \right) \right] \cdot ds = \quad (138)$$

$$\begin{aligned}
&= \frac{2^m \cdot v_0 \cdot T}{K} \cdot \int_0^{\infty} \frac{s^{m+1}}{m_0} \cdot \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{s^2}{m_0}\right)\right] \cdot ds \\
&= \frac{[2\sqrt{2}]^m \cdot v_0 \cdot T \cdot [m_0]^{\frac{m}{2}}}{K} \cdot \Gamma\left(\frac{m}{2} + 1\right)
\end{aligned}$$

onde $\Gamma(\cdot)$ é a função Gama tabelada em vários livros de matemática.

Quando a série temporal não for Gaussiana, deve-se utilizar uma metodologia de contagem de ciclos, tal a qual o método numérico Rainflow. Neste método, as amplitudes de tensão são identificadas a partir de uma série temporal, subdivididas em intervalos e associadas a um determinado número de ocorrências. Desta forma, no procedimento baseado na regra cumulativa de danos por fadiga de Palmgren-Miner e na curva S-N do material, assume-se que cada ciclo de tensão causa um dano independente dos demais e que a falha ocorre quando o dano acumulado alcança um valor limite.

III.4.3. Longo Prazo

Considerando especificamente a análise de fadiga de estruturas marítimas, a Eq. (138) é utilizada para o cálculo do dano a fadiga para um período de curto-prazo de duração. O dano total no longo prazo (um ano) pode ser obtido através da soma do dano em cada período de curto prazo aos seus respectivos percentuais de ocorrência que é calculado pela seguinte expressão:

$$D_{LP} = \sum_{j=1}^N D_T = \frac{[2\sqrt{2}]^m \cdot T}{K} \cdot \Gamma\left(\frac{m}{2} + 1\right) \cdot \sum_{j=1}^N v_{0j} [m_{0j}]^{\frac{m}{2}} \varepsilon_j \quad (139)$$

onde:

N número de condições de carregamento de curto-prazo para um período fixo de tempo pré-estabelecido, por exemplo, um ano.

ε_j número de ocorrência de cada estado de mar. Considerando que no período de um ano tem-se 2920 condições ambientais de curto-prazo com 3-h de duração e que o número de ocorrências $n_{i,j}$ de um estado de mar $S_{i,j}$ com $(h_{s_i} \leq H_s \leq h_{s_i} + \Delta h$ e $t_{z_j} \leq T_z \leq t_{z_j} + \Delta t)$ é dado por:

$$n_{i,j} = 2920p_{i,j} = 2920f_{H_s, T_z}(h_{s_i}, t_{z_j})\Delta h\Delta t \quad (140)$$

O dano total no longo-prazo pode ser escrito:

$$D_{LP} = \frac{[2\sqrt{2}]^m \cdot T}{K} \Gamma\left(\frac{m}{2} + 1\right) \sum_{i=1}^{N_{H_s}} \sum_{j=1}^{N_{T_z}} v_{0_{i,j}} (m_{0_{i,j}})^{\frac{m}{2}} 2920f_{H_s, T_z}(h_{s_i}, t_{z_j})\Delta h\Delta t \quad (141)$$

$$D_{LP} = \frac{[2\sqrt{2}]^m \cdot T}{K} \Gamma\left(\frac{m}{2} + 1\right) 2920 \int_t \int_h v_0(h, t) [m_0(h, t)]^{\frac{m}{2}} f_{H_s, T_z}(h, t) dh dt \quad (142)$$

A vida útil à fadiga em anos é obtida como:

$$V_U = \frac{\delta}{D_{LP}} \quad (143)$$

sendo δ o valor limite para acúmulo de dano pela regra de Miner (usualmente igual a 1,0).

Como pode ser observado, o cálculo do dano à fadiga também se reduz a uma integração da função conjunta de probabilidades de H_s e T_z , tal qual a metodologia de longo-prazo da resposta para obtenção da resposta extrema. Desta forma, uma vantagem do uso da metodologia de longo-prazo para obtenção da resposta extrema é a possibilidade integrá-la com a análise de fadiga. Em outras palavras, numa mesma ferramenta de análise pode-se avaliar simultaneamente o valor extremo característico, para verificação de extremos, e a vida útil da estrutura considerada (LEMOS, 2012).

CAPÍTULO IV

FATORES DE SEGURANÇA DE FADIGA DO RSAA

IV.1. Introdução

Usualmente, em projetos de engenharia na área *offshore*, a análise à fadiga é realizada de maneira que todas as variáveis envolvidas no cálculo da vida útil da estrutura sejam consideradas como determinísticas, mesmo quando se utiliza uma análise aleatória no domínio do tempo. Com isso, nenhuma incerteza é associada a essas variáveis. Assim, para diminuir a probabilidade de ocorrer falhas devido a estas incertezas, fatores de segurança são utilizados. Como apresentado em LOUREIRO (2008), o fator de segurança referente à fadiga é utilizado da seguinte forma:

$$\frac{VU_{\text{calc}}}{FS} > T_{\text{oper}} \quad (144)$$

onde:

VU_{calc} vida útil à fadiga calculada a partir de valores determinísticos pré-especificados das variáveis aleatórias;

T_{oper} tempo de operação do sistema;

FS fator de segurança.

O fator de segurança adotado depende do grau de risco de cada projeto. Esse valor deve ser utilizado de acordo com o projeto de engenharia e é associado ao risco relacionado aos trabalhadores, ao meio-ambiente e ainda consequências políticas e econômicas no caso de ocorrer falhas. Para *risers* de aço, a DNV-OS-F201 (2010) define fatores de segurança padrões de projeto de acordo com a classe de segurança como mostra a Tabela 1.

Tabela 1 – Fatores de segurança de projeto segundo a DNV-OS-F201 (2010).

Classe de segurança	Fator de Segurança	Definição
Baixo	3,0	Quando a falha implica em baixo risco de lesões humanas e menores consequências ambientais e econômicas.
Normal	6,0	Para situações em que a falha implica em risco de lesões humanas, poluição ambiental significativa ou consequências econômicas ou políticas muito elevadas.
Alto	10,0	Para as condições de funcionamento em que a falha implica um risco elevado de lesões humanas, poluição ambiental significativa ou consequências econômicas ou políticas muito elevadas.

Neste capítulo, são apresentadas duas metodologias para a determinação de um fator de segurança à fadiga aprimorado, ou seja, um fator de segurança mais específico de acordo com as características de cada projeto. Primeiramente, são apresentados alguns conceitos de confiabilidade estrutural e a obtenção de um fator de segurança que garanta um determinado nível de confiança para a estrutura no seu último ano de operação. Em seguida, é apresentada uma metodologia indicada pela DNV-RP-F204 (2010), chamada de fator de segurança aprimorado, que já utiliza a confiabilidade estrutural para calibrar as expressões propostas não necessitando, assim, da aplicação de métodos de confiabilidade.

Para ambas as metodologias, precisa-se dispor de informações sobre as variáveis aleatórias que estejam envolvidas no problema. Para fazer uso de uma variável seja aleatória, é preciso que se tenha conhecimento de sua definição estatística, através de sua distribuição de probabilidades e os parâmetros estatísticos da mesma (média, desvio-padrão, etc.). A obtenção dessas informações não é uma tarefa tão simples, já que são dadas através de realizações de experimentos em amostras ou em medições em escala real. As variáveis utilizadas nesta tese foram obtidas na DNV-RP-F204 (2010), conforme apresenta a Tabela 2, e em LOUREIRO (2008).

Tabela 2 – Variáveis aleatórias (DNV-RP-F204, 2010)

Variável	Distribuição de Probabilidades	$COV = \frac{\sigma_{X_i}}{\mu_{X_i}}$
Coeficiente de arrasto (CD)	Lognormal	0,15 – 0,20
Amplitude do RAO da unidade flutuante	Lognormal	0,05 – 0,10
Offset estático da unidade flutuante em função da profundidade	Normal	0,01
Rigidez do solo	Lognormal	0,20 – 0,50
Peso do riser	Normal	0,05 – 0,10
Modelagem ambiental	Lognormal	0,05 – 0,10

onde:

COV coeficiente de variação;

σ_{X_i} desvio-padrão da distribuição da variável aleatória X_i ;

μ_{X_i} média da distribuição da variável aleatória X_i .

IV.2. Fatores de segurança baseados em confiabilidade estrutural

IV.2.1. Desenvolvimento teórico

Segundo SAGRILO (2009a), o principal objetivo da confiabilidade estrutural é a avaliação da segurança de uma estrutura, ou a avaliação da probabilidade de que a mesma não falhe em atender aos objetivos para os quais ela foi projetada, durante a sua vida útil. Na realidade, não existe estrutura 100% confiável, ou seja, sempre existe o risco de falha, porém, ele deve ser mantido em níveis aceitáveis de acordo com critérios de segurança e economia.

A confiabilidade de uma estrutura, C, é definida como o complemento da probabilidade de falha pf , ou seja,

$$C = 1 - pf \quad (145)$$

Como geralmente pf é pequena para estruturas, na ordem de 10^{-3} a 10^{-6} , é comum usar pf como a medida de confiabilidade de uma estrutura. A DNV-RP-F204 (2010)

apresenta, como mostra a Tabela 3, valores de probabilidade de falha anuais aceitáveis de acordo com a classe de segurança do projeto.

Tabela 3 – Probabilidades de falha anuais aceitáveis por classe de segurança.

Classe de segurança		
Baixa	Normal	Alta
10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}

A avaliação da pf é baseada numa função de performance do sistema em estudo. Esta função também é conhecida como função de estado limite, ou função de falha ou margem de segurança e é denominada $G(\mathbf{X})$, onde \mathbf{X} é um vetor que inclui todas as variáveis aleatórias consideradas na análise, indicado na Figura 51 para o caso bidimensional. O limite $G(\mathbf{X}) = 0,0$ é conhecido como superfície de falha.

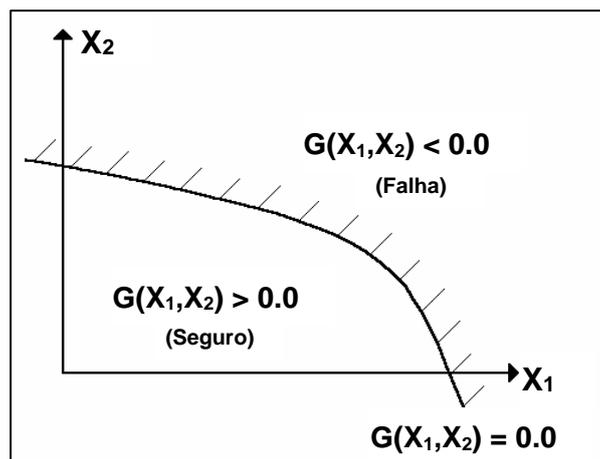


Figura 51 – Definição da função de falha. (SAGRILO, 1994)

Para a avaliação da segurança de uma estrutura, o interesse recai justamente na possibilidade de acontecerem falhas, ou seja, na probabilidade da função de falha assumir valores pertencentes ao domínio de falha. Esta probabilidade é usualmente denominada por probabilidade de falha e é definida por:

$$pf = P(G(\mathbf{X}) \leq 0,0) \quad (146)$$

Sabendo-se que $f_u(\mathbf{X})$ representa a função densidade de probabilidades conjunta de todas as variáveis randômicas \mathbf{X} envolvidas na análise, a probabilidade de falha pode ser reescrita como:

$$pf = \int_F f_x(X)dX \quad (147)$$

onde F indica o domínio de falha ($G(X) \leq 0$), conforme ilustra a Figura 52 para o caso bidimensional (duas variáveis aleatórias). A avaliação da probabilidade de falha de estruturas, geralmente, é identificada simplesmente como análise de confiabilidade estrutural.

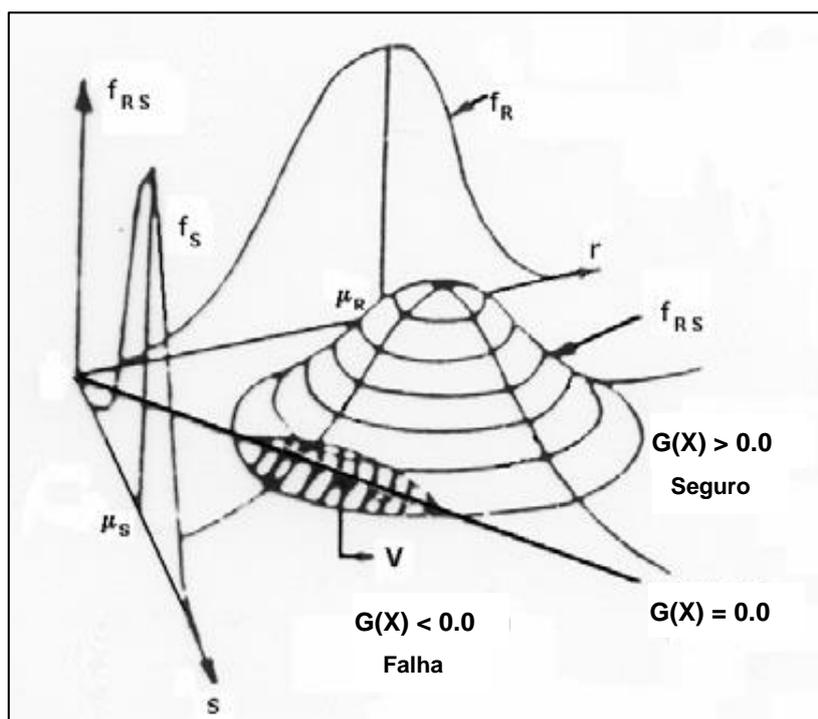


Figura 52 – Representação gráfica da probabilidade de falha. (SAGRILO, 1994)

A avaliação da Eq. (147) não é muito simples, uma vez que ela envolve a avaliação de uma integral n-dimensional num domínio complexo ($G(X) \leq 0,0$), onde n é o número de variáveis aleatórias pertencentes a \mathbf{X} . Mesmo com o desenvolvimento de técnicas modernas de integração numérica e com computadores cada vez mais eficientes, na prática a avaliação da Eq. (147), por integração, tem se restringido a problemas com 5 a 6 variáveis aleatórias no máximo. Por este motivo, métodos alternativos são geralmente empregados na sua avaliação. Estes métodos se dividem basicamente em métodos analíticos e métodos baseados na simulação de Monte Carlo (LIMA, 2009). Dois métodos analíticos amplamente utilizados são conhecidos como FORM e SORM (SAGRILO, 2009b).

O método FORM (*First-Order Reliability Method*) busca determinar a probabilidade de falha de forma analítica e aproximada através da linearização da superfície de falha no espaço das variáveis reduzidas. O método SORM (*Second-Order Reliability Method*), que é uma extensão do método FORM, busca determinar a probabilidade de falha de forma analítica utilizando aproximações quadráticas da superfície de falha. Essa metodologia utiliza alguns produtos provenientes do FORM para sua solução. A simulação de Monte Carlo é uma técnica que possui um custo computacional mais elevado quando comparado com as metodologias analíticas, uma vez que se baseia no conceito de gerações de números aleatórios, precisando, portanto, de uma amostra grande para que a probabilidade de falha seja bem estimada.

Neste trabalho, não são apresentados os desenvolvimentos dos métodos de avaliação da Eq. (147). Primeiramente, por não ser o foco e em segundo lugar, por eles já terem sido amplamente divulgados em teses, publicações e livros, como em: SAGRILO (1994), MELCHERS (2002), MADSEN et al. (2006), LOUREIRO (2008), e outros.

Utilizando estes métodos de confiabilidade estrutural, LOUREIRO (2008) apresenta o cálculo do fator de segurança afim de garantir uma probabilidade de falha anual no último ano de operação. Para isso, deve ser atribuído um valor para essa probabilidade de falha anual (pf), de acordo com a Tabela 3. Em seguida, a obtenção do fator de segurança é feita através da Eq. (148) e de forma iterativa, ou seja, atribui-se um valor qualquer para o fator de segurança e se determina a probabilidade de falha pf. Quando essa probabilidade de falha convergir para o valor desejado, determina-se o fator de segurança necessário.

$$\begin{aligned}
 pf &= pf_T - pf_{T-1} \\
 pf_T &= P(G(X, T_{oper}) \leq 0,0) \\
 pf_{T-1} &= P(G(X, T_{oper} - 1) \leq 0,0)
 \end{aligned}
 \tag{148}$$

onde:

- pf_T probabilidade de falha referente à função de falha para o tempo total de operação (T_{oper});
- pf_{T-1} probabilidade de falha para o início do último ano de operação, ou seja, o tempo total menos um ano (T_{oper} - 1).

G(X, T_{oper}) e G(X, T_{oper} - 1) são definidos, respectivamente, da seguinte forma:

$$G(X, T_{oper}) = X_1 - \frac{1}{FS} f(X_2, X_3, \dots, X_N) \quad (149)$$

$$G(X, T_{oper} - 1) = X_1 - \left[\frac{1}{FS} \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{oper}} \right) \right] f(X_2, X_3, \dots, X_N) \quad (150)$$

onde X_1 é a variável que representa a incerteza na regra de Miner, uma vez que o valor que define esse critério raramente é igual a 1, logo, isso já faz com que uma incerteza (representada através de uma distribuição de probabilidade) seja atribuída a essa variável e seja inserida na equação de forma linear. (LOUREIRO, 2008)

Por uma simplificação, o ajuste do polinômio $f(\cdot)$ presente nas Eq. (149) e (150) pode ser feito de forma individual para cada uma das variáveis e, portanto, o polinômio resultante é igual ao produto dos polinômios de cada variável ajustado independentemente, ou seja,

$$f(X_2, X_3, \dots, X_N) = f(X_2) f(X_3) \dots f(X_N) \quad (151)$$

Assim sendo, a variação de cada variável aleatória é computada de forma independente, mantendo as demais constantes, de maneira a gerar polinômios que visam representar a variação do dano em função de cada uma delas. O ajuste dos polinômios é realizado através do dano normalizado, ou seja, calcula-se o dano $D_{X_k, casobase}$ referente ao valor da variável k adotado no caso base, posteriormente calculam-se os danos referentes ao valor do caso base mais dois desvios-padrão $D_{X_k, casobase+2\sigma_{X_k}}$ e o valor do caso base menos dois desvios-padrão $D_{X_k, casobase-2\sigma_{X_k}}$. O polinômio ajustado, com no mínimo esses três pontos, é ilustrado na Figura 53. Lembrando que mais pontos podem ser calculados, e, conseqüentemente, um polinômio de ordem superior pode ser ajustado, como é apresentado no exemplo a seguir.

Assim como a variável que representa a incerteza de modelo relacionado à regra de Miner, a entrada da variável relacionada à incerteza na curva S-N pode ser linear e é apresentada na Eq. (152).

$$f(X_{curva\ S-N}) = \left(\frac{10^{\log_{10} \bar{K}}}{10^{X_{curva\ S-N}}} \right) \quad (152)$$

Normalmente, os valores adotados para o caso base correspondem à média das variáveis, e no caso da curva S-N trata-se da curva de projeto, ou seja, a média menos dois desvios-padrão, como apresentado no item III.4.1.

É importante salientar que quando alterada uma variável para o cálculo do dano, as demais variáveis devem possuir seu valor do caso base, com isso se analisa somente o efeito da variável considerada (LOUREIRO, 2008).

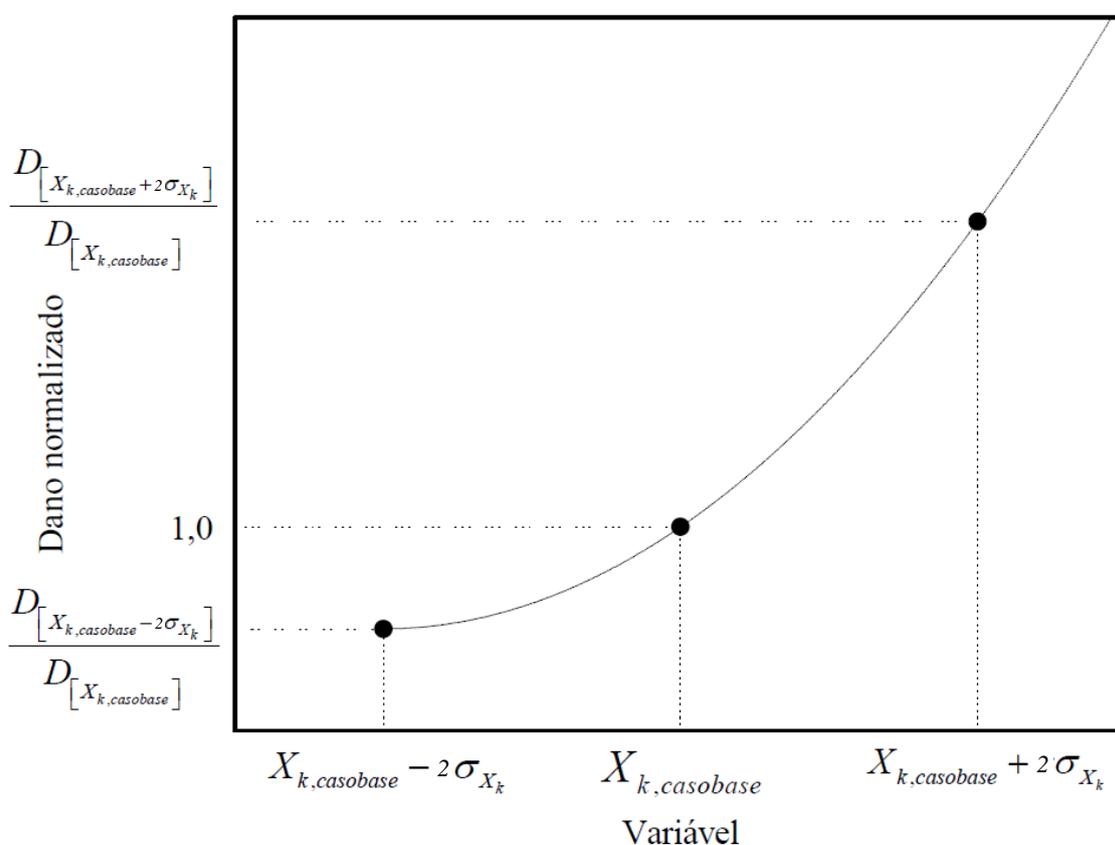


Figura 53 – Ilustração do ajuste dos polinômios que buscam representar as incertezas das variáveis. (LOUREIRO, 2008)

IV.2.2. Exemplo – Método baseado em confiabilidade estrutural

Neste item, é ilustrado a obtenção do fator de segurança apresentado no item anterior. Para isso foi utilizado um exemplo simples considerando apenas como variáveis aleatórias a Regra de Miner, a curva S-N e a variável aleatória que multiplica o valor da amplitude do RAO da unidade flutuante. O sistema de fundo é composto por dois risers flexíveis simétricos como ilustra a Figura 54. Um exemplo mais completo é apresentado mais à frente.

As principais propriedades do *riser* vertical deste exemplo são:

- Comprimento do *riser*: $L = 2050$ m;
- Módulo de elasticidade do aço: $E = 2,07 \times 10^8$ kN/m²;
- Diâmetro externo do *riser*: 0,508 m (20 pol);
- Espessura do *riser*: 35 mm (1,378 pol);
- Massa por unidade de comprimento: $m = 445,02$ kg/m (estrutural e fluido interno);
- Grau do Aço: X65

As propriedades dos *risers* flexíveis são:

- Ângulo de topo: 7°;
- Peso submerso vazio: 1,9696 kN/m;
- Diâmetro externo: 0,587 m (23,11 pol);
- Diâmetro interno: 0,4318 m (17 pol);
- Rigidez axial: $1,605 \times 10^6$ kN;
- Coeficiente de inércia: $CM = 2,0$;
- Coeficiente de arrasto: $CD = 1,0$.

As propriedades do sistema de fundo são:

- Altura: 150 m;
- Massa (item II.8.1.): $M = 80471,35$ kg;
- Rigidez (item II.8.2.): $K = 8384,7$ N/m.

As propriedades gerais são:

- Lâmina d'água: 2200m;
- Peso específico do fluido interno: 2,45 kN/m³;
- Celeridade (Eq. (5)): $c = 4913,32$ m/s;
- Período natural (Eq. (44)): $T_n = 1,81$ s.

Dados da curva S-N E com corrosão livre (DNV-RP-C203, 2014):

- $m = 3,0$;
- $\log_{10} \bar{K} = 11,533$.

Dados de operação:

- Tempo de operação: 20 anos;
- Classe de segurança: alta (probabilidade de falha alvo: 10^{-5}).

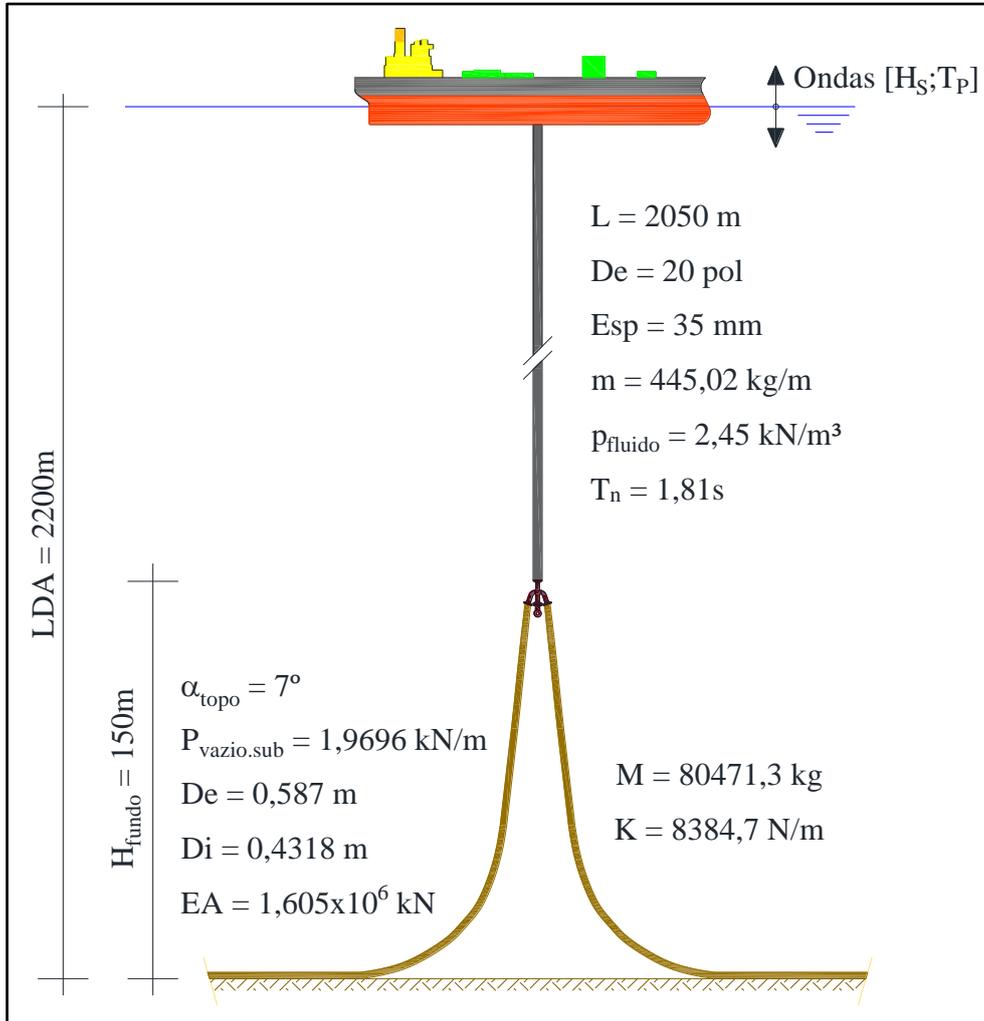


Figura 54 – Propriedades do modelo analisado.

A Tabela 4 apresenta as três variáveis aleatórias consideradas e suas respectivas médias, desvios-padrão e distribuições de probabilidades. Estas propriedades foram obtidas em LOUREIRO (2008), DNV-RP-F204 (2010) e DNV-RP-C203 (2014).

A Figura 55 apresenta o RAO da direção sul que foi utilizado e sua variação de mais até menos dois desvios-padrão.

Tabela 4 – Variáveis aleatórias

Variável	Parâmetro	Média (μ)	Desvio-Padrão (σ)	Distribuição de Probabilidades
X ₁	Regra de Miner	1,00	0,30	Lognormal
X ₂	RAO da Unidade Flutuante	1,00	0,10	Lognormal
X ₃	Curva S-N E ($\log_{10} K$)	12,0135	0,24027	Lognormal

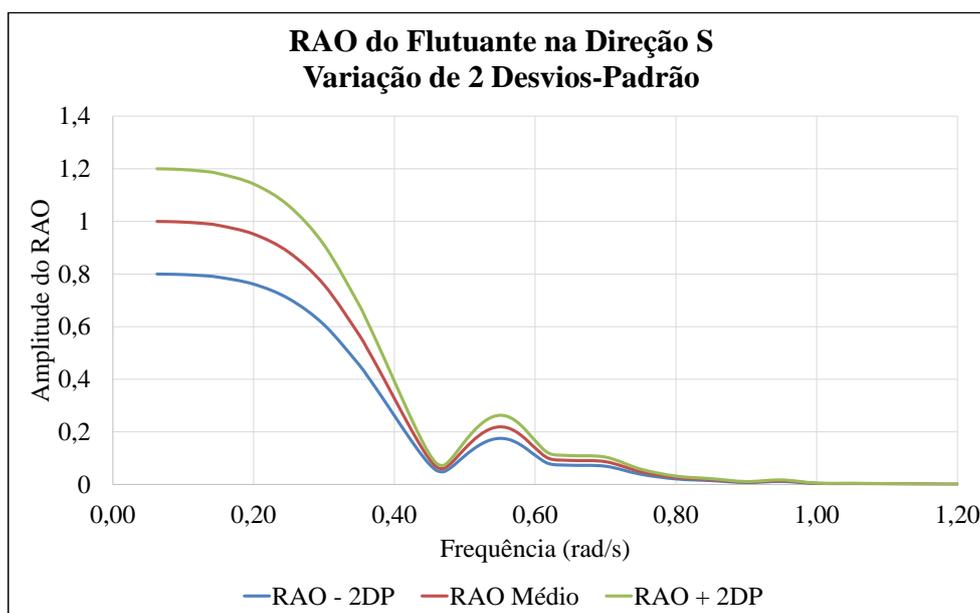


Figura 55 – Variação do RAO utilizado.

As funções de falha deste exemplo para o tempo total de operação e para o último ano são definidas respectivamente nas Eq. (153) e (154).

$$G_1(X) = X_1 - \frac{1}{FS} f(X_2) \left(\frac{10^{11,533}}{10^{X_3}} \right) \quad (153)$$

$$G_2(X) = X_1 - \left[\frac{1}{FS} \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{oper}} \right) \right] f(X_2) \left(\frac{10^{11,533}}{10^{X_3}} \right) \quad (154)$$

Por afetar as respostas não-linearmente, a variável do RAO deve ser introduzida nestas equações através de um polinômio calculado através do dano normalizado como foi explicado no item anterior. Por se tratar de um exemplo preliminar, foram utilizadas apenas 22 ondas com direção sul. Estas ondas com suas respectivas porcentagens de ocorrências são apresentadas na Figura 56.

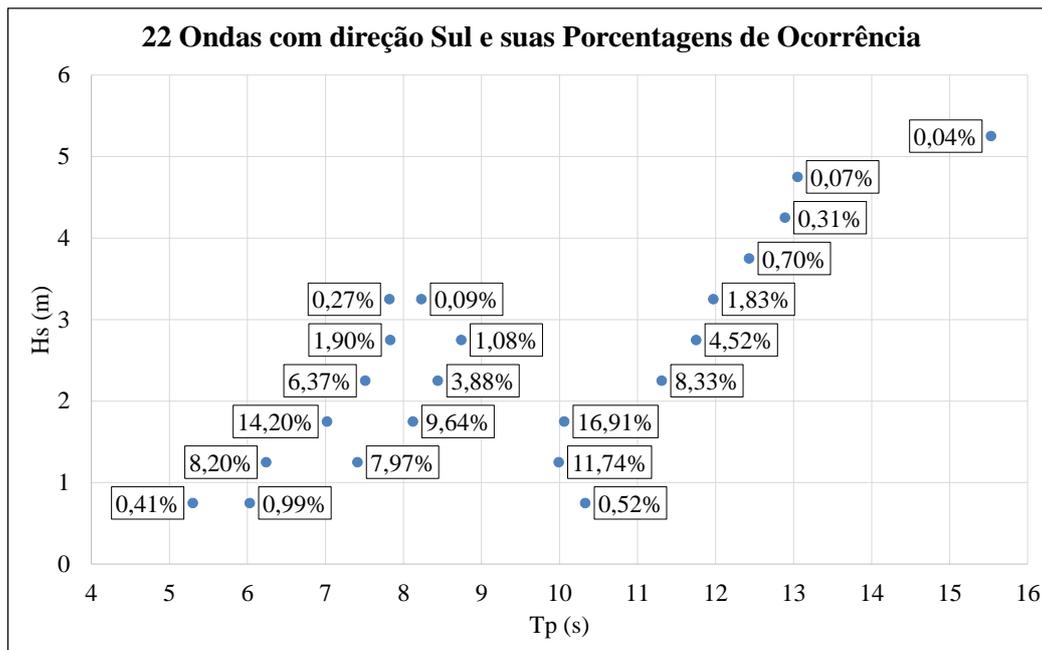


Figura 56 – 22 ondas com direção sul e suas porcentagens de ocorrência

Optou-se por obter o polinômio para três seções principais do riser: topo, meio e base. Para verificar os ajustes destes polinômios através das metodologias analíticas, os danos totais foram calculados para o fator de multiplicação da amplitude do RAO unitário e mais dez variações dentro do intervalo de quatro desvios-padrão, como apresenta a Tabela 5. Através do método dos elementos finitos, por despender mais tempo e recursos computacionais, o fator de multiplicação da amplitude do RAO foi variado em um e dois desvios-padrão para mais e para menos, como exposto na Tabela 6.

Tabela 5 – Danos obtidos utilizando as metodologias analíticas em 3 seções do riser.

Fator de Amplitude do RAO	Dano					
	Massa-Mola			Força Dinâmica		
	Topo	Meio	Base	Topo	Meio	Base
0,80	2,3513E-03	3,6079E-04	5,4562E-07	3,0173E-03	5,6370E-04	7,0871E-06
0,84	2,7220E-03	4,1768E-04	6,3172E-07	3,4930E-03	6,5258E-04	8,2046E-06
0,88	3,1295E-03	4,8020E-04	7,2622E-07	4,0159E-03	7,5027E-04	9,4329E-06
0,92	3,5767E-03	5,4883E-04	8,3006E-07	4,5898E-03	8,5749E-04	1,0781E-05
0,96	4,0628E-03	6,2342E-04	9,4287E-07	5,2137E-03	9,7404E-04	1,2246E-05
1,00	4,5925E-03	7,0470E-04	1,0658E-06	5,8934E-03	1,1010E-03	1,3843E-05
1,04	5,1699E-03	7,9332E-04	1,2002E-06	6,6343E-03	1,2395E-03	1,5584E-05
1,08	5,7850E-03	8,8768E-04	1,3425E-06	7,4238E-03	1,3869E-03	1,7438E-05
1,12	6,4541E-03	9,9036E-04	1,4981E-06	8,2823E-03	1,5473E-03	1,9455E-05
1,16	7,1692E-03	1,1001E-03	1,6638E-06	9,2001E-03	1,7188E-03	2,1611E-05
1,20	7,9368E-03	1,2179E-03	1,8421E-06	1,0185E-02	1,9028E-03	2,3925E-05

Tabela 6 – Danos obtidos utilizando a metodologia de elementos finitos em 3 seções do riser.

Fator de Amplitude do RAO	Dano		
	M.E.F. (10800s)		
	Topo	Meio	Base
0,80	3,0359E-03	6,0519E-04	1,2000E-05
0,90	4,3184E-03	8,5641E-04	1,7020E-05
1,00	5,9145E-03	1,1713E-03	2,2959E-05
1,10	7,8582E-03	1,5523E-03	3,0386E-05
1,20	1,0186E-02	2,0067E-03	3,9061E-05

Normalizando estes danos, obtém-se os polinômios para estas três seções através das 3 metodologias como apresentado na Figura 57 até a Figura 59.

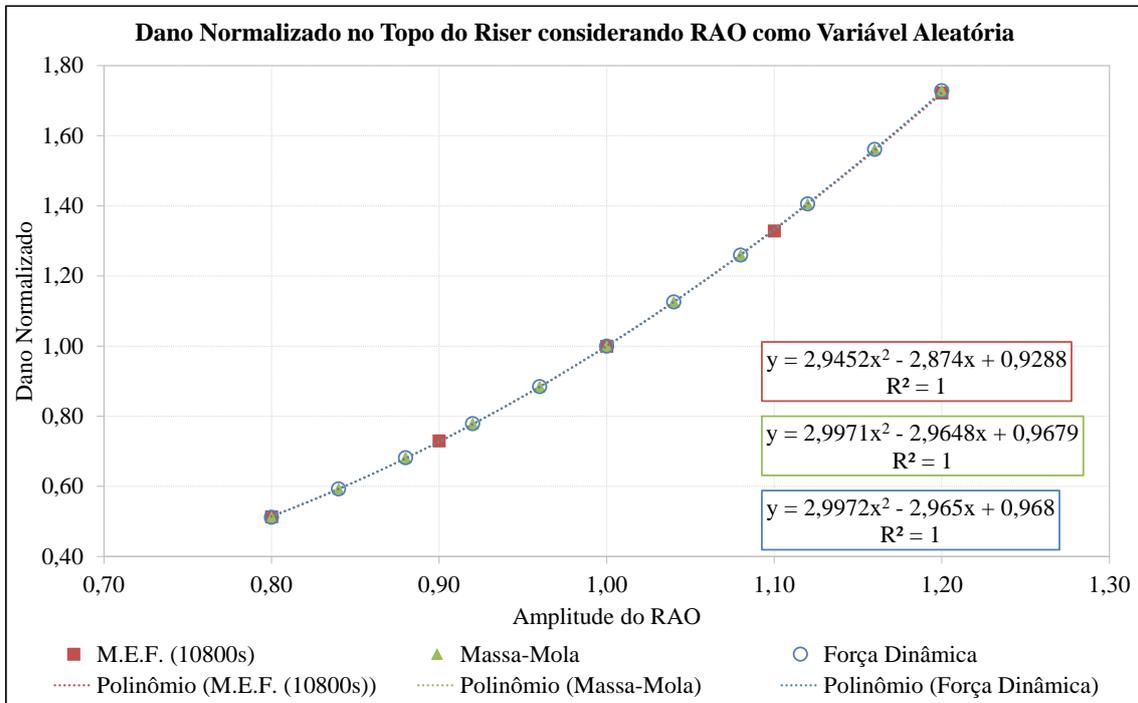


Figura 57 – Danos normalizados no topo do riser.

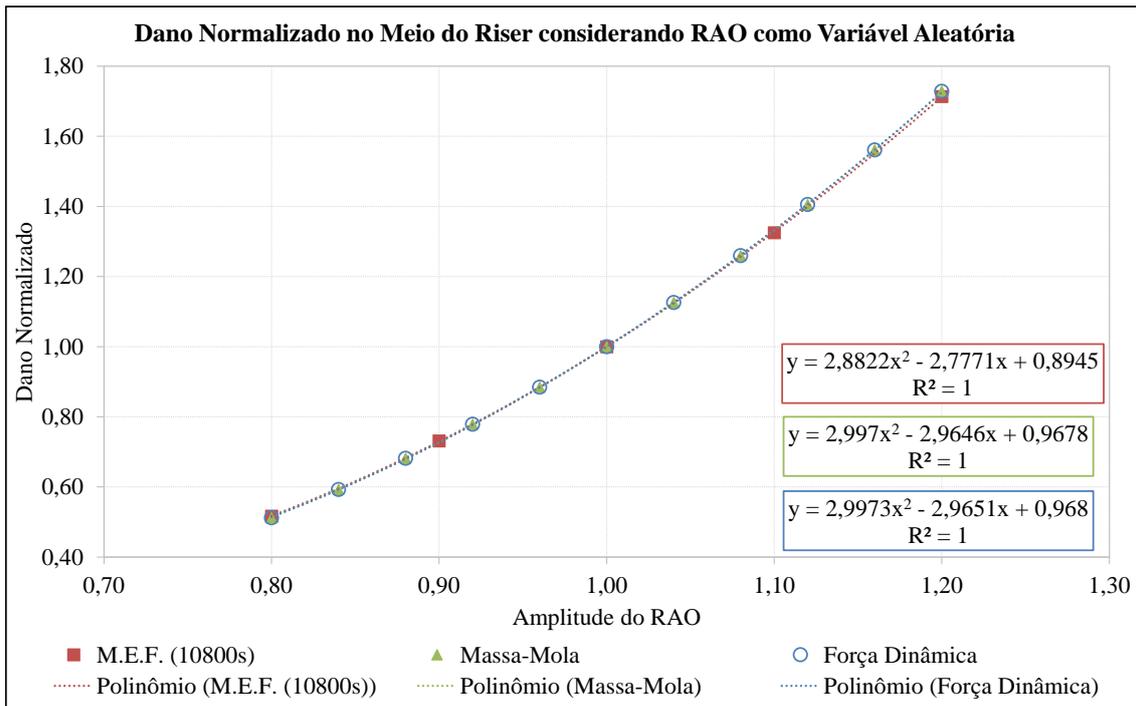


Figura 58 – Danos normalizados no meio do riser.

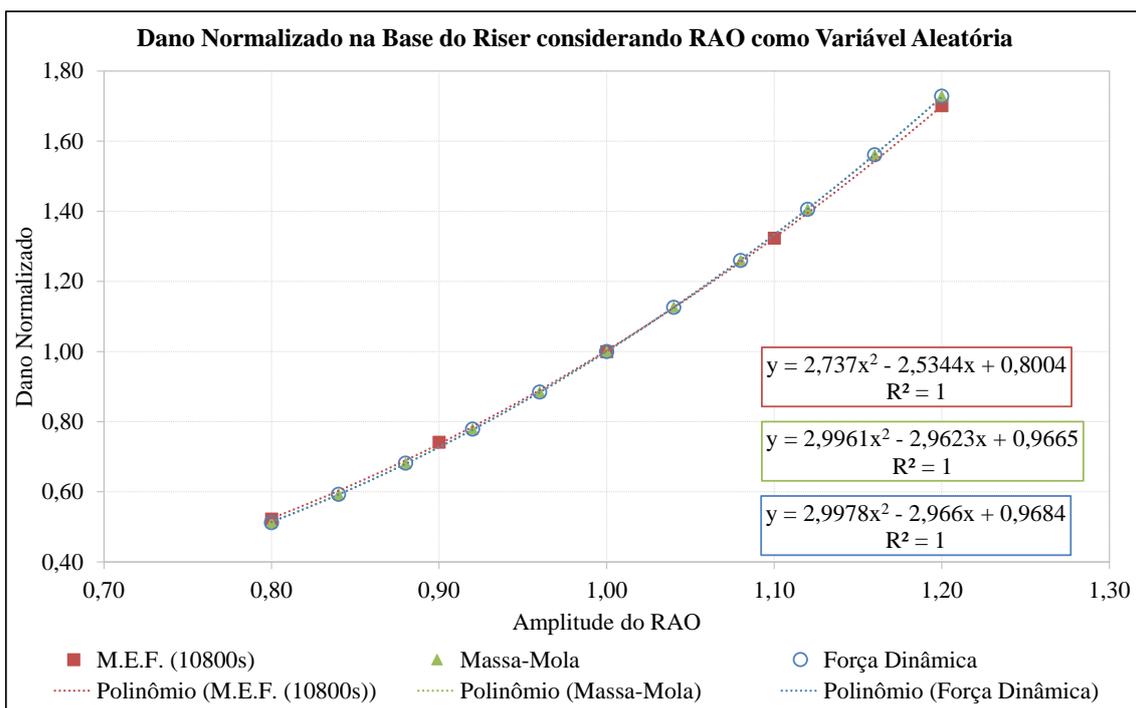


Figura 59 – Danos normalizados na base do riser.

Os fatores de segurança para as três seções foram calculados através dos métodos de confiabilidade FORM, SORM e Monte Carlo, conforme exposto no item anterior, utilizado um software desenvolvido por LOUREIRO (2008). Estes fatores são apresentados da Figura 60 à Figura 62.

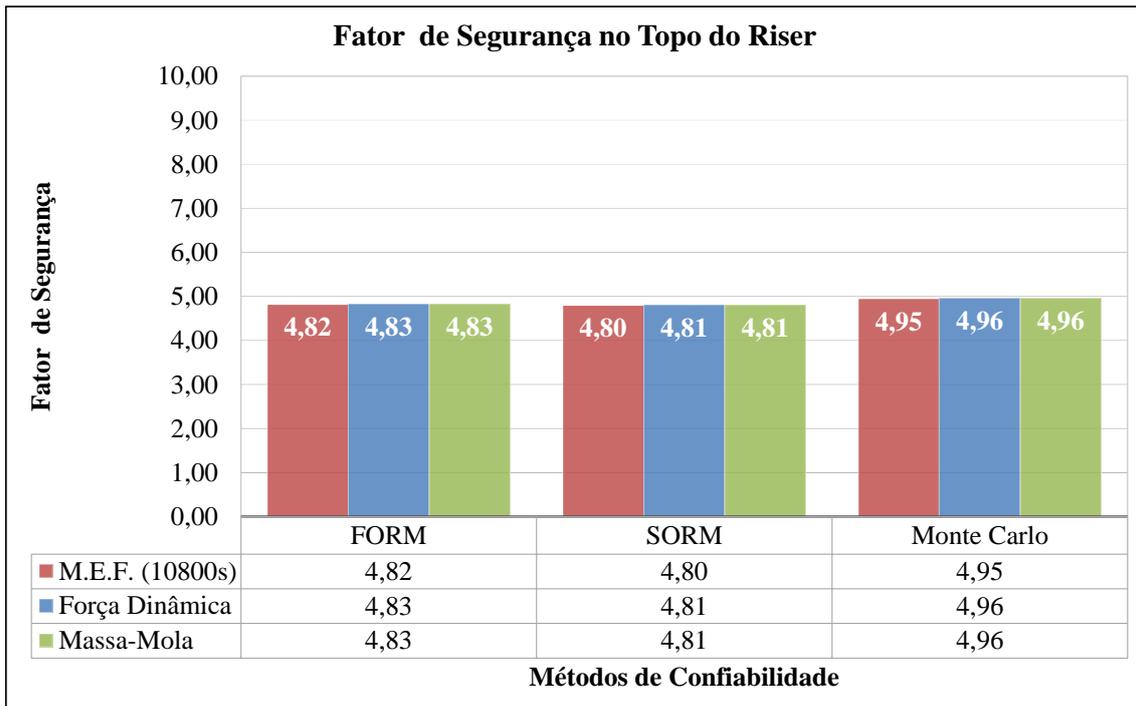


Figura 60 – Fator de segurança no topo do riser.

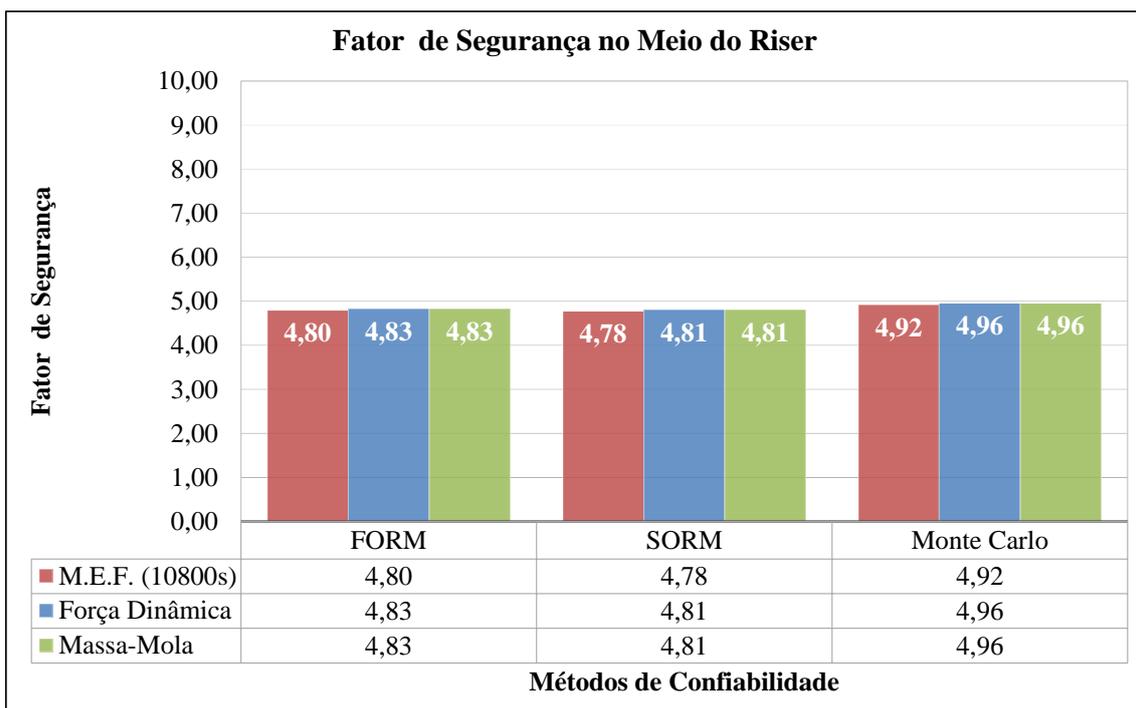


Figura 61 – Fator de segurança no meio do riser.

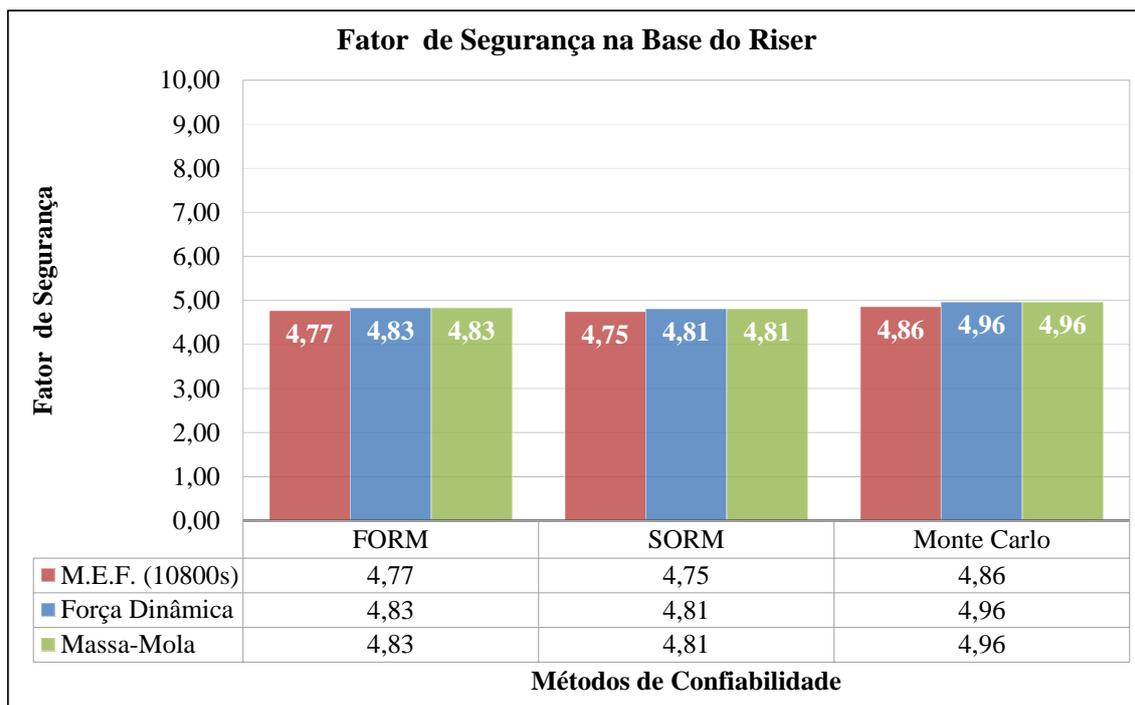


Figura 62 – Fator de segurança na base do riser.

Neste exemplo, os fatores de segurança calculados pelos métodos analíticos massa-mola e força dinâmica são próximos dos obtidos utilizando o método dos elementos finitos para todos os métodos de confiabilidade e para as três seções, principalmente para o topo, que é uma região crítica do RSAA.

IV.3. Fatores de segurança segundo a norma DNV-RP-F204

O método proposto pela DNV-RP-F204 (2010) é calibrado para probabilidades de falha aceitáveis utilizando métodos de confiabilidade estrutural. No entanto, esta abordagem de projeto proposta não necessita da aplicação de métodos de confiabilidade como feito no item anterior. Para isso, é necessário realizar um conjunto de análises com os parâmetros de entrada aleatórios predominantes do modelo, a fim de estimar a incerteza resultante no dano à fadiga. Com isso, é possível obter um fator de segurança à fadiga, que corresponda a níveis de segurança aceitáveis, através de uma equação calibrada baseada em confiabilidade.

IV.3.1. Premissas

A equação para obter o fator de segurança é baseada nas incertezas da estimativa da vida à fadiga e nas variáveis aleatórias predominantes das análises de *riser*. Assim, as seguintes suposições se aplicam:

- Os fatores de segurança são calibrados usando análise de confiabilidade estrutural implicitamente representando a incerteza na regra de Miner-Palmgren, curvas SN e variabilidade na estimativa de fadiga. No entanto, a análise de confiabilidade estrutural não é necessária para o procedimento de análise de projeto apresentado.
- Assume-se que as variáveis básicas são independentes.
- Curvas S-N com múltiplas inclinações estão implícitas na formulação e a incerteza nas curvas S-N é um dado de entrada no cálculo do fator de segurança.
- A incerteza implícita é tratada por um fator de segurança, γ .
- Os fatores de segurança podem ser estabelecidos a partir de um conjunto limitado de parâmetros à fadiga estudados nos estados de mar mais danosos, ou seja, estados de mar que contribuem significativamente para o dano à fadiga.

IV.3.2. Aproximação da norma DNV-RP-F204

O cálculo do fator de segurança à fadiga, γ , é baseado em calibrações anteriores, usando análises de confiabilidade estrutural (DNV-RP-F204, 2010), e é dado da seguinte forma:

$$\log_{10} \gamma = (30 + \gamma_{SC})T^{a(30+\gamma_{SC})+b}(c\sigma_{X_D} + d)(\sigma_{X_a})^{(e\sigma_{X_D}+f)} \quad (155)$$

onde:

γ_{SC} fator associado à classe de segurança (baixa, média ou alta) que representa a consequência de falha (Tabela 7);

σ_{X_D} incerteza (ou desvio-padrão) no dano à fadiga;

σ_{X_a} incerteza (ou desvio-padrão) da curva S-N representada na escala logarítmica;

T vida de projeto da estrutura em anos;

a, b, c, d, e, f coeficientes definidos na DNV-RP-F204 (2010) em função dos valores de σ_{X_D} e apresentados na Tabela 8.

A probabilidade de falha aceitável (anual por *riser*) são tomadas em conformidade com a DNV-OS-F201. Os fatores de segurança associados à classe de segurança são apresentados na Tabela 7.

Tabela 7 – Valores de γ_{SC} para cada classe de segurança e probabilidade de falha.

Baixo	Normal	Alto
($P_f < 10^{-3}$)	($P_f < 10^{-4}$)	($P_f < 10^{-5}$)
2	7	10

O termo $T^{a(30+\gamma_{SC})+b}$ da Eq. (155) é um fator de correção para o efeito da vida de projeto, uma vez que os critérios de aceitação (em termos de probabilidade de falha aceitável) foram expressos em termos de probabilidade de falha anual ao invés de probabilidade de falha ao longo da vida.

O termo $(\sigma_{X_a})^{(e\sigma_{X_D}+f)}$ da Eq. (155) explica a variabilidade natural para a curva S-N, onde X_a é a constante de fadiga normalizada na escala logarítmica. Segundo a DNV-RP-F204 (2010), o valor de σ_{X_a} em geral varia de 0,18 a 0,25 dependendo do tipo e qualificação das soldas. Entretanto, para curvas S-N apresentadas na DNV-RP-C203, o valor 0,20 é aplicável para σ_{X_a} .

Os coeficientes a, b, c, d, e, f, presentes na Eq. (155), são definidos na Tabela 8 e foram calibrados para dois intervalos específicos de σ_{X_D} : $0,1 < \sigma_{X_D} < 0,3$ e $0,3 < \sigma_{X_D} < 0,5$.

Tabela 8 – Coeficientes.

Coeficiente	$0,1 < \sigma_{X_D} < 0,3$	$0,3 < \sigma_{X_D} < 0,5$
a	0,0205	0,0181
b	-0,8998	-0,8049
c	0,0218	0,0730
d	0,0242	0,0084
e	-1,2802	-0,1711
f	0,2894	-0,0445

A incerteza no dano à fadiga, representada por σ_{X_D} , é específica de cada caso e necessita ser estabelecida por algumas análises padrões de fadiga. O dano normalizado de fadiga, X_D , é definido por:

$$X_D = \log_{10} \left(\frac{D_S(X_i)}{D(\mu_x)} \right) \quad (156)$$

onde:

- X_i conjunto de variáveis aleatórias associadas à análise de fadiga;
- $D_S(X)$ dano à fadiga estocástico, ou seja, com parâmetros estocásticos na distribuição de tensão devido às incertezas das variáveis aleatórias X .
- $D(\mu_x)$ dano à fadiga calculado com um valor determinístico igual ao valor médio de cada uma das variáveis aleatórias.

O valor de σ_{X_D} , que é o desvio-padrão de X_D , pode ser obtido de forma aproximada para variáveis não correlacionadas pela seguinte equação:

$$\sigma_{X_D} = \sqrt{\sum_{i=1}^N \left(\frac{\partial X_D}{\partial x_i} \right)^2 \sigma_{x_i}^2 + \sigma_{x_{\text{mod}}}^2} \quad (157)$$

onde:

- $\frac{\partial X_D}{\partial x_i}$ derivada parcial de X_D com relação a i -ésima variável aleatória;
- σ_{x_i} desvio-padrão da i -ésima variável aleatória;
- $\sigma_{x_{\text{mod}}}$ desvio-padrão associado à incerteza de modelagem que reflete a confiança no modelo numérico usado para cálculo do dano. A DNV-RP-F204 (2010) recomenda um valor entre 0,05 e 0,10 para este parâmetro.

IV.3.3. Procedimento passo-a-passo

Uma vez expostas a equação de estimativa do fator de segurança no item anterior, a seguir é apresentado um passo-a-passo para a sua aplicação e obtenção do fator de segurança (DNV-RP-F204, 2010).

1. Realizar a análise de fadiga do caso base, utilizando as médias das variáveis aleatórias. Este caso base é denominado $D(\mu_x)$.
2. Para as análises através do método dos elementos finitos que dispõem mais tempo, identificar os estados de mar mais prejudiciais à curto prazo, ou seja, os estados de mar que contribuem significativamente para o dano total à fadiga.
3. Identificar as variáveis aleatórias X_i que regem a incerteza na estimativa de danos por fadiga. Estas variáveis normalmente podem ser consideradas como não correlacionadas.
4. Estabelecer o modelo probabilístico (média μ_{X_i} e desvio padrão σ_{X_i}) de todas as variáveis aleatórias.
5. Realizar estudos de sensibilidade de fadiga para essas variáveis estocásticas. Este estudo deve cobrir a variação do parâmetro no intervalo de dois desvios-padrão para mais e para menos da média, ou seja, $\mu_{X_i} \pm 2\sigma_{X_i}$. O dano por fadiga para estes casos é denotado por $D_s(x)$.
6. Gerar as curvas de resposta. Estas curvas são geradas usando a Eq. (156), onde os valores X_D formam a ordenada e os valores X_i formam a abscissa, conforme ilustra a Figura 63.
7. Estabelecer aproximação numérica para as derivadas parciais $\frac{\partial X_D}{\partial x_i}$, podendo utilizar o método das diferenças finitas para isso.
8. Estabelecer σ_{X_D} em pontos ao longo do *riser*.
9. Calcular o fator de segurança requerido γ baseado na classe de segurança, tempo de vida de projeto, curva S-N e σ_{X_D} .

$$I_{\text{factor}_i} = \frac{\left(\frac{\partial X_D}{\partial x_i}\right)^2 \sigma_{x_i}^2}{\sigma_{X_D}^2} \quad (158)$$

$$I_{\text{factor}_{\text{mod}}} = \frac{\sigma_{x_{\text{mod}}}^2}{\sigma_{X_D}^2} \quad (159)$$

A importância relativa da incerteza associada a cada uma das variáveis básicas é de grande significado prático. As seguintes possibilidades podem ser previstas:

- Identificar as variáveis-chave com alta importância relativa e fazer alterações de projeto que possam minimizar a influência dela;
- Focar na variável-chave e, se possível, reduzir / refinar o nível de incerteza associado a esta variável-chave. Reavaliar o fator de segurança necessário com base nesta entrada refinada.
- Verificar a estimativa do fator de segurança. Ou seja, qualquer grande contribuição indevida ou fator de importância relativa irrealista pode significar que existe uma possibilidade de um erro na entrada de dados, na modelagem probabilística ou no próprio cálculo.

IV.3.5. Exemplo – Método da norma DNV-RP-F204

Neste exemplo, é apresentado o cálculo do fator de segurança segundo a DNV-RP-F204 (2010) como descrito no item anterior. Para isso foram utilizados o mesmo modelo e as mesmas ondas do item IV.2.2. Foram realizadas as análises através das metodologias analíticas de massa-mola e força dinâmica e através da metodologia de elemento finitos utilizando a análise numérico no domínio do tempo e da frequência.

Além das variáveis aleatórias inerentes da formulação, neste exemplo, também foram considerados o peso específico do fluido interno, o peso do *riser* vertical através do peso específico do aço, o RAO da unidade flutuante e o CD do *riser* flexível. Os parâmetros estatísticos destas variáveis foram obtidos na própria DNV-RP-F204 (2010). A Tabela 9 mostra seus parâmetros estatísticos e a Tabela 10 mostra suas variações de $\pm 2\sigma_{x_i}$, ou seja, os respectivos valores utilizados nas análises

Tabela 9 – Variáveis aleatórias, seus parâmetros estatísticos e valores .

Parâmetro Estatístico	Peso Esp. do Fluido Interno	Peso Específico do Aço	RAO da Unidade Flutuante	CD do Riser Flexível
	kN/m ³	kN/m ³	m/m	-
Média	2,45	77,00	1,00	1,00
CoV	0,20	0,10	0,10	0,20
Desv. Padrão	0,49	7,70	0,10	0,20

Tabela 10 – Valores das variáveis aleatórias utilizados nas análises.

Valores Utilizados	Peso Esp. do Fluido Interno	Peso Específico do Aço	RAO da Unidade Flutuante	CD do Riser Flexível
	kN/m ³	kN/m ³	m/m	-
$-2\sigma_{x_i}$	1,47	61,60	0,80	0,60
Média	2,45	77,00	1,00	1,00
$+2\sigma_{x_i}$	3,43	92,40	1,20	1,40

Além disso, foram adotados os seguintes parâmetros:

Tabela 11 – Parâmetros para o cálculo do fator de segurança.

Vida de Projeto	$\sigma_{X_{mod}}$	σ_{X_a}	Classe de Segurança (γ_{sc})
20 anos	0,10	0,20	Alta (10)

Na Figura 64 até a Figura 67, são apresentadas as curvas de resposta, como ilustrado na Figura 63, para cada metodologia de análise e para cada variável aleatória. Através das equações destas curvas, visualizasse que a influência da modificação das variáveis sobre o dano são quase lineares, permitindo, assim, utilizar o método das diferenças finitas para calcular as derivadas parciais.

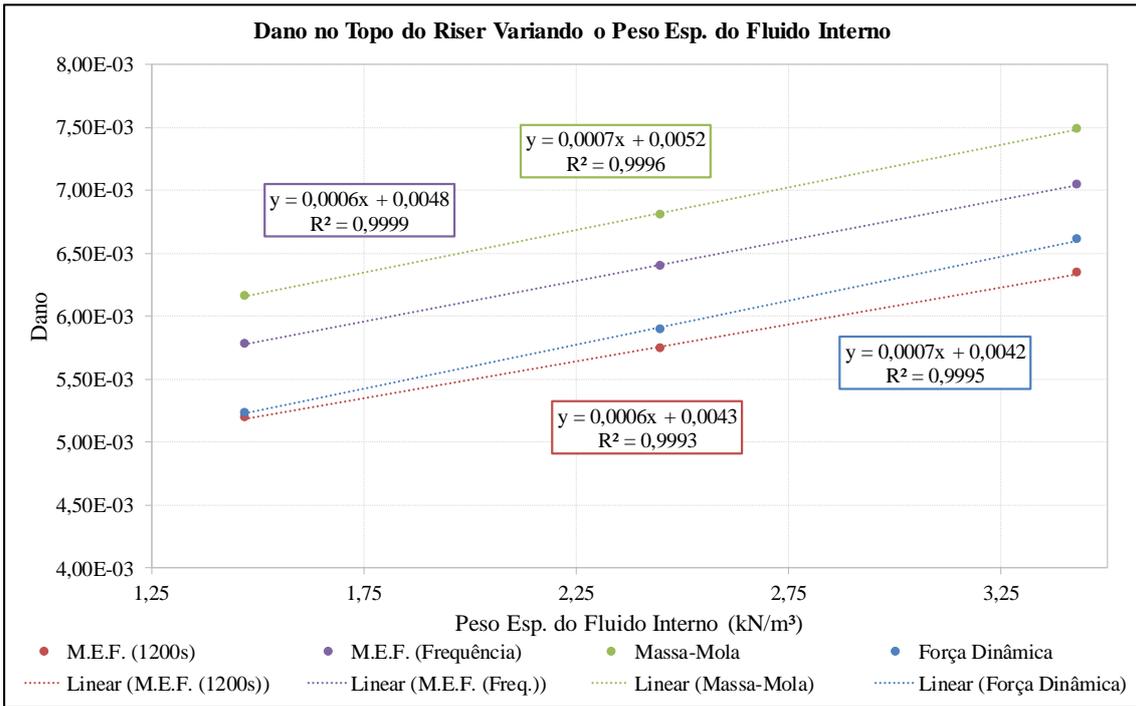


Figura 64 – Dano no topo do riser variando o peso específico do fluido interno.

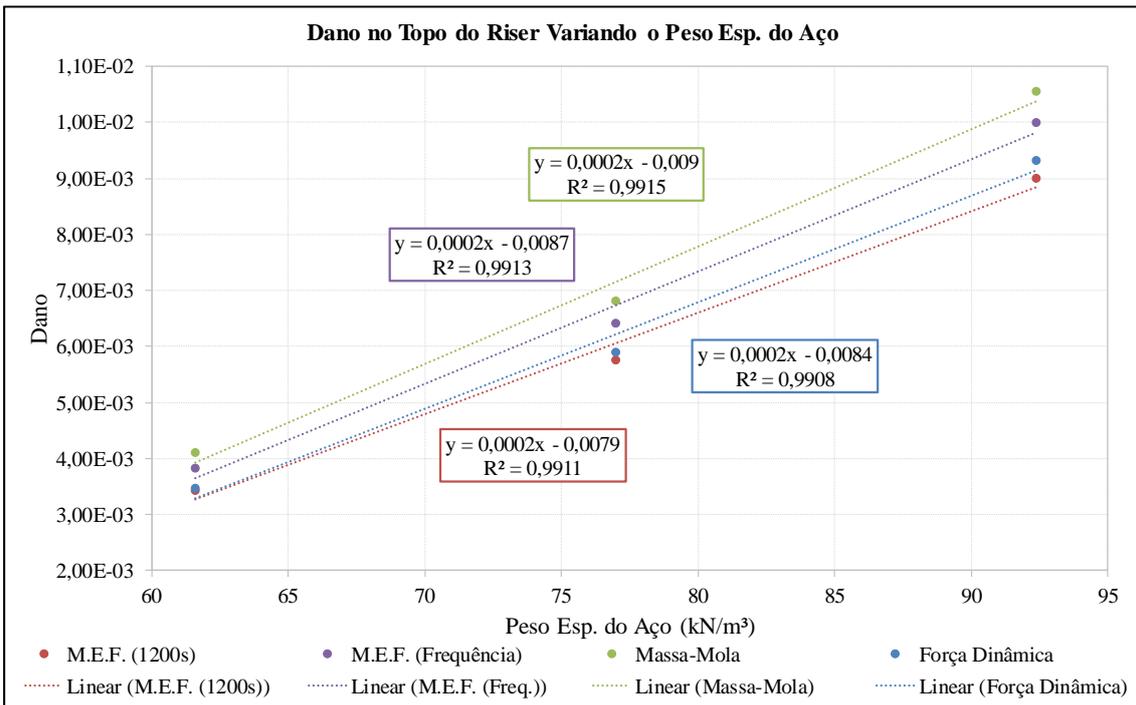


Figura 65 – Dano no topo do riser vertical variando seu peso.

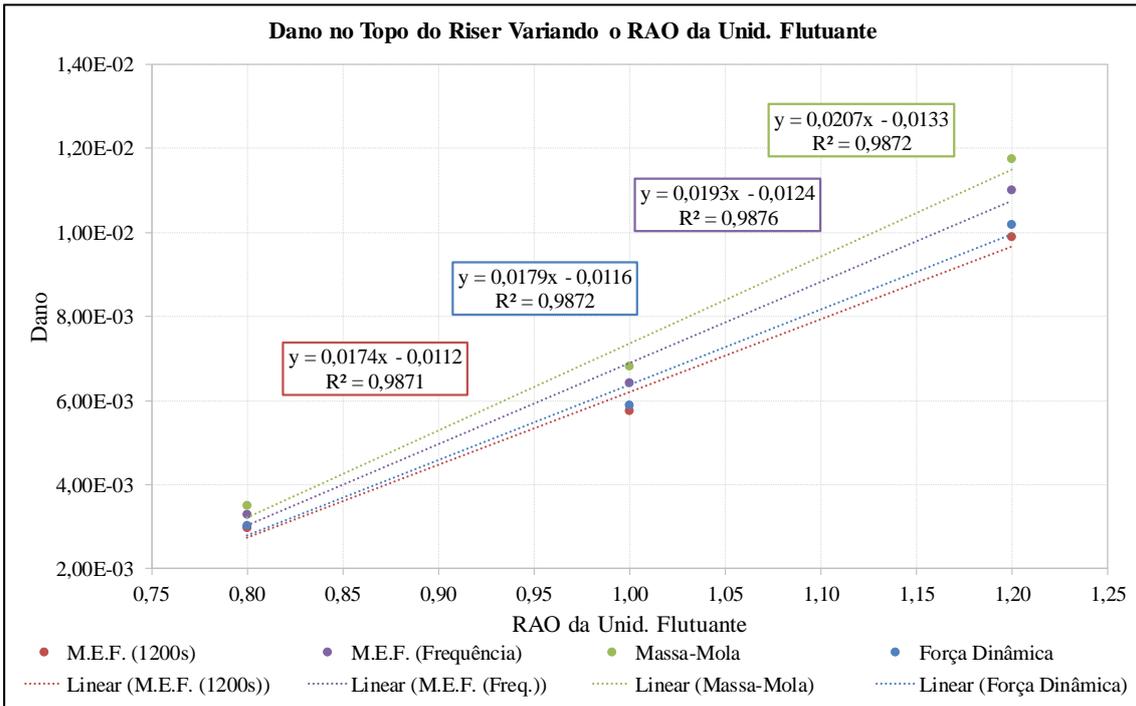


Figura 66 – Dano no topo do riser variando o RAO da unidade flutuante.

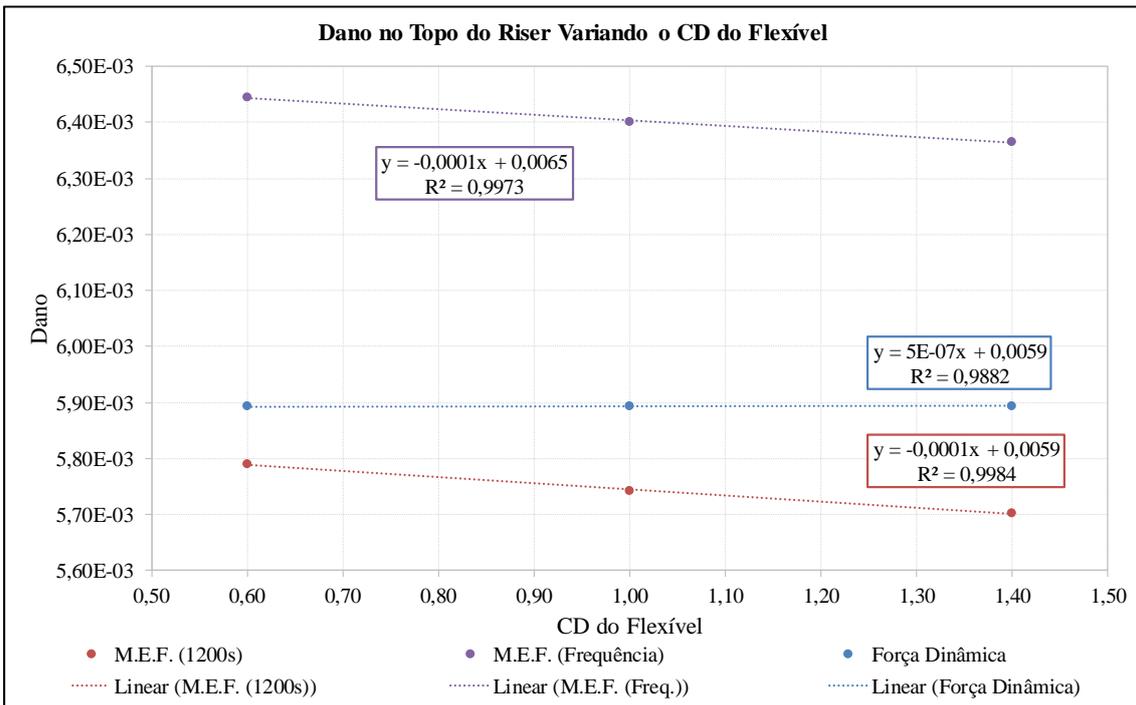


Figura 67 – Dano no topo do riser variando o CD do riser flexível.

A Figura 68 apresenta os fatores de segurança necessários ao longo do *riser* para cada metodologia de análise. Observa-se que as metodologias analíticas apresentam fatores de segurança maiores do que as metodologias de elementos finitos, ficando assim a favor da segurança ao longo de quase todo o *riser*.

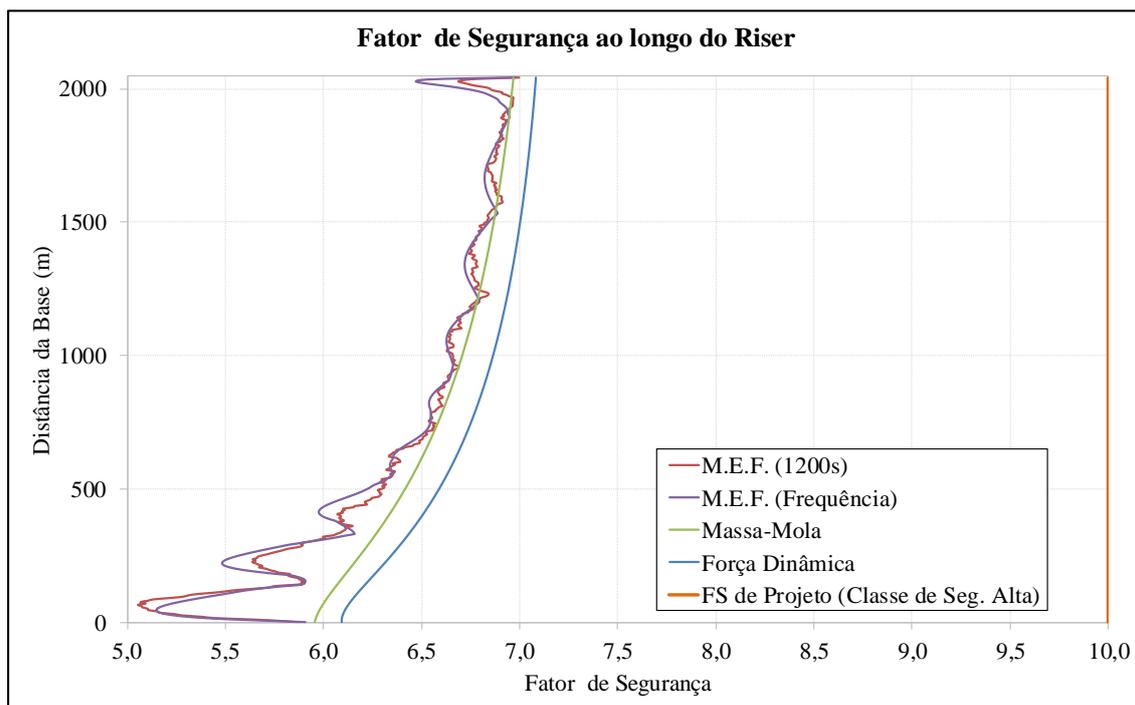


Figura 68 – Fatores de segurança ao longo do riser.

A Figura 69 apresenta a vida ao longo do *riser* para três metodologias de análise utilizando os fatores de segurança calculados e o fator igual a 10 que é recomendado por norma para a classe de segurança alta. Para a vida de projeto que foi considerada de 20 anos, a utilização do fator igual a 10 inviabilizaria o projeto, pois a vida encontrada na região do topo é menor que a de projeto. Já utilizando este método recomendado pela DNV-RP-F204 (2010), a vida ao longo do *riser* é sempre maior que 20 anos.

Da Figura 70 até a Figura 75, são apresentados os fatores de importância relativa. Os três primeiros gráficos apresentam os fatores de importância de cada variável aleatória no topo, no meio e na base do *riser* vertical. As variáveis que mais influenciam neste caso são o RAO da unidade flutuante, o peso do *riser* vertical e o modelo de análise. Como já era esperado, a importância do peso do *riser* diminui ao longo dele e, por sua vez, as importâncias das demais variáveis aumentam. Este comportamento pode ser melhor visualizado nos três últimos gráficos. A importância do fluido interno na obtenção do fator de segurança é muito baixa e a importância do CD do *riser* flexível é praticamente nula.

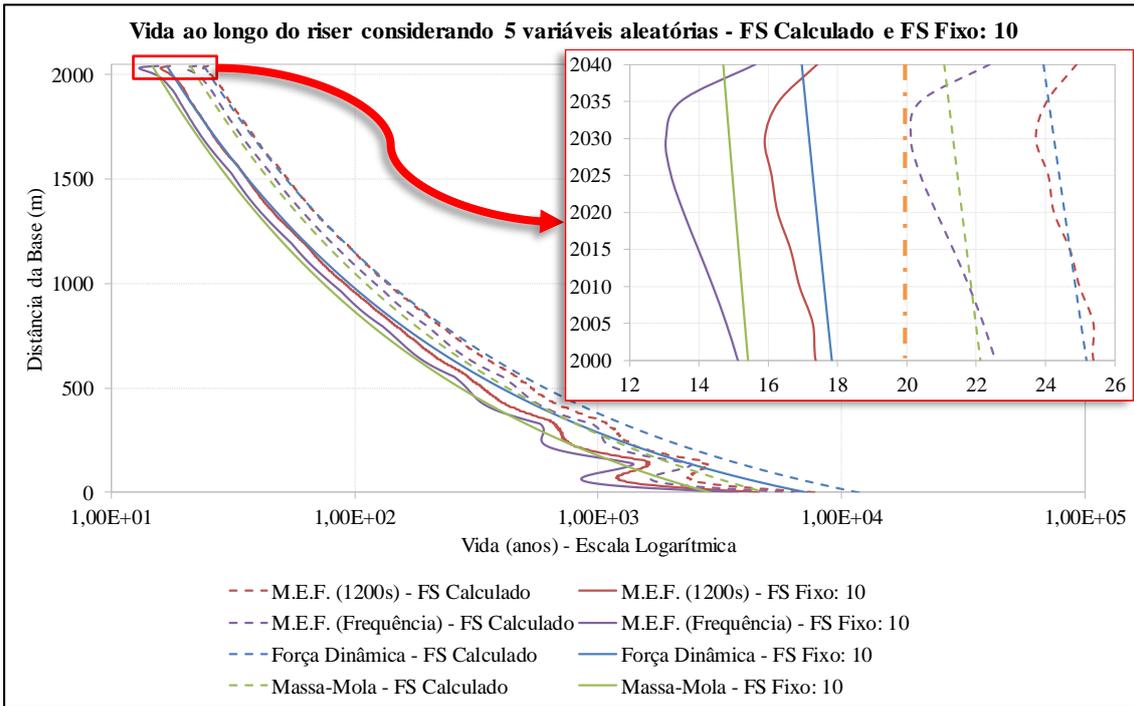


Figura 69 – Vida ao longo do riser considerando o fator de segurança calculado e fixo igual à 10.

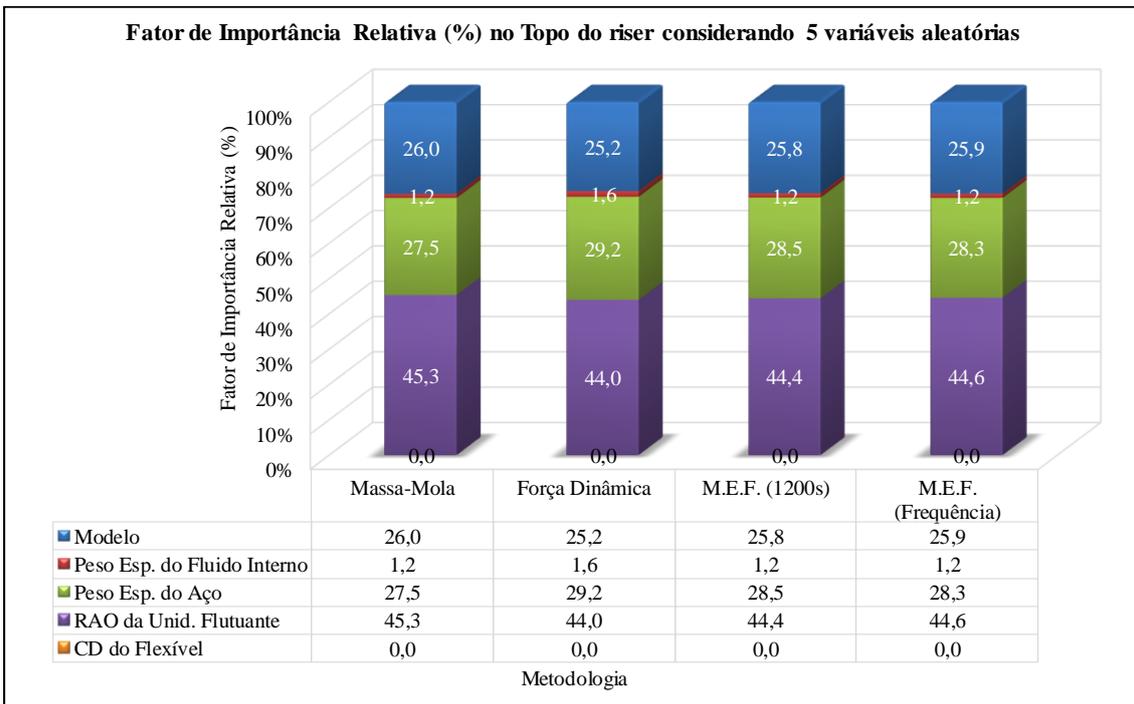


Figura 70 – Fator de importância relativa no topo do riser.

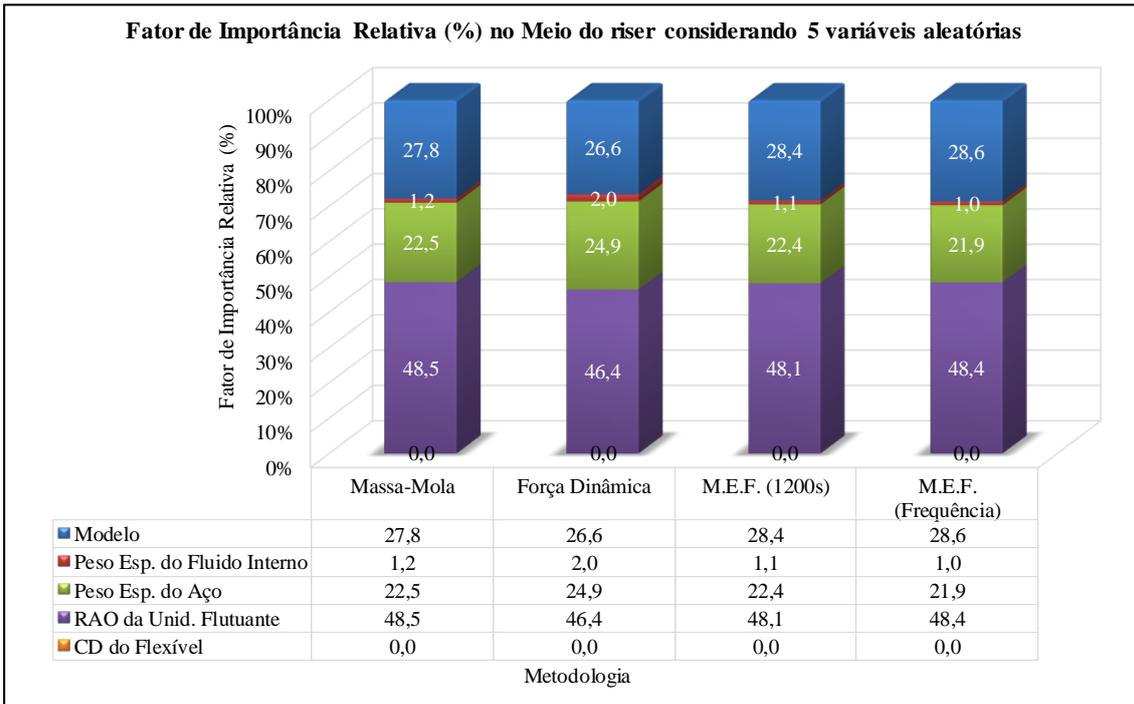


Figura 71 – Fator de importância relativa no meio do riser.

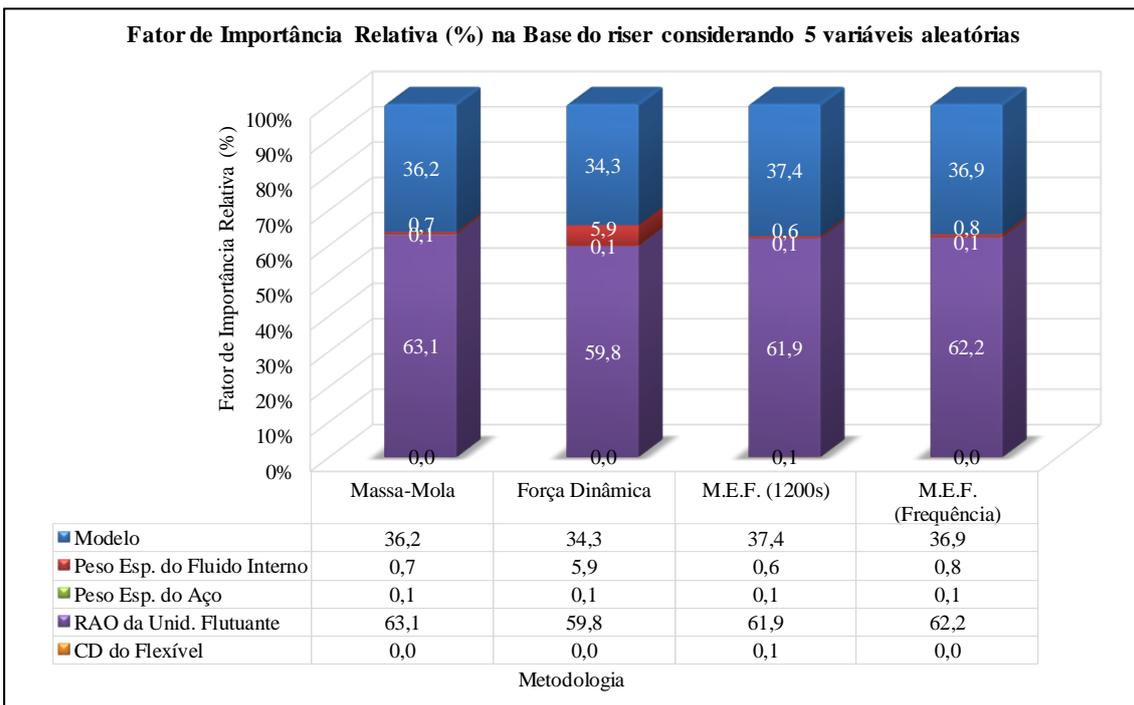


Figura 72 – Fator de importância relativa na base do riser.

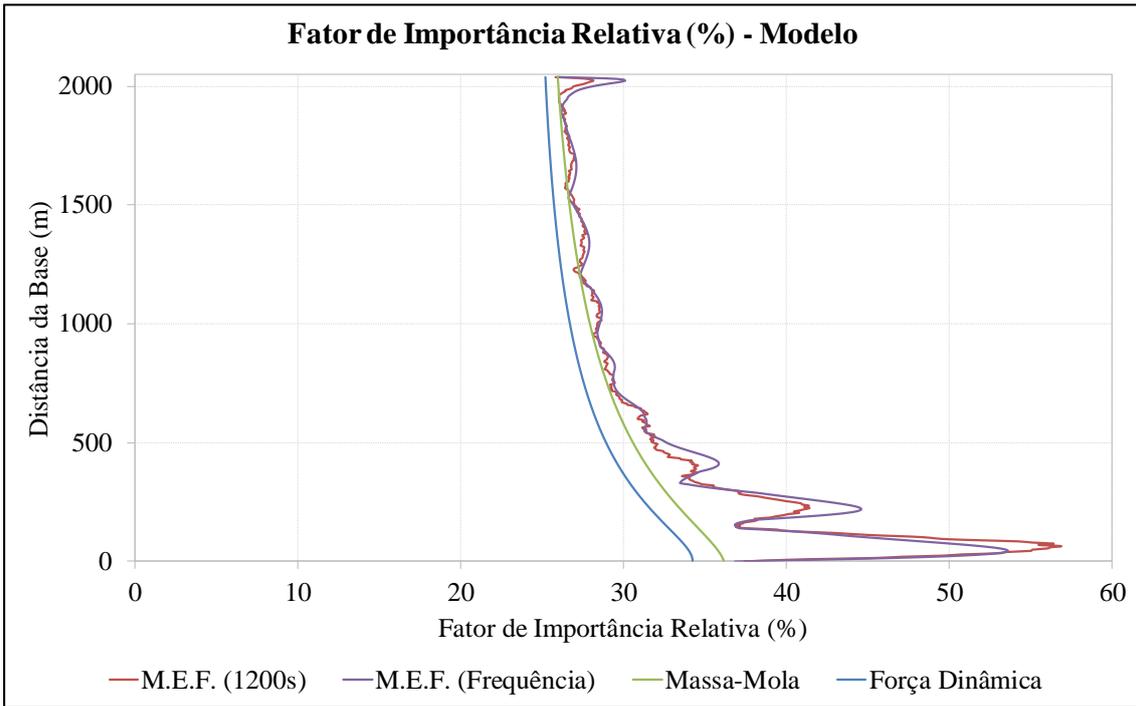


Figura 73 – Fator de importância relativa do modelo ao longo do riser.

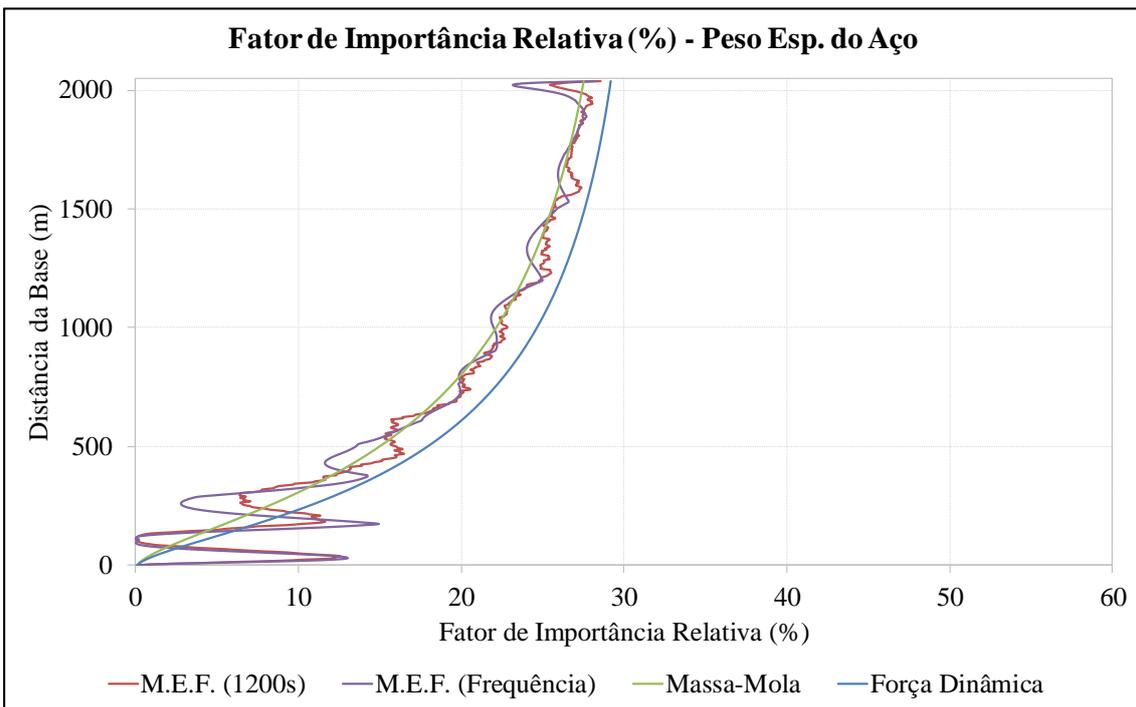


Figura 74 – Fator de importância relativa do peso do aço ao longo do riser.

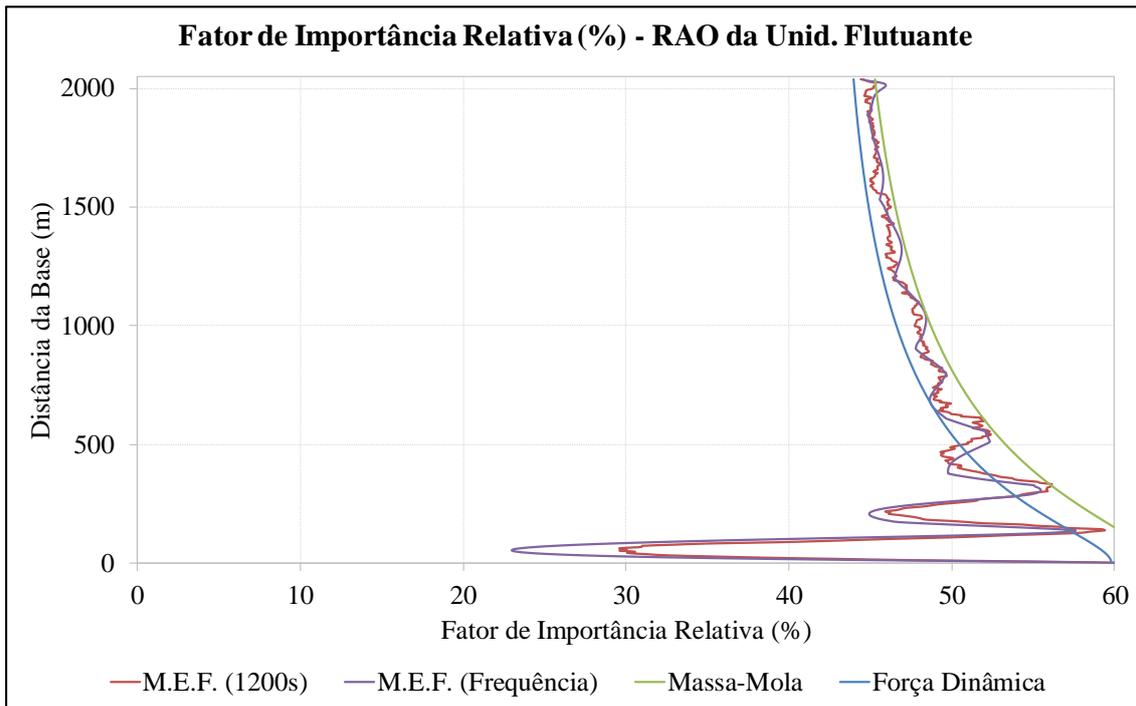


Figura 75 – Fator de importância relativa do RAO ao longo do riser.

IV.4. Exemplo comparativo dos métodos

Neste item, é apresentado um estudo comparativo dos dois métodos de obtenção do fator de segurança apresentados neste capítulo. Para isso, foram utilizados o mesmo modelo de RSAA e as mesmas ondas empregados nos dois exemplos anteriores. Complementando as informações que foram apresentadas anteriormente, a Tabela 12 apresenta as variáveis aleatórias consideradas e seus respectivos parâmetros estatísticos. A Tabela 13 mostra os valores médios, mais e menos dois desvios-padrão dessas variáveis utilizados nas análises.

No caso da curva S-N, foi utilizada a curva de projeto, não sendo necessária a obtenção do polinômio para esta variável, pois atua diretamente no cálculo do dano. Já para as variáveis aleatórias peso específico do fluido interno, peso do riser vertical, RAO da unidade flutuante, CD do riser flexível, que atuam no cálculo da tensão, foram ajustados seus polinômios. As funções de falhas são apresentadas nas Eq. (160) e (161).

Tabela 12 – Variáveis aleatórias e seus parâmetros estatísticos.

Variável	Parâmetro	Média (μ)	Coefficiente de Variação (CoV)	Desvio-Padrão (σ)	Distribuição de Probabilidades
X ₁	Regra de Miner	1,00	0,30	0,30	Lognormal
X ₂	Peso Específico do Fluido Interno (kN/m ³)	2,45	0,20	0,49	Normal
X ₃	Peso Específico do Riser Vertical (kN/m ³)	77,00	0,10	7,70	Normal
X ₄	RAO da Unidade Flutuante (m)	1,00	0,10	0,10	Lognormal
X ₅	CD do Riser Flexível	1,00	0,10	0,10	Lognormal
X ₆	Incerteza do Modelo de Análise	1,00	0,10	0,10	Normal
X ₇	Curva S-N ($\log_{10} K$)	12,0135	0,02	0,24027	Lognormal

Tabela 13 – Valores das variáveis aleatórias utilizadas nas análises.

Valores Utilizados	Peso Esp. do Fluido Interno	Peso Esp. do Riser Vertical	RAO da Unidade Flutuante	CD do Riser Flexível	Curva S-N ($\log_{10} K$)
	kN/m ³	kN/m ³	m	-	-
$-2\sigma_{X_i}$	1,47	61,60	0,80	0,60	11,5330
Média	2,45	77,00	1,00	1,00	12,0135
$+2\sigma_{X_i}$	3,43	92,40	1,20	1,40	-

$$G_1(X) = X_1 - \frac{1}{FS} f(X_2) f(X_3) f(X_4) f(X_5) X_6 \left(\frac{10^{11,533}}{10^{X_7}} \right) \quad (160)$$

$$G_2(X) = X_1 - \left[\frac{1}{FS} \left(\frac{T_{oper} - 1}{T_{oper}} \right) \right] f(X_2) f(X_3) f(X_4) f(X_5) X_6 \left(\frac{10^{11,533}}{10^{X_7}} \right) \quad (161)$$

A Figura 76 até a Figura 79 apresentam os danos normalizados de cada variável aleatória para cada metodologia de análise, assim como, os respectivos polinômios ajustados.

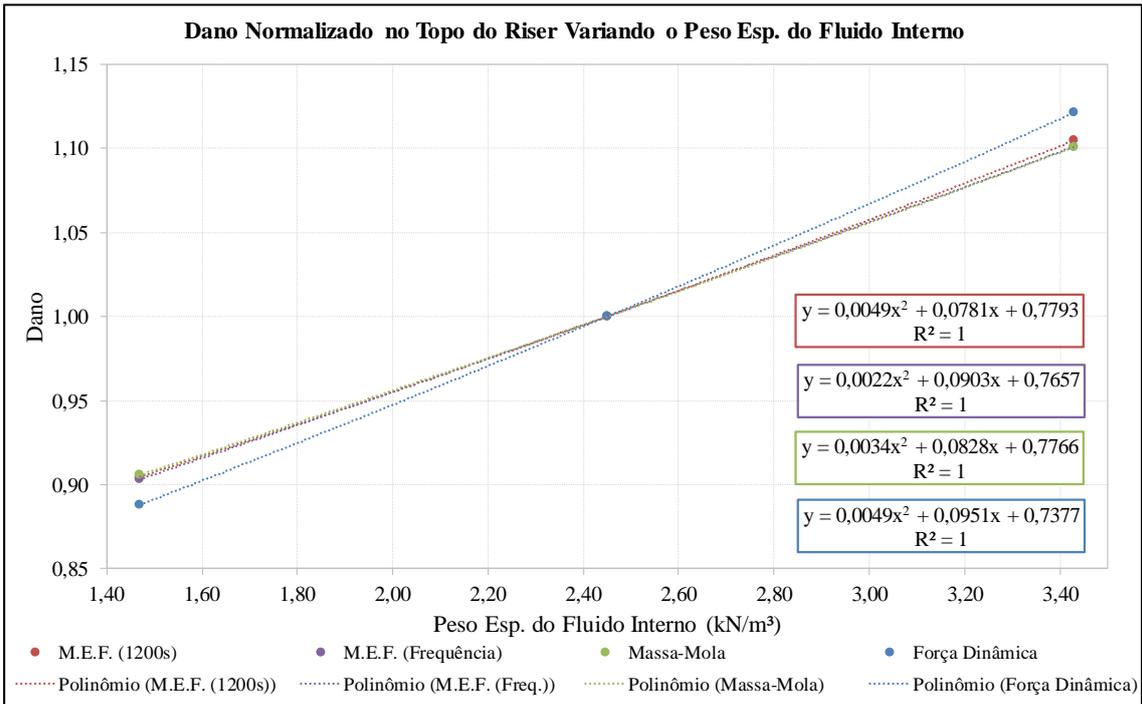


Figura 76 – Dano no topo do riser variando o peso específico do fluido interno.

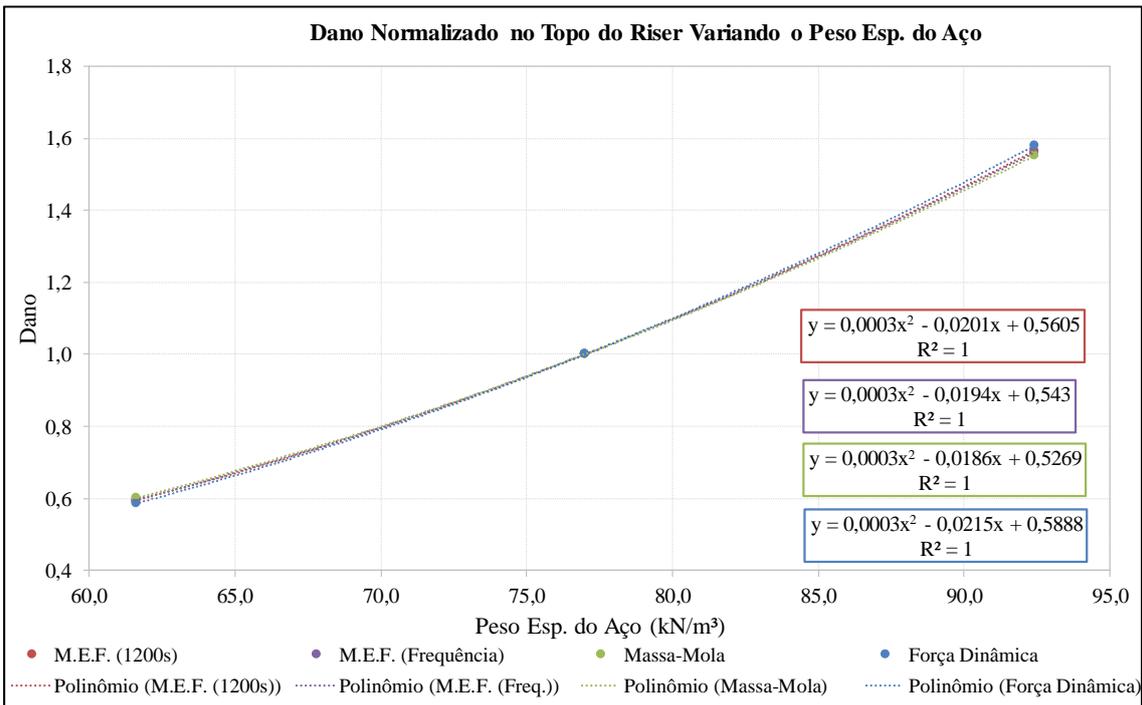


Figura 77 – Dano no topo do riser variando o peso específico do aço.

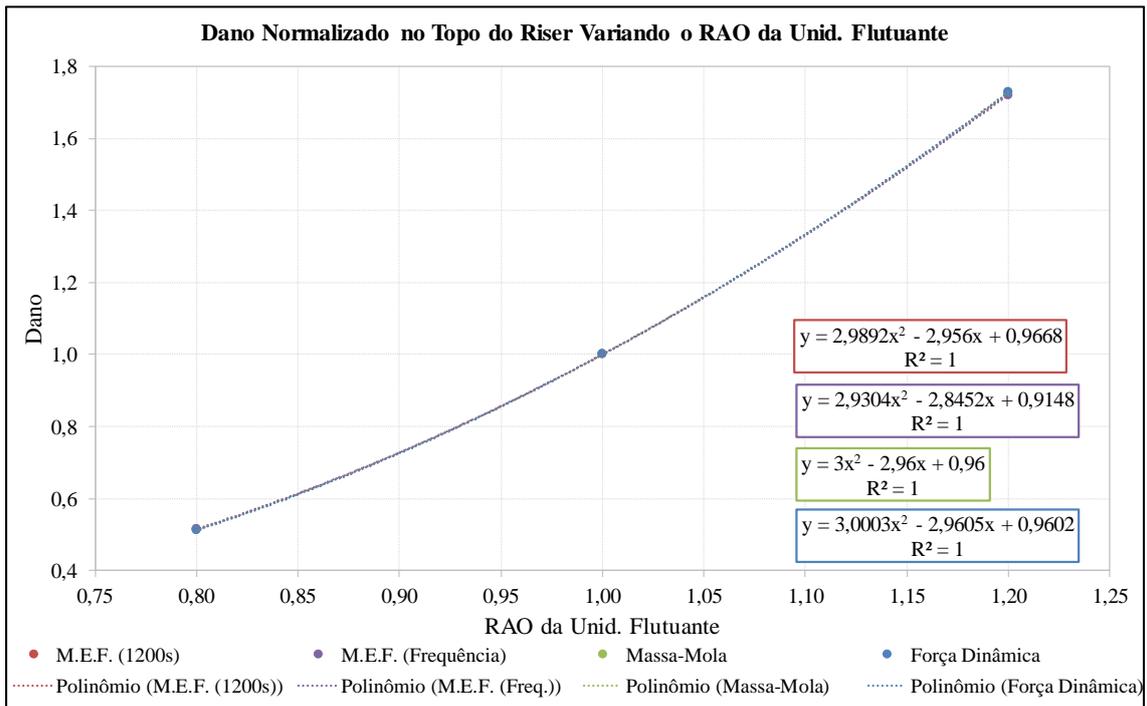


Figura 78 - Dano no topo do riser variando o RAO da unidade flutuante.

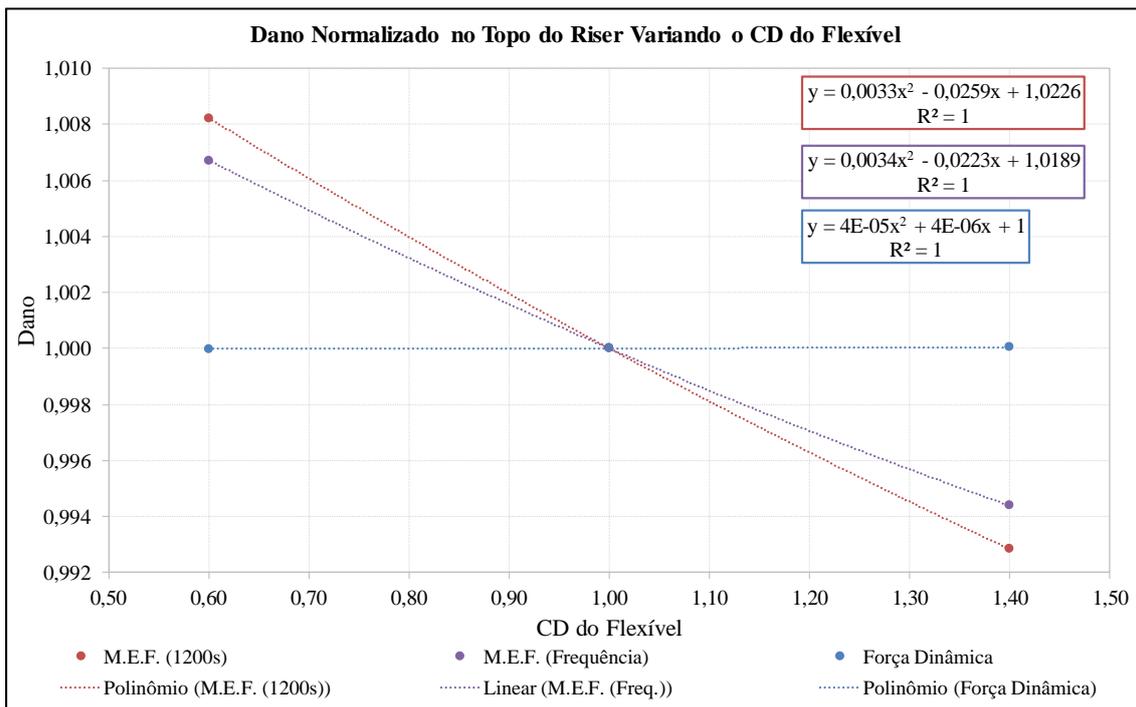


Figura 79 – Dano no topo do riser variando o CD do riser flexível.

Os fatores de segurança necessários para o topo, meio e base do riser vertical do RSAA calculados através das duas metodologias apresentadas neste capítulo são mostrados na Figura 80 até a Figura 82.

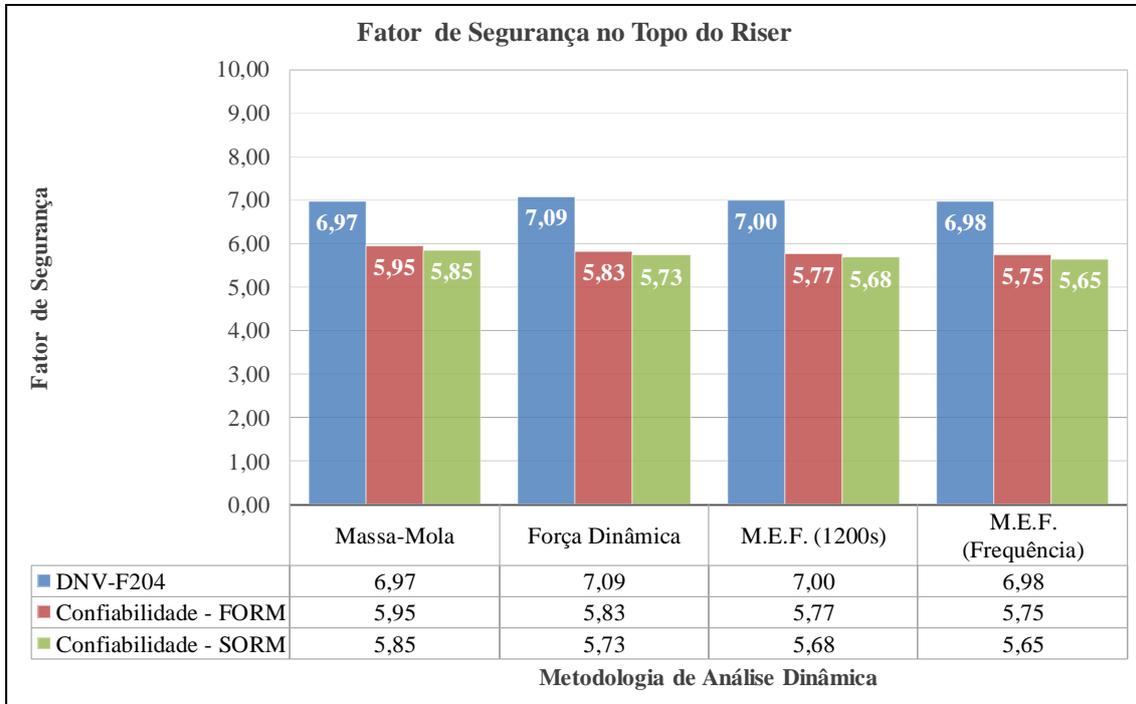


Figura 80 – Fator de segurança no topo do riser.

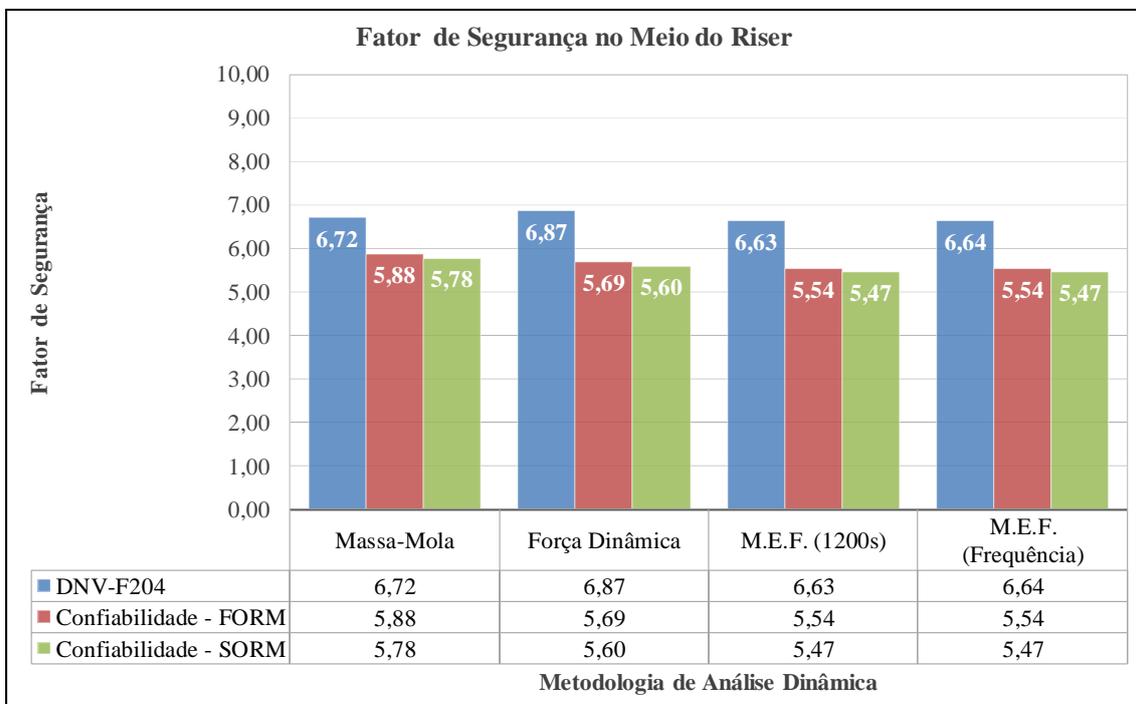


Figura 81 – Fator de segurança no meio do riser.

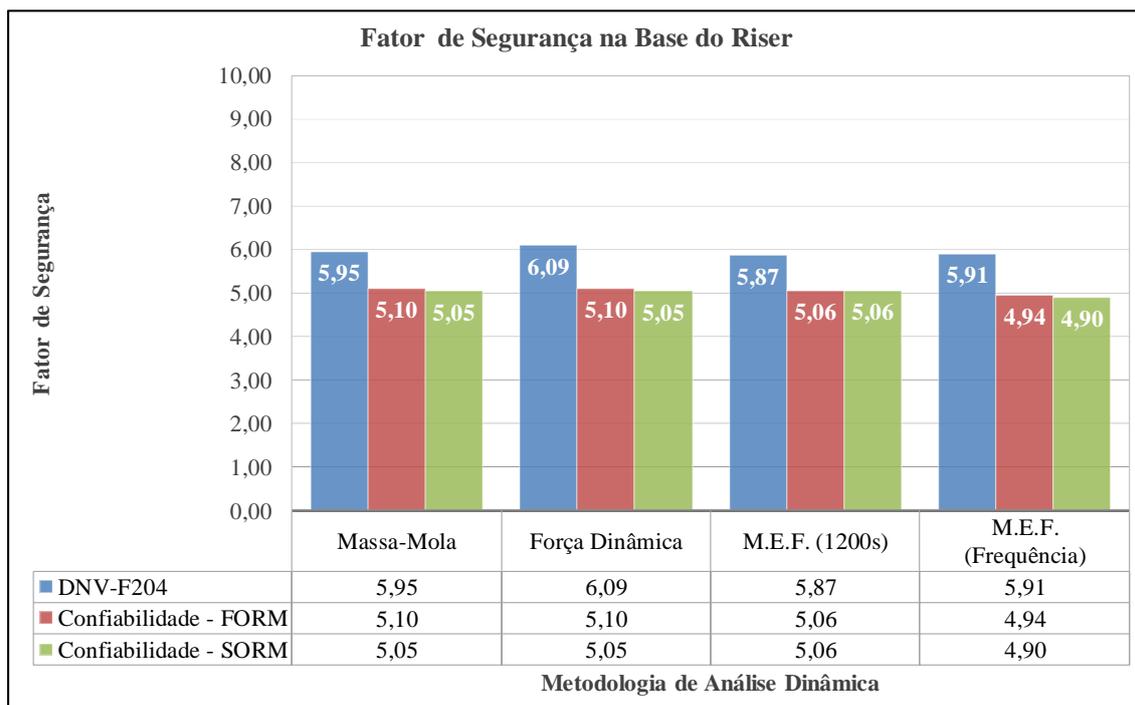


Figura 82 – Fator de segurança na base do riser.

Para os dois casos apresentados de obtenção de fator de segurança necessário, observa-se uma ótima concordância entre os fatores obtidos pelas duas metodologias analíticas e os obtidos pelas duas metodologias numéricas de elementos finitos, principalmente através da metodologia da força dinâmica.

A metodologia da DNV-RP-F204 (2010) se mostrou mais conservadora do que a metodologia baseada diretamente em confiabilidade estrutural, ou seja, apresentou valores mais elevados para os fatores de segurança. Mas, ainda assim, obteve valores menores do que o fator de segurança igual a 10 que normalmente é utilizado em projetos de fadiga. Este conservadorismo observado quando comparamos os métodos se deve ao fato do método recomendado pela norma ser calibrado usando análise de confiabilidade estrutural implicitamente, ou seja, é um método aprimorado recomendado por norma que leva a resultados a favor da segurança.

Sendo assim, a utilização de ferramentas analíticas que calculem os fatores de segurança necessários para o riser vertical de RSAA, como as que foram desenvolvidas e utilizadas neste trabalho, se tornam bastante interessantes, pois elas são rápidas e eficientes.

CAPÍTULO V

ESTUDO DE CASOS DE FADIGA DO RSAA

V.1. Introdução

Um dos principais objetivos deste capítulo é avaliar a capacidade das metodologias analíticas de caracterizar, em termos de vida devida à fadiga, a influência na resposta da variação das principais variáveis envolvidas na análise do RSAA. Em outras palavras, este capítulo de estudos de casos objetiva mostrar que as ferramentas analíticas são capazes de apontar o comportamento da vida devida à fadiga do *riser* vertical diante da variação de determinados parâmetros. Além disso, será quantificada a influência de cada uma destas variáveis mostrando o quanto elas afetam a vida do *riser* vertical. Outro objetivo é demonstrar que estas metodologias são rápidas e eficazes para estimar os fatores de segurança necessários para o *riser* vertical e as ondas mais danosas a ele dentro de um determinado conjunto.

Para atingir este objetivo são apresentadas as aplicações das teorias vistas neste trabalho através dos cálculos da vida e do fator de segurança e de estudos paramétricos do RSAA. Foi utilizado um FPSO típico como unidade flutuante, sendo o *riser* vertical conectado diretamente a ele. O capítulo contempla dois exemplos: o primeiro apresenta um RSAA com o arranjo de fundo simétrico composto por dois *risers* flexíveis em catenária livre; o segundo possui um sistema de fundo assimétrico composto por um *riser* flexível e uma amarra. Mais detalhes e as propriedades destes modelos são apresentados ao longo deste capítulo. Em todos os casos, o *riser* vertical foi considerado com aço de grau X65 (API 5L, 2004).

Como está sendo feito ao longo deste trabalho, as respostas analíticas são calculadas através das formulações apresentadas que foram implementadas em linguagem FORTRAN (2010). Estes resultados são comparados com as respostas obtidas com análises dinâmicas não lineares utilizando o método dos elementos finitos através do programa ANFLEX (2007). Para a avaliação do número de ciclos para o cálculo da fadiga

dos *risers* foi empregado o programa POSFAL (2010), que utiliza o método numérico de contagem de ciclos de Rainflow.

Nas análises através do método dos elementos finitos, foram empregados 1400s e 3800s de tempo de simulação, nos quais se descartou o transiente correspondente a 200s iniciais do sinal da tensão para o cálculo do dano devido à fadiga. O ideal em uma análise aleatória no domínio do tempo são 10800s de simulação correspondente a um mar de 3h, podendo ser maior dependendo do comportamento não-linear da estrutura avaliada. Além disto, para calcular uma resposta estatística, é necessário a realização de N simulações. Um breve estudo comparativo deste procedimento pode ser encontrado no ANEXO A deste trabalho. Este estudo mostra que, para os exemplos estudados aqui, é razoável utilizar somente uma simulação com um tempo menor, como foi feito. Pois, as diferenças obtidas entre as simulações não são significativas quando utilizadas como base de comparação com as metodologias analíticas.

Antes de prosseguir para os casos de análise é necessário fazer algumas considerações a respeito das ondas que foram utilizadas nas análises, do RAO da unidade flutuante e das variáveis aleatórias consideradas no cálculo dos fatores de segurança.

V.1.1. Parâmetros das ondas

As ondas que foram aplicadas no FPSO são definidas através das funções conjuntas da estatística de longo prazo apresentadas no item III.3. Estas funções de probabilidades utilizadas para obter as ondas de longo prazo são definidas em função do período de cruzamento zero T_Z . Porém, as ondas utilizadas neste capítulo são definidas pelo período de pico T_p . Assim, é necessário converter T_Z em T_p . Segundo a DNV-RP-H103, a relação entre as duas definições de período da onda quando utilizado o espectro de Jonswap é dada por:

$$\frac{T_Z}{T_p} = 0,6673 + 0,05037\gamma - 0,00623\gamma^2 + 0,0003341\gamma^3 \quad (162)$$

onde γ foi definido na Eq. (96) como $\gamma = 6,4 T_p^{-0,491}$.

Outra consideração feita neste capítulo é o fato das ondas de longo prazo serem distribuídas em um grande intervalo de H_s e T_z para cobrir todas as possíveis ondas. Porém, estes intervalos levam a combinações que não são razoáveis. Segundo a DNV-RP-C205, as alturas de onda são limitadas pela quebra da onda. Esta máxima altura de onda regular H_b em águas profundas obedece a relação da Eq. (163).

$$\frac{H_b}{\lambda} = \frac{1}{7} \quad (163)$$

onde λ é o comprimento de onda dado por:

$$\lambda = \frac{gT^2}{2\pi} \quad (164)$$

onde g é a força da gravidade e T é o período da onda. Desta forma, as ondas utilizadas neste capítulo obedecem esta relação indicada por norma sendo desconsideradas aquelas que ultrapassam este limite.

V.1.2. RAO da unidade flutuante

Como citado anteriormente, o RSAA foi conectado a um FPSO que possui as amplitudes de movimentos (RAO) verticais apresentados na Figura 83. Nos exemplos deste trabalho, o navio irá transmitir somente estes movimentos verticais para a estrutura, não sendo considerado movimentos impostos de translação e rotação ao topo do RSAA. Na prática, isto ocorre no caso em que não são aplicados *offsets* e o RSAA está ligado através de uma amarra à unidade flutuante, ou seja, não há transmissão de esforços de momentos fletores provenientes do navio para o *riser* vertical.

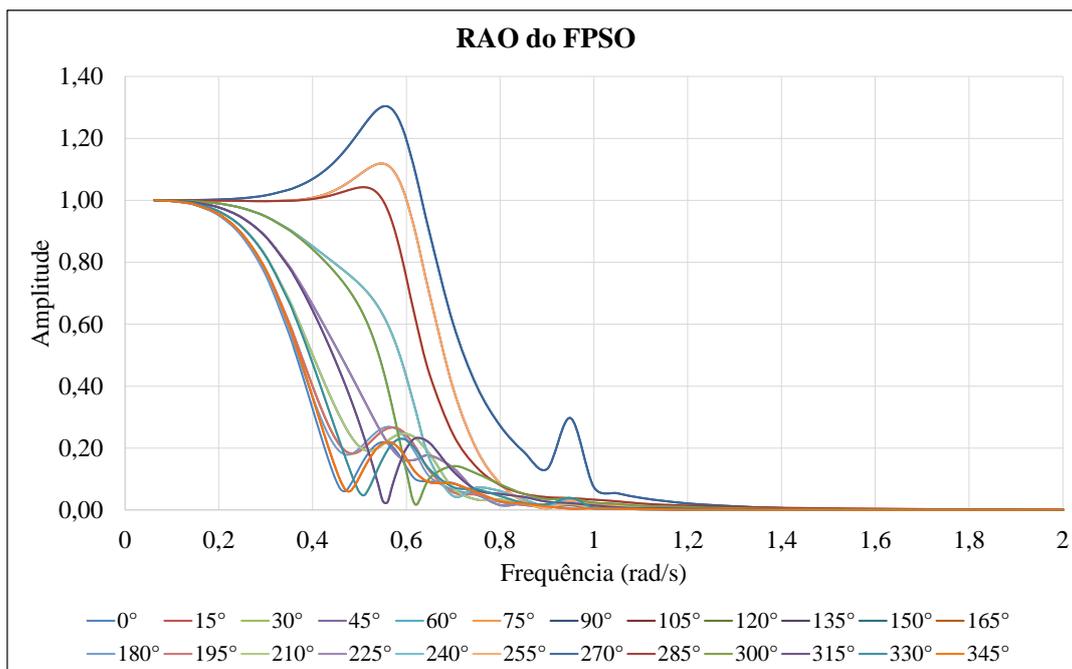


Figura 83 – RAO do navio por direção utilizados nas análises numéricas e analíticas.

V.1.3. Variáveis aleatórias para o cálculo dos fatores de segurança

A Tabela 14 e a Tabela 15 apresentam os valores das variáveis aleatórias e seus parâmetros estatísticos. A Tabela 16 mostra os parâmetros necessários para o cálculo dos fatores de segurança através do método da confiabilidade e da DNV-RP-F204 (2010). Estes valores foram utilizados em ambos exemplos deste capítulo, com sistemas de fundo simétrico e assimétrico.

Tabela 14 – Variáveis aleatórias e seus parâmetros estatísticos.

Variável	Parâmetro	Média (μ)	Coefficiente de Variação (CoV)	Desvio-Padrão (σ)	Distribuição de Probabilidades
X ₁	Regra de Miner	1,00	0,30	0,30	Lognormal
X ₂	Peso Específico do Fluido Interno (kN/m ³)	2,45	0,20	0,49	Normal
X ₃	Peso Específico do Riser Vertical (kN/m ³)	77,00	0,10	7,70	Normal
X ₄	RAO da Unidade Flutuante (m)	1,00	0,10	0,10	Lognormal
X ₅	CD do Riser Flexível	1,00	0,20	0,20	Lognormal
X ₆	Incerteza do Modelo de Análise	1,00	0,10	0,10	Normal
X ₇	Curva S-N (log ₁₀ K)	12,0135	0,02	0,24027	Lognormal

Tabela 15 – Valores das variáveis aleatórias utilizadas nas análises.

Valores Utilizados	Peso Esp. do Fluido Interno	Peso Esp. do Riser Vertical	RAO da Unidade Flutuante	CD do Riser Flexível	Curva S-N ($\log_{10} K$)
	kN/m ³	kN/m ³	m	-	-
$-2\sigma_{X_i}$	1,47	61,60	0,80	0,60	11,5330
Média	2,45	77,00	1,00	1,00	12,0135
$+2\sigma_{X_i}$	3,43	92,40	1,20	1,40	-

Tabela 16 – Parâmetros para o cálculo do fator de segurança.

Vida de Projeto	$\sigma_{X_{mod}}$	σ_{X_a}	Classe de Segurança (γ_{sc})
20 anos	0,10	0,20	Alta (10)

V.2. RSAA com arranjo de fundo simétrico

Com o objetivo de minimizar os efeitos sobre o riser vertical dos momentos fletores provenientes do arranjo de fundo, neste exemplo, optou-se por utilizar dois risers flexíveis dispostos simetricamente no modelo original analisado através do método dos elementos finitos. Ilustrações dos modelos original e equivalentes, considerados nas metodologias analíticas, são apresentados na Figura 84.

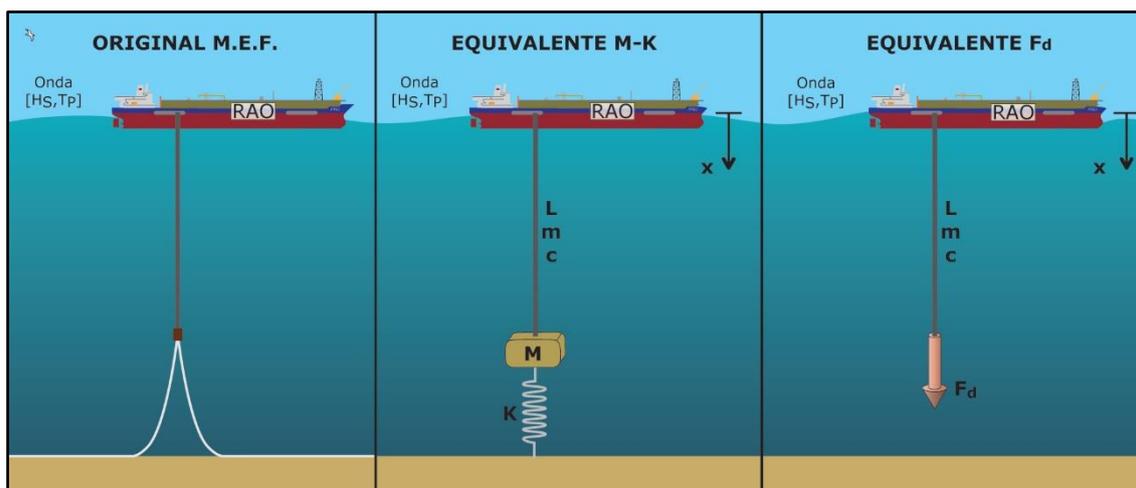


Figura 84 – Ilustração dos modelos: original (com arranjo de fundo simétrico) e equivalentes utilizados nas análises numéricas e analíticas.

A Tabela 17 apresenta as propriedades dos modelos que foram estudados nos casos de análises que são apresentados nos itens seguintes. As propriedades que variam em cada estudo estão indicadas com o termo “Var”.

Tabela 17 – Descrição dos modelos analisados.

			Caso de Análise				
Propriedades			1	2	3	4	5
Geral	LDA	M	2200,0	2200,0	Var.	2200,0	2200,0
	Azimute Plataforma	Graus	Var.	225°	225°	225°	225°
	Fluido Interno	kN/m ³	2,45	2,45	2,45	Var.	2,45
Riser Vertical	Comprimento	M	2040,0	2040,0	Var.	2040,0	2040,0
	Diâmetro Externo	Pol	20,0	20,0	20,0	20,0	20,0
		M	0,508	0,508	0,508	0,508	0,508
	Diâmetro Interno	M	0,438	0,438	0,438	0,438	0,438
	Espessura	Mm	34,92	34,92	34,92	34,92	34,92
	Área Interna	m ²	0,1508	0,1508	0,1508	0,1508	0,1508
	Área de Aço	m ²	0,0519	0,0519	0,0519	0,0519	0,0519
	Peso Submerso Cheio	kN/m	4,3656	4,3656	4,3656	Var.	4,3656
	Massa	kg/m	445,02	445,02	445,02	Var.	445,02
Riser Flexível	Número de Linhas	-	2	2	2	2	2
	Ângulo de Topo	Graus	7°	7°	7°	7°	7°
	Diâmetro Externo	pol.	23,0	23,0	23,0	23,0	23,0
		M	0,587	0,587	0,587	0,587	0,5870
	Diâmetro Interno	pol.	17,0	17,0	17,0	17,0	17,0
		M	0,4318	0,4318	0,4318	0,4318	0,4318
	Peso Submerso Vazio	kN/m	1,9696	1,9696	1,9696	1,9696	1,9696
Rigidez Axial	GN	1,605	1,605	1,605	1,605	1,605	
Sistema de Fundo	Altura	M	150	150	150	150	Var.
	Massa M	Kg	206931	206931	206931	206931	Var.
	Rigidez K	N/m	8384,7	8384,7	8384,7	8384,7	Var.
RSAA	Celeridade	m/s	4913,3	4913,3	4913,3	Var.	4913,3
	Período Natural	S	2,039	2,039	Var.	Var.	Var.

Nos próximos itens serão apresentados os casos de análise realizados. Primeiramente, foi necessário definir o conjunto de ondas que foi aplicado ao FPSO. Isto foi feito através das funções conjuntas e das premissas expostas no item anterior. No primeiro caso de análise, foi realizado um estudo para a escolha do aproamento do navio do modelo principal. Este modelo servirá como base para o cálculo da vida e dos fatores de segurança devidos à fadiga através dos métodos apresentados ao longo deste trabalho. Este procedimento é apresentado no segundo caso de análise

V.2.1. Ondas empregadas

Até este capítulo foram analisados exemplos que consideraram apenas uma direção de incidência da onda. Por este ser um estudo mais amplo, foram utilizadas ondas incidindo em 24 direções e cada uma com sua respectiva probabilidade de ocorrência conforme apresentam a Tabela 18 e a Figura 85.

Tabela 18 – Probabilidade de ocorrência por direção.

Direção (de onde vem)		Probabilidade de Ocorrência da Direção	Direção (de onde vem)		Probabilidade de Ocorrência da Direção
S	0°	5,66%	N	180°	2,33%
	15°	4,66%		195°	5,11%
	30°	3,66%		210°	7,89%
SW	45°	2,67%	NE	225°	10,66%
	60°	1,89%		240°	9,22%
	75°	1,11%		255°	7,77%
W	90°	0,33%	E	270°	6,33%
	105°	0,33%		285°	5,89%
	120°	0,33%		300°	5,44%
NW	135°	0,33%	SE	315°	5,00%
	150°	1,00%		330°	5,24%
	165°	1,67%		345°	5,47%

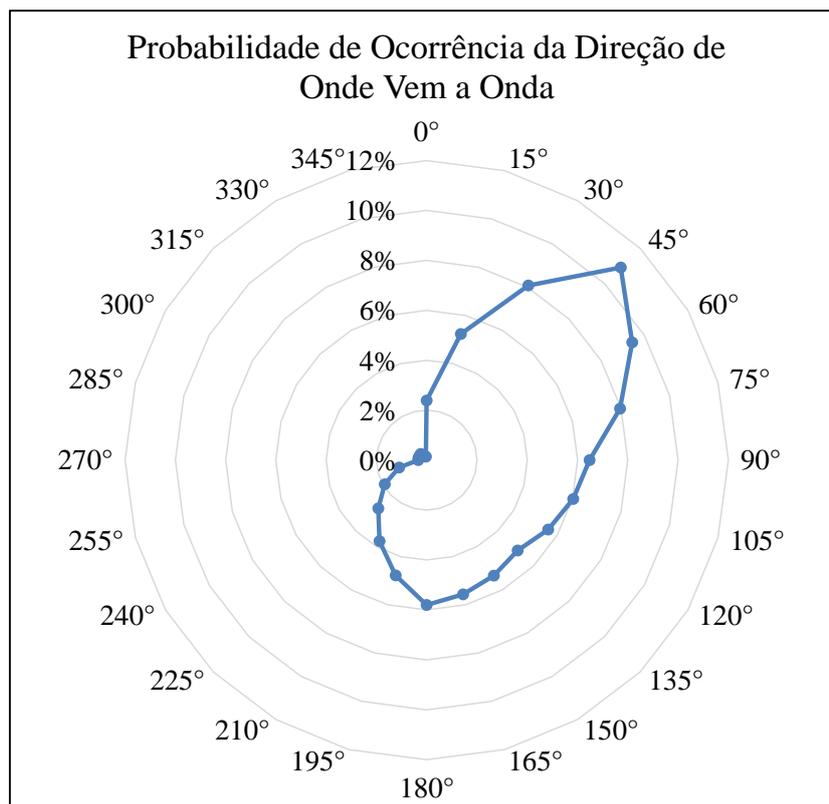


Figura 85 – Probabilidade de ocorrência para cada uma das 24 direções.

Como já dito anteriormente, neste capítulo foram utilizadas as funções conjuntas da metodologia de longo prazo para a representar as ondas atuantes. Isto é feito através da obtenção de pares de H_s e T_z discretos e suas respectivas probabilidades de ocorrência. Assim, é necessário definir os intervalos e variações de H_s e T_z , como exposto no item III.3. Baseado no que foi apresentado por LEMOS (2012), utilizou-se a discretização de 50X50 para os intervalos de (0;15) em metros para H_s e em segundos para T_z . Neste conjunto, as alturas das ondas variam de 0,30m e os períodos de 0,30s. Foi utilizada a mesma função conjunta para representar todas as direções.

Aplicando a premissa apresentada no item V.1.1. e desconsiderando ondas com probabilidade de ocorrência menores do que 10^{-7} , foram selecionadas 5416 ondas, totalizando 99,99% da ocorrência total. Sendo estas ondas distribuídas nas 24 direções de incidência conforme mostra a Tabela 19. Para possibilitar a visualização das ondas selecionadas, a Figura 86 apresenta as distribuições de H_s e T_p para as ondas de nordeste e oeste que são as direções com mais e menos ondas, respectivamente. As alturas e períodos das ondas das demais direções estão contempladas entre estes dois conjuntos.

Tabela 19 – Quantidades de onda por direção de incidência.

Direção da Onda (de onde vem)	Quantidade de Ondas	Probabilidade de Ocorrência das Ondas	Direção da Onda (de onde vem)	Quantidade de Ondas	Probabilidade de Ocorrência das Ondas
0° (S)	252	5,66%	180° (N)	219	2,33%
15°	246	4,66%	195°	246	5,11%
30°	234	3,66%	210°	256	7,88%
45° (SW)	223	2,67%	225° (NE)	274	10,66%
60°	212	1,89%	240°	266	9,22%
75°	198	1,11%	255°	256	7,77%
90° (W)	158	0,33%	270° (E)	253	6,33%
105°	158	0,33%	285°	253	5,89%
120°	158	0,33%	300°	249	5,44%
135° (NW)	158	0,33%	315° (SE)	246	5,00%
150°	195	1,00%	330°	247	5,24%
165°	210	1,67%	345°	249	5,47%

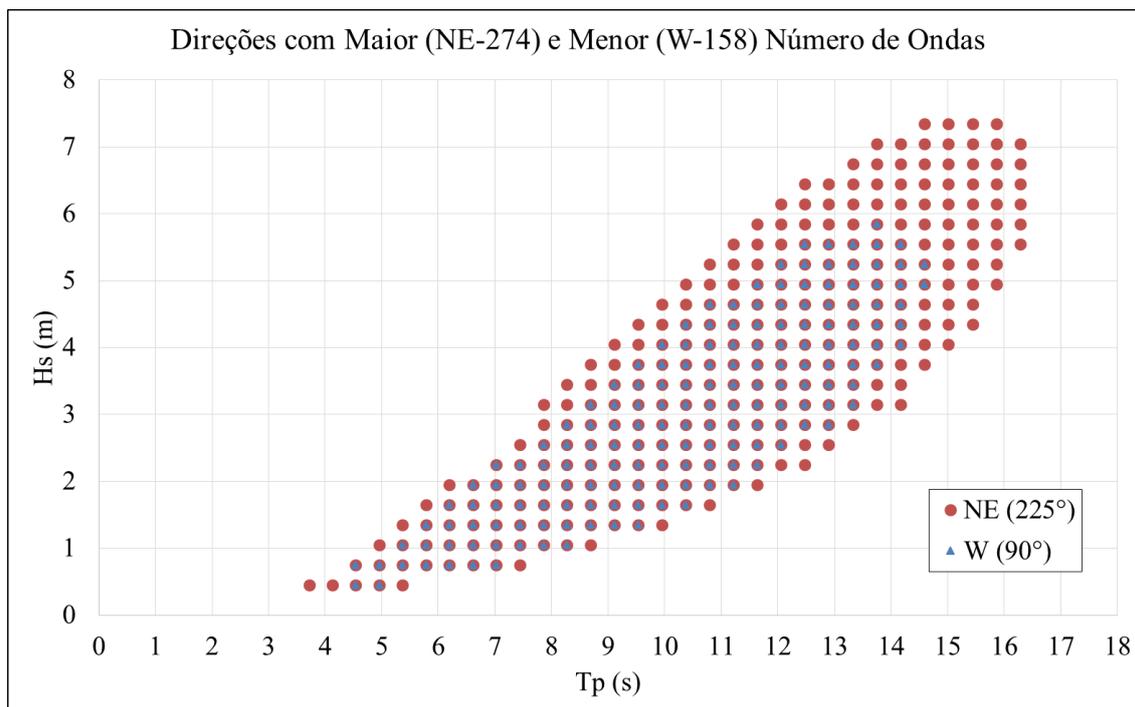


Figura 86 – Distribuição das alturas e períodos das ondas vindas de nordeste e oeste.

Uma vez determinado o conjunto de ondas, é possível continuar com os estudos de casos do RSAA.

V.2.2. Caso de análise 1 – Aproamento do navio

Como já mencionado anteriormente, optou-se por utilizar um navio do tipo FPSO para realizar as análises do RSAA. Utilizando as metodologias analíticas e o modelo descrito na Tabela 25, é possível realizar rapidamente um estudo para verificar qual o aproamento do navio que gera menos movimentos ao RSAA e, conseqüentemente, uma maior vida ao *riser* vertical.

Utilizando o conjunto de 5416 ondas e variando o aproamento do navio nas 24 direções, totalizando 129984 análises, obteve-se as vidas ao longo do *riser* vertical para as duas metodologias analíticas em cada aproamento. A Figura 87 até a Figura 89 apresentam as vidas úteis à fadiga, variando o aproamento, nas seções tomadas como referência do *riser*: topo, meio e base.

Em ambas as metodologias analíticas e nas três seções verificadas, as maiores vidas úteis à fadiga foram obtidas com o aproamento de 225° (direção SW). Desta forma, foi adotado este aproamento do navio para os estudos seguintes.

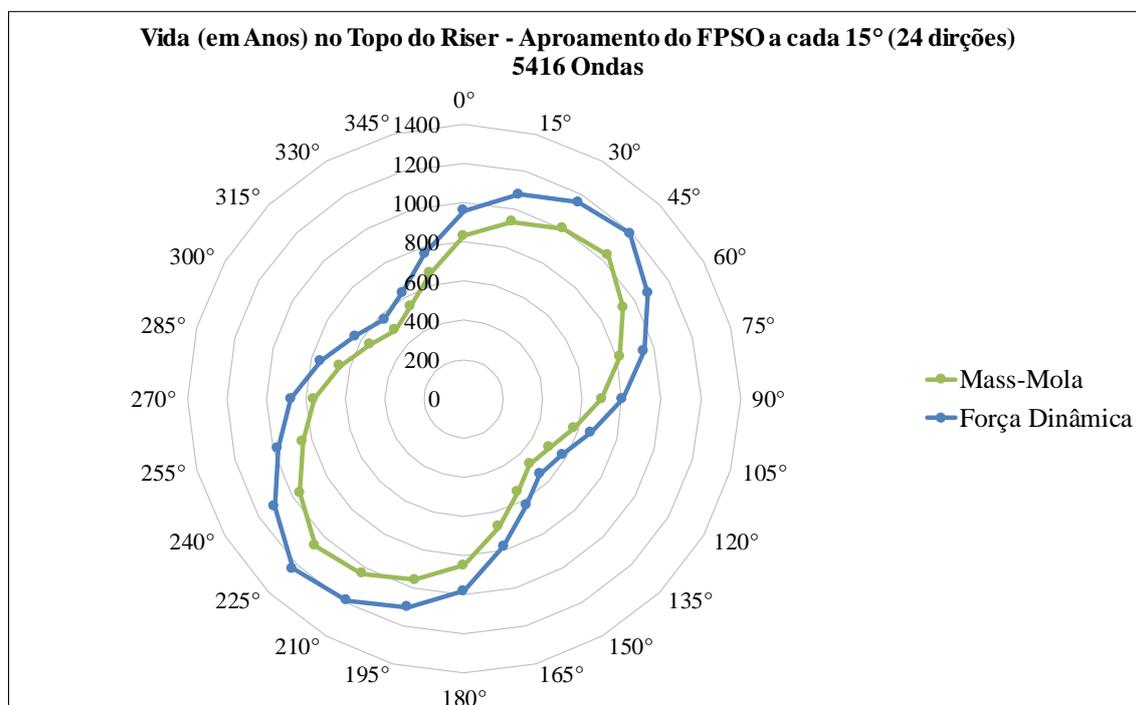


Figura 87 – Vida útil à fadiga no topo do riser variando o aproamento do navio.

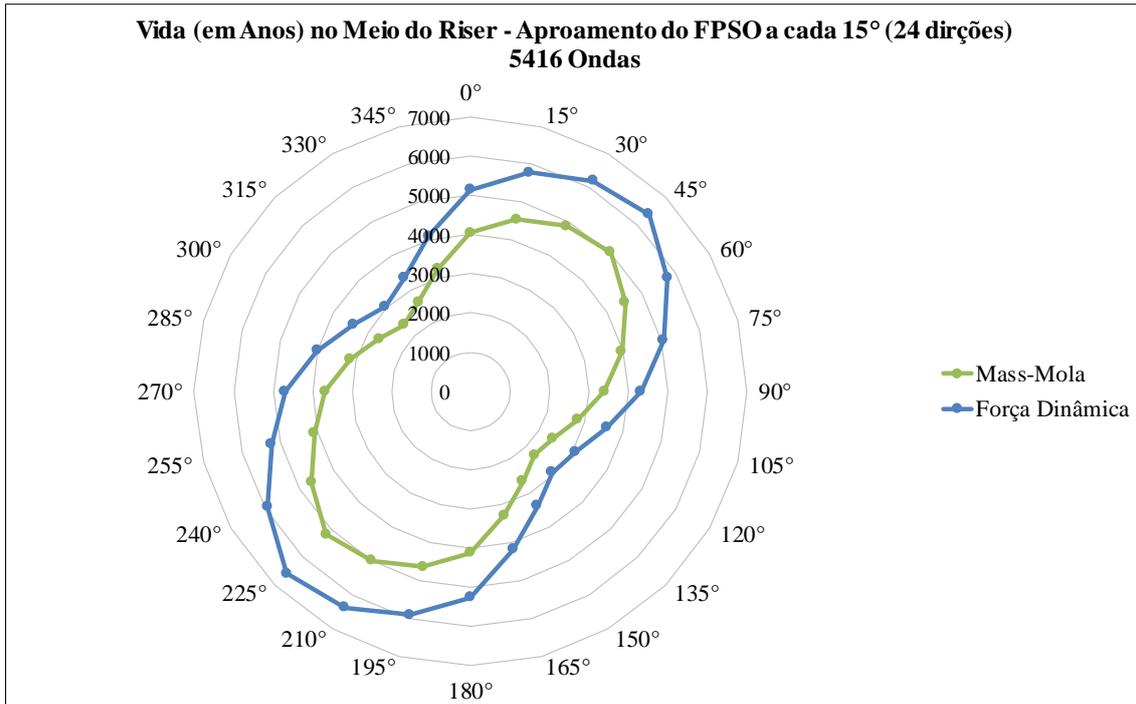


Figura 88 – Vida útil à fadiga no meio do riser variando o aproamento do navio.

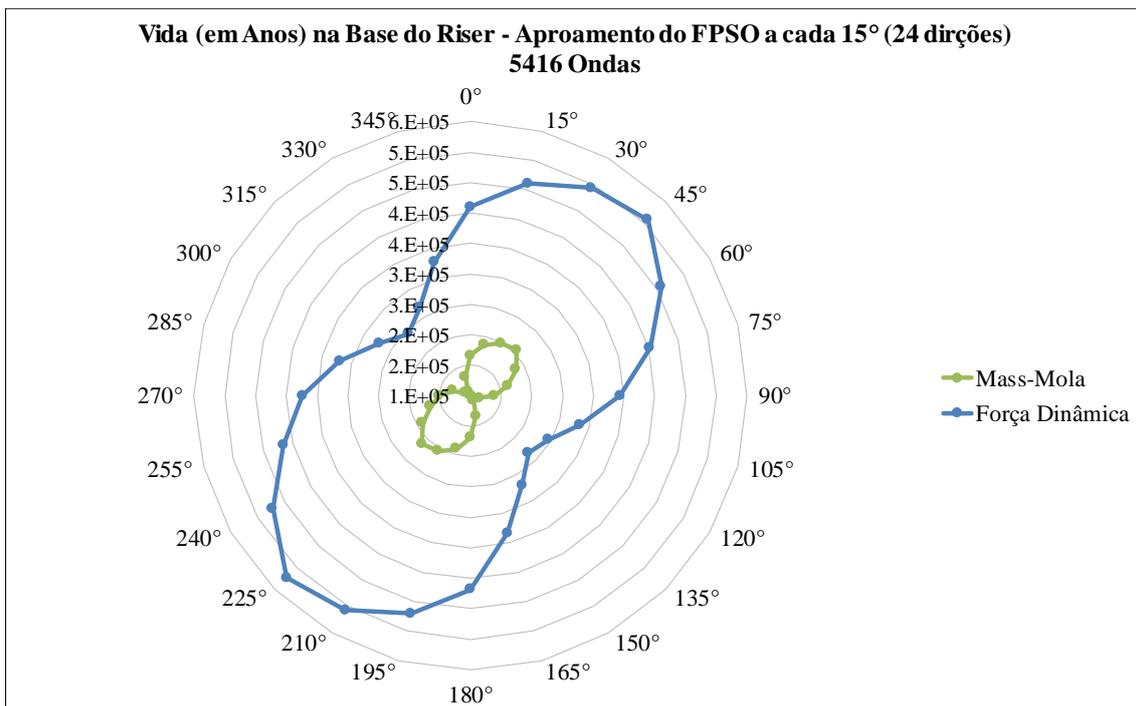


Figura 89 – Vida útil à fadiga na base do riser variando o aproamento do navio.

Devido a inviabilidade de analisar 5416 ondas através de análises no domínio do tempo utilizando o método dos elementos finitos, pois dependeria um alto custo computacional e de tempo, selecionou-se um conjunto menor de ondas. Este conjunto foi escolhido, através das ferramentas analíticas, objetivando balancear um número reduzido

de ondas com a representatividade das mesmas em relação ao dano obtido com o conjunto total. Assim, ordenando as ondas pelo dano causado no topo, chegou-se ao número de 390 ondas. Elas representam 90,1% do dano total no topo utilizando a metodologia da massa-mola e 90,0% utilizando a metodologia da força dinâmica, como mostra a Tabela 20. Estas ondas se encontram em 8 direções: 120°, 135°, 150°, 285°, 300°, 315°, 330° e 345°. A Figura 90 apresenta o dano por direção das 5416 ondas. Observa-se que os maiores danos ocorrem nas direções perpendiculares ao aproamento do FPSO que é de 225°. A Figura 91 compara as vidas ao longo do riser vertical utilizando os dois conjuntos de ondas. Neste caso, a maior diferença entre os métodos ocorre no topo.

Tabela 20 – Dano e vida útil à fadiga obtidos no topo do riser com 5614 e 390 ondas.

Número de Ondas	Dano no Topo				Vida no Topo	
	Massa-Mola		Força Dinâmica		Massa-Mola	Força Dinâmica
5614	9,393E-04	100,0%	8,436E-04	100,0%	1064,65	1185,43
390	8,462E-04	90,1%	7,593E-04	90,0%	1181,72	1317,08

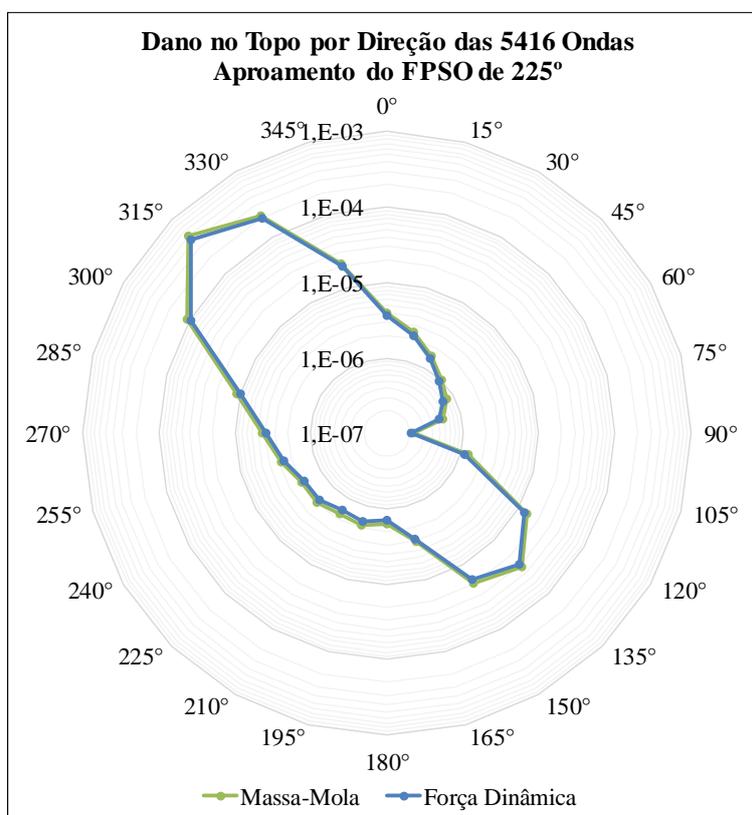


Figura 90 – Dano por direção das 5416 ondas em escala logarítmica comparando o número de ondas analisadas.

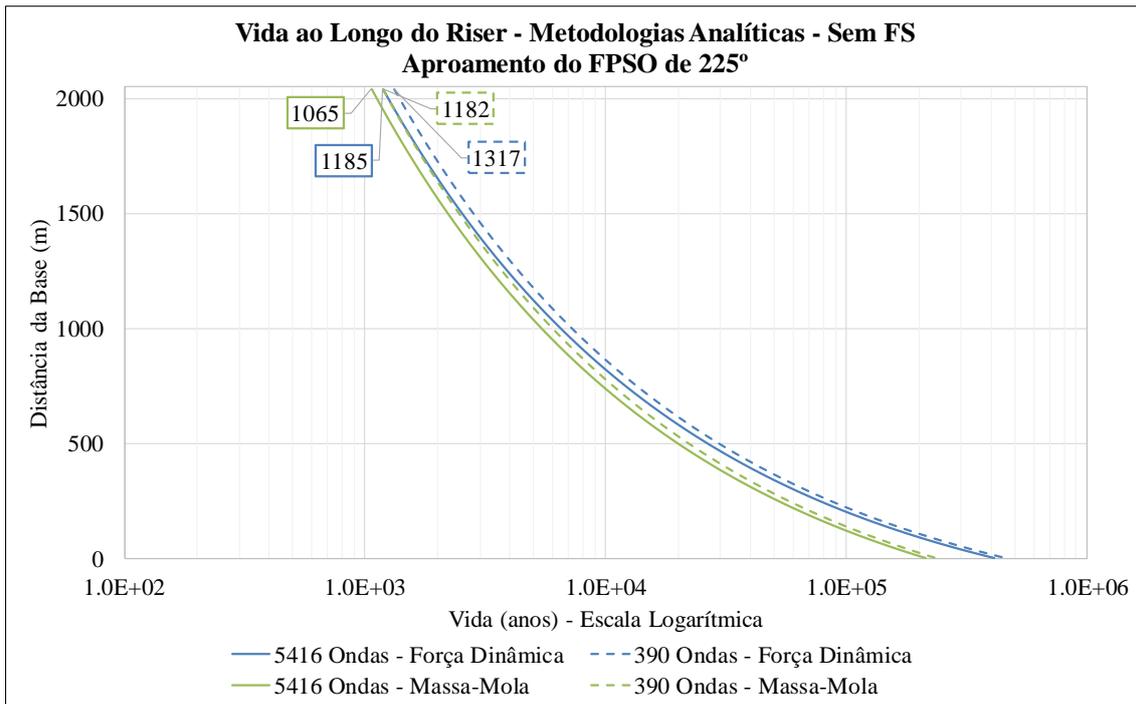


Figura 91 – Vida útil à fadiga ao longo do riser comparando o número de ondas analisadas.

Também foram obtidos os fatores de segurança ao longo do *riser* vertical através do método da DNV-RP-F204 (2010). Esta metodologia de cálculo de fator de segurança foi aplicada inicialmente porque o seu processo foi todo implementado no programa em linguagem FORTRAN (2010). Isto possibilita o cálculo rápido dos fatores de segurança para cada direção de aproamento do FPSO.

A Figura 92 até a Figura 94 apresentam as vidas úteis à fadiga para as 5416 ondas nas três seções de interesse do *riser* vertical: topo, meio e base. Observando estes resultados, verifica-se que a mudança de aproamento do FPSO pouco interfere no valor do fator de segurança obtidos nestas seções do *riser* vertical.

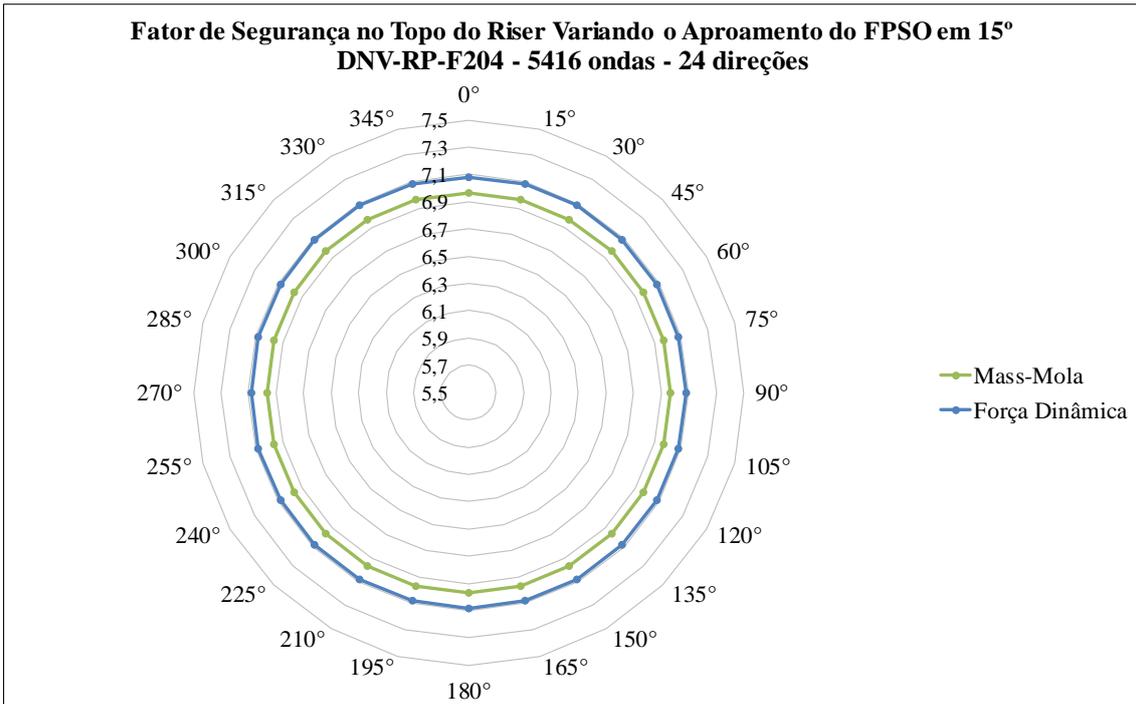


Figura 92 – Fator de segurança no topo do riser variando o aproamento do navio.

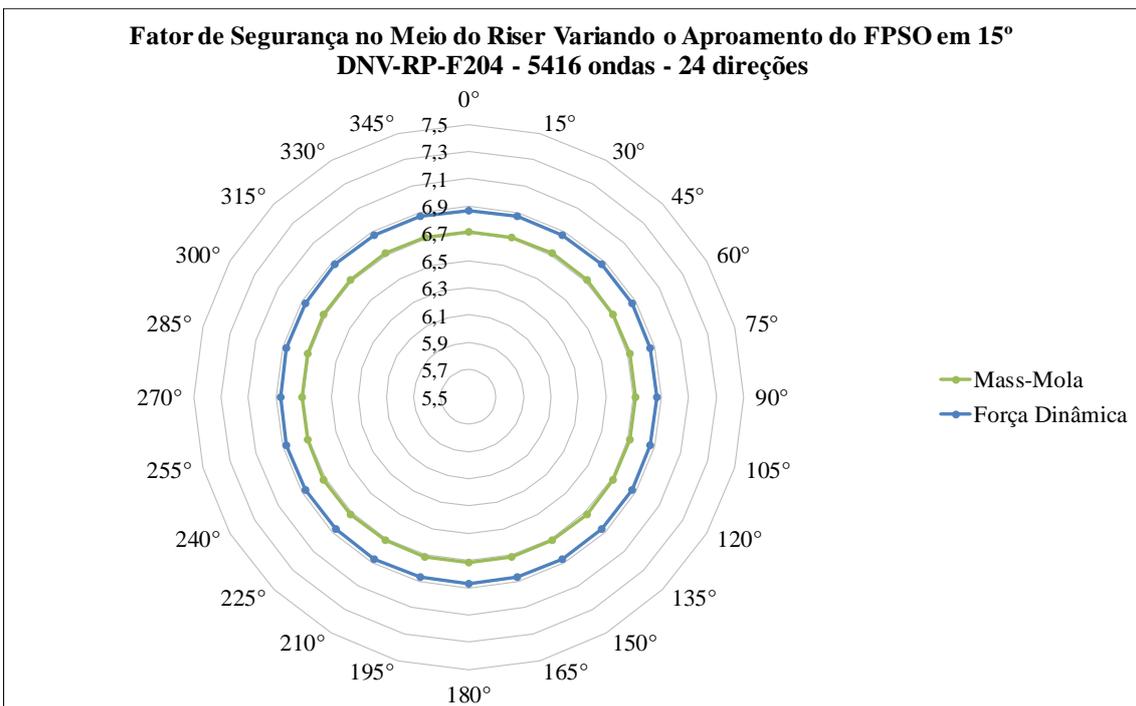


Figura 93 – Fator de segurança no meio do riser variando o aproamento do navio.

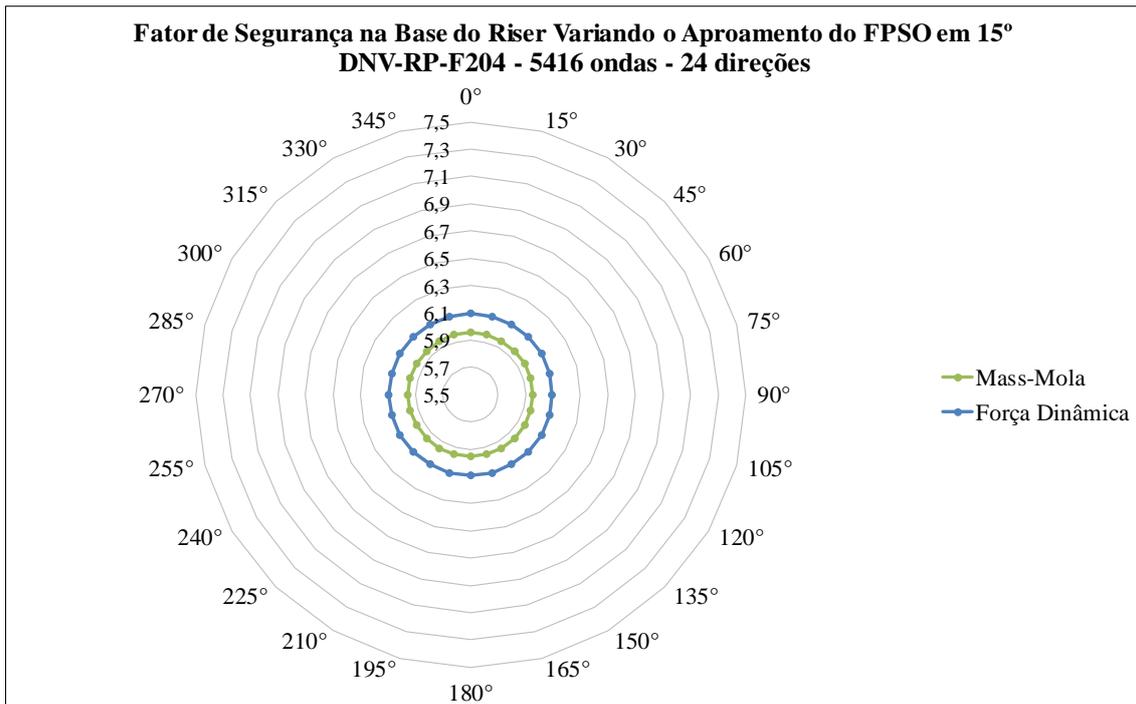


Figura 94 – Fator de segurança na base do riser variando o aproximamento do navio.

V.2.3. Caso de análise 2 – Modelo base e fatores de segurança

Uma vez escolhido o aproximamento do navio e os casos de análise, foi possível realizar as análises de fadiga do modelo base (caso 2 da Tabela 17) através das metodologias analíticas e do método dos elementos finitos. Também foram calculados os fatores de segurança necessários para o *riser* vertical aplicando os conceitos de confiabilidade e o modelo aprimorado da DNV-RP-F204 (2010).

Um fato importante observado através das análises realizadas é que o tempo necessário para estimar a vida útil devida à fadiga do *riser* através dos métodos analíticos é muito menor quando comparado ao método dos elementos finitos. O tempo médio necessário para realizar as simulações de 3600s para calcular os esforços devido a cada estado de mar através do método dos elementos finitos foi de três horas. Enquanto que a ferramenta analítica precisou de 39s para calcular a vida ao longo do *riser* vertical, através dos dois métodos apresentados, para o conjunto de 5416 ondas.

A Figura 95 compara as vidas calculadas com as metodologias analíticas e com o método dos elementos finitos. Observa-se que as respostas das metodologias analíticas

mostram uma excelente proximidade da resposta de referência que é o método dos elementos finitos, principalmente quando se compara com o método da força dinâmica.

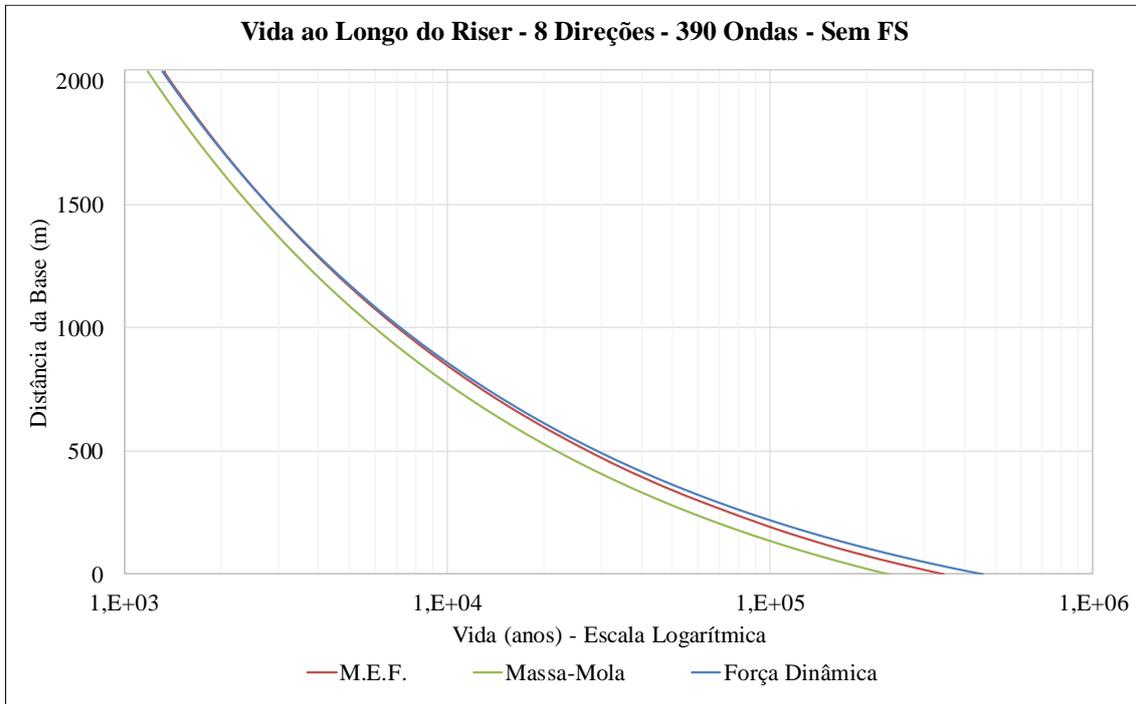


Figura 95 – Vida ao longo do riser através das três metodologias.

Um dos objetivos deste trabalho é verificar a capacidade dos métodos analíticos de identificarem os casos de carregamento que causam os maiores danos ao *riser* vertical. A Figura 96 apresenta as ondas ordenadas por seus respectivos danos obtidos através do método dos elementos finitos. Observa-se que em ambas as metodologias analíticas, as ondas que causam mais danos são bem caracterizadas. Este fato é importante para a utilização da ferramenta analítica na obtenção de um conjunto menor, porém representativo, dos estados de mar atuantes.

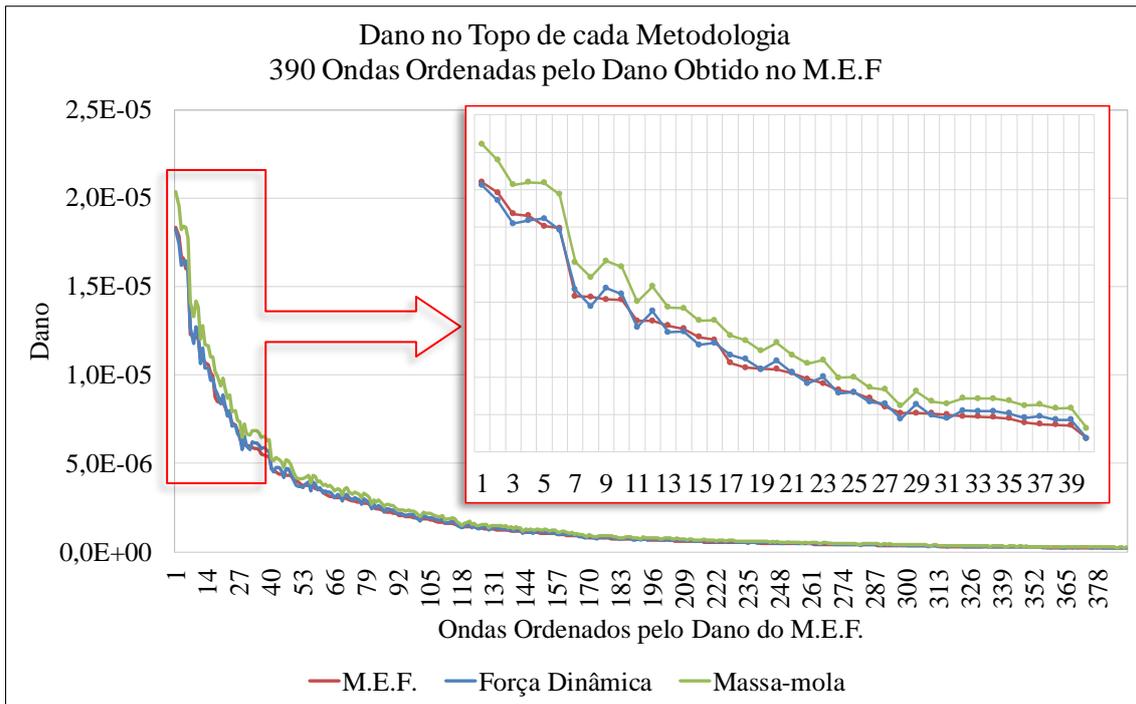


Figura 96 – Dano no topo do riser provocado por cada onda.

Dando continuidade ao cálculo dos fatores de segurança, foi escolhido um conjunto menor, como recomenda a DNV-RP-F204 (2010), de 32 ondas para avaliar os danos devido a cada uma das variáveis aleatórias. As alturas e os períodos destas 32 ondas que produziram mais danos no topo do *riser* através do método dos elementos finitos são apresentados na Figura 97. Neste novo subconjunto, 24 ondas possuem direção de 315° e 8 são de 330°. Estas ondas foram consideradas também nas metodologias analíticas e apresentaram as mesmas porcentagens de dano, como mostra a Tabela 21.

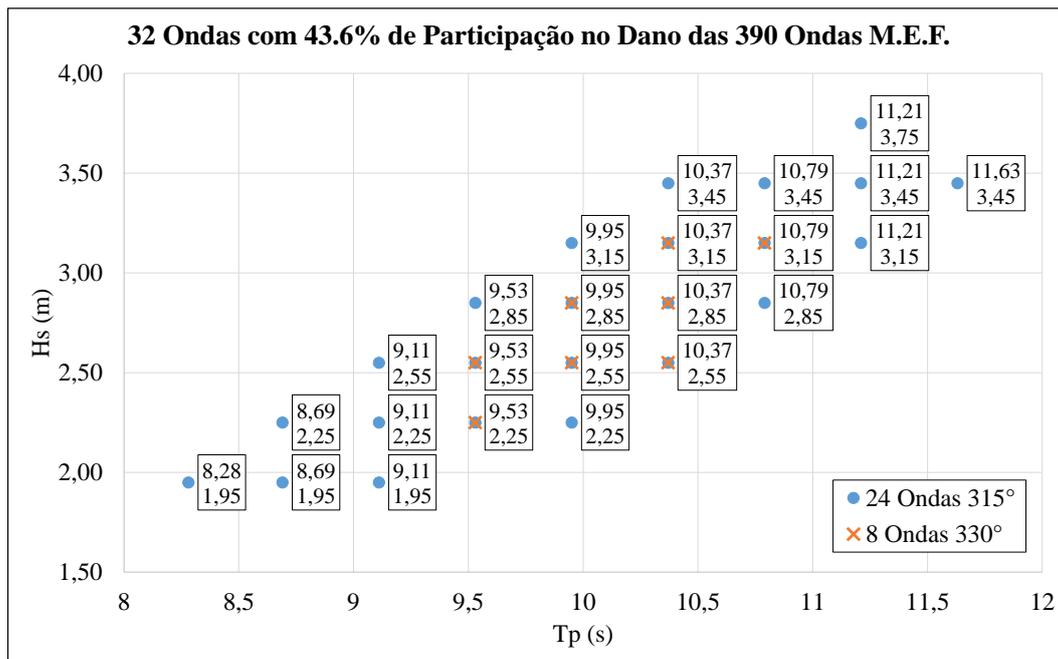


Figura 97 – Ondas adotadas para as obtenções dos fatores de segurança.

Tabela 21 – Dano e vida obtidos no topo do riser para os conjuntos de 390 e 32 ondas.

Número de Ondas	Dano no Topo					
	Massa-Mola		Força Dinâmica		Elementos Finitos	
390	8,462E-04	100,0%	7,593E-04	100,0%	7,48E-04	100,0%
32	3,700E-04	43,7%	3,306E-04	43,5%	3,26E-04	43,6%

Com a determinação do conjunto de ondas, as três metodologias de análise foram utilizadas para calcular os danos de fadiga ao longo do *riser*. Para a obtenção dos fatores de segurança, são necessárias análises extras para verificar a influência no dano devido a variação das quatro variáveis aleatórias, que neste item são: peso específico do fluido interno, peso do *riser* (através do peso específico do aço), RAO da unidade flutuante e CD dos *risers* flexíveis do sistema de fundo. Assim, para cada uma destas variáveis aleatórias, foi analisado um modelo que variou em mais dois desvios-padrão a respectiva variável e outro que variou em menos dois.

Da Figura 98 até a Figura 101 são apresentados os danos à fadiga no topo do *riser* para cada variável aleatória e suas variações. Estes foram obtidos através das três metodologias de análises. O resultado no topo foi escolhido para ser apresentado por possuir os maiores danos, porém o procedimento de cálculo foi executado para seções a cada 5m do *riser*.

Nos gráficos também são apresentadas as aproximações lineares que possibilitam as obtenções das derivadas parciais necessárias na obtenção dos fatores de segurança através da DNV-RP-F204 (2010), conforme apresentado no item IV.3. É possível observar que as variações são próximas entre os métodos de análise.

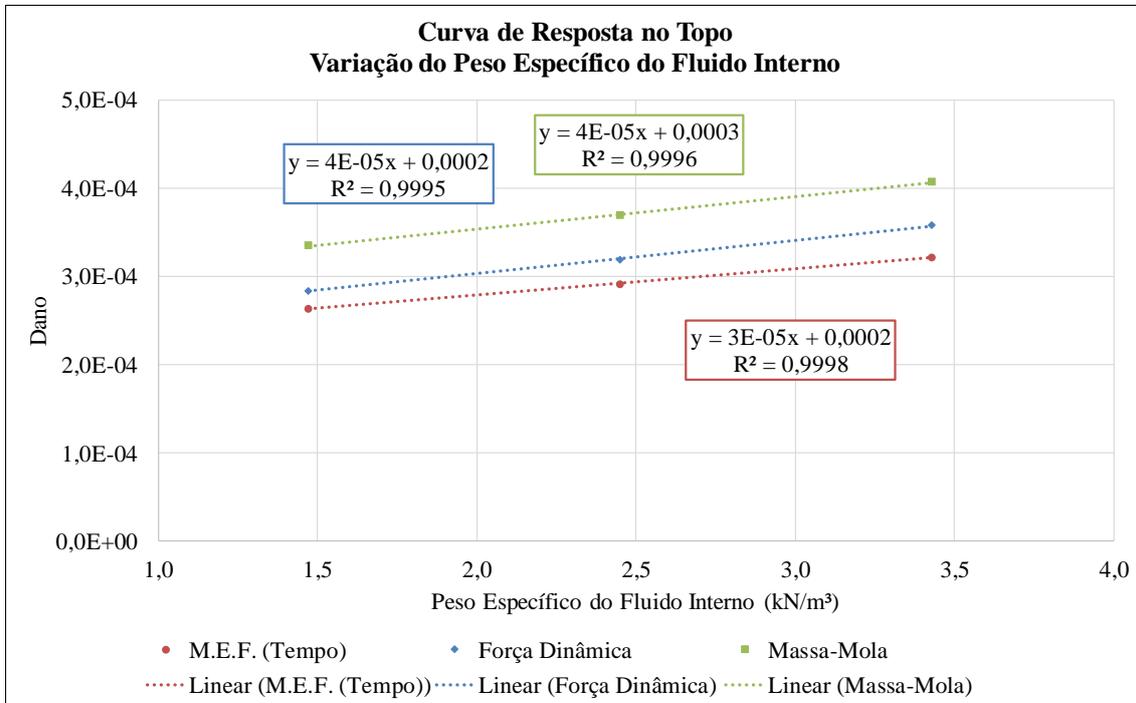


Figura 98 – Dano no topo do riser variando o peso específico do fluido interno.

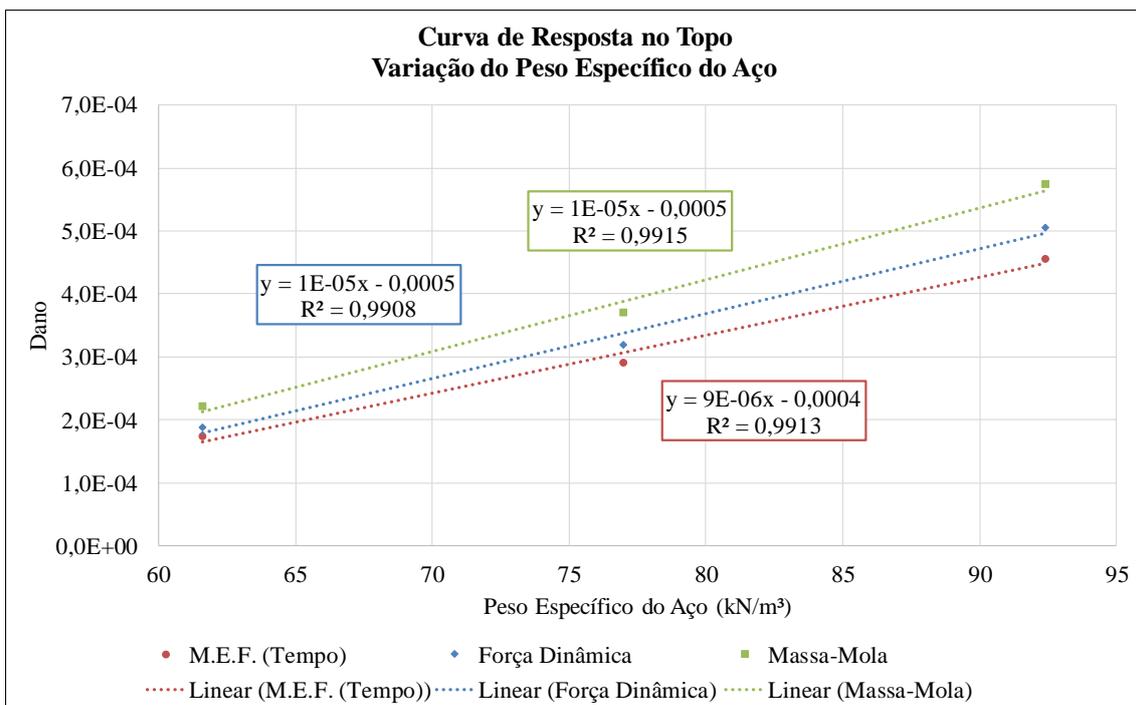


Figura 99 – Dano no topo do riser variando o peso do riser vertical.

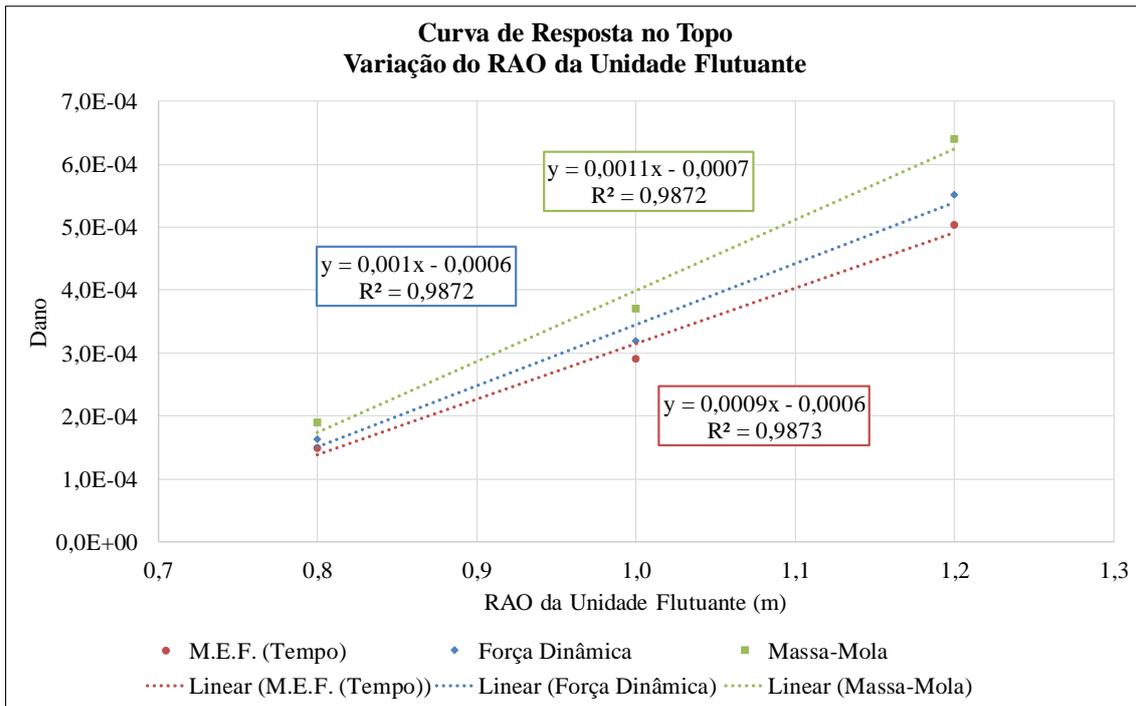


Figura 100 – Dano no topo do riser variando o RAO da unidade flutuante.

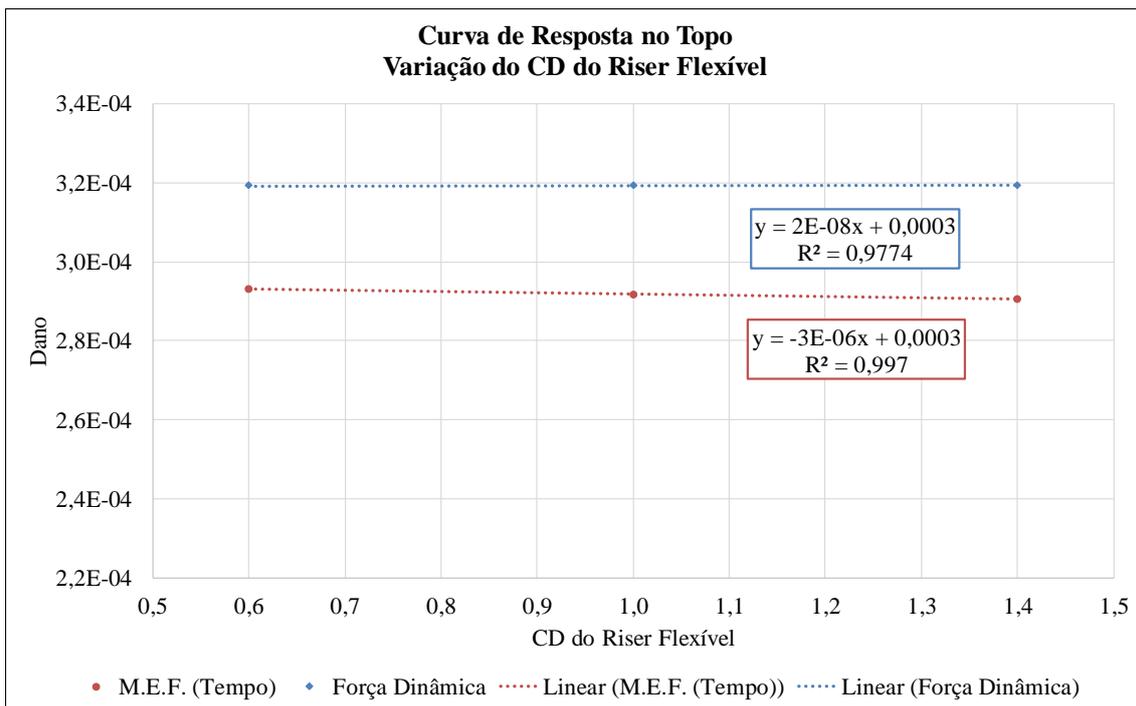


Figura 101 – Dano no topo do riser variando o CD dos risers flexíveis.

A Figura 101 apresenta a variação do dano em função do CD dos *risers* flexíveis. Observa-se que a variação do dano devido ao CD é mínima. Sendo que não há variação de dano quando utilizada a metodologia massa-mola pois o CD dos *risers* do sistema de fundo não é considerado na formulação deste método.

Uma vez obtido os parâmetros necessários, foi possível calcular os fatores de segurança ao longo do *riser* através das três metodologias de análise utilizando o procedimento recomendado pela DNV-RP-F204 (2010). A Figura 102 apresenta estes fatores de segurança ao longo do *riser* e o fator de projeto igual a 10 utilizado para classe de segurança alta, que foi considerada neste exemplo. O gráfico apresenta uma excelente proximidade entre os valores obtidos pelo método da força dinâmica e o dos elementos finitos.

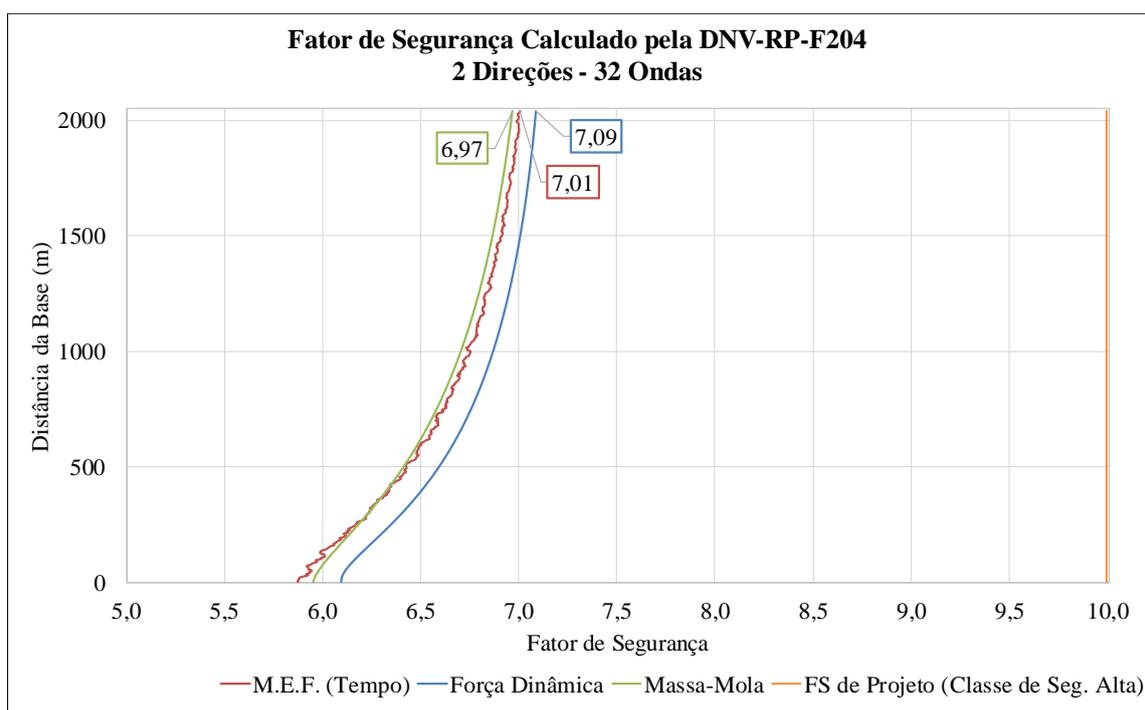


Figura 102 – Fatores de segurança ao longo do riser calculados pela DNV-RP-F204.

Como exposto anteriormente, para que seja viável a execução das análises através do método dos elementos finitos de inúmeros modelos modificando os valores das variáveis aleatórias, um conjunto reduzido das ondas foi escolhido como recomenda a DNV-RP-F204 (2010). A Figura 103 apresenta os fatores de segurança no topo do *riser* considerando os conjuntos de ondas utilizados neste exemplo. Observando os resultados obtidos com as metodologias analíticas, conclui-se que o conjunto de 32 ondas é bem representativo, havendo pouca variação dos resultados quando comparados com os obtidos com os conjuntos com números maiores de ondas. Assim, é possível utilizar este conjunto reduzido nos cálculos dos fatores de segurança.

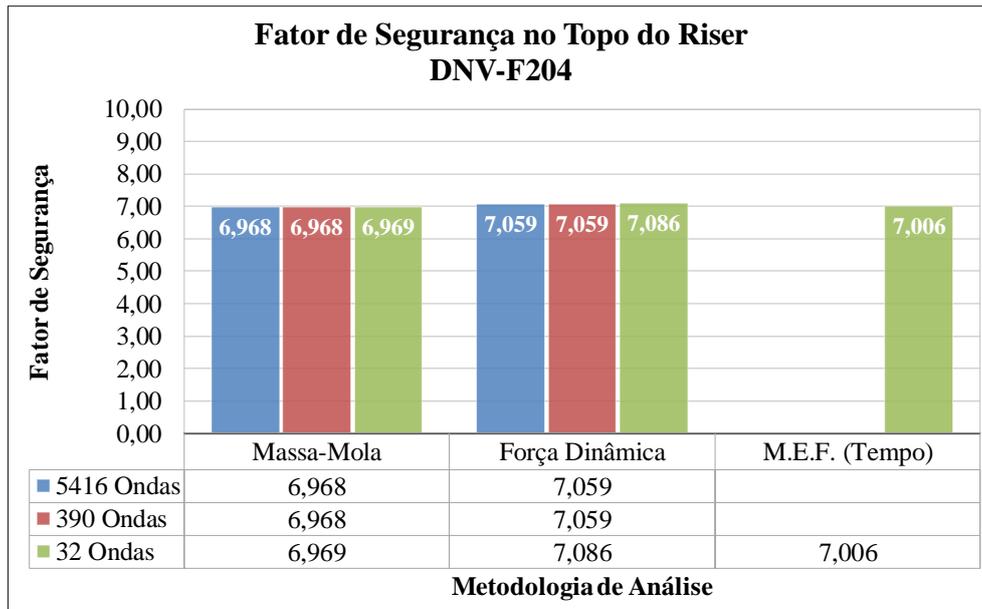


Figura 103 – Fator de segurança no topo do riser calculado pela DNV-F204.

Para o cálculo dos fatores de segurança baseado em confiabilidade estrutural é necessário o ajuste do polinômio para os danos normalizados das variáveis aleatórias. O polinômio que melhor se ajustou foi o do 2º grau. Os polinômios utilizados no topo do riser para cada uma das metodologias de análise e para cada uma das variáveis aleatórias são apresentados da Figura 104 até a Figura 107. Assim como as aproximações lineares apresentadas anteriormente, os ajustes dos polinômios ficam próximos entre as três metodologias de análise.

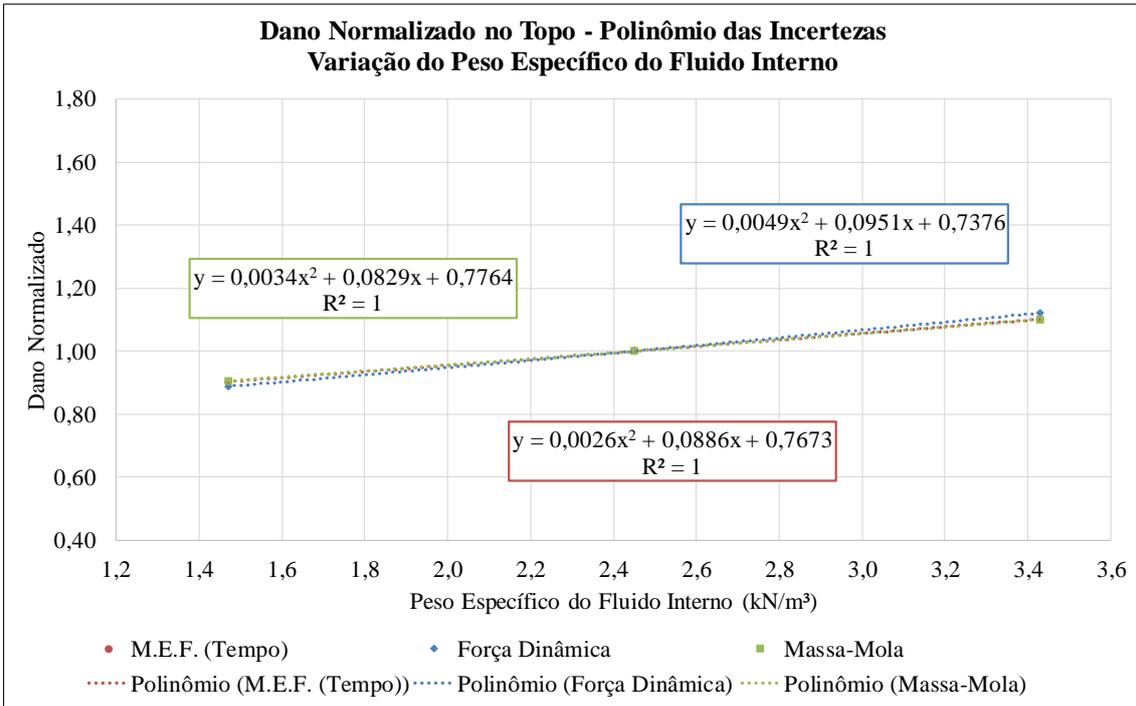


Figura 104 – Dano normalizado no topo do riser variando o peso específico do fluido interno.

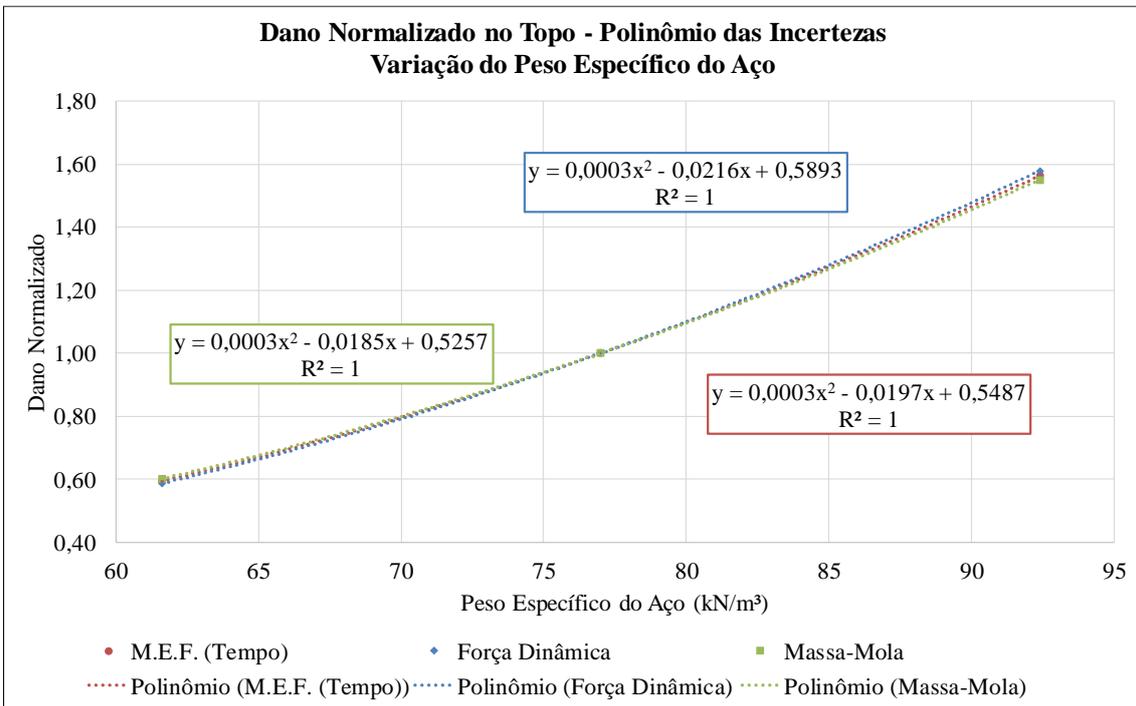


Figura 105 – Dano normalizado no topo do riser variando o peso do riser vertical.

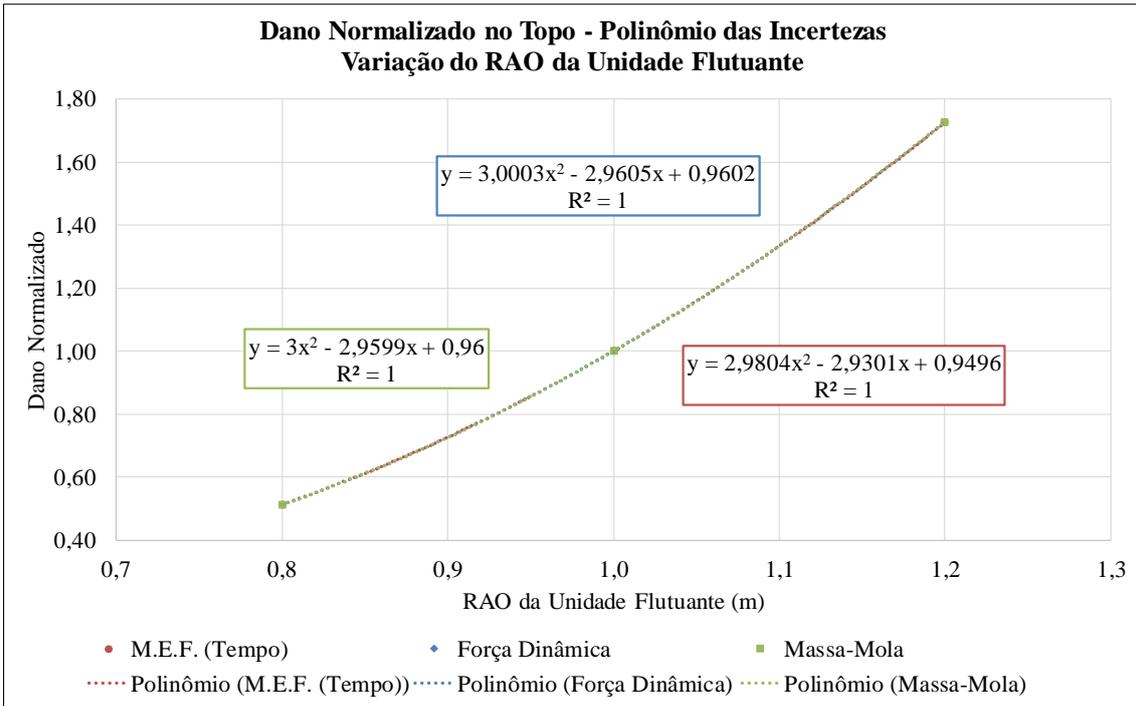


Figura 106 – Dano normalizado no topo do riser variando o RAO da unidade flutuante.

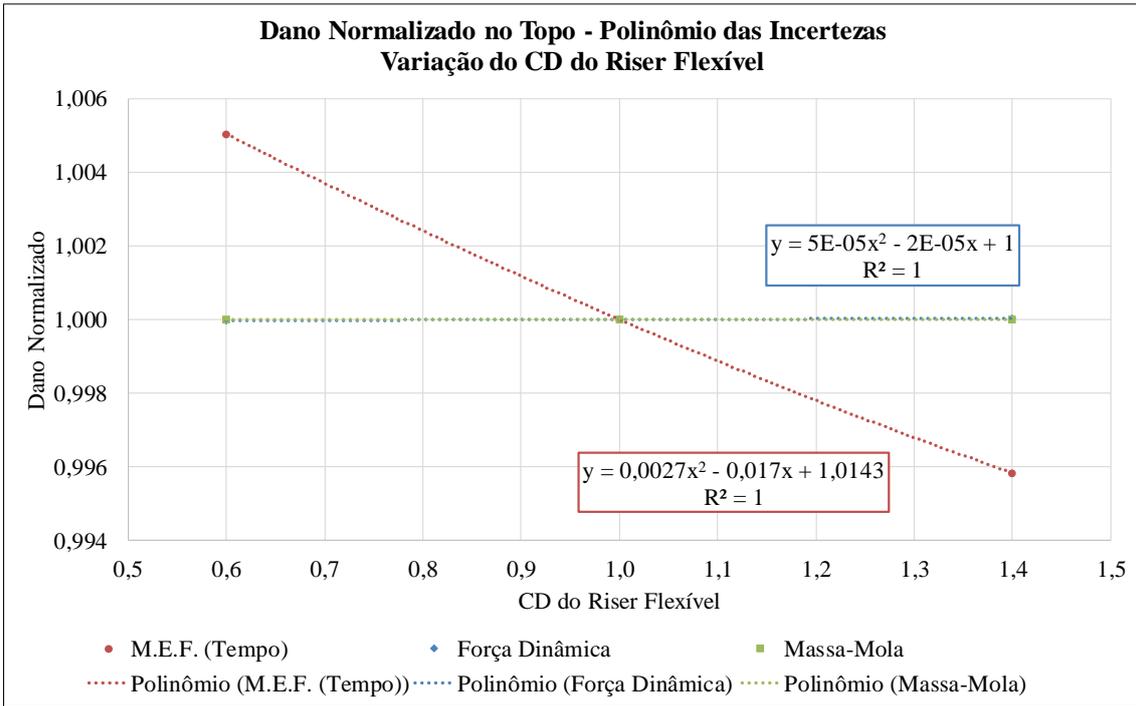


Figura 107 – Dano normalizado no topo do riser variando o CD do riser flexível.

Para o cálculo dos fatores de segurança baseado em confiabilidade estrutural foram escolhidas três seções de interesse do riser: topo, meio e base. A Figura 108 até a Figura 110 comparam estes respectivos resultados calculados pelos métodos FORM e SORM com os fatores de segurança calculados pelo método da DNV-RP-F204 (2010), utilizando sempre as três metodologias de análises.

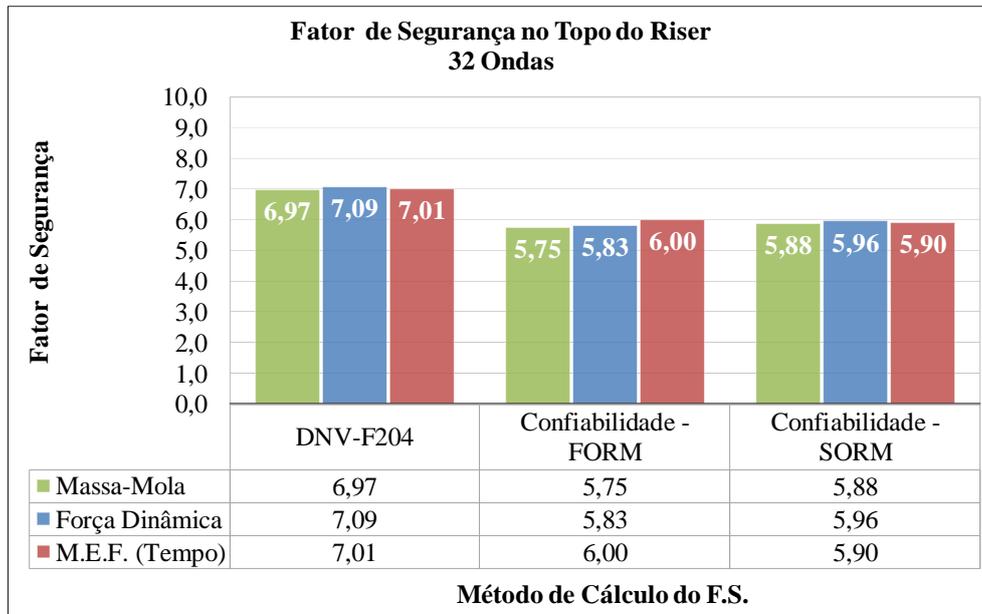


Figura 108 – Fatores de segurança calculdos no topo do riser pela DNV-RP-F204 e por confiabilidade.

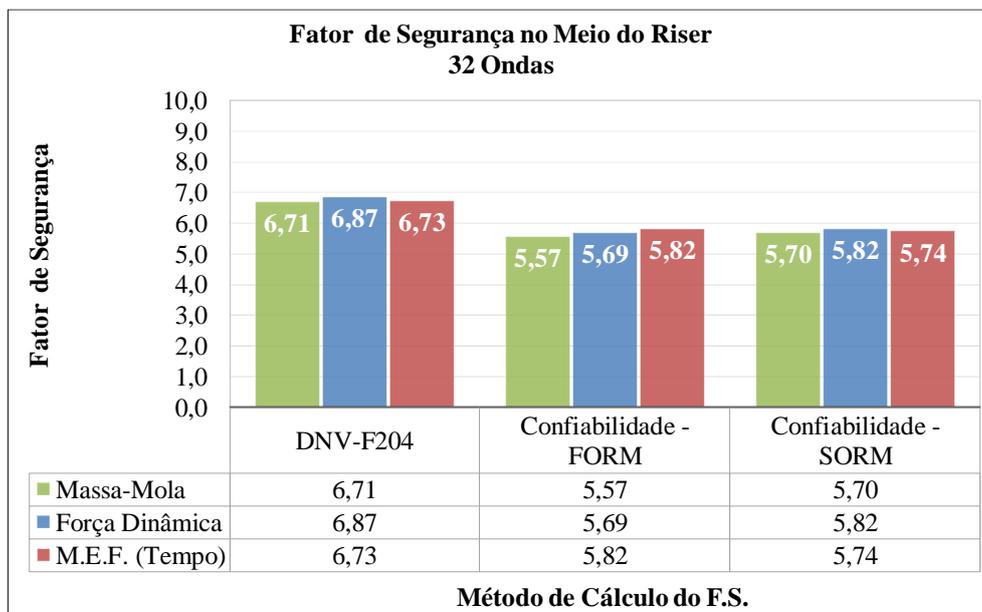


Figura 109 – Fatores de segurança calculdos no meio do riser pela DNV-RP-F204 e por confiabilidade.

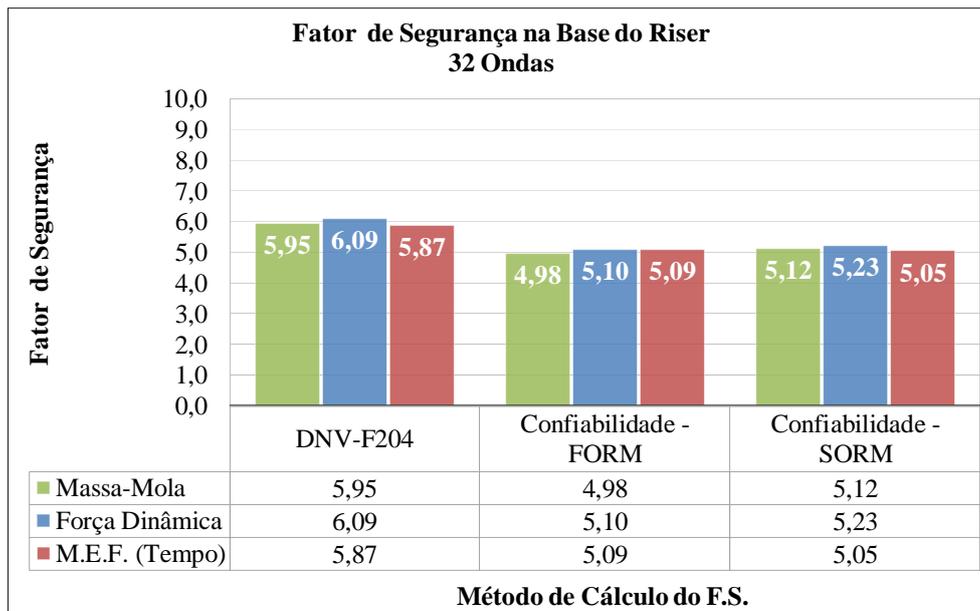


Figura 110 – Fatores de segurança calculados na base do riser pela DNV-RP-F204 e por confiabilidade.

Observando os resultados apresentados, é possível chegar a algumas conclusões:

- O método recomendado pela DNV-RP-F204 (2010) é mais conservador para o projeto do que o método baseado em confiabilidade, pois apresentou valores de fator de segurança mais elevados. Ainda assim, os resultados encontrados através das duas metodologias são próximos;
- Há uma proximidade dos resultados analíticos em relação aos fatores de segurança obtidos com o método dos elementos finitos. Assim, para o modelo de RSAA apresentado neste item, a metodologia analítica está capacitada para estimar os fatores de segurança ao longo do riser vertical.

Nos próximos itens serão apresentados os casos de análise com estudos paramétricos do RSAA, focando nas obtenções da vida útil à fadiga e dos fatores de segurança devidos à fadiga.

V.2.4. Caso de análise 3 – Lâmina d'água e comprimento do riser vertical

Neste item, serão estudadas as influências da lâmina d'água e, conseqüentemente, do comprimento do riser vertical na vida e nos fatores de segurança ao longo de seu comprimento. Para isso, o modelo base do item anterior será comparado com outros três modelos com 1700m, 1200m e 700m de lâmina d'água. Neste exemplo, a variação irá influenciar no comprimento do riser e no período natural do RSAA. Os demais parâmetros serão mantidos, como mostra a Tabela 22.

Tabela 22 – Propriedades dos modelos com variação do comprimento do riser vertical.

		Caso de Análise				
		Propriedades		3		
Geral	LDA	m	2200	1700	1200	700
	Azimuth Plataforma	graus	225°			
	Fluido Interno	kN/m ³	2,45			
Riser Vertical	Comprimento	m	2040	1540	1040	540
	Diâmetro Externo	pol	20,0			
		m	0,508			
	Diâmetro Interno	m	0,4382			
	Espessura	mm	34,92			
	Área Interna	m ²	0,150784			
	Área de Aço	m ²	0,051899			
	Peso Submerso Cheio	kN/m	4,3656			
Massa	kg/m	445,02				
Riser Flexível	Número de Linhas	-	2			
	Ângulo de Topo	graus	7°			
	Diâmetro Externo	pol.	23,0			
		m	0,5870			
	Diâmetro Interno	pol.	17,0			
		m	0,4318			
Peso Submerso Vazio	kN/m	1,9696				
Rigidez Axial	GN	1,6050				
Sistema de Fundo	Altura	m	150,0			
	Massa M	kg	206930,75			
	Rigidez K	N/m	8384,70			
RSAA	Celeridade	m/s	4913,32			
	Período Natural	s	2,039	1,632	1,225	0,818

Seguindo o mesmo procedimento executado no item anterior, foram calculados a vida e os fatores de segurança ao longo dos *risers* dos quatro modelos através das três metodologias de análise. A Figura 111 apresenta a comparação das vidas úteis estimadas através dos métodos dos elementos finitos e da massa-mola, sem considerar os fatores de segurança. A Figura 112 compara os métodos dos elementos finitos com o da força dinâmica. Observa-se que os valores obtidos através da metodologia da força dinâmica se aproximam bem dos obtidos através do método dos elementos finitos, que são os valores de referência, para os quatro comprimentos de *riser*. Outro fato observado no gráfico é que, nas três metodologias, a mudança do comprimento pouco interfere na resposta da mesma região a partir da base do *riser*.

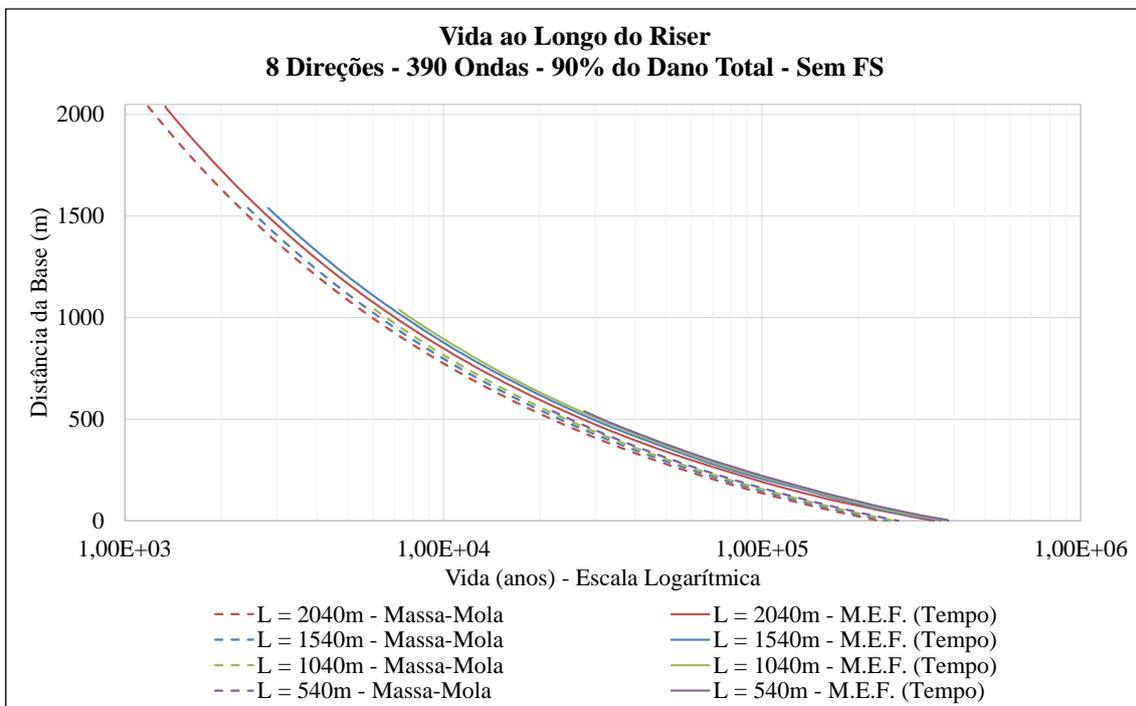


Figura 111 – Vida ao longo do riser com variação de seu comprimento – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.

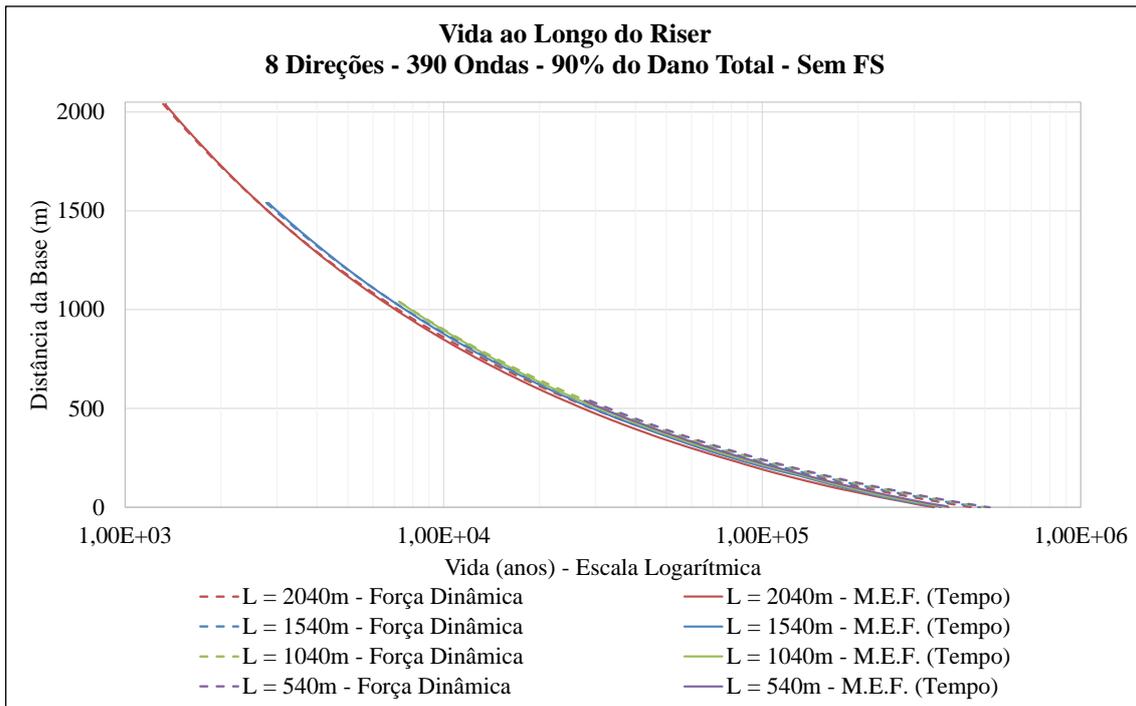


Figura 112 – Vida ao longo do riser com variação de seu comprimento – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.

A Figura 113 apresenta os fatores de segurança ao longo do *riser* calculados pela DNV-RP-F204 (2010) através dos métodos dos elementos finitos e massa-mola para os quatro modelos. A Figura 114 faz a mesma comparação utilizando os métodos dos elementos finitos e o da força dinâmica. Assim como ocorreu com a resposta de vida, os fatores de segurança obtidos através dos métodos analíticos se aproximaram dos obtidos pelo método dos elementos finitos, principalmente a metodologia da massa-mola, porém a metodologia da força dinâmica resulta em fatores de segurança superiores aos obtidos com o método dos elementos finitos, ou seja, a favor da segurança.

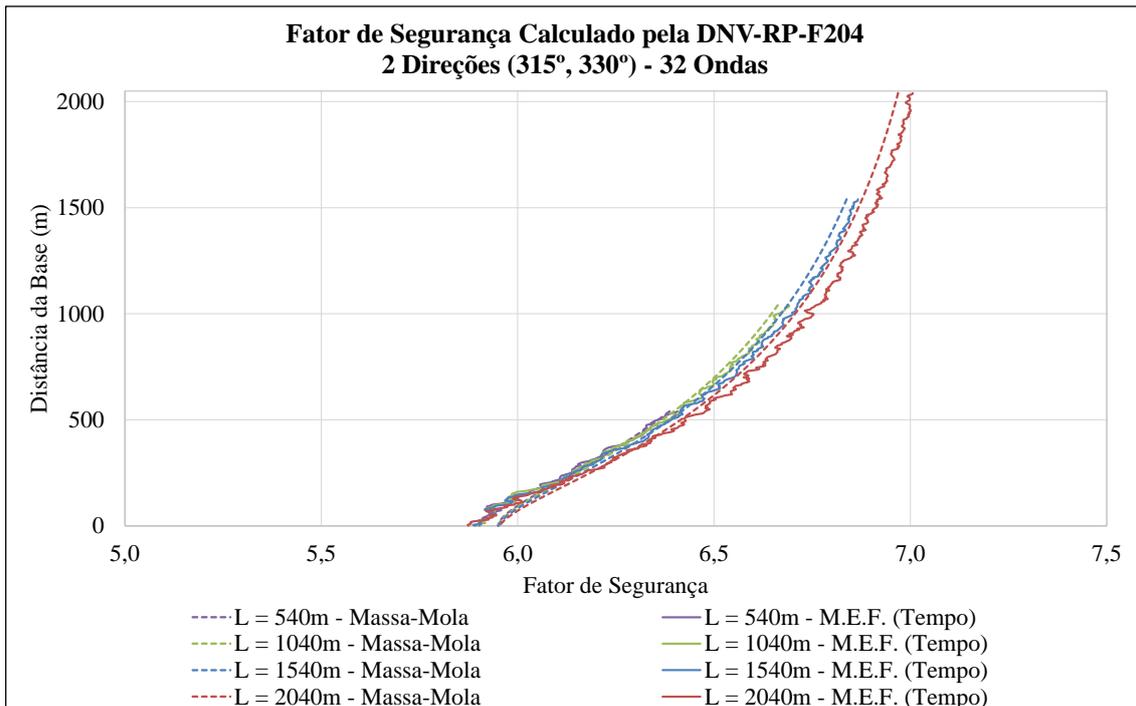


Figura 113 – Fator de segurança ao longo do riser com variação de seu comprimento – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.

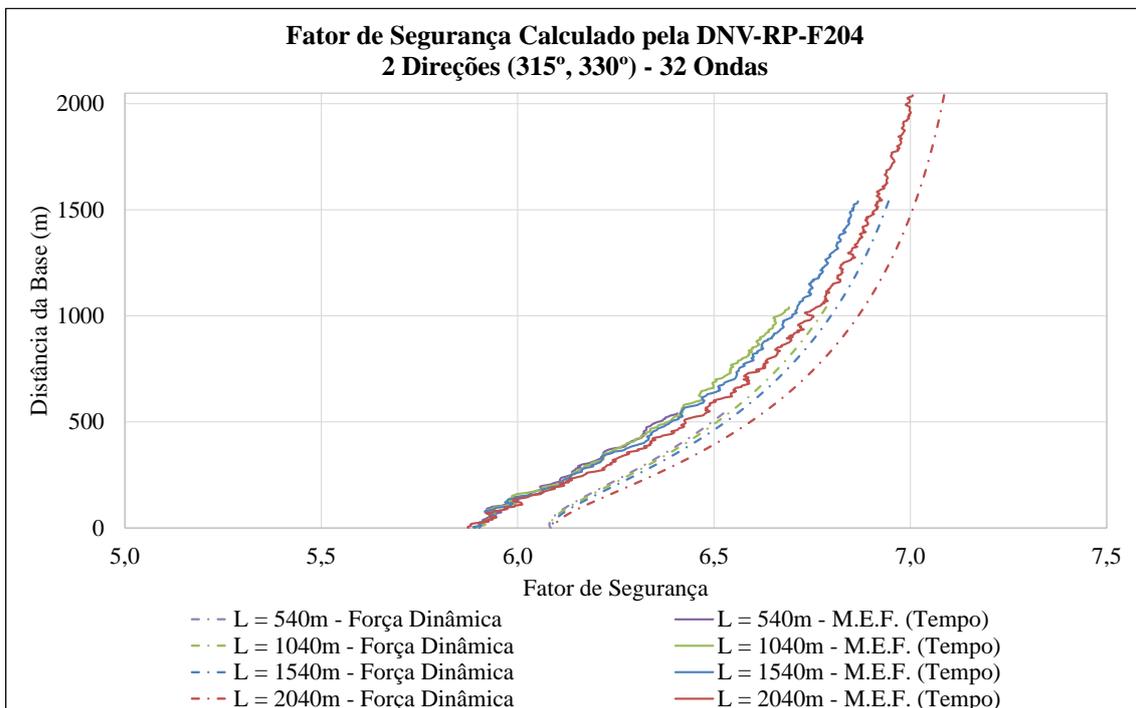


Figura 114 – Fator de segurança ao longo do riser com variação de seu comprimento – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.

A Figura 115 compara os fatores de segurança calculados através do método da DNV-RP-F204 (2010) no topo do riser vertical em função da variação do seu

comprimento. A Figura 116 e a Figura 117 fazem a mesma comparação sendo os fatores de segurança calculados pelo método da confiabilidade utilizando o FORM e SORM respectivamente.

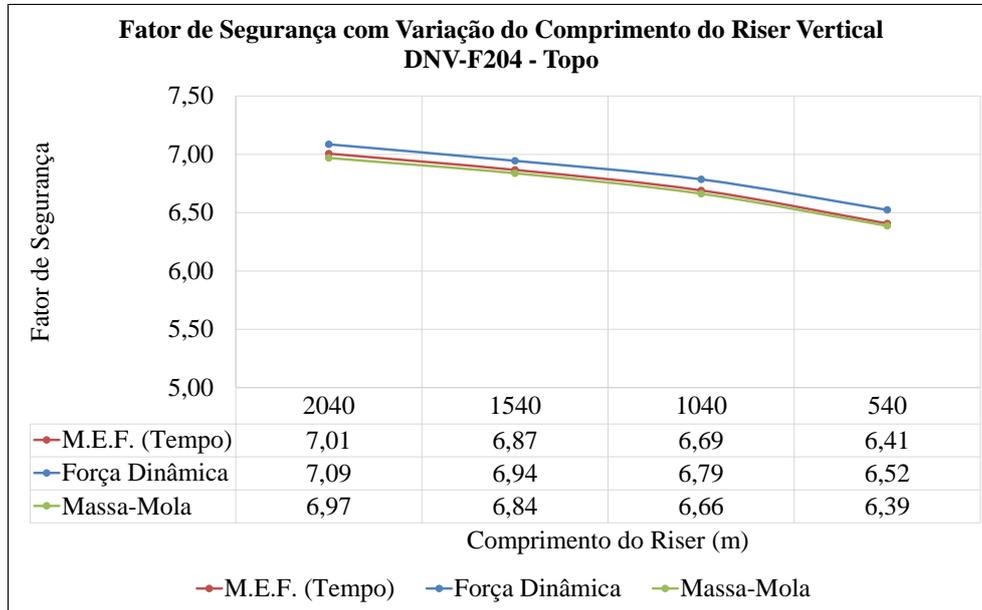


Figura 115 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da DNV-RP-F204 (2010).

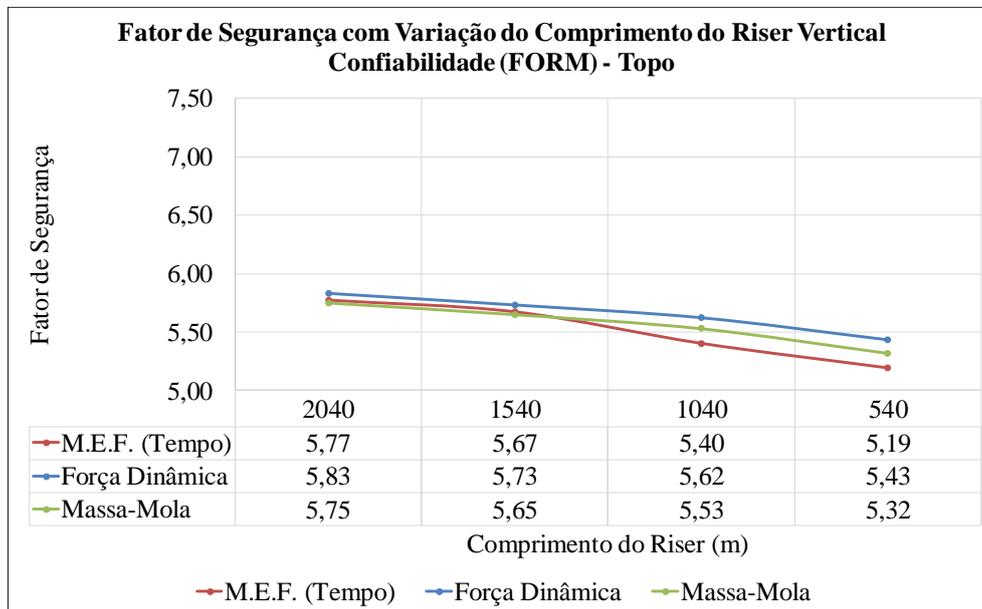


Figura 116 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da confiabilidade por FORM.

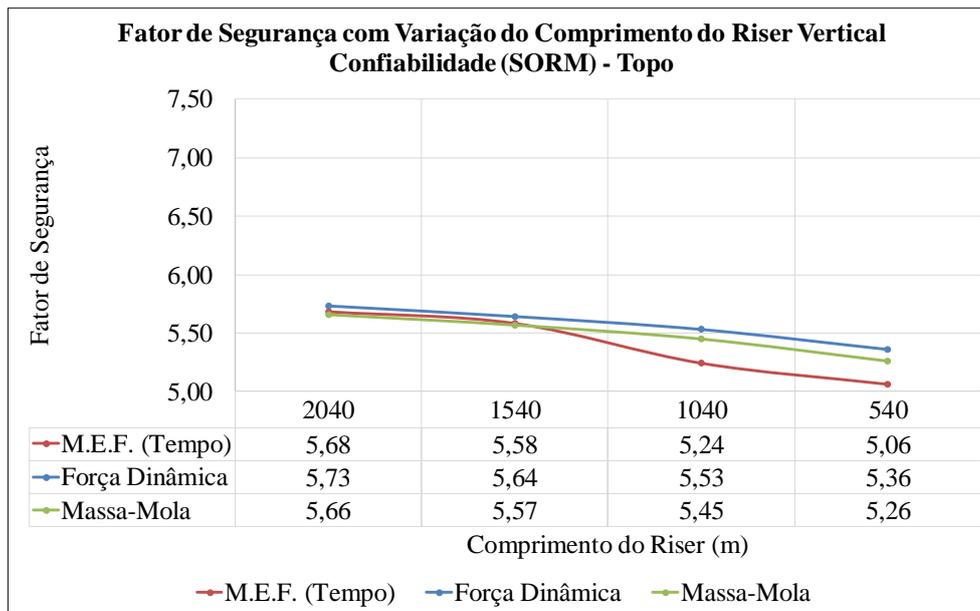


Figura 117 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da confiabilidade por SORM.

Nas três metodologias de análise e nos três métodos de cálculo do fator de segurança observa-se o mesmo comportamento, o fator de segurança no topo é proporcional ao comprimento do *riser* vertical. Ou seja, assim como o método dos elementos finitos, as metodologias analíticas mostraram a redução do fator de segurança no topo para comprimentos menores de *risers*.

Como realizado para o modelo base do item anterior, também foram calculados os fatores de segurança para as seções do meio e da base do *riser* variando seu comprimento. Estes valores são apresentados nos gráficos do anexo B.2.

Assim, diante do que foi exposto neste exemplo, a ferramenta analítica consegue estimar as repostas em termos de vida útil e de fator de segurança devido à fadiga para o caso de variação da lâmina d'água e, conseqüentemente, do comprimento do *riser* vertical.

V.2.5. Caso de análise 4 – Fluido interno

Dando continuidade ao estudo paramétrico do RSAA, neste item será verificada a influência do fluido interno na resposta em termos de vida e de fatores de segurança ao longo do *riser* vertical. Para isso foram considerados três fluidos internos, com diferentes

pesos específicos, além do original. Os pesos específicos dos fluidos internos considerados são: 2,45kN/m³, 5,00kN/m³, 8,00kN/m³ e 10,0553kN/m³. A Tabela 23 apresenta as propriedades comuns e as que sofreram mudanças, devido aos fluidos internos, nos modelos analisados.

Tabela 23 – Propriedades dos modelos com variação do fluido interno.

		Caso de Análise				
		Propriedades		4		
Geral	LDA	m	2200			
	Azimute Plataforma	graus	225°			
	Fluido Interno	kN/m ³	2,450	5,000	8,000	10,055
Riser Vertical	Comprimento	m	2040			
	Diâmetro Externo	pol	20,0			
		m	0,508			
	Diâmetro Interno	m	0,438			
	Espessura	mm	34,92			
	Área Interna	m ²	0,151			
	Área de Aço	m ²	0,0519			
	Peso Submerso Cheio	kN/m	4,3656	4,7501	5,2025	5,5124
Massa	kg/m	445,02	484,21	530,33	561,92	
Riser Flexível	Número de Linhas	-	2			
	Ângulo de Topo	graus	7°			
	Diâmetro Externo	pol.	23,0			
		m	0,5870			
	Diâmetro Interno	pol.	17,0			
		m	0,4318			
Peso Submerso Vazio	kN/m	1,9696				
Rigidez Axial	GN	1,6050				
Sistema de Fundo	Altura	m	150,0			
	Massa M	kg	206931	219832	235008	245404
	Rigidez K	N/m	8384,70	9728,18	11308,31	12390,42
RSAA	Celeridade	m/s	4913,32	4710,27	4500,84	4372,49
	Período Natural	s	2,039	2,118	2,207	2,266

A Figura 118 compara a vida útil à fadiga no topo do *riser* vertical com variação do fluido interno. Ambas as metodologias analíticas mostram a mesma tendência observada com o método dos elementos finitos, na qual há a redução da vida útil com o aumento do peso específico do fluido interno, como esperado, pois este aumento eleva a tração no topo.

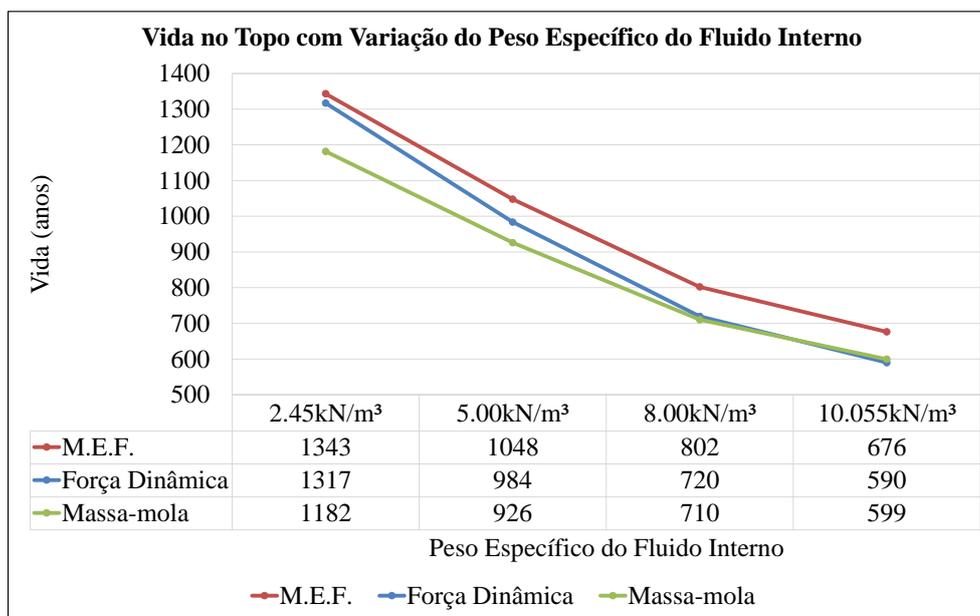


Figura 118 – Vida no topo do *riser* vertical com variação do fluido interno.

A Figura 119 apresenta as vidas úteis à fadiga ao longo do *riser* vertical de cada modelo com variação do fluido interno comparando a metodologia da massa-mola com o método dos elementos finitos. A Figura 120 compara a metodologia analítica da força dinâmica com o método dos elementos finitos. Observa-se que as respostas obtidas com a metodologia da força dinâmica são as que mais se aproximaram das obtidas com o método dos elementos finitos, sendo este método analítico mais conservador em todos os modelos com exceção do modelo base.

A Figura 121 apresenta os fatores de segurança ao longo do *riser* vertical calculados pela DNV-RP-F204 (2010) para os quatro modelos comparando a metodologia analítica da massa-mola com o método dos elementos finitos. A Figura 122 compara a metodologia analítica da força dinâmica com o método dos elementos finitos. Os fatores de segurança alcançados com ambas as metodologias analíticas se aproximaram dos obtidos com o método dos elementos finitos, principalmente o método

da massa-mola, sendo o força dinâmica mais conservador ao longo de todo o riser vertical.

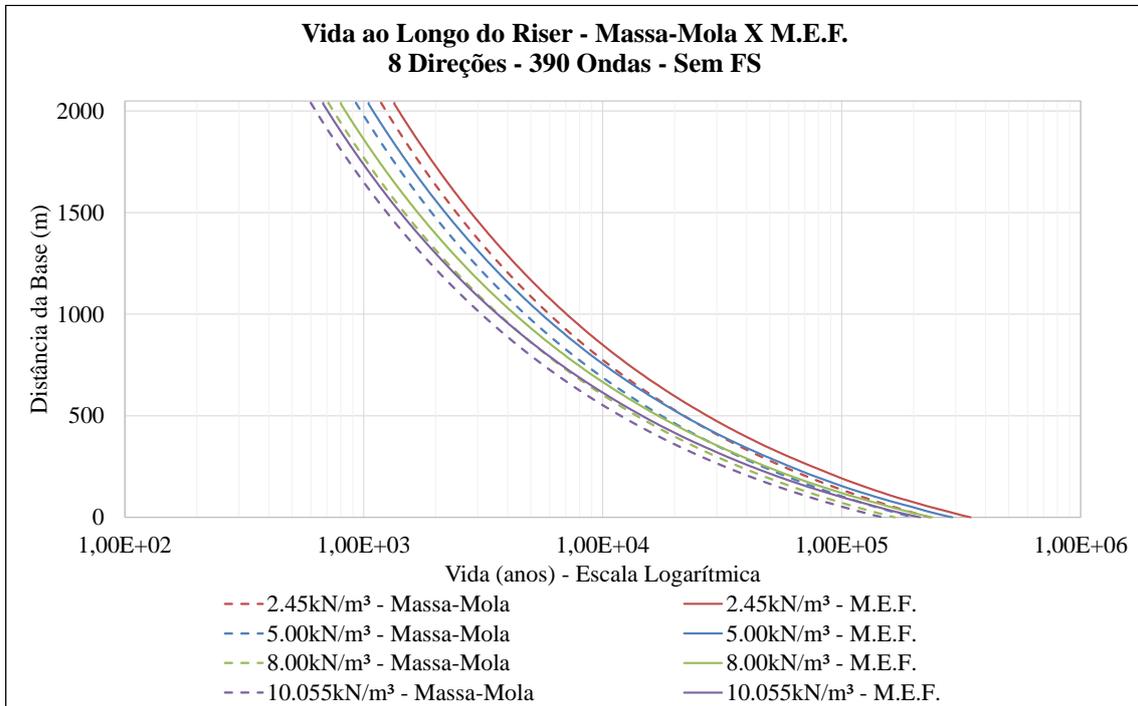


Figura 119 – Vida ao longo do riser com variação do fluido interno – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.

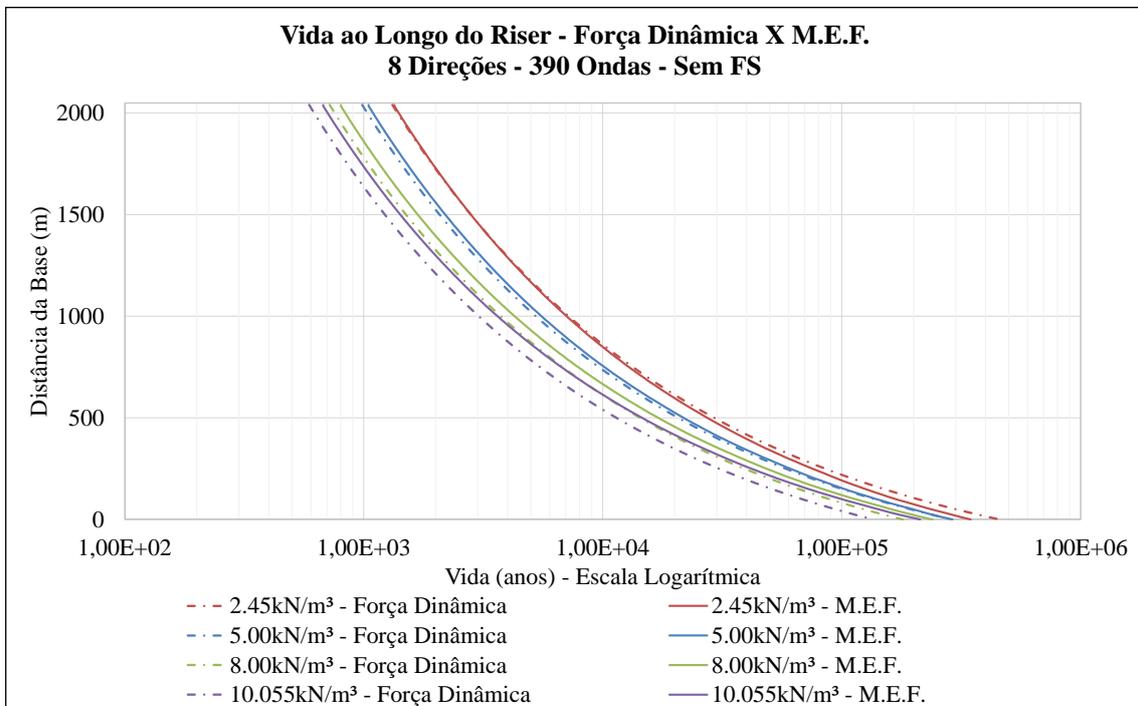


Figura 120 – Vida ao longo do riser com variação do fluido interno – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.

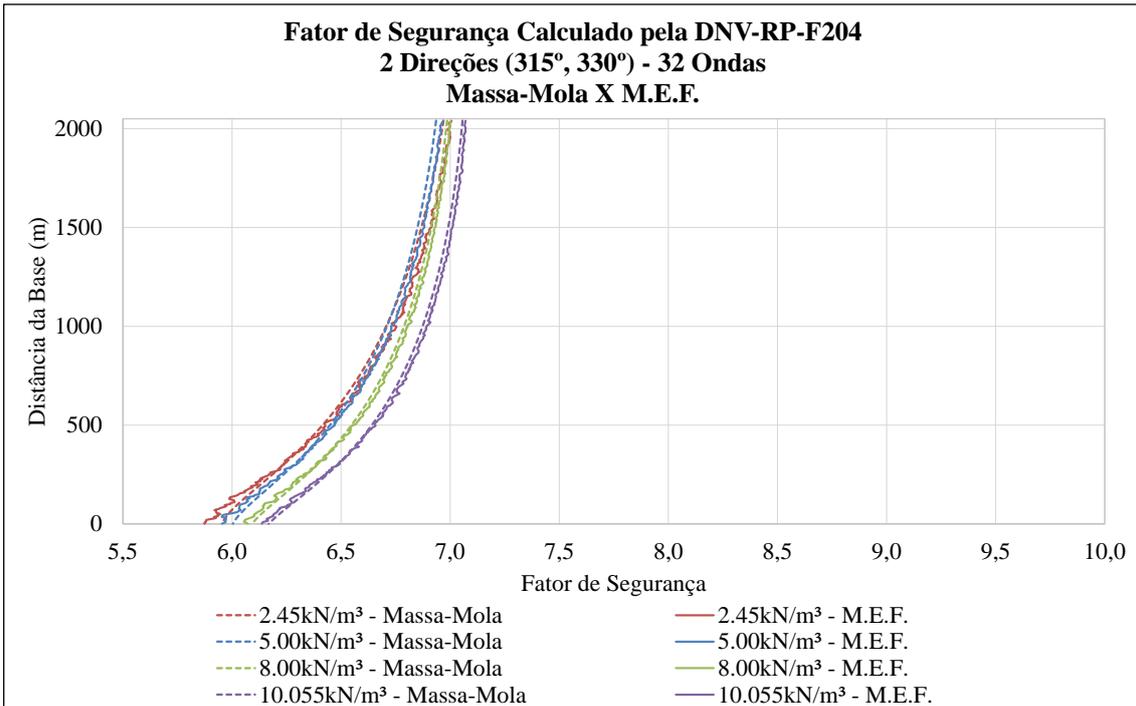


Figura 121 – Fator de segurança ao longo do riser com variação do fluido interno— comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.

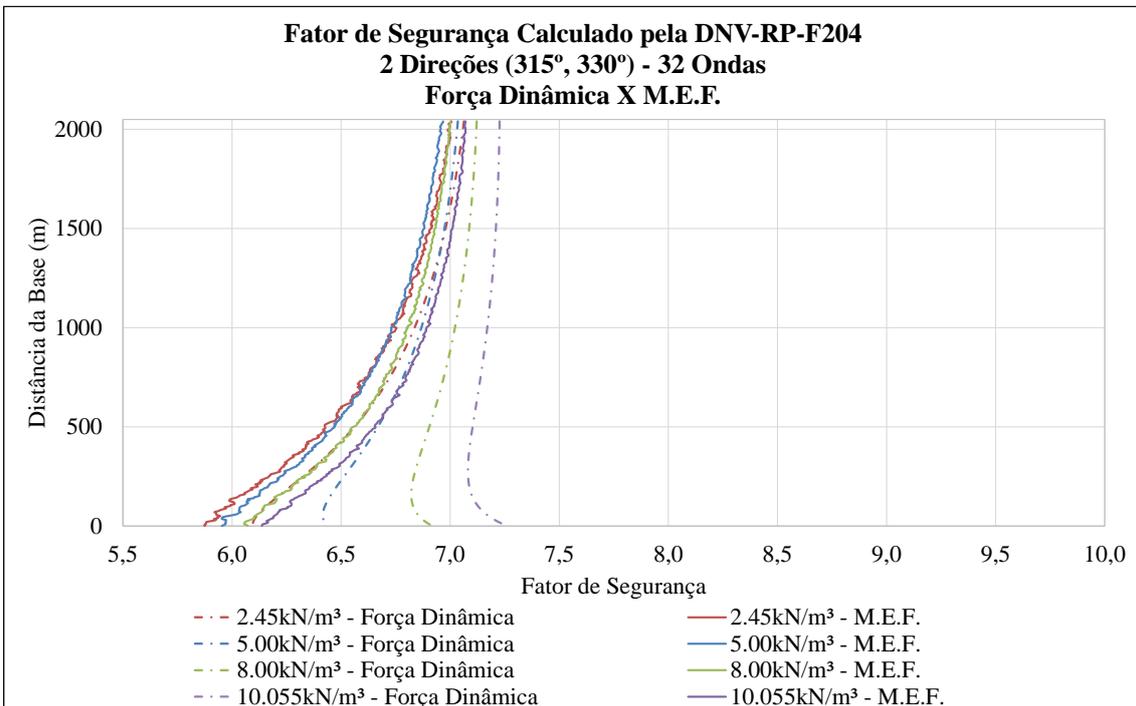


Figura 122 – Fator de segurança ao longo do riser com variação do fluido interno— comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.

A Figura 123 compara os fatores de segurança calculados através do método da DNV-RP-F204 (2010) no topo do *riser* vertical em função da variação do fluido interno. A Figura 124 e a Figura 125 fazem a mesma comparação sendo os fatores de segurança calculados pelo método da confiabilidade utilizando o FORM e SORM respectivamente. Observa-se que os fatores de segurança obtidos através dos três métodos de cálculo e também dos três métodos de análise sofrem pouca influência da variação do fluido interno, pois os valores sofrem alterações na primeira casa decimal quando há comparação entre os modelos.

Como realizado para os modelos anteriores, também foram calculados os fatores de segurança para as seções do meio e da base do *riser* vertical variando o fluido interno. Estes valores são apresentados nos gráficos do anexo B.3.

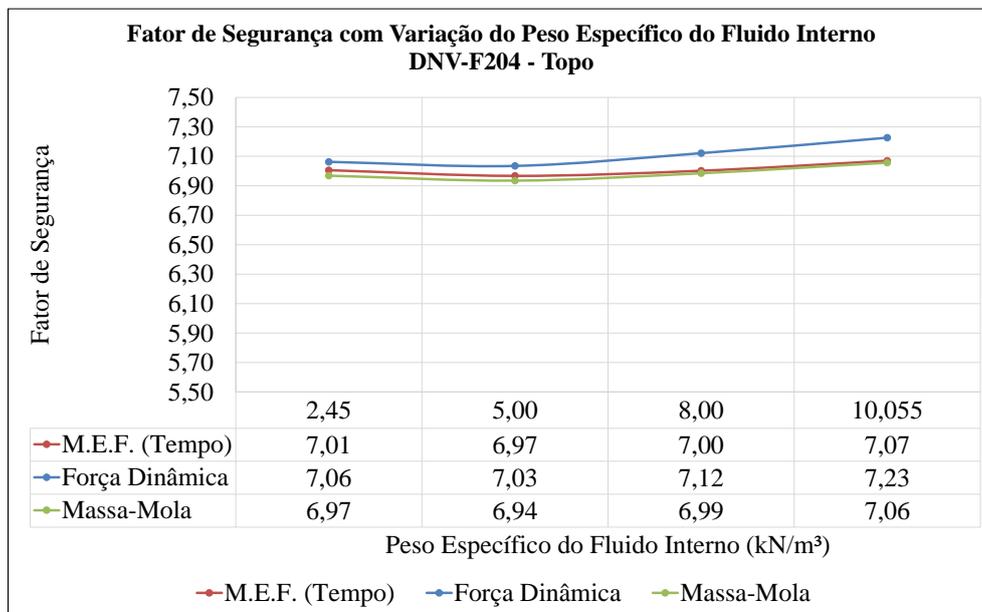


Figura 123 – Fatores de segurança no topo do *riser* vertical calculados pelo método da DNV-RP-F204 (2010).

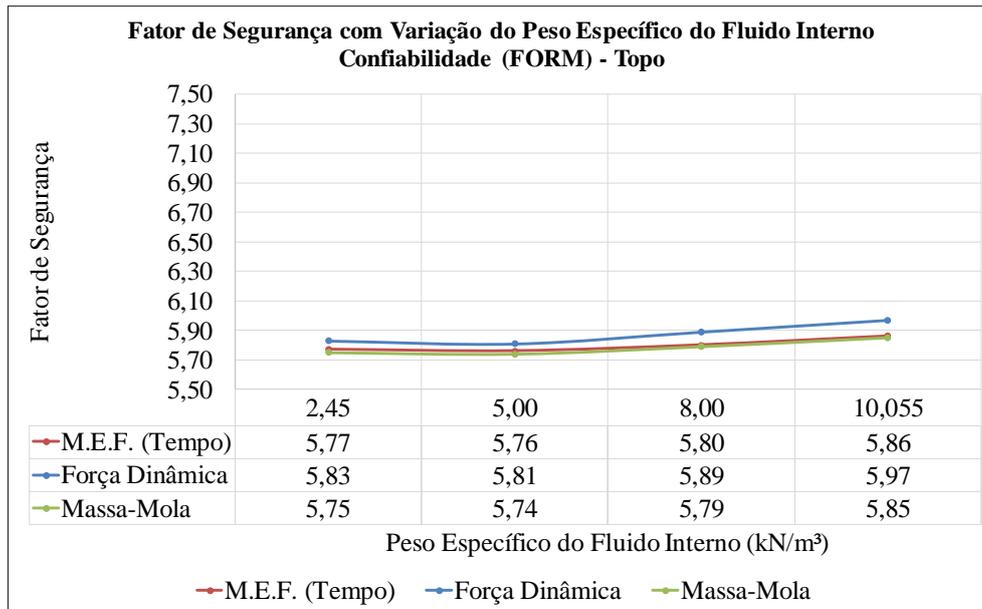


Figura 124 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da confiabilidade por FORM.

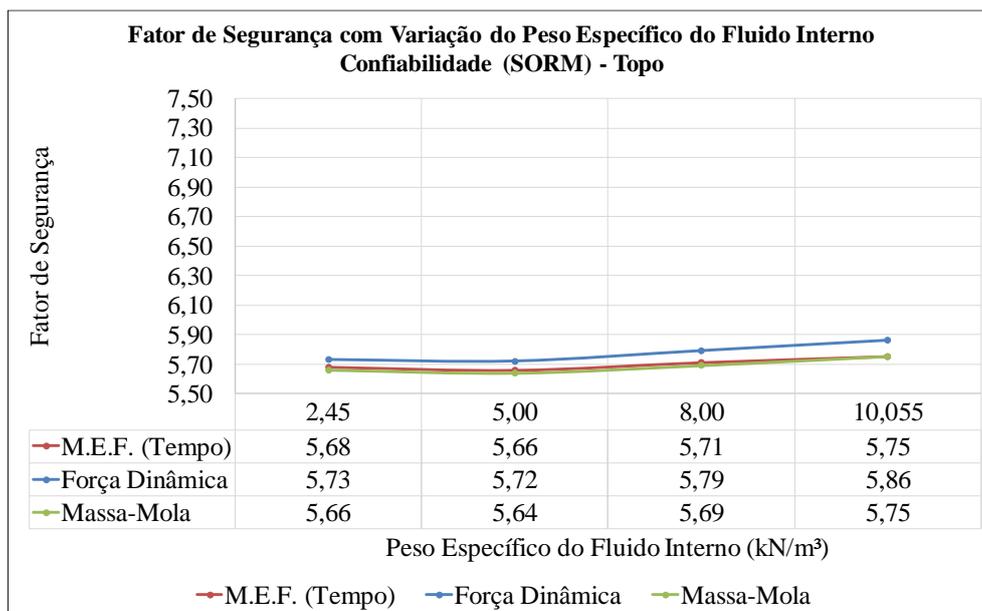


Figura 125 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da confiabilidade por SORM.

V.2.6. Caso de análise 5 – Altura do sistema de fundo

Neste item, será feito o estudo da influência da altura de sistema de fundo no tempo de vida devido à fadiga da estrutura e seus fatores de segurança. Para isto serão avaliados mais três modelos, além do modelo base, que possui o sistema de fundo com 150m. Os novos sistemas de fundo foram variados em 100m para mais e para menos

obtendo os seguintes valores: 50m, 250m e 350m. A Tabela 24 apresenta as propriedades destes quatro modelos, sendo evidenciado os parâmetros comuns e os que são diferenciados entre eles devido a variação da altura do sistema fundo.

Tabela 24 – Propriedades dos modelos com variação da altura do sistema de fundo.

		Caso de Análise				
		Propriedades		5		
Geral	LDA	m	2200			
	Azimute Plataforma	graus	225°			
	Fluido Interno	kN/m ³	2,450			
Riser Vertical	Comprimento	m	2140	2040	1940	1840
	Diâmetro Externo	pol	20,0			
		m	0,508			
	Diâmetro Interno	m	0,438			
	Espessura	mm	34,92			
	Área Interna	m ²	0,151			
	Área de Aço	m ²	0,0519			
	Peso Submerso Cheio	kN/m	4,3656			
	Massa	kg/m	445,02			
Riser Flexível	Número de Linhas	-	2			
	Ângulo de Topo	graus	7°			
	Diâmetro Externo	pol.	23,0			
		m	0,5870			
	Diâmetro Interno	pol.	17,0			
		m	0,4318			
	Peso Submerso Vazio	kN/m	1,9696			
Rigidez Axial	GN	1,6050				
Sistema de Fundo	Altura	m	50,0	150,0	250,0	350,0
	Massa M	kg	69101	206931	344735	482514
	Rigidez K	N/m	8683,34	8384,70	8324,21	8294,27
RSAA	Celeridade	m/s	4913,32			
	Período Natural	s	1,869	2,039	2,210	2,381

A Figura 126 compara a vida útil à fadiga no topo do riser vertical com variação da altura do sistema de fundo. Ambas as metodologias analíticas mostram a mesma tendência observada com o método dos elementos finitos, na qual há a redução da vida útil com o aumento da altura do sistema de fundo.

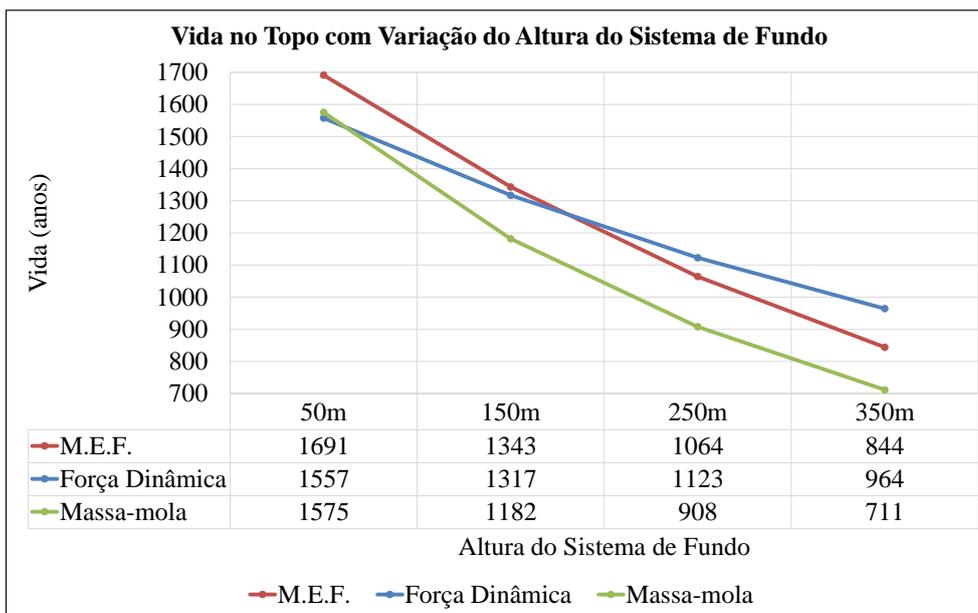


Figura 126 – Vida no topo do riser vertical com variação da altura do sistema de fundo.

A Figura 127 compara as vidas ao longo dos risers verticais dos quatro modelos calculadas através do método dos elementos finitos e da metodologia da massa-mola. Já a Figura 128 compara a metodologia da força dinâmica com o método dos elementos finitos.

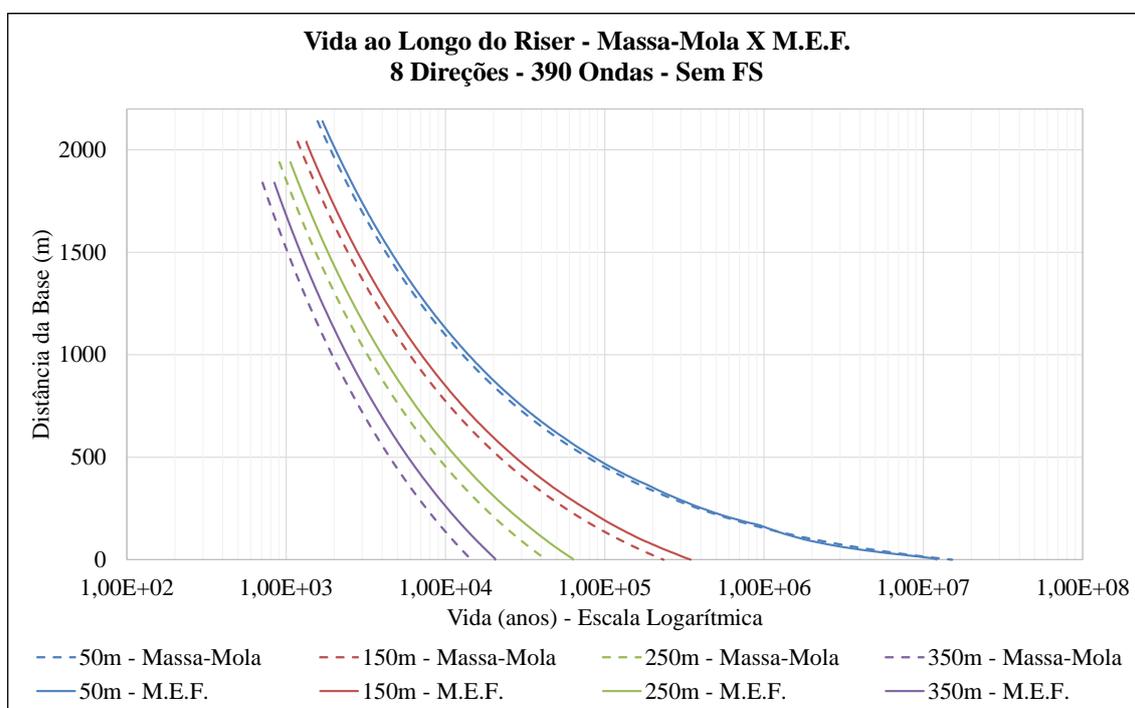


Figura 127 – Vida ao longo do riser com variação da altura do sistema de fundo – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.

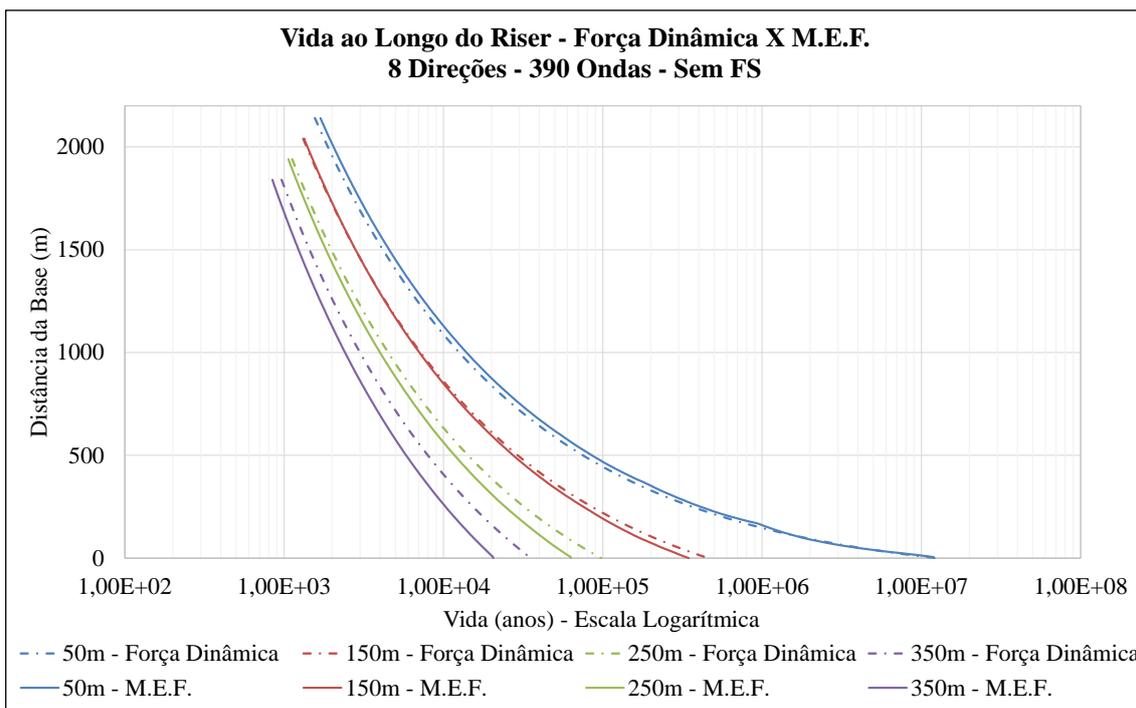


Figura 128 – Vida ao longo do riser com variação da altura do sistema de fundo – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.

Observando os resultados obtidos através da metodologia da força dinâmica, verifica-se que estes se aproximam mais dos obtidos com o método dos elementos finitos no modelo com 150m de altura do sistema de fundo. Além disso, o método da força dinâmica é mais conservador somente para o modelo com 50m de altura. É relevante observar que em nenhum dos modelos há uma grande diferença entre os resultados obtidos entre esses dois métodos, principalmente no topo. Já os resultados obtidos com o método massa-mola se aproximam mais dos calculados com o método dos elementos finitos nos modelos com menor altura do sistema de fundo, apresentando valores de vida útil inferiores em todos os casos.

A Figura 129 exhibe os fatores de segurança ao longo dos *risers* calculados pela DNV-RP-F204 (2010) comparando a metodologia da massa-mola com o método dos elementos finitos. Já a Figura 130 compara a metodologia da força dinâmica com o método dos elementos finitos.

Em todos os modelos analisados, os fatores de segurança obtidos através das metodologias analíticas foram próximos aos obtidos através do método dos elementos finitos, sendo observadas maiores proximidades com o método da massa-mola.

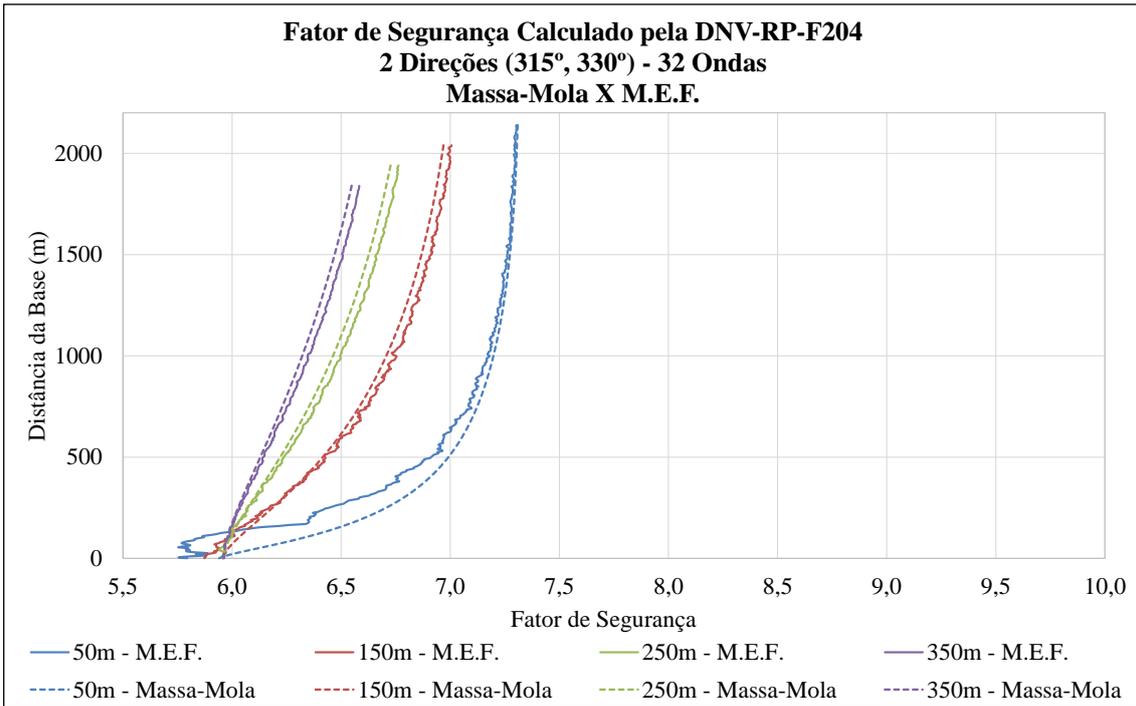


Figura 129 – Fator de segurança ao longo do riser com variação da altura do sistema de fundo– comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.

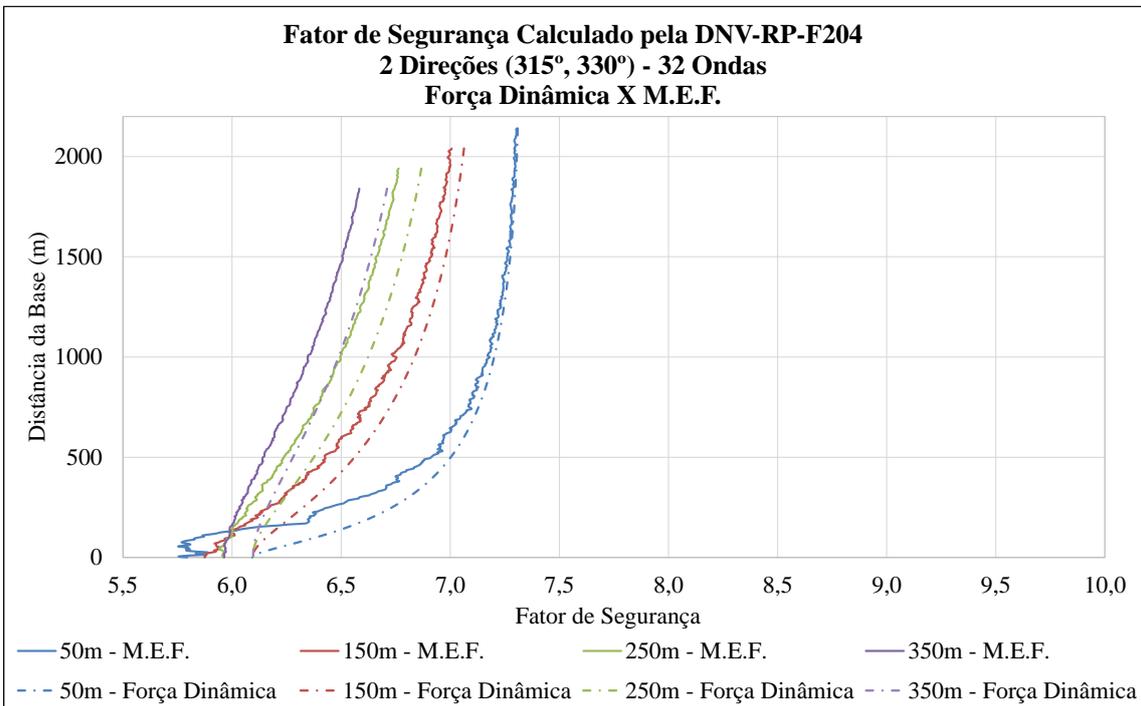


Figura 130 – Fator de segurança ao longo do riser com variação da altura do sistema de fundo– comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.

A Figura 131 compara os fatores de segurança calculados através do método da DNV-RP-F204 (2010) no topo do *riser* vertical em função da variação do fluido interno. A Figura 132 e a Figura 133 fazem a mesma comparação sendo os fatores de segurança calculados pelo método da confiabilidade utilizando o FORM e SORM respectivamente. Os três métodos de análise apresentam uma redução no valor dos fatores de segurança com a elevação da altura do sistema de fundo. Este comportamento é observado quando a DNV-RP-F204 (2010) é utilizada assim como o método da confiabilidade. Isto mostra que as metodologias analíticas apontam bem a tendência dos valores dos fatores de segurança quando há variação da altura de sistema de fundo.

Outro fato que continua sendo observado em todos os modelos é que o cálculo pela DNV-RP-F204 (2010) é mais conservador do que o feito através da aplicação direta da confiabilidade.

Como realizado para os modelos anteriores, também foram calculados os fatores de segurança para as seções do meio e da base do *riser* vertical variando a altura do sistema de fundo. Estes valores são apresentados nos gráficos do anexo B.4.

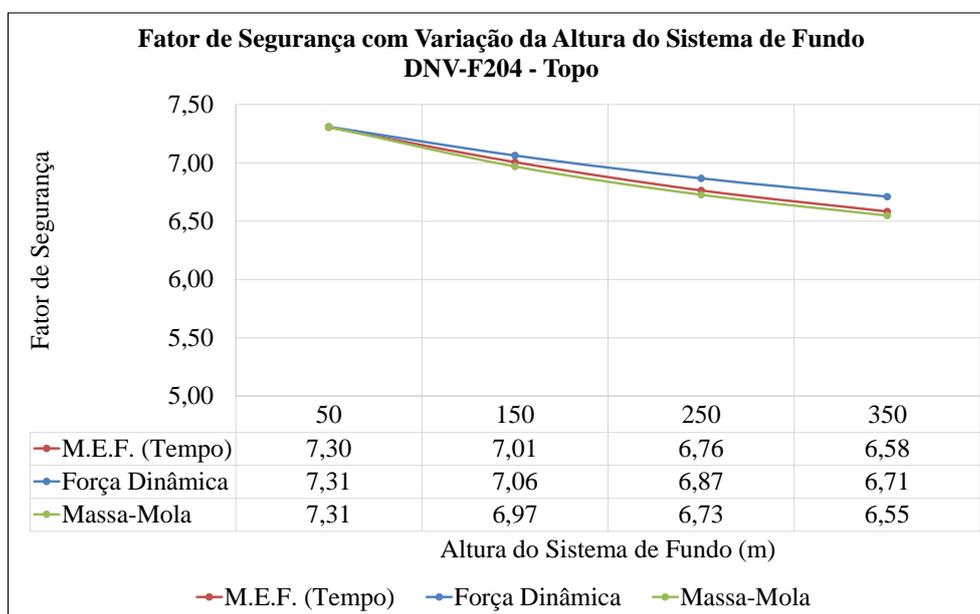


Figura 131 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da DNV-RP-F204 (2010).

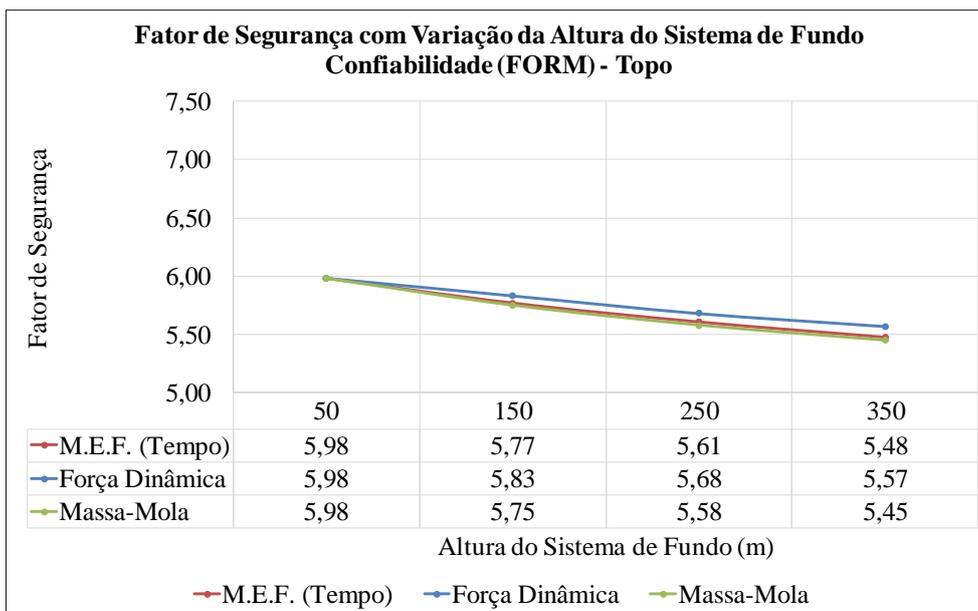


Figura 132 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da confiabilidade por FORM.

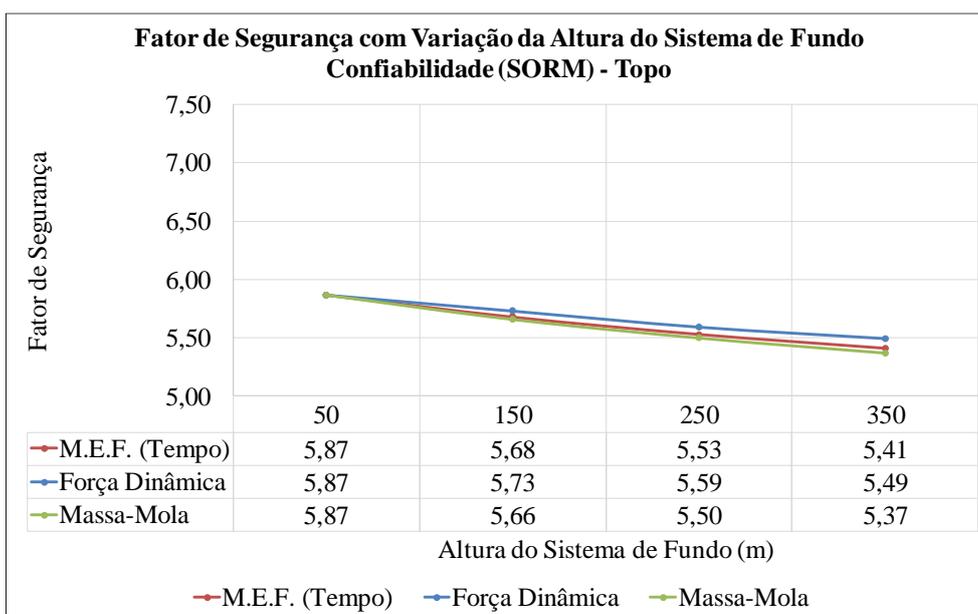


Figura 133 – Fatores de segurança no topo do riser vertical calculados pelo método da confiabilidade por SORM.

V.3. RSAA com arranjo de fundo assimétrico

Objetivando avaliar um modelo que se aproxime mais da concepção original do RSAA, neste item, é estudado um exemplo onde seu arranjo de fundo é composto por um riser flexível em catenária livre e por uma amarra também disposta em catenária livre.

Uma ilustração esquemática deste modelo original, analisado através do método dos elementos finitos, e dos modelos equivalentes, analisados pelas metodologias analíticas, é mostrado na Figura 134.

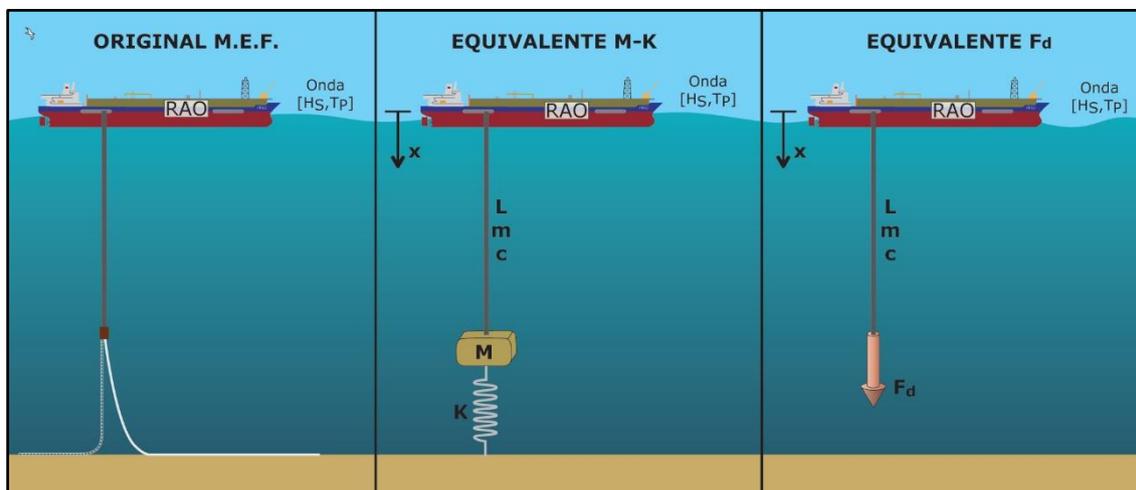


Figura 134 – Ilustração dos modelos: original (com arranjo de fundo assimétrico) e equivalentes utilizados nas análises numéricas e analíticas.

A Tabela 25 apresenta as propriedades dos modelos que foram estudados nos casos de análises que são apresentados nos itens seguintes. Como no exemplo anterior, os parâmetros que foram variados ou que são função destes parâmetros estão identificados com o termo “Var.”. Os valores utilizados para estas variáveis são apresentados em seu respectivo caso de análise.

Estes casos de análise têm como objetivo principal verificar a capacidade da formulação analítica de caracterizar a influência das variáveis na resposta do RSAA. No caso de análise 1, foram calculados as vidas e os fatores de segurança devidos à fadiga do modelo base. Ele é identificado desta forma por ser o modelo de referência nos procedimentos de obtenção dos fatores de segurança e nos estudos de variação de parâmetros do RSAA. Estes estudos, que são apresentados nos casos de análise 2 ao 5, também possuem o objetivo de avaliar a importância de certos parâmetros do RSAA em sua resposta em termos de vida e de fatores de segurança devidos à fadiga. Os parâmetros avaliados foram:

- Lâmina d’água e, conseqüentemente, o comprimento do *riser* vertical;
- Fluido interno;
- Altura do ponto de conexão do arranjo de fundo; e

Tabela 25 – Descrição dos modelos analisados.

		Caso de Análise				
Propriedades		1	2	3	4	
Geral	LDA	m	2200,0	Var.	2200,0	2200,0
	Azimute Plataforma	graus	225°	225°	225°	225°
	Fluido Interno	kN/m ³	2,45	2,45	Var.	2,45
Riser Vertical	Comprimento	m	2040,0	Var.	2040,0	2040,0
	Diâmetro Externo	pol	20,0	20,0	20,0	20,0
		m	0,508	0,508	0,508	0,508
	Diâmetro Interno	m	0,438	0,438	0,438	0,438
	Espessura	mm	34,9	34,9	34,9	34,9
	Área Interna	m ²	0,151	0,151	0,151	0,151
	Área de Aço	m ²	0,0519	0,0519	0,0519	0,0519
	Peso Submerso Cheio	kN/m	2,3276	2,3276	Var.	2,3276
	Massa	kg/m	445,02	445,02	Var.	445,02
	Riser Flexível	Número de Linhas	-	1	1	1
Ângulo de Topo		graus	7°	7°	7°	7°
Diâmetro Externo		pol.	23,0	23,0	23,0	23,0
		m	0,5870	0,587	0,587	0,587
Diâmetro Interno		pol.	17,0	17,0	17,0	17,0
		m	0,4318	0,4318	0,4318	0,4318
Peso Submerso Vazio		kN/m	1,9696	1,9696	1,9696	1,9696
Rigidez Axial	GN	1,605	1,605	1,605	1,605	
Amarra	Número de Linhas	-	1	1	1	1
	Ângulo de Topo	graus	7,75°	7,75°	7,75°	7,75°
	Peso Submerso	kN/m	2,0607	2,0607	2,0607	2,0607
	Rigidez Axial	GN	0,670	0,670	0,670	0,670
RSAA Sistema de	Altura	m	150	150	150	Var.
	Massa M	kg	131626	131626	131626	Var.
	Rigidez K	N/m	7994	7994	7994	Var.
RSAA	Celeridade	m/s	4913,3	4913,3	Var.	4913,3
	Período Natural	s	1,902	Var.	Var.	Var.

V.3.1. Ondas empregadas

Neste exemplo, optou-se por utilizar ondas incidindo nas oito direções cardiais. Suas respectivas probabilidades de ocorrência são apresentadas na Tabela 26 e na Figura 135.

Tabela 26 – Probabilidade de ocorrência por direção.

Direção (de onde vem)	Probabilidade de Ocorrência
S	17,0%
SW	8,0%
W	1,0%
NW	1,0%
N	7,0%
NE	32,0%
E	19,0%
SE	15,0%
Total	100,00%

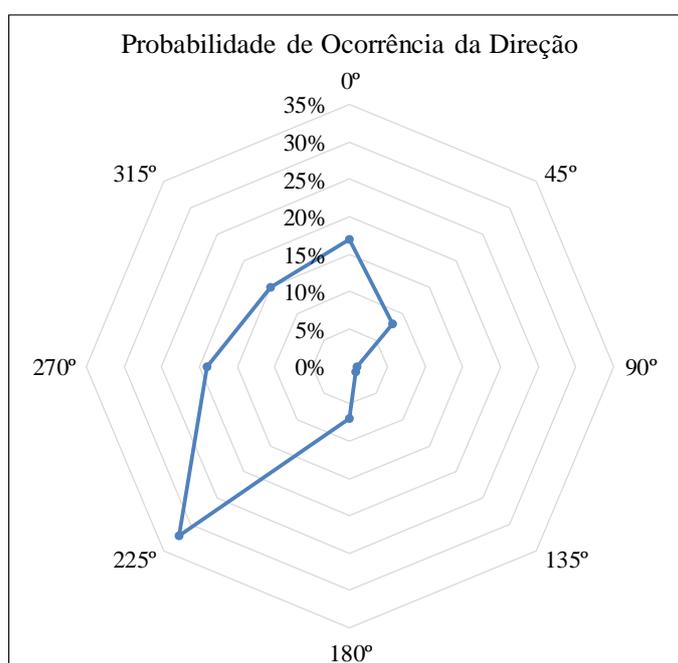


Figura 135 – Probabilidade de ocorrência para cada uma das 8 direções.

Como no exemplo anterior, foi utilizado a metodologia de longo prazo para a definição das ondas, assim é necessário definir os intervalos e variações de H_s e T_z para as 8 direções. Para esta escolha, foi realizado um estudo variando estes parâmetros e considerando as premissas apresentadas na introdução do capítulo.

Baseado no que foi apresentado por LEMOS (2012) e como mostra a Tabela 26, utilizou-se as discretizações de 50X50 e 100X100 para os intervalos de (0;15) e (0;20) em metros para H_s e em segundos para T_z . Além disso, através das metodologias analíticas, foi avaliado a vida no topo do *riser* para determinados números de ondas (Tabela 27). Isso foi feito com o objetivo de verificar qual o número mínimo de ondas

que seria representativo para a estimativa da vida útil, pois determinadas ondas apresentaram um valor muito baixo de probabilidade de ocorrência.

Depois de analisados um total de 169587 ondas, foram escolhidos os conjuntos de ondas 1, 3 e 8, da Tabela 27, para um estudo mais aprofundado, pois com um número reduzido de ondas, como possuem estes três conjuntos, obtém-se resultados satisfatórios. As ondas foram ordenadas do maior dano no topo para o menor obtidos através da metodologia da força dinâmica. A Figura 136 apresenta este resultado onde é possível observar que no conjunto 1 é necessário um número menor de ondas para chegar mais próximo do dano total. Esta característica é importante quando este conjunto de ondas for reduzido ainda mais para possibilitar a realização das análises no domínio do tempo através do método dos elementos finitos.

Tabela 27 – Escolha dos intervalos dos parâmetros e do número de ondas.

#	Discre- tização	Intervalos				Ondas (8 direções)		Menor Probabilidade de Ocorrência de uma Onda	Vida no Topo	
		H _s (m)	T _z (s)	ΔH _s (m)	ΔT _z (s)	Total	Anali- sadas		Massa- Mola	Força Dinâmica
1	50X50	(0;15)	(0;15)	0,30	0,30	20000	5662	1,0026E-11	802,74	751,66
2	50X50	(0;15)	(0;15)	0,30	0,30	20000	12696	3,6445E-195	802,74	751,66
3	100X100	(0;15)	(0;15)	0,15	0,15	80000	6757	1,0001E-07	804,37	753,22
4	100X100	(0;15)	(0;15)	0,15	0,15	80000	12696	8,6290E-10	802,64	751,56
5	100X100	(0;15)	(0;15)	0,15	0,15	80000	25392	4,7104E-13	802,60	751,52
6	100X100	(0;15)	(0;15)	0,15	0,15	80000	38088	5,1026E-20	802,60	751,52
7	50X50	(0;20)	(0;20)	0,40	0,40	20000	13680	2,6882E-225	803,09	751,99
8	100X100	(0;20)	(0;20)	0,20	0,20	80000	4137	1,0035E-07	803,72	752,60
9	100X100	(0;20)	(0;20)	0,20	0,20	80000	9639	1,0001E-10	802,61	751,54
10	100X100	(0;20)	(0;20)	0,20	0,20	80000	13680	2,6590E-12	802,61	751,53
11	100X100	(0;20)	(0;20)	0,20	0,20	80000	27160	5,5848E-16	802,61	751,53

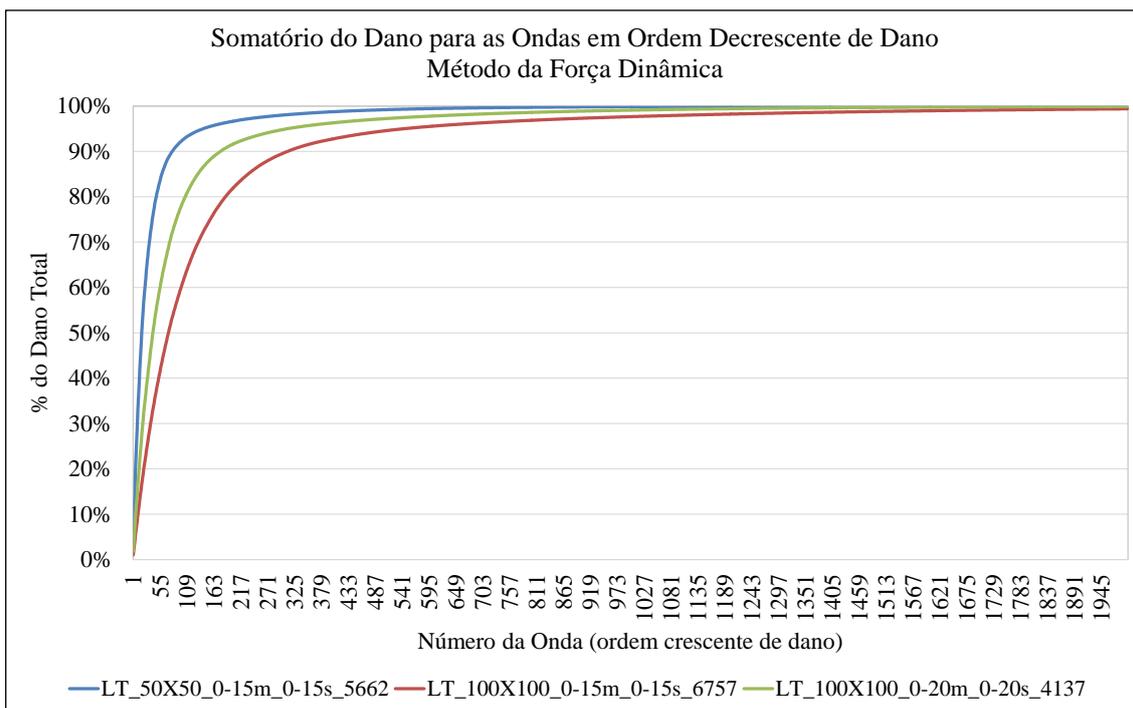


Figura 136 – Somatório dos danos através do método da força dinâmica.

Assim, foi escolhido o conjunto 1 onde as alturas das ondas variam de 0,30m e os períodos de 0,30s considerando um total de 5662 ondas, sendo que, estas ondas estão distribuídas nas oito direções de incidência conforme mostra a Tabela 28. A menor probabilidade de ocorrência de uma onda deste grupo é 10^{-11} .

Tabela 28 – Quantidades de onda por direção de incidência.

Direção da Onda (de onde vem)	Quantidade de Ondas
0° (S)	763
45° (SW)	723
90° (W)	607
135° (NW)	539
180° (N)	719
225° (NE)	791
270° (E)	766
315° (SE)	754
Total	5662

As 5662 ondas selecionadas possuem as distribuições de H_s e T_p para cada direção conforme mostra a Figura 137.

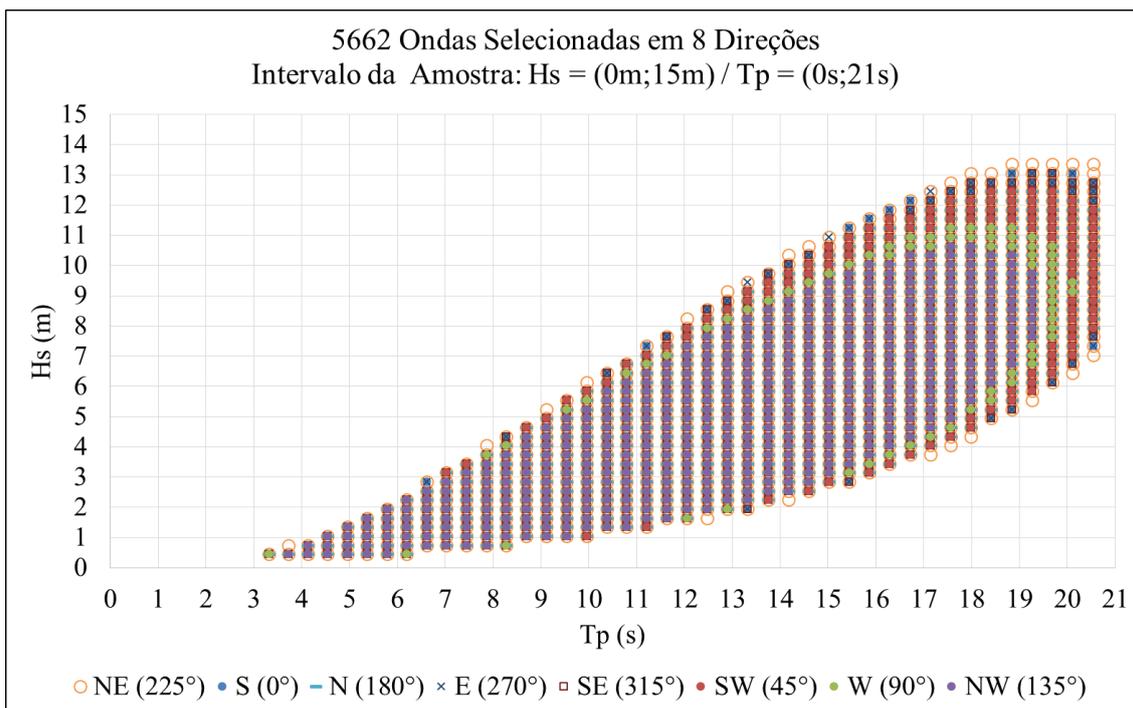


Figura 137 – Distribuição das alturas e períodos das ondas.

Uma vez determinado o conjunto de ondas, é possível continuar com os estudos de casos do RSAA.

V.3.2. Caso de análise 1 – Modelo base e fatores de segurança

Neste item, são calculados as vidas úteis e os fatores de segurança devido à fadiga através de metodologias analíticas e do método dos elementos finitos para o modelo que foi utilizado como base nos estudos dos itens seguintes e apresentado anteriormente na Tabela 25.

Devido à inviabilidade de analisar 5662 ondas através da metodologia numérica utilizando o método dos elementos finitos, pois despenderia um alto custo computacional, selecionou-se um conjunto menor de ondas. Este conjunto foi escolhido objetivando balancear um número reduzido de ondas com a representatividade das mesmas em relação ao dano obtido com o conjunto total. Assim, chegou-se ao número de 140 ondas que representam 95% do dano total no topo como mostra a Tabela 29.

Tabela 29 – Vida e dano dos conjuntos de ondas selecionados.

Número de Ondas	Dano no Topo				Vida no Topo	
	Massa-Mola		Força Dinâmica		Massa-Mola	Força Dinâmica
5662	1,25E-03	100,0%	1,33E-03	100,0%	802,74	751,66
140	1,18E-03	95,0%	1,26E-03	95,0%	845,06	791,62

Estas 140 ondas incidem de duas direções, 120 de SE e 20 de NW. A Figura 138 apresenta as distribuições de H_S e T_p destas ondas.

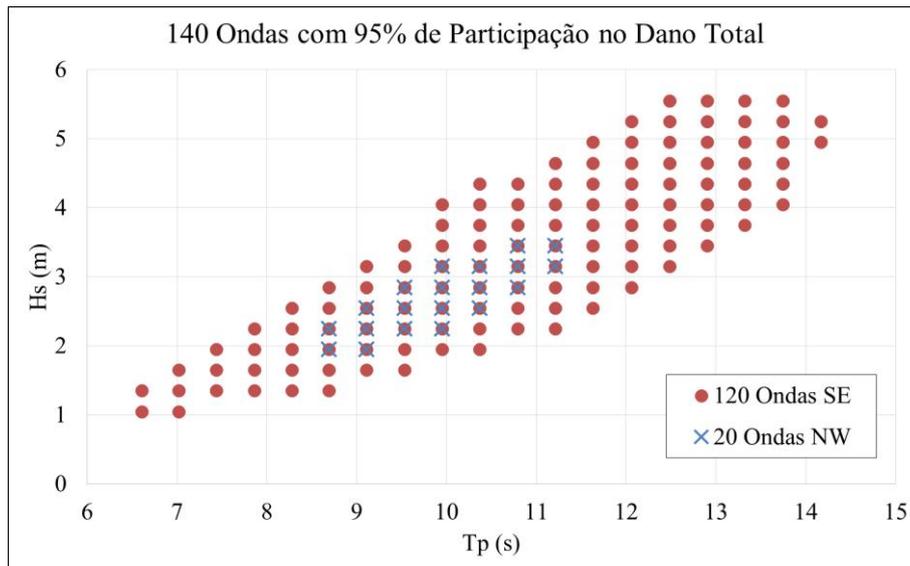


Figura 138 – Altura e período das 140 ondas selecionadas.

Uma vez definidos os casos de análise, é possível estimar a vida ao longo do *riser* vertical através das metodologias analíticas e numéricas. A Figura 139 apresenta estas vidas para as metodologias analíticas utilizando os dois conjuntos de ondas, que se mostram próximos entre eles, e para o método dos elementos finitos com 140 ondas. É possível perceber uma excelente concordância entre os resultados principalmente no topo que é a região crítica do *riser*. Na região com 600m, aproximadamente, do fundo, os resultados mostram uma diferença maior. Este efeito ocorre devido aos esforços de momentos fletores provenientes do sistema de fundo que são exemplificados na Figura 140. Isto se deve ao fato do sistema de fundo ser composto por um *riser* flexível e uma amarra, sendo assim não simétricos e possuindo comportamento dinâmico diferentes.

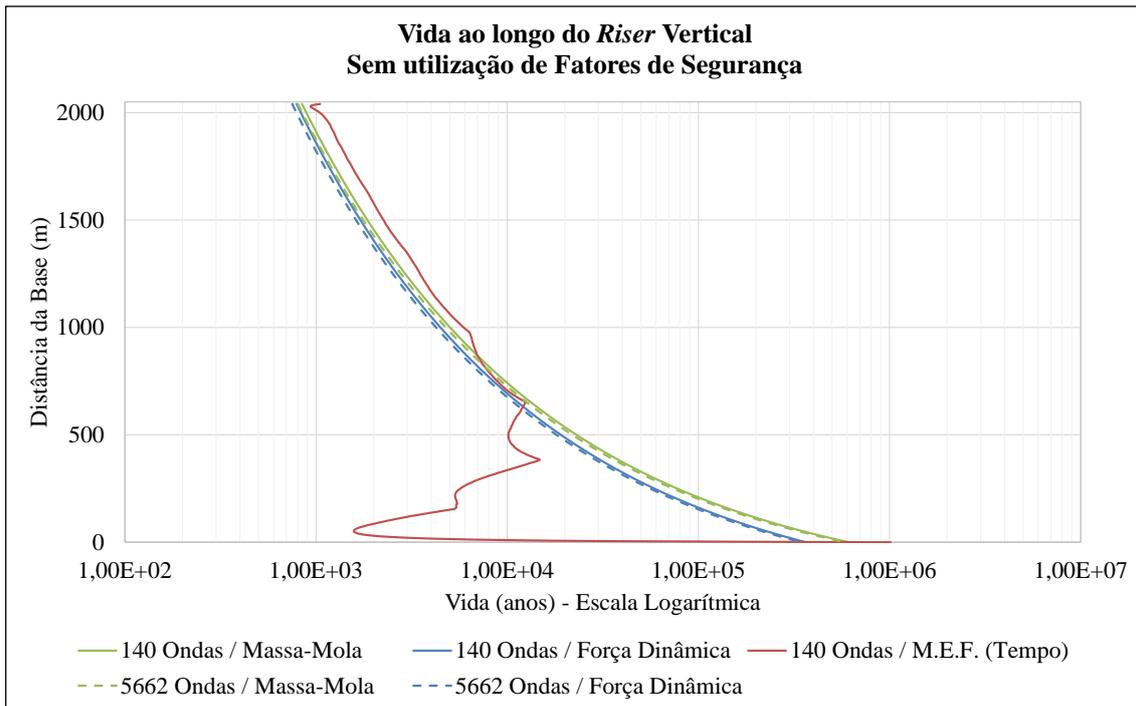


Figura 139 – Vida ao longo do riser vertical.

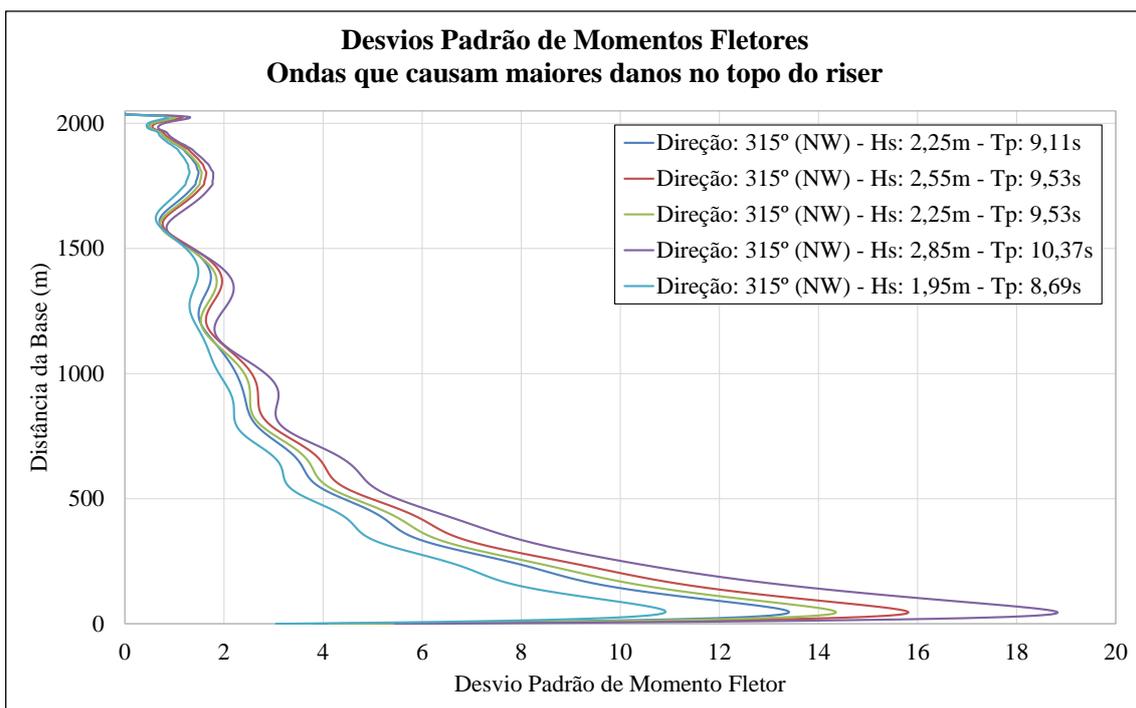


Figura 140 – Desvios-padrão de momentos fletores ao longo do riser vertical.

Um dos objetivos do uso das metodologias analíticas é a rápida obtenção dos casos de carregamentos críticos, ou seja, nas análises de fadiga, significa obter as ondas que causam os maiores danos à estrutura. A Figura 141 apresenta os danos no topo do riser vertical causados pelas 140 ondas selecionadas, sendo estas ordenadas de forma

decrecente pelo dano obtido no método dos elementos finitos. Observa-se que as ondas que causam os maiores danos obtidos por cada metodologia são praticamente as mesmas, mudando ligeiramente sua ordem em cada método. Assim, as metodologias analíticas indicam de maneira satisfatória as ondas que causam os maiores danos à estrutura. Isto permite utilizar estes métodos para a escolha de casos de carregamentos para análises prévias através do método dos elementos finitos.

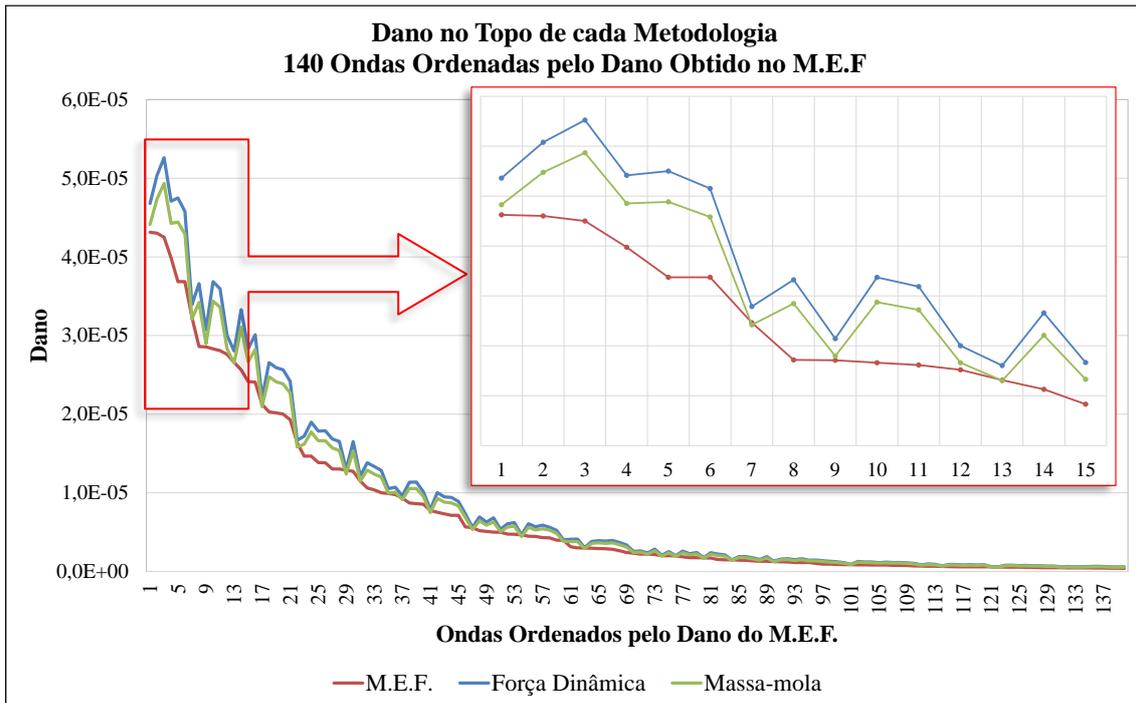


Figura 141 – Dano no topo do riser vertical para cada metodologia. 140 ondas ordenadas de forma decrescente pelo dano obtido pelo método dos elementos finitos.

A próxima etapa do estudo de fadiga é calcular os fatores de segurança necessários para diminuir a probabilidade de falha da estrutura durante o tempo para o qual ela foi projetada. Para isso, foram utilizados os métodos apresentados no capítulo anterior e empregadas as mesmas funções de falha, variáveis aleatórias e seus respectivos parâmetros estatísticos descritos no item IV.4.

Como sugerido pela DNV-RP-F204 (2010), foi escolhido um grupo menor de ondas para realizar as análises com variação das variáveis aleatórias e ajuste das curvas de dano utilizadas nas duas metodologias de cálculo de fator de segurança. Este novo conjunto possui 15 ondas vindas de SE. Estas ondas são as que provocaram os maiores danos individuais obtidos pelo método dos elementos finitos e representam 50% do dano

provocado pelas 140 ondas (Tabela 30). Suas alturas e períodos são mostrados na Figura 142.

Tabela 30 – Dano no topo com os conjuntos de 140 e de 15 ondas.

Número de Ondas	Dano no Topo					
	Massa-Mola		Força Dinâmica		Elementos Finitos	
140	1,183E-03	100,0%	1,263E-03	100,0%	6,33E-04	100,0%
15	5,498E-04	46,5%	5,856E-04	46,4%	3,19E-04	50,4%

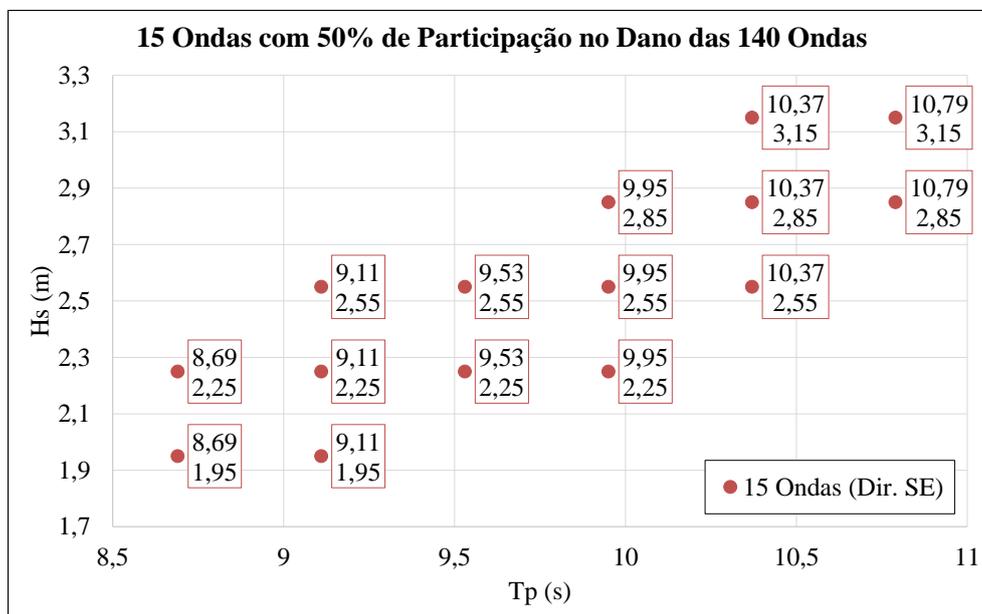


Figura 142 – Alturas e períodos das 15 ondas para avaliação das variáveis aleatórias.

A Tabela 31 apresenta os danos normalizados obtidos utilizando as mesmas variáveis aleatórias apresentadas na Tabela 13 do capítulo anterior. Estes danos foram utilizados para ajustar os polinômios do segundo grau para o método baseado em confiabilidade e para obter $\frac{\partial X_D}{\partial x_i}$ utilizado no método da DNV-RP-F204 (2010).

Tabela 31 – Danos normalizados com variação das variáveis aleatórias.

		Dano Normalizado				
	Seção do Rise	Valor da Variável	Peso Esp. do Fluido Interno	Peso Específico do Aço	RAO da Unidade Flutuante	CD do Riser Flexível
Massa-Mola	Topo	-2DP	0,89938	0,55867	0,51200	1,00000
		Médio	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000
		+2DP	1,10808	1,63512	1,72800	1,00000
	Meio	-2DP	0,89861	0,57498	0,51200	1,00000
		Médio	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000
		+2DP	1,10905	1,60438	1,72800	1,00000
	Base	-2DP	0,90116	0,97737	0,51200	1,00000
		Médio	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000
		+2DP	1,10617	1,02336	1,72800	1,00000
Força Dinâmica	Topo	-2DP	0,89952	0,58489	0,51200	0,99998
		Médio	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000
		+2DP	1,10795	1,58240	1,72801	1,00002
	Meio	-2DP	0,89908	0,62009	0,51200	0,99998
		Médio	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000
		+2DP	1,10854	1,51772	1,72802	1,00002
	Base	-2DP	0,90326	0,97897	0,51198	0,99993
		Médio	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000
		+2DP	1,10378	1,02166	1,72808	1,00010
Método dos Elementos Finitos	Topo	-2DP	0,90395	0,57048	0,51098	0,99864
		Médio	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000
		+2DP	1,10159	1,60463	1,72727	1,00064
	Meio	-2DP	0,91051	0,62664	0,52425	1,00361
		Médio	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000
		+2DP	1,09248	1,50069	1,70555	0,99834
	Base	-2DP	0,96771	0,98380	0,52793	0,98965
		Médio	1,00000	1,00000	1,00000	1,00000
		+2DP	1,05496	1,04113	1,71901	1,01931

A Figura 143 apresenta os fatores de segurança necessários calculados para o topo do riser vertical pelo método da DNV-RP-F204 (2010) para as metodologias analíticas utilizando 5662, 140 e 15 ondas. Para o método dos elementos finitos foram utilizados somente 15 ondas como dito anteriormente. Observa-se que os fatores de segurança não sofrem grande influência do número de ondas utilizadas, ou seja, o conjunto de 15 ondas, escolhido devido ao dano que elas causam, são satisfatoriamente representativas na obtenção do fator de segurança. Além deste fato, observa-se que os fatores obtidos para o topo pelas metodologias analíticas estão muito próximos ao calculado pelo método dos elementos finitos.

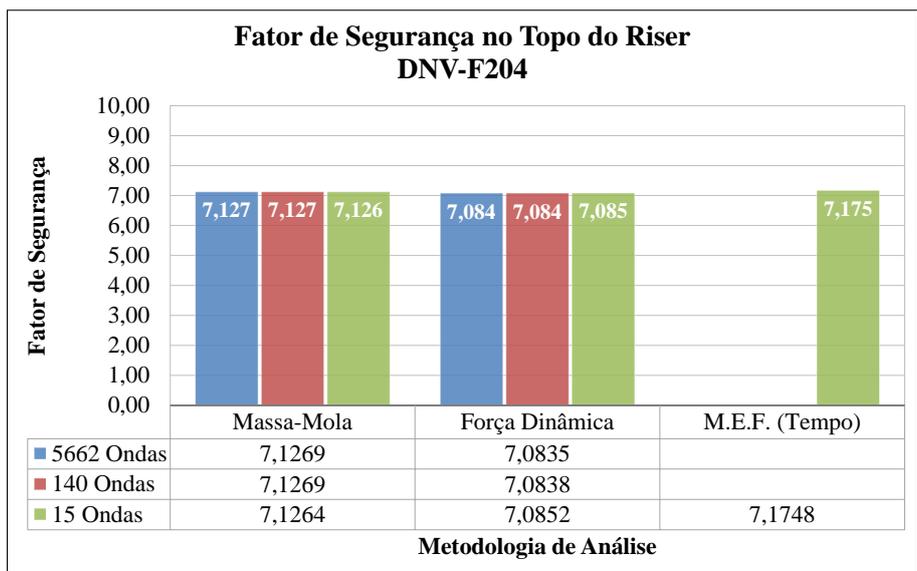


Figura 143 – Fatores de segurança no topo do riser calculados pela DNV-RP-F204.

A Figura 144 apresenta os fatores de segurança ao longo do riser para as 15 ondas pelo método da DNV-RP-F204 (2010). Os fatores calculados pelos métodos analíticos estão suficientemente próximos dos fatores calculados pelo método dos elementos finitos nos 1000m superiores. Porém, esta diferença aumenta no trecho inferior do riser onde o sistema de fundo possui maior influência no modelo de elementos finitos e os modelos analíticos não são capazes de reproduzir. Mas, como observado em todas as análises, o trecho crítico do riser é no topo onde os fatores de segurança são bem representados.

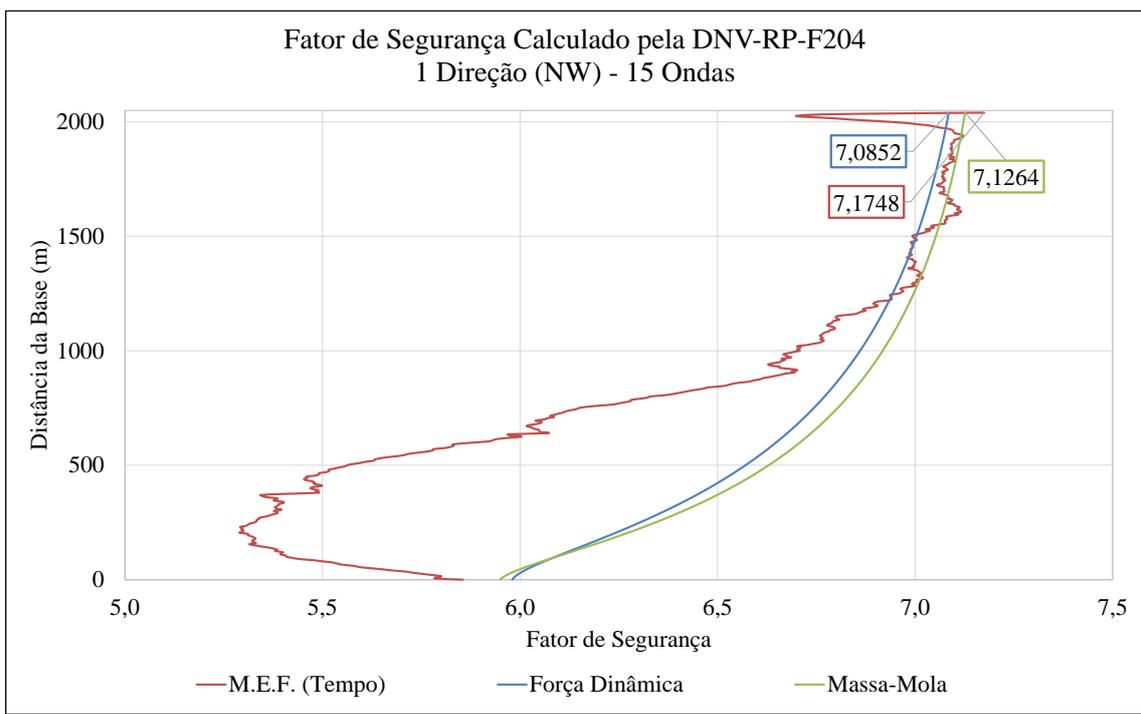


Figura 144 – Fatores de segurança ao longo do riser calculados pela DNV-RP-F204.

A Figura 145 apresenta a vida ao longo do *riser* vertical considerando os fatores de segurança necessários calculados pela DNV-RP-F204 (2010) e considerando igual a 10 para classe de segurança alta. Esta comparação mostra, que para este caso, há um acréscimo da vida na região do topo entre 30 e 40 anos dependendo da metodologia de análise. Esta diferença é um ganho considerável em se tratando de projeto de análise de fadiga de *riser*, pois pode ser a diferença entre obter uma vida calculada acima ou abaixo do tempo total para o qual o *riser* foi projetado.

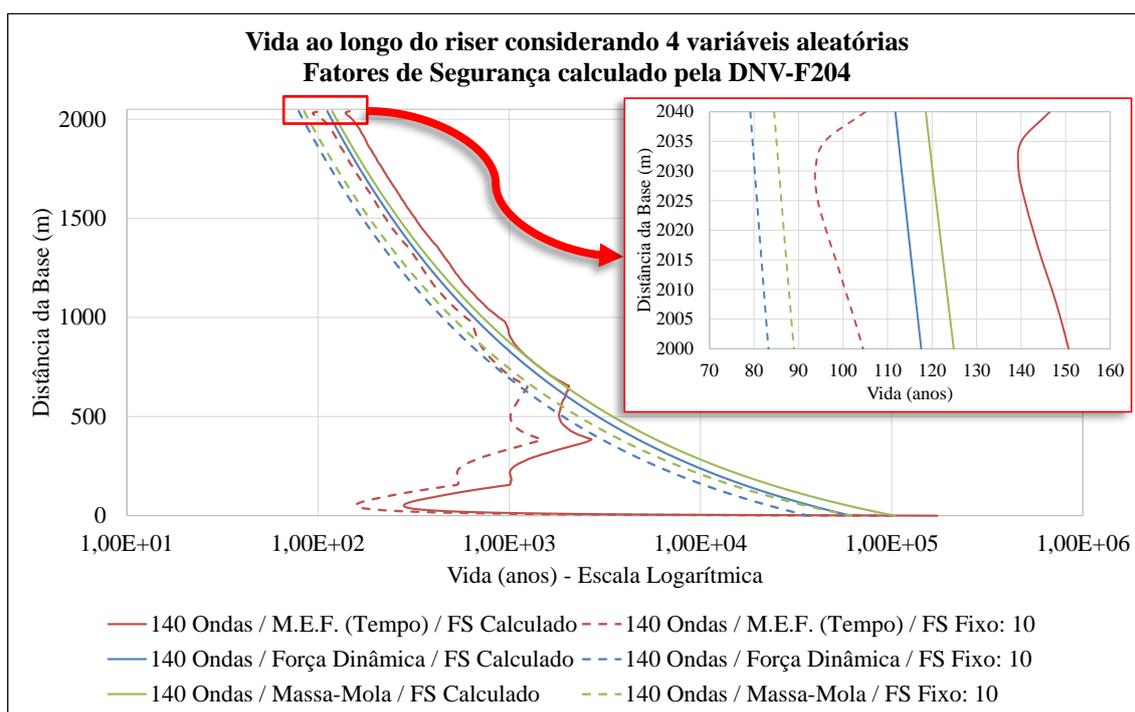


Figura 145 – Vida ao longo do riser considerando fatores de segurança fixo e calculados pela DNV-RP-F204.

A Figura 146 até a Figura 148 apresentam os fatores de segurança necessários calculados nas três seções representativas do *riser* (topo, meio e base) já apresentados anteriormente e incluindo os fatores calculados baseados em confiabilidade. Como visto no capítulo anterior, os fatores de segurança calculados através do método da DNV-RP-F204 (2010) possuem valores maiores do que os obtidos por confiabilidade, estando assim, a favor da segurança. Outro ponto importante é o fato de que, independentemente do método de obtenção dos fatores de segurança ou da seção do *riser*, os valores obtidos pelas duas metodologias analíticas são próximos aos obtidos pelo método dos elementos finitos.

Diante disto, o cálculo dos fatores de segurança utilizando os métodos da DNV-RP-F204 (2010) e baseado em confiabilidade mostram resultados satisfatórios e com maior rapidez quando utilizadas as metodologias analíticas para isso. Assim, nos estudos seguintes onde o foco é a verificação da influência de alguns parâmetros na resposta do RSAA, os fatores de segurança foram calculados somente através das metodologias analíticas.

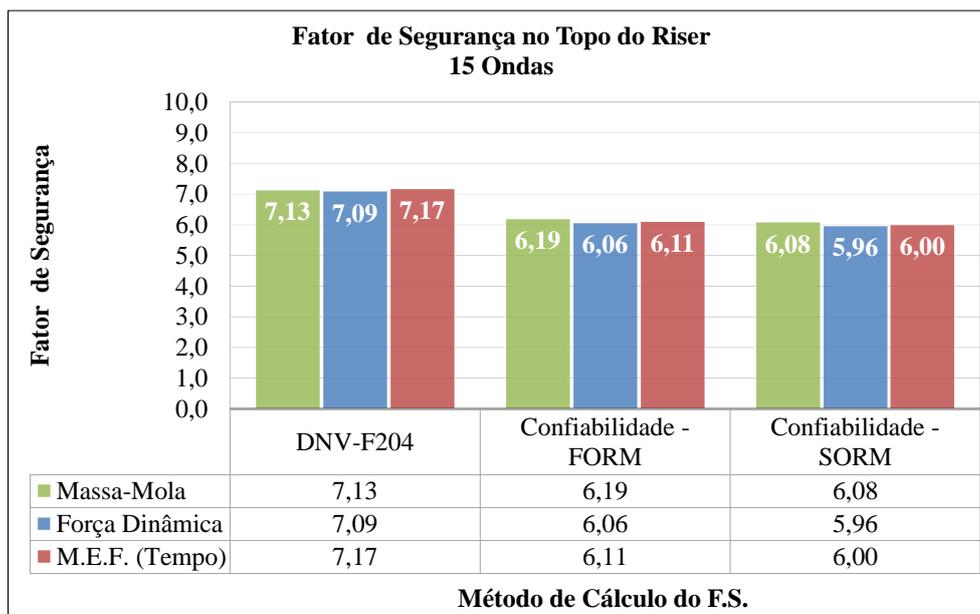


Figura 146 – Fatores de segurança necessários para o topo do riser.

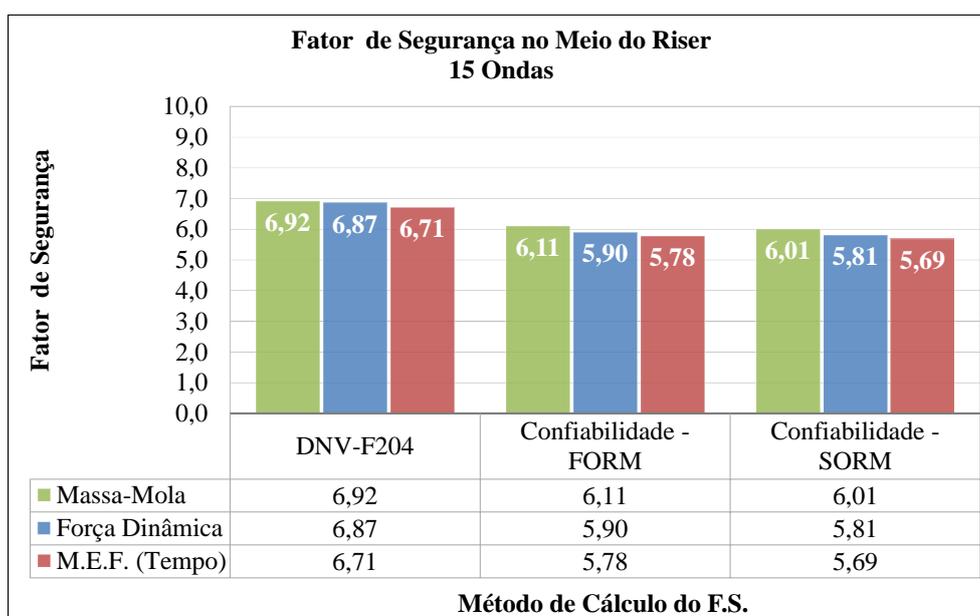


Figura 147 – Fatores de segurança necessários para o meio do riser.

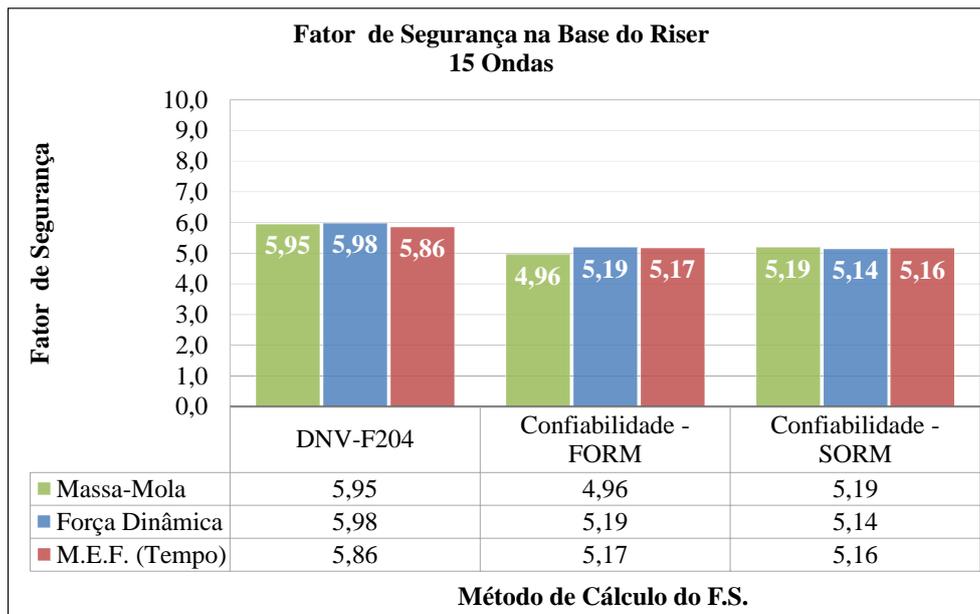


Figura 148 – Fatores de segurança necessários para a base do riser.

V.3.3. Caso de análise 2 – Lâmina d’água e comprimento do riser vertical

Neste item, é apresentado o estudo da influência da variação da lâmina d’água e, conseqüentemente, do comprimento do riser vertical em sua resposta à fadiga. Baseado no modelo do estudo anterior, foram analisados mais três modelos onde a lâmina d’água e comprimento do riser variaram no intervalo de 500m e foram mantidos fixos os demais parâmetros do RSAA, como detalhado na Tabela 32.

A primeira influência na variação do comprimento do riser é observada no período natural ou período de ressonância fundamental do sistema calculado através da Eq. (44). Quanto menor o comprimento, menor é o período natural como mostra Tabela 32. Esta avaliação é importante para diminuir o movimento de resposta do sistema, ou seja, afastando o período de ressonância do sistema dos períodos das ondas, no qual o menor é na ordem de 3s como mostra a Figura 86, menor é a amplitude de resposta do sistema devido ao movimento imposto. Obviamente, as variações de alguns parâmetros estão limitadas às necessidades de projeto, restringindo, assim, a busca de um período natural mais distante dos períodos das ondas.

Tabela 32 – Propriedades dos modelos com variação do comprimento do riser vertical.

			Caso de Análise			
Propriedades			2			
Geral	LDA	m	2200	1700	1200	700
	Azimute Plataforma	graus	225°			
	Fluido Interno	kN/m ³	2,45			
Riser Vertical	Comprimento	m	2040	1540	1040	540
	Diâmetro Externo	pol	20,0			
		m	0,5080			
	Diâmetro Interno	m	0,4382			
	Espessura	mm	34,92			
	Área Interna	m ²	0,150784			
	Área de Aço	m ²	0,051899			
	Peso Submerso Cheio	kN/m	2,3276			
Massa	kg/m	445,02				
Riser Flexível	Número de Linhas	-	1			
	Ângulo de Topo	graus	7°			
	Diâmetro Externo	pol.	23,0			
		m	0,587			
	Diâmetro Interno	pol.	17,0			
		m	0,4318			
Peso Submerso Vazio	kN/m	1,9696				
Rigidez Axial	GN	1,6050				
Amarra	Número de Linhas	-	1			
	Ângulo de Topo	graus	7,75°			
	Peso Submerso	kN/m	2,0607			
	Rigidez Axial	GN	0,670			
Sistema de Fundo	Altura	m	150,0			
	Massa M	kg	131625,56			
	Rigidez K	N/m	7993,62			
RSAA	Celeridade	m/s	4913,32			
	Período Natural	s	1,902	1,495	1,087	0,680

Como feito anteriormente, foram calculados os fatores de segurança ao longo do *riser* através das metodologias analíticas pelo método da DNV-RP-F204 (2010). Foram utilizadas as mesmas variáveis aleatórias e seus respectivos parâmetros estatísticos do estudo anterior e apresentados no item IV.4. A Figura 149 apresenta estes fatores de segurança para os quatro comprimentos de *riser*. Observa-se que, independentemente do comprimento, os comportamentos dos valores obtidos são próximos, ou seja, as tendências das variações dos valores dos fatores ao longo dos *risers* são parecidas. Assim, a obtenção de novos fatores de segurança com a mudança do comprimento do *riser* são previsíveis.

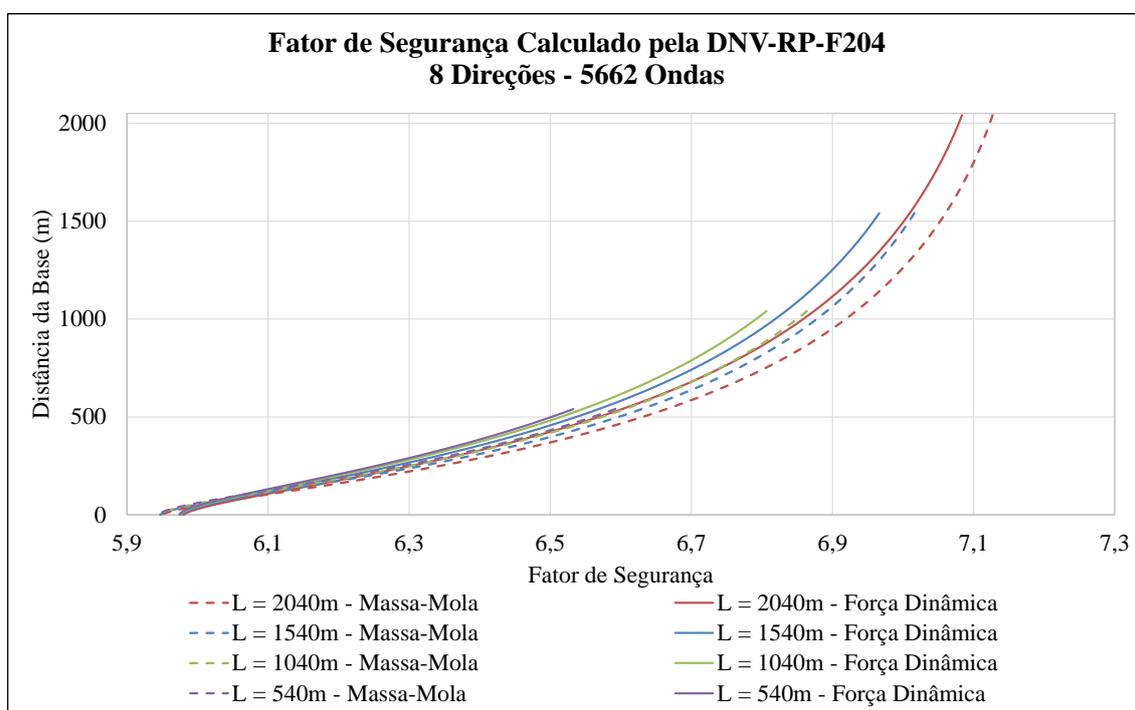


Figura 149 – Fatores de segurança ao longo dos risers calculados pelas metodologias analíticas e método da DNV-RP-F204.

A Tabela 33 apresenta uma comparação em termos de dano e vida, para cada comprimento de *riser*, dos conjuntos de 5662 e 140 ondas utilizados no estudo anterior. Em todos os casos, o percentual de dano do conjunto menor em relação ao maior é praticamente o mesmo. Assim, este conjunto de 140 ondas foi utilizado para a realização das análises numéricas no domínio do tempo através do método dos elementos finitos.

Tabela 33 – Danos e vidas comparando os conjuntos de ondas.

Comprim. do Riser (m)	Número de Ondas	Dano no Topo				Vida no Topo (anos)	
		Massa-Mola		Força Dinâmica		Massa-Mola	Força Dinâmica
2040	5662	1,246E-03	100,0%	1,330E-03	100,0%	802,74	751,66
	140	1,183E-03	95,0%	1,263E-03	95,0%	845,06	791,62
1540	5662	5,725E-04	100,0%	6,215E-04	100,0%	1746,71	1608,88
	140	5,438E-04	95,0%	5,901E-04	94,9%	1838,89	1694,73
1040	5662	2,082E-04	100,0%	2,328E-04	100,0%	4802,81	4295,01
	140	1,978E-04	95,0%	2,210E-04	94,9%	5055,84	4524,76
540	5662	4,688E-05	100,0%	5,604E-05	100,0%	21331,50	17845,30
	140	4,455E-05	95,0%	5,319E-05	94,9%	22446,74	18801,59

A Figura 150 apresenta as comparações entre as vidas ao longo dos risers para os métodos da massa-mola e dos elementos finitos. Já a Figura 151 compara o método da força dinâmica com o método dos elementos finitos. Para facilitar a comparação entre os métodos, não foi utilizado o fator de segurança.

A tendência de continuidade dos valores da vida ao longo dos três risers com maiores comprimentos é confirmada nas análises pelo método dos elementos finitos, assim como a influência do sistema de fundo que se estende até aproximadamente 650m nestes três risers. A divergência ocorre no riser de 540m que não possui comprimento suficiente para dissipar a influência do momento fletor ao longo de sua extensão. Assim, de modo geral, a estrutura menor não apresenta resposta similar às demais, fazendo com que a metodologia analítica não acompanhe a resposta obtida pelo método dos elementos finitos. Ainda assim, as respostas obtidas por essas metodologias são próximas no topo.

Outro fato observado é que as análises através dos métodos dos elementos finitos dos risers menores não apresentam a menor vida no topo, mas esta ocorre próximo à base. Apesar deste valor de vida próximo à base variar pouco entre os modelos analisados, isto ocorre porque a vida no topo é maior para os risers menores, pois eles exercem menos tração no topo. Assim, as metodologias analíticas representam melhor os casos com lâminas d'águas mais profundas, que são os senários mais estudados na atualidade.

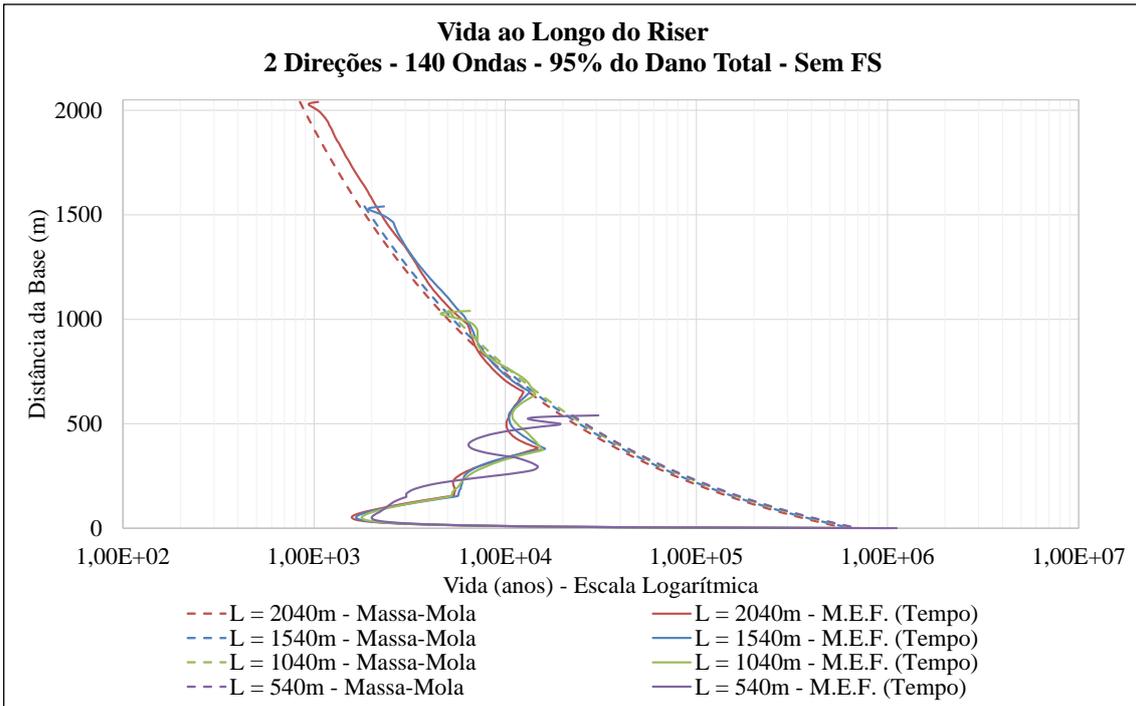


Figura 150 – Vida ao longo dos risers sem fator de segurança – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.

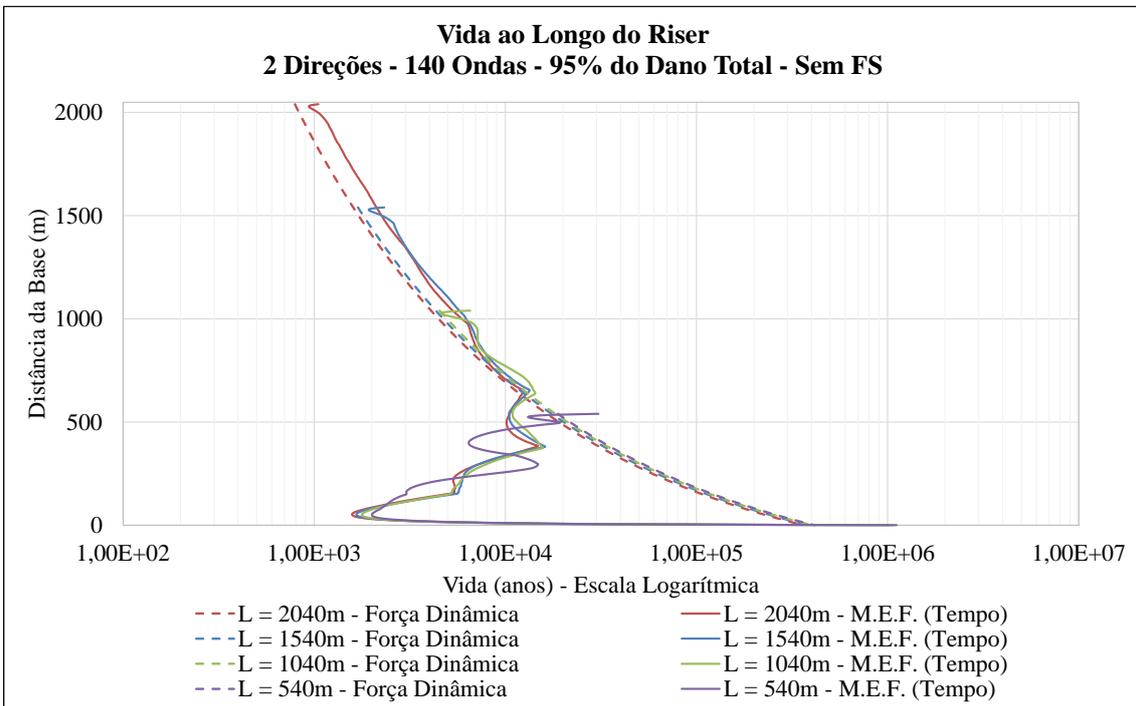


Figura 151 – Vida ao longo dos risers sem fator de segurança – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.

V.3.4. Caso de análise 3 – Fluido interno

Neste item, é estudado a influência da variação do fluido interno na resposta à fadiga do *riser*. Para isso foram utilizados mais dois fluidos internos além do original. Os valores das densidades destes fluidos e as demais propriedades dos modelos estudados são apresentados na Tabela 34.

Tabela 34 – Propriedades dos modelos com variação do fluido interno.

		Caso de Análise			
		3			
		Propriedades			
Geral	LDA	m	2200		
	Azimute Plataforma	graus	225°		
	Fluido Interno	kN/m ³	2,450	6,000	10,055
Riser Vertical	Comprimento	m	2040		
	Diâmetro Externo	pol	20,0		
		m	0,508		
	Diâmetro Interno	m	0,438		
	Espessura	mm	34,92		
	Área Interna	m ²	0,151		
	Área de Aço	m ²	0,0519		
	Peso Submerso Cheio	kN/m	2,3276	2,8629	3,4744
Massa	kg/m	445,02	499,58	561,92	
Riser Flexível	Número de Linhas	-	1		
	Ângulo de Topo	graus	7°		
	Diâmetro Externo	pol.	23,0		
		m	0,587		
	Diâmetro Interno	pol.	17,0		
		m	0,4318		
	Peso Submerso Vazio	kN/m	1,9696		
Rigidez Axial	GN	1,6050			
Amarra	Número de Linhas	-	1		
	Ângulo de Topo	graus	7,75°		
	Peso Submerso	kN/m	2,0607		
	Rigidez Axial	GN	0,670		
Sistema de Fundo	Altura	m	150,0		
	Massa M	kg	131626	140606	150863
	Rigidez K	N/m	7993,62	8296,73	8937,97
RSAA	Celeridade	m/s	4913,32	4637,24	4372,49
	Período Natural	s	1,902	2,002	2,112

Com a variação do fluido interno, diversas propriedades do RSAA são alteradas, inclusive o sistema de fundo, pois o fluido também percorre o *riser* flexível. Observa-se também que, quanto maior o peso específico do fluido, maior é o período natural do sistema.

Os fatores de segurança ao longo do *riser* vertical de cada modelo com seu respectivo fluido interno, assim como no estudo anterior, foram calculados pelo método da DNV-RP-F204 (2010) através das metodologias analíticas da massa-mola e da força dinâmica. Para isso foram utilizadas as mesmas variáveis aleatórias e seus respectivos parâmetros estatísticos. Estes fatores obtidos ao longo do *riser* para cada peso específico dos fluidos internos para 5662 ondas nas 8 direções são apresentados na Figura 152. Observa-se que o aumento do fator de segurança conforme se eleva a posição do *riser* ocorre com uma taxa diferente para cada modelo. Este fato ocorre em ambos os métodos analíticos.

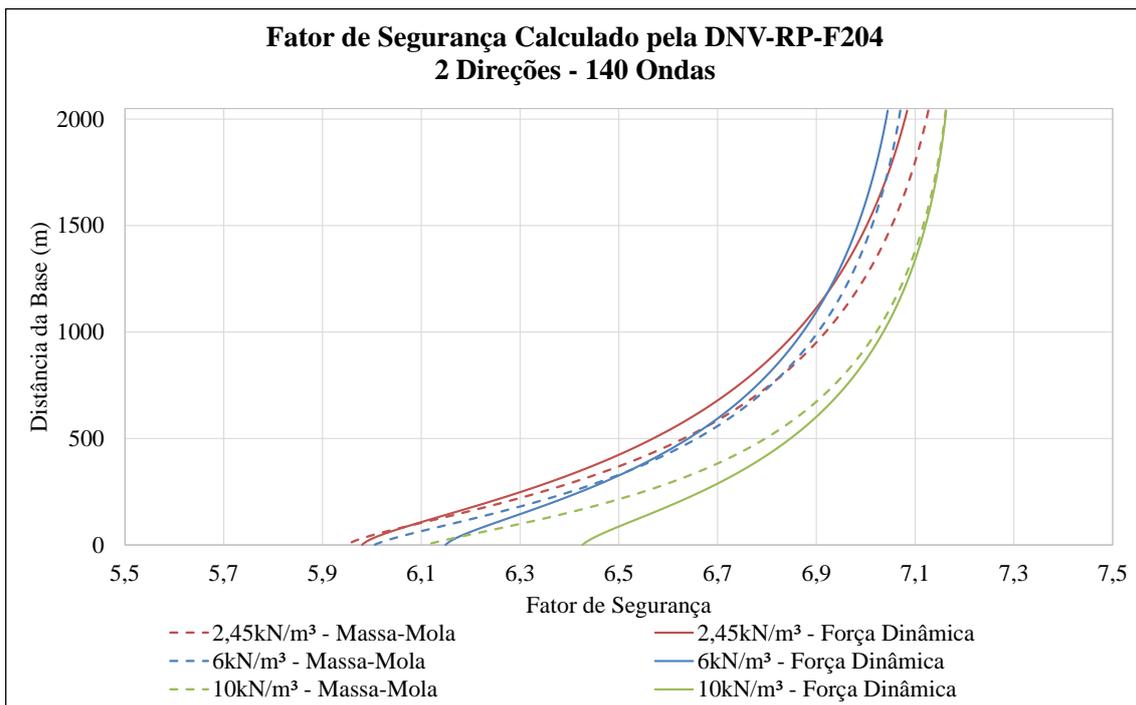


Figura 152 – Fatores de segurança ao longo dos risers calculados pelas metodologias analíticas e método da DNV-RP-F204.

A Figura 153 compara as vidas úteis calculadas com a metodologia da massa-mola e com o método dos elementos finitos para os modelos com três fluidos internos

diferentes. A Figura 154 compara os métodos da força dinâmica com o método dos elementos finitos.

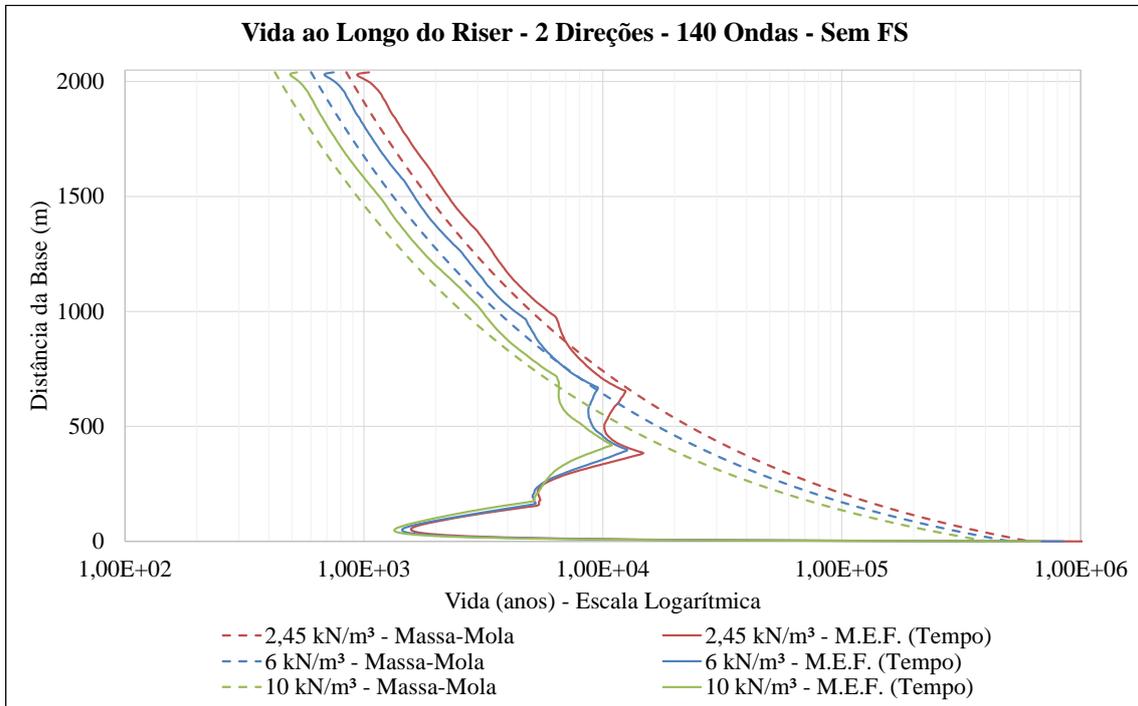


Figura 153 – Vida ao longo dos risers sem fator de segurança – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.

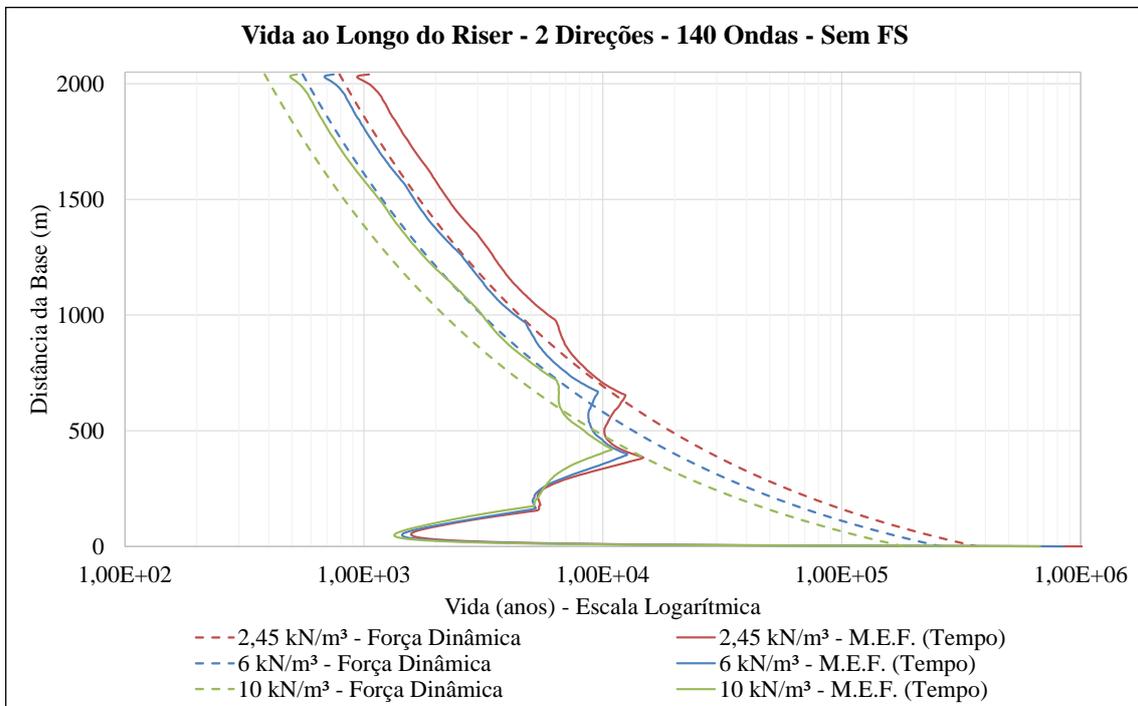


Figura 154 – Vida ao longo dos risers sem fator de segurança – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.

Primeiramente, a análise numérica, através do método dos elementos finitos, confirma o fato de que a vida diminui com o aumento do peso específico do fluido interno. Esta diminuição da vida era esperada, pois o aumento do peso específico do fluido interno produz um maior nível de tração ao longo de todo o *riser*.

O segundo ponto observado neste estudo é fato da metodologia da massa-mola ter apresentado os valores de vida útil mais próximos aos obtidos através do método dos elementos finitos. A metodologia da força dinâmica apresenta uma vida menor ao longo do *riser*, ou seja, mais conservativa. Assim, ambas as metodologias apresentam seus pontos fortes e fracos.

A Figura 155 apresenta a variação da vida no topo do *riser* para as três metodologias utilizadas nas análises. Os comportamentos dos valores das vidas em relação à variação do peso específico do fluido interno para cada método de análise são próximos. Mas neste caso, como relatado anteriormente, a metodologia da massa-mola apresentou resultados de vida no topo mais próximos aos obtidos utilizando o método dos elementos finitos. Além disso, também apresentou quase a mesma taxa de diminuição da vida em função do aumento do peso específico do fluido interno, que pode ser observado nas equações das retas ajustadas para os pontos obtidos conforme apresentado no gráfico.

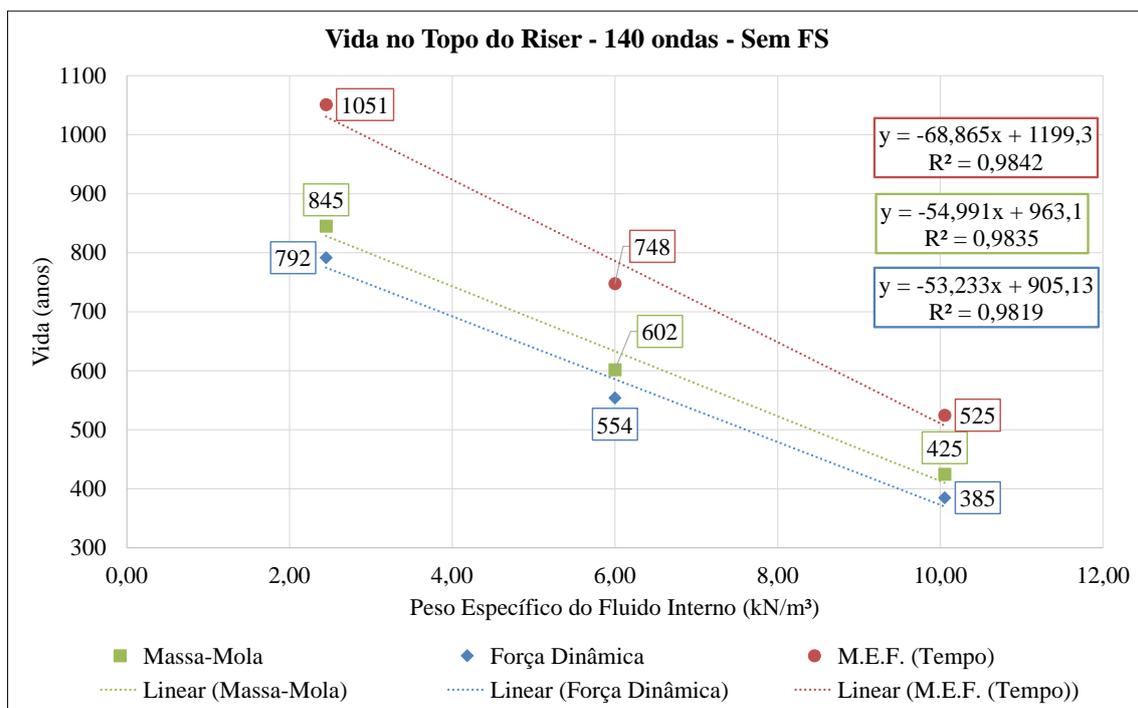


Figura 155 – Variação da vida no topo do riser para cada metodologia.

V.3.5. Caso de análise 4 – Altura do sistema de fundo

Neste caso de análise, é verificada a influência da altura do sistema de fundo na resposta à fadiga do RSAA. Para isso, a distância da base do *riser* vertical até o solo marinho foi alterada em 100m para mais e para menos em relação ao modelo base. Estes valores de alturas e suas influências nas propriedades do RSAA são apresentadas na Tabela 35.

Uma das consequências da alteração da altura do sistema de fundo encontra-se no período natural do RSAA, pois a estimativa do período natural é diretamente proporcional a massa equivalente M que é, por sua vez, proporcional à altura do sistema de fundo. Assim, quanto maior a altura do sistema de fundo, maior são M e o período natural.

Tabela 35 – Propriedades dos modelos com variação da altura do sistema de fundo.

		Caso de Análise			
		4			
		Propriedades			
Geral	LDA	m	2200		
	Azimute Plataforma	graus	225°		
	Fluido Interno	kN/m ³	2,450		
Riser Vertical	Comprimento	m	2140	2040	1940
	Diâmetro Externo	pol	20,0		
		m	0,508		
	Diâmetro Interno	m	0,438		
	Espessura	mm	34,92		
	Área Interna	m ²	0,151		
	Área de Aço	m ²	0,0519		
	Peso Submerso Cheio	kN/m	2,3276		
Massa	kg/m	445,02			
Riser Flexível	Número de Linhas	-	1		
	Ângulo de Topo	graus	7°		
	Diâmetro Externo	pol.	23,0		
		m	0,587		
	Diâmetro Interno	pol.	17,0		
		m	0,4318		
Peso Submerso Vazio	kN/m	1,9696			
Rigidez Axial	GN	1,6050			
Amarra	Número de Linhas	-	1		
	Ângulo de Topo	graus	7,75°		
	Peso Submerso	kN/m	2,0607		
	Rigidez Axial	GN	0,670		
Sistema de Fundo	Altura	m	50,0	150,0	250,0
	Massa M	kg	43944,9	131625,6	219293,4
	Rigidez K	N/m	8009,12	7993,62	7660,63
RSAA	Celeridade	m/s	4913,32		
	Período Natural	s	1,823	1,902	1,981

Como já vem sendo feito neste capítulo de estudos de caso, para o cálculo dos fatores de segurança, foram utilizados as metodologias analíticas, o método da DNV-RP-F204 (2010) e as mesmas variáveis aleatórias e seus respectivos parâmetros estatísticos apresentados no item IV.4. Os valores obtidos para os dois métodos analíticos e as três alturas do sistema de fundo são apresentados na Figura 156. Observa-se que a metodologia da massa-mola continua apresentando valores de fatores de segurança maiores do que a da força dinâmica ao longo do riser. O gráfico também mostra que o fator de segurança necessário aumenta para alturas de sistema de fundo menores.

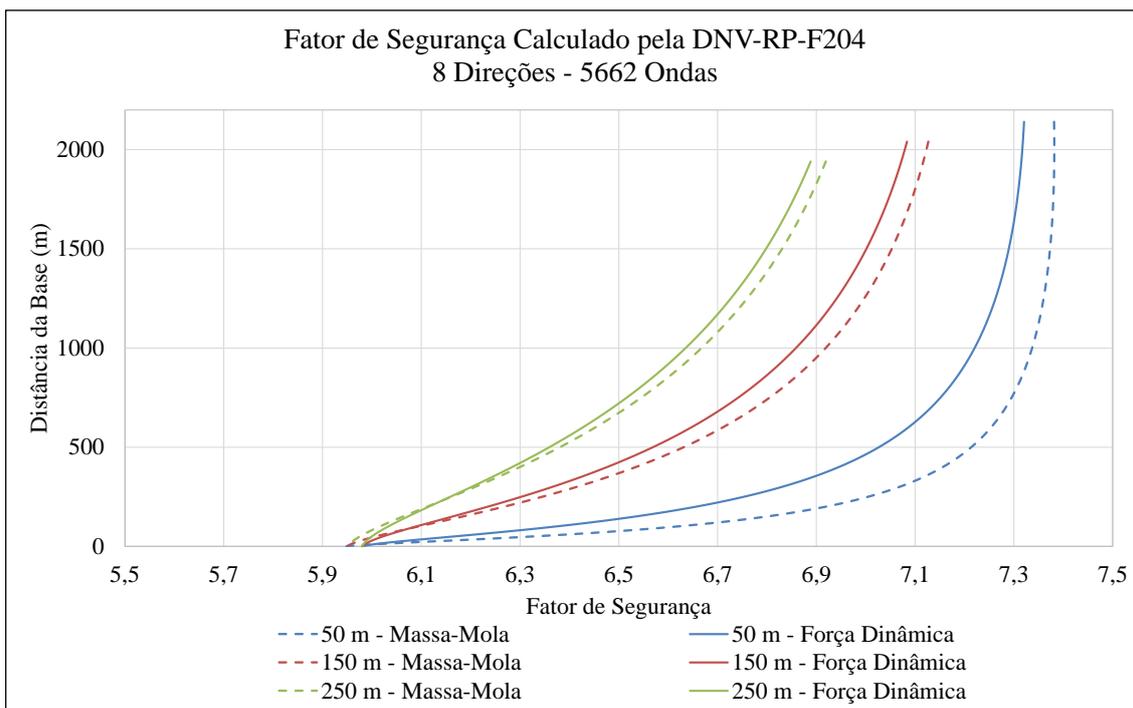


Figura 156– Fatores de segurança ao longo dos risers calculados pelas metodologias analíticas e método da DNV-RP-F204.

A Figura 157 apresenta as comparações entre as vidas ao longo dos *risers* para os métodos da massa-mola e dos elementos finitos. Já a Figura 158 compara o método da força dinâmica com o método dos elementos finitos. Como aponta os três métodos de análises, quanto mais alto é o sistema de fundo, menor é a vida obtida ao longo de todo o *riser* vertical. O gráfico também mostra as influências dos sistemas de fundo nos trechos inferiores do *riser*. Percebe-se que, nos sistemas de fundo com maior altura, os momentos fletores provenientes dos mesmos influenciam menos a resposta em termos de vida do *riser* vertical, onde este se aproxima mais do comportamento axial avaliado nas metodologias analíticas. Este fato é comprovado na Figura 159 que exhibe as envoltórias dos desvios-padrão dos momentos fletores perpendiculares ao plano do sistema de fundo provenientes do caso que gerou maior dano no topo nas análises através do método dos elementos finitos. Observa-se que, no modelo com 250m de altura de sistema de fundo, o valor do desvio-padrão máximo é aproximadamente a metade dos demais modelos. O desvio-padrão dos momentos fletores compõe o desvio-padrão da tensão que é empregado no cálculo do dano como apresentado na Eq. (139). As metodologias analíticas apresentadas neste trabalho não calculam os momentos fletores, desta forma, elas utilizam somente a tração para calcular a tensão.

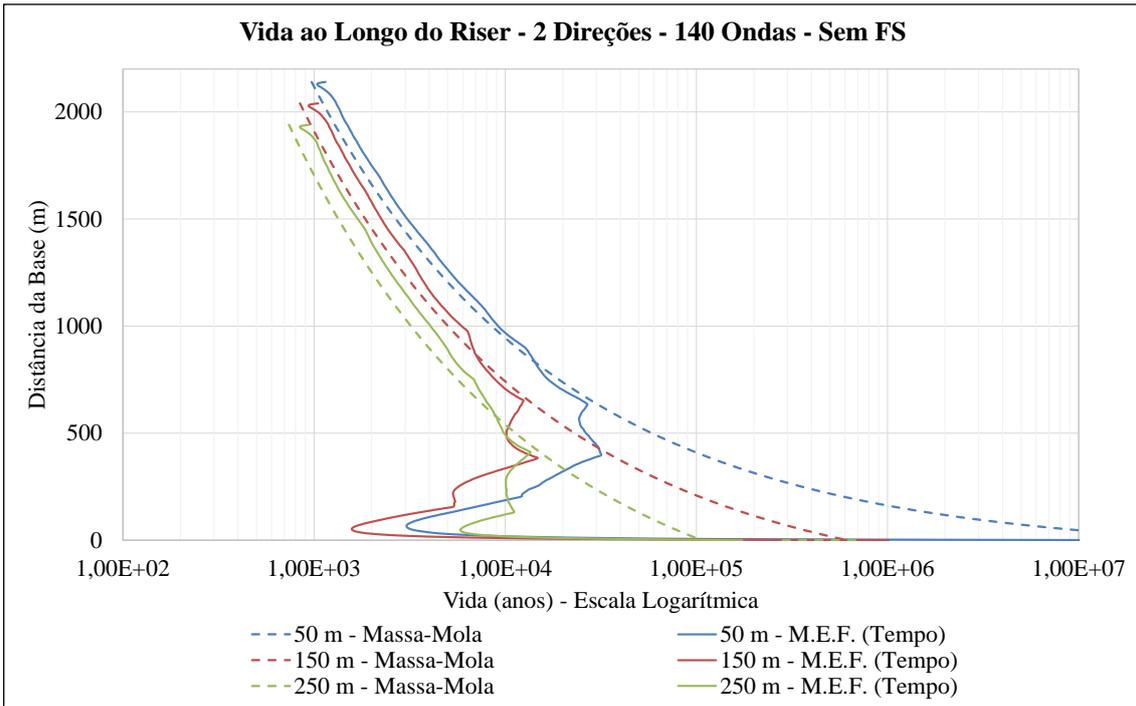


Figura 157 – Vida ao longo dos risers sem fator de segurança – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da massa-mola.

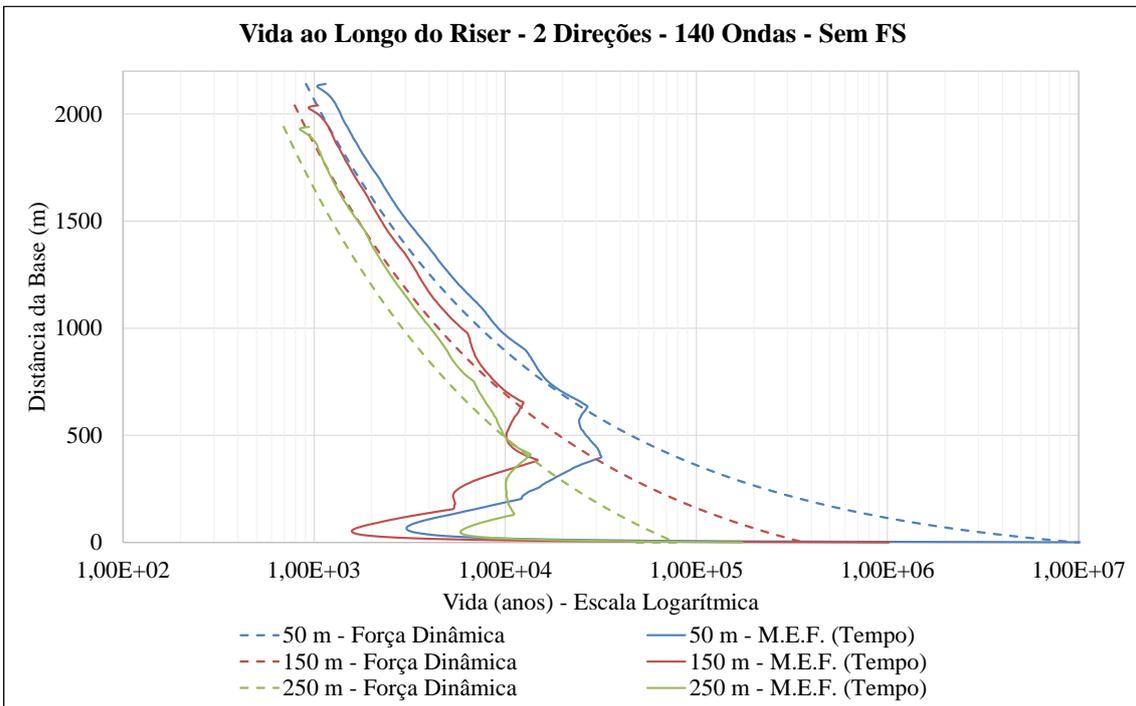


Figura 158 – Vida ao longo dos risers sem fator de segurança – comparação entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica.

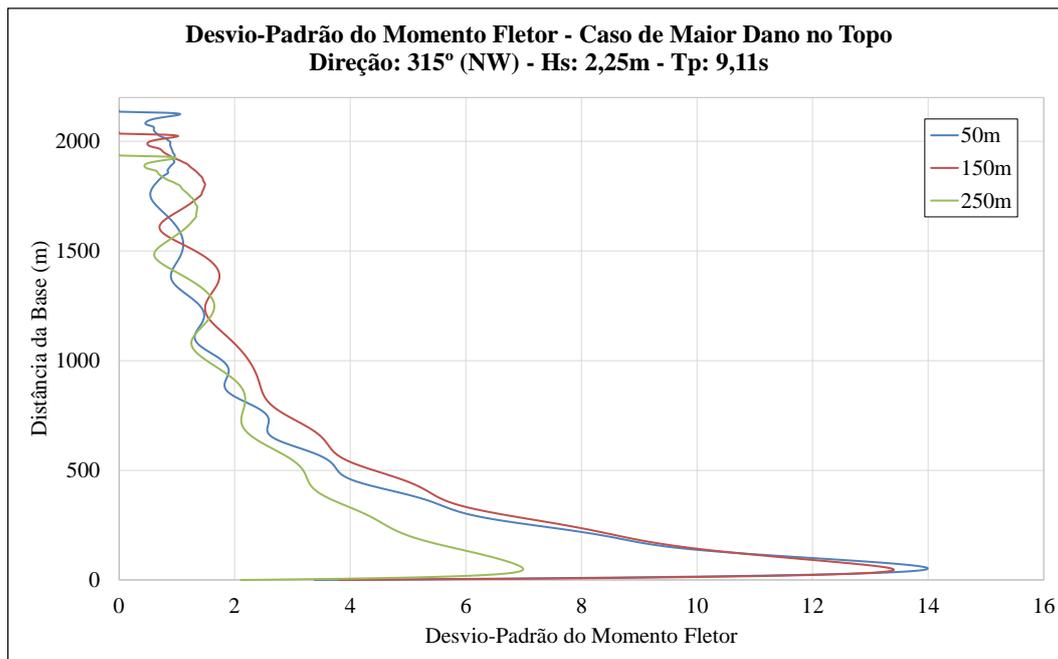


Figura 159 – Desvio padrão do momento fletor para o caso de maior dano no topo

A Figura 160 mostra a variação da vida no topo do riser de acordo com a altura do sistema de fundo para os três métodos de análises. Novamente, a metodologia massa-mola apresenta valores de vida no topo mais próximos dos encontrados com o método dos elementos finitos. Porém, a variação da vida no método da força dinâmica é quase a mesma do apresentado pelo método dos elementos finitos. Este fato auxilia na estimativa da vida no topo devido a uma determinada variação de altura do sistema de fundo.

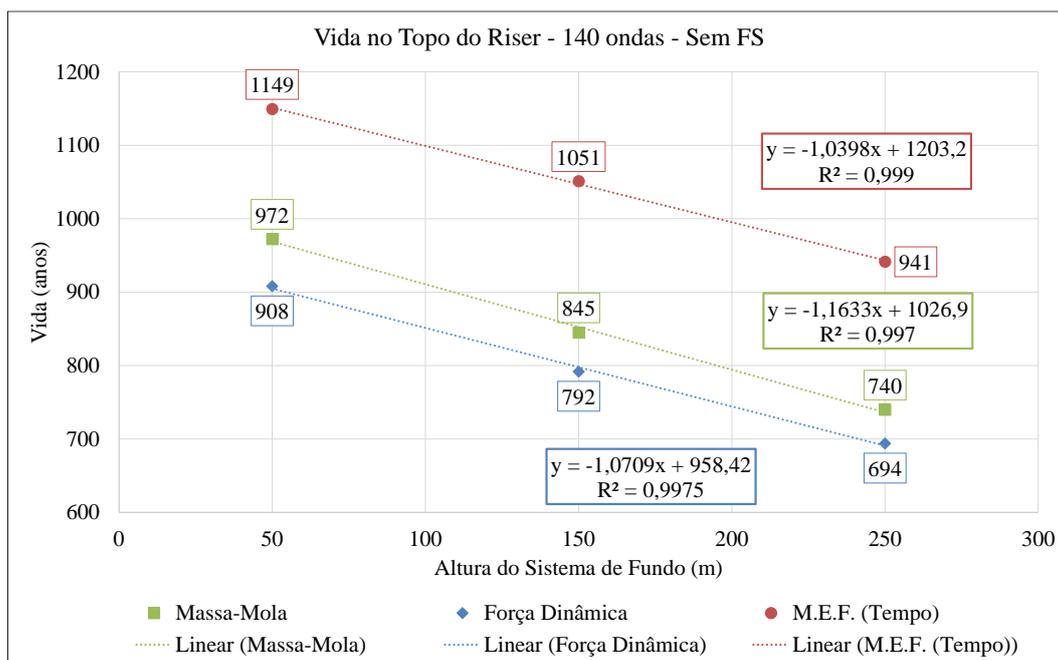


Figura 160 – Variação da vida no topo do riser para cada metodologia.

CAPÍTULO VI

PERÍODO NATURAL E RESSONÂNCIA DO RSAA

VI.1. Introdução

Quando período do movimento imposto em uma estrutura está próximo ao seu período natural, há uma amplificação dos movimentos e, conseqüentemente, das tensões. Uma das vantagens do sistema RSAA é o seu período natural ser menor e afastado dos períodos das ondas. Isto pode ser visto nos exemplos ao longo deste trabalho, onde os períodos naturais dos modelos analisados foram próximos de 2s, inferiores aos períodos das ondas tipicamente consideradas em análises de fadiga e de extremos.

Este item tem como objetivo realizar um breve estudo sobre o período natural do RSAA e sua ressonância. Complementarmente será avaliada a viabilidade da utilização das ferramentas analíticas em um modelo que possua seu período natural próximo aos dos movimentos impostos. Este modelo proposto é um RSAA Bundle hipotético que possui o sistema de fundo com uma massa M elevada e com um *riser* vertical com massa por unidade de comprimento relativamente baixa. A Tabela 36 apresenta as propriedades e a Figura 161 a imagem do modelo que será analisado neste item.

Tabela 36 – Propriedades do RSAA Bundle.

		Propriedades	
Geral	LDA	m	1700
	Azimute Plataforma	graus	225°
	Fluido Interno	kN/m ³	2,45
Riser Vertical	Comprimento	m	1440
	Diâmetro Externo	pol	12,75
		m	0,3238
	Diâmetro Interno	m	0,3028
	Espessura	mm	10,5
	Área Interna	m ²	0,07201
	Área de Aço	m ²	0,01033
	Peso Submerso Cheio	kN/m	0,9722
Massa	kg/m	99,10	
Riser Flexível	Número de Linhas	-	4
	Ângulo de Topo	graus	7°
	Diâmetro Externo	pol.	23,0
		m	0,587
	Diâmetro Interno	pol.	17,0
		m	0,4318
	Peso no Ar Vazio	kN/m	4,6898
Peso Submerso Vazio	kN/m	1,9696	
Rigidez Axial	GN	1,605	
Sistema de Fundo	Altura	m	250
	Massa M	kg	689399,9
	Rigidez K	kN/m	24,00

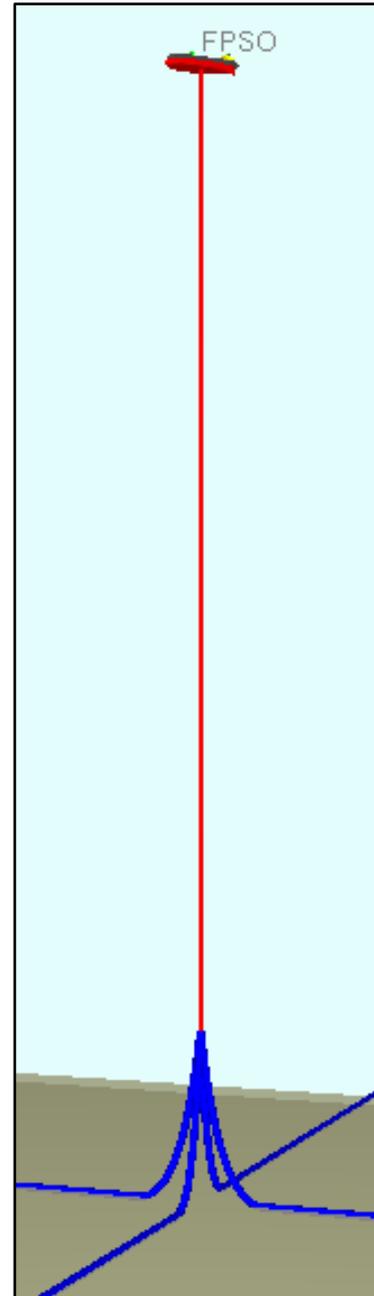


Figura 161 – RSAA Bundle.

Antes de realizar as análises de fadiga e obter os fatores de segurança, será apresentado um breve estudo sobre o período natural do sistema e suas respostas em termos de deslocamento e de tração.

VI.2. Período natural e ressonância da estrutura

Como está sendo feito ao longo deste trabalho, o período natural aproximado do sistema RSAA é calculado através da Eq. (44). O período natural para o modelo analisado neste item é calculado da seguinte forma:

$$\bar{L} = L + \frac{M}{m} = 1440\text{m} + \frac{689543,5\text{kg}}{99,1 \text{ kg/m}} = 8397,83\text{m}$$

$$T_n = \frac{4 \cdot 8397,83\text{m}}{(2 \cdot 1 - 1) \cdot 4646,1 \text{ m/s}} = 7,23\text{s}$$

Para verificar este modelo teórico, foi realizada uma análise de vibração livre, através do método dos elementos finitos, onde é imposto um deslocamento vertical inicial de 5m no topo do RSAA e medido o deslocamento vertical ao longo do tempo de uma seção do *riser* vertical. A Figura 162 apresenta o deslocamento vertical de uma seção a 350m acima da base do *riser*. O período natural axial medido através do método dos elementos finitos foi aproximadamente 4,27s, 60% inferior ao calculado pela Eq. (44).

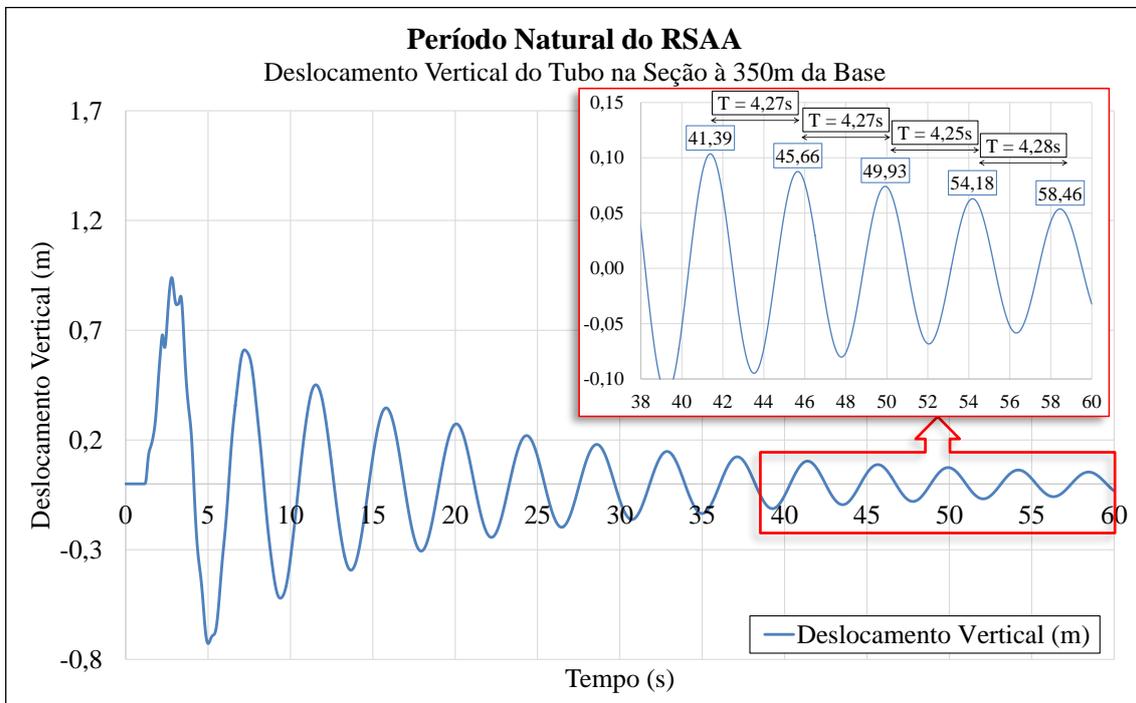


Figura 162 – Vibração livre do sistema RSAA verificando seu período natural.

Mesmo considerando este modelo hipotético de RSAA com seu período natural mais elevado, este ainda é inferior aos períodos das ondas com maiores alturas. Já cada um dos *risers* flexíveis que compõe o sistema de fundo possuem período natural mais elevado, superiores aos das ondas tipicamente consideradas em análises de fadiga. No modelo analisado neste exemplo, o *riser* flexível possui o período natural em seu plano próximo a 17,7s. Este valor foi obtido realizando a mesma análise de vibração livre, porém, considerando somente o *riser* flexível. A Figura 163 apresenta o deslocamento vertical numa seção do *riser* flexível devido ao movimento imposto inicial de 5m.

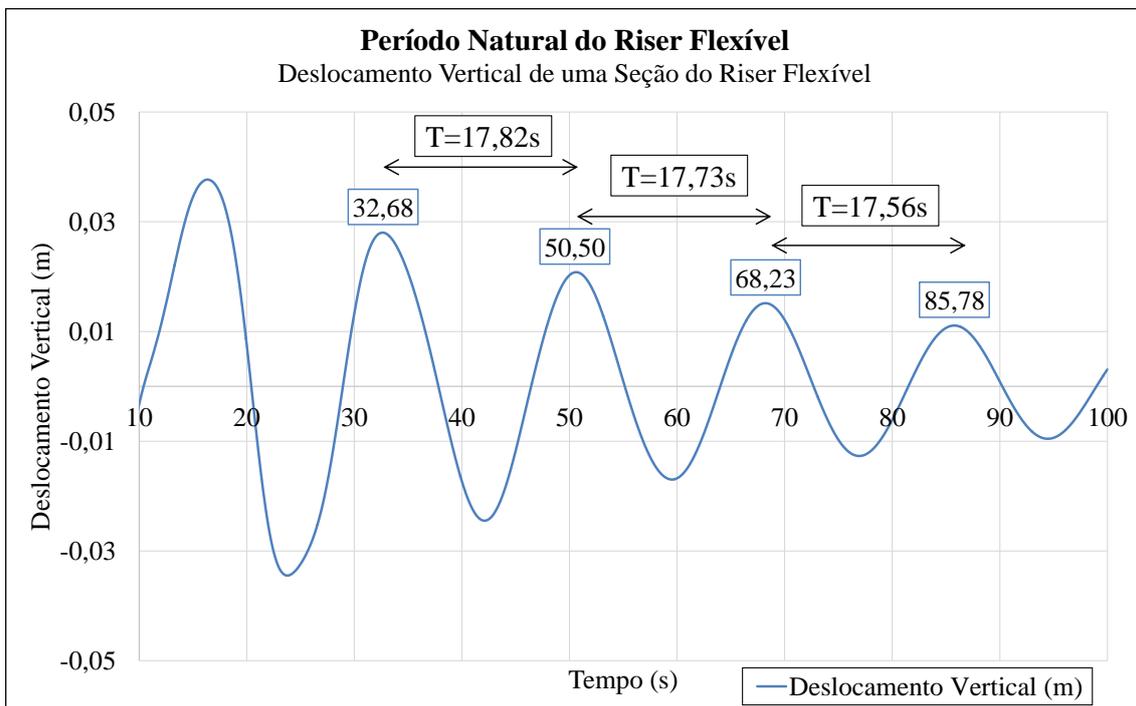


Figura 163 – Vibração livre do riser flexível verificando seu período natural.

Outro aspecto que deve ser observado para avaliar o período natural do RSAA calculado analiticamente através das Eq. (46) e (49) é a situação na qual os denominadores são iguais a zero, ou seja, \bar{A} tende ao infinito e a estrutura entra em ressonância. Isto ocorre para uma determinada frequência natural da estrutura que pode ser calculada. Para isso, estas expressões são apresentadas nas Eq. (165) e (167). Para simplificá-las, pode-se considerar a aproximação $\tan\left(\frac{\omega L}{c}\right) = \frac{\omega L}{c}$ que é razoável para valores pequenos de $\frac{\omega L}{c}$.

Os parâmetros $[M\omega^2 - K]$ e ψ , que caracterizam estas Eq. (46) e (49) nas metodologias massa-mola e força dinâmica respectivamente, foram isolados e apresentados nas Eq. (166) e (168).

$$mc\omega - [M\omega^2 - K] \tan\left(\frac{\omega L}{c}\right) = 0 \therefore mc\omega - [M\omega^2 - K] \frac{\omega L}{c} = 0 \quad (165)$$

$$[M\omega^2 - K] = \frac{mc^2}{L} \quad (166)$$

$$mc\omega - \psi(\omega) \tan\left(\frac{\omega L}{c}\right) = 0 \therefore mc\omega - \psi \frac{\omega L}{c} = 0 \quad (167)$$

$$\psi(\omega) = \frac{mc^2}{L} \quad (168)$$

Em ambos os casos, quando os denominadores são igualados a zero, os parâmetros característicos das equações são iguais à expressão $\frac{mc^2}{L}$ que é calculado da seguinte forma:

$$\frac{mc^2}{L} = \frac{106,3 \text{ kg/m} \cdot (4687,2 \text{ m/s})^2}{1440 \text{ m}} = 1,486 \times 10^6 \frac{\text{kg}}{\text{s}^2}$$

A frequência ressonante da estrutura apresentada pela equação da metodologia da massa-mola pode ser calculada através da Eq. (166), onde se obtêm o respectivo período ressonante igual a 4,246s. Já a frequência ressonante proveniente da formulação da força dinâmica é mais trabalhosa de ser obtida devida à complexidade das equações apresentadas no item II.8.3. Uma alternativa é obter o período ressonante aproximado graficamente através da Figura 164 onde foram plotados os parâmetros das Eq. (166) e (168). Outra opção seria obter este período através de interpolação linear.

Observa-se que a igualdade da Eq. (166) ocorre para o período próximo ao calculado por esta mesma equação, que é de 4,25s como esperado. Já a igualdade da Eq. (168) ocorre para um período também próximo ao obtido pelo procedimento da vibração livre, 4,23s. Sendo assim, estes procedimentos calculam valores de período natural muito próximos ao obtido pelo método dos elementos finitos.

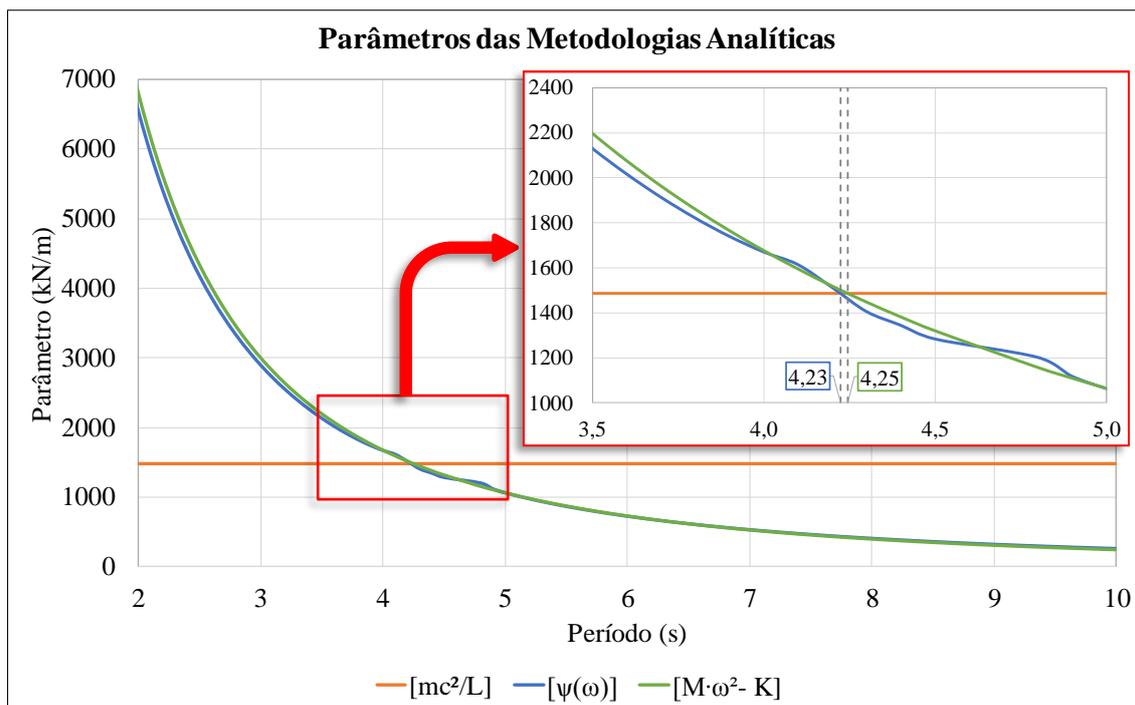


Figura 164 – Avaliação dos parâmetros das metodologias analíticas.

Dando continuidade ao estudo, foram realizadas análises do modelo apresentado através das metodologias analíticas e do método dos elementos finitos. Estas análises consistem em aplicar um deslocamento senoidal diretamente no topo do *riser* vertical com 1m de amplitude e períodos variando de 2s a 20s. A Figura 165 compara as amplitudes de deslocamento vertical na base do *riser* vertical e a Figura 166 as amplitudes de tração em seu topo.

As respostas obtidas com as metodologias analíticas se aproximam mais das obtidas com o método dos elementos finitos nos períodos mais elevados, ou seja, mais afastados do período de ressonância da estrutura. Quando observadas as respostas dos períodos próximos ao ressonante, observa-se ampliações maiores nas respostas calculadas através das metodologias analíticas. Este fato se deve à não consideração de amortecimento na formulação analítica.

Um fato observado nos gráficos é que, nas respostas de deslocamento e de tração, de ambas as metodologias analíticas e do método dos elementos finitos, os valores máximos ocorrem próximos aos respectivos períodos apontados anteriormente como ressonantes por cada método de cálculo como esperado.

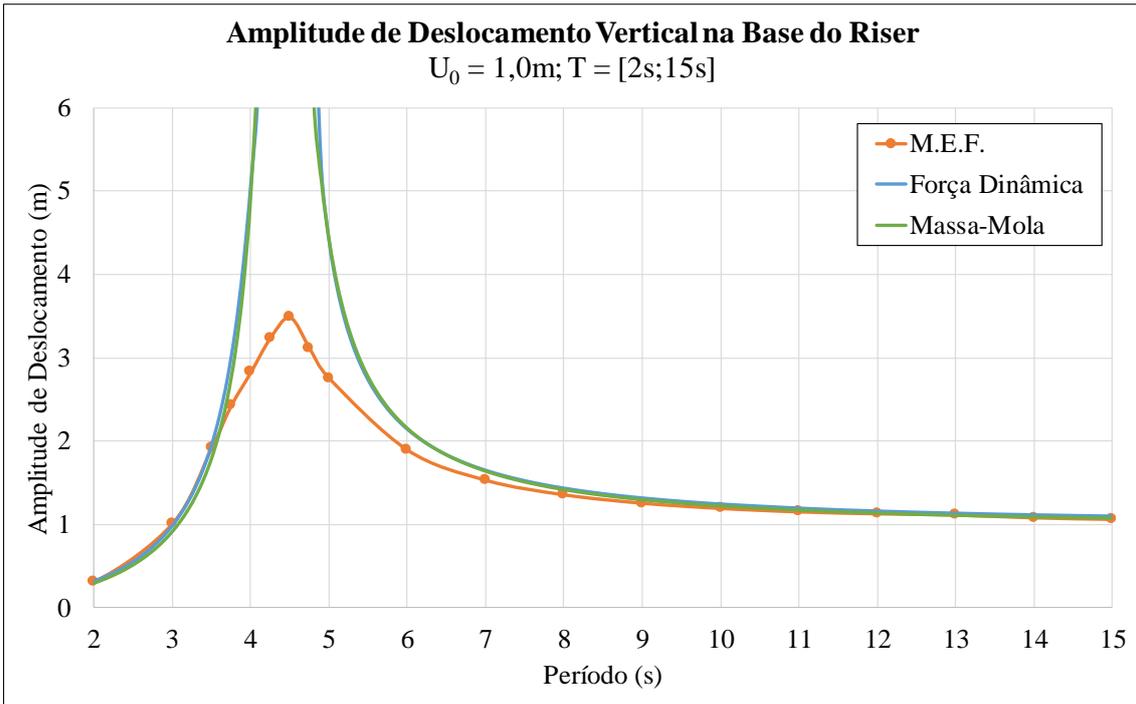


Figura 165 – Amplitude de deslocamento vertical na base do riser vertical.

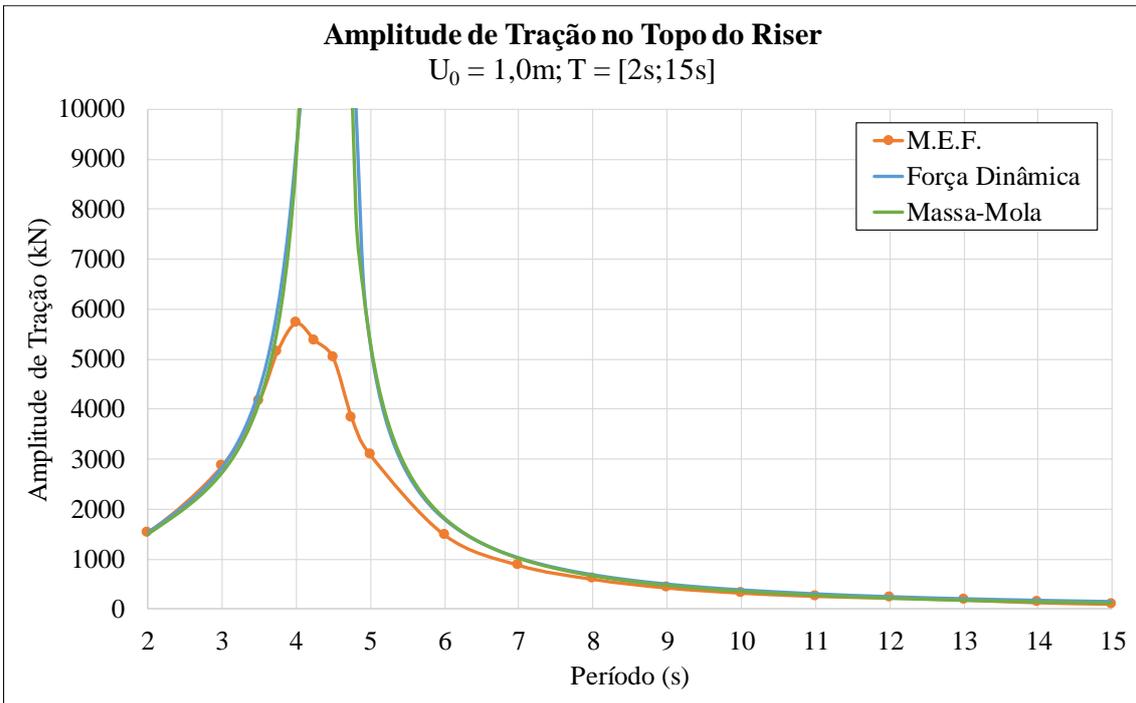


Figura 166 – Amplitude de tração no topo do riser vertical.

VI.3. Fadiga e fatores de segurança

Neste item, serão calculados os danos devidos à fadiga e os fatores de segurança do *riser* vertical através dos procedimentos já apresentados no capítulo anterior. Para isso foram selecionadas 184 ondas com quatro direções de incidência (135°, 300°, 315° e 330°) que estão ilustradas na Figura 167. Como mostra a Tabela 37, este conjunto de ondas é responsável por 80% do dano total no topo do *riser*. O dano que é considerado como 100% foi calculado através das metodologias analíticas utilizando o conjunto de 5614 ondas apresentado no item V.2. Assim, o conjunto de ondas que será utilizado neste item pode ser considerado representativo para este estudo de caso.

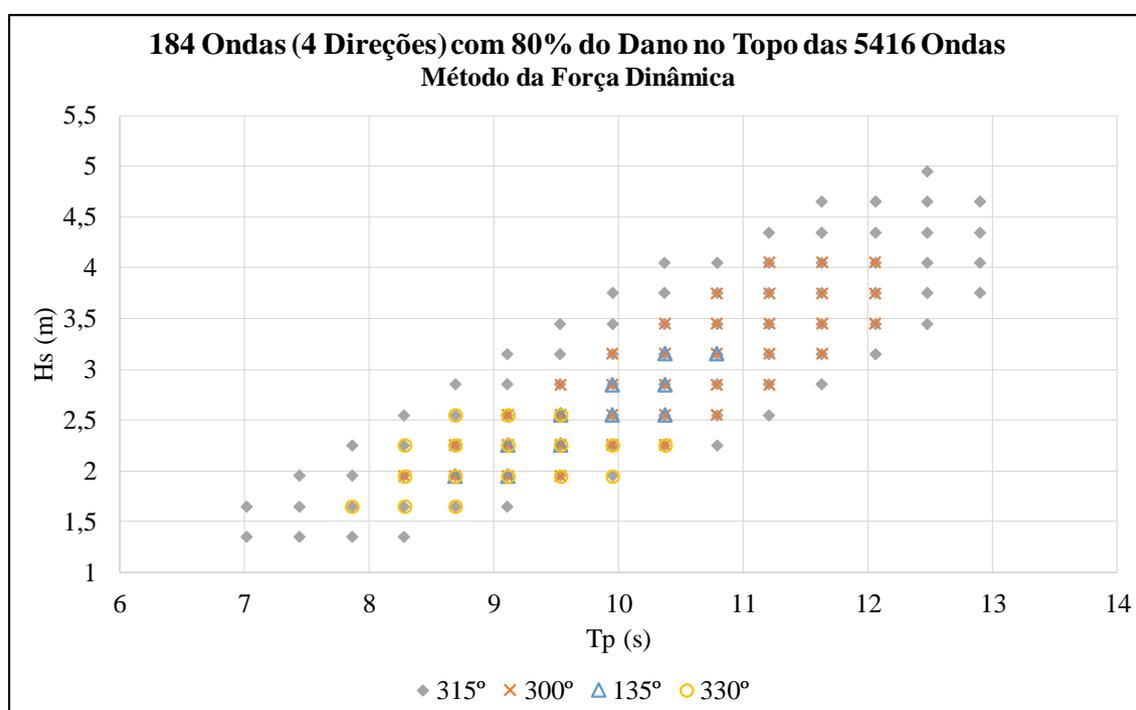


Figura 167 – Distribuição das alturas e períodos das 184 ondas com 4 direções.

Tabela 37 – Dano e vida dos conjuntos com 5614 e 184 ondas.

Número de Ondas	Dano no Topo				Vida no Topo	
	Massa-Mola		Força Dinâmica		Massa-Mola	Força Dinâmica
5614	7,048E-02	100,0%	8,050E-02	100,0%	14,19	12,42
184	5,716E-02	81,1%	6,471E-02	80,4%	17,49	15,45

As respostas do RSAA em termos de deslocamento, tração e tensão são em função diretamente dos seus respectivos RAOs e dos movimentos impostos, que são decorrentes das ondas e do RAO da unidade flutuante, como apresentado no item III.2.3. Assim, para que não haja amplificação destas respostas do sistema, é necessário que os termos que os compõe não sejam ambos elevados para uma mesma frequência.

Uma vez definidas as ondas que foram utilizadas nas análises de fadiga, a Figura 168 compara os movimentos impostos sobre o RSAA com o seu próprio RAO em função dos períodos, ou seja, compara o RAO de tração do RSAA, definido pela Eq. (109), com os espectros de movimentos impostos devidos à algumas ondas selecionadas, movimentos estes definidos pela Eq. (104).

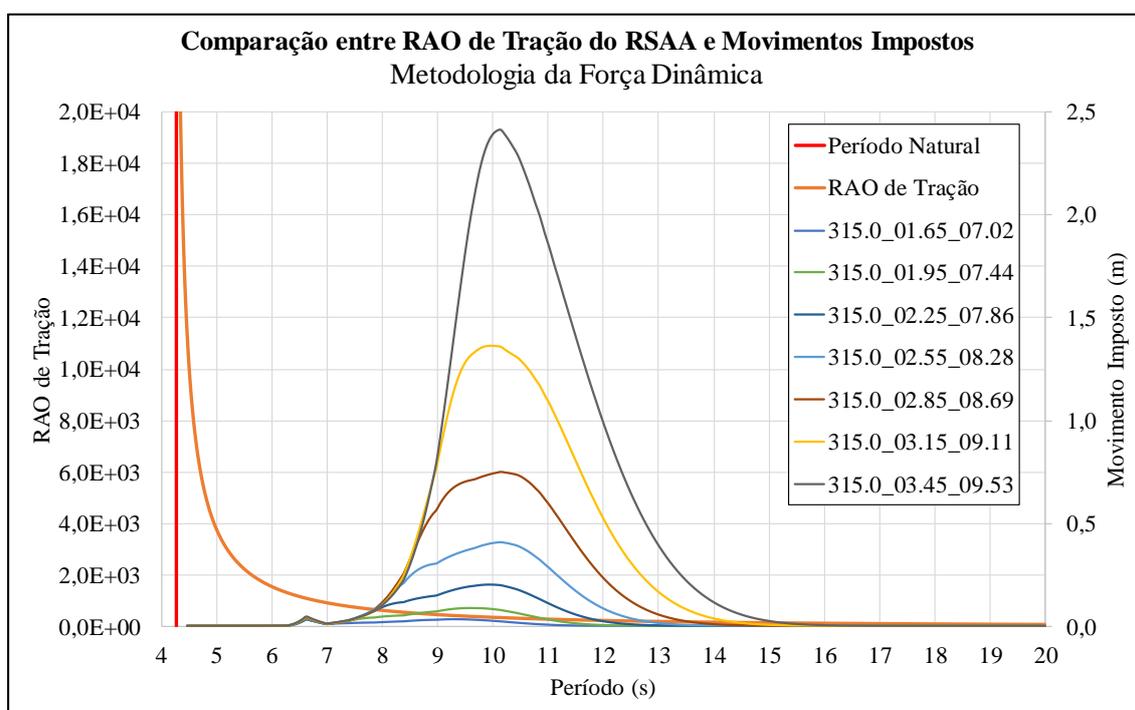


Figura 168 – Comparação entre o RAO de tração do RSAA em seu topo (metodologia da força dinâmica) e espectros de movimentos impostos.

Mesmo observando somente os espectros de movimentos gerados devidos às ondas utilizadas nas análises com menores períodos, entre 7,0s e 9,5s, as regiões com maiores elevações destes espectros continuam distantes da região com maior resposta de tração do RSAA. Mesmo este modelo possuindo um período natural mais elevado, não há uma grande amplificação das respostas para os períodos mais baixos do espectro, mostrando, assim, que o RSAA continua sendo uma boa opção de sistema de riser.

Para dar continuidade às análises de fadiga do modelo e calcular os fatores de segurança, foi selecionado um conjunto de 24 ondas com duas direções (315° e 330°) que correspondem a 43% do dano no topo do *riser*, como mostra a Tabela 38. Os períodos e as alturas destas ondas são apresentados na Figura 169.

Tabela 38 – Dano devido aos conjuntos de 184 e 24 ondas.

Número de Ondas	Dano no Topo					
	Massa-Mola		Força Dinâmica		Elementos Finitos	
184	5,716E-02	100,0%	6,471E-02	100,0%	3,90E-02	100,0%
24	2,517E-02	44,0%	2,805E-02	43,4%	1,69E-02	43,2%

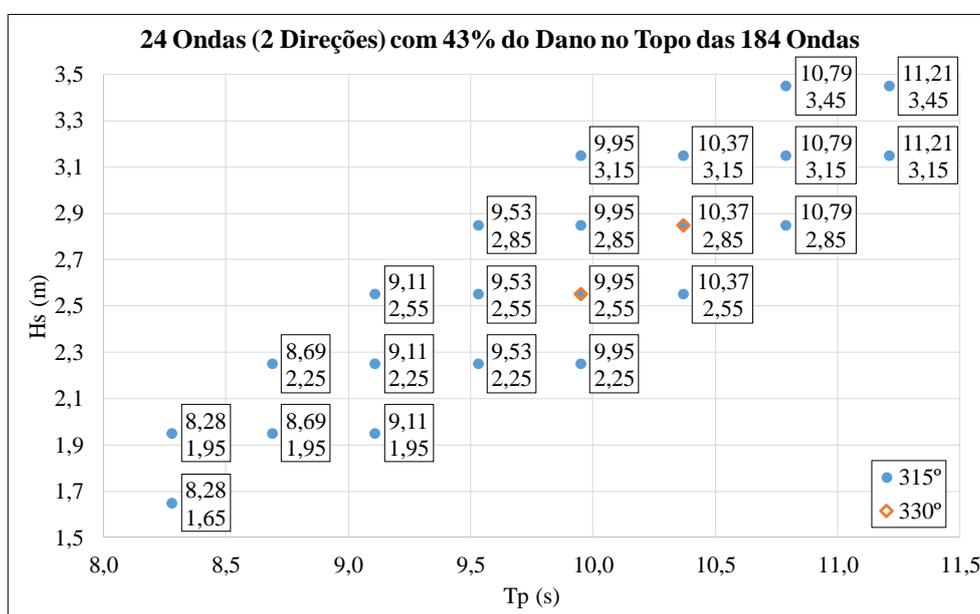


Figura 169 – Alturas e períodos das 24 ondas utilizadas para cálculo dos fatores de segurança.

Realizando os mesmos procedimentos apresentados ao longo deste trabalho e utilizando as mesmas variáveis aleatórias descritas no item V.1.3. , foi possível calcular os fatores de segurança ao longo do *riser* vertical através da DNV-RP-F204 (2010) pelos três métodos de cálculo.

A Figura 170 apresenta os fatores de segurança calculados no topo do *riser* utilizando os três conjuntos de ondas. Observando os resultados encontrados com as metodologias analíticas, o conjunto de 24 ondas é bem representativo para o cálculo dos fatores de segurança.

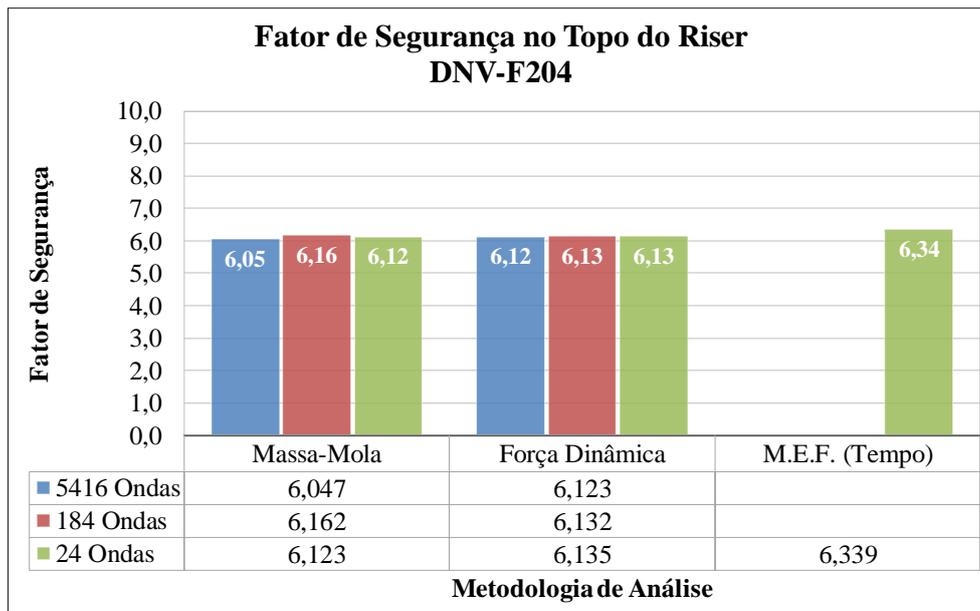


Figura 170 – Fatores de segurança no topo do riser calculados pela DNV-RP-F204.

A Figura 171 apresenta os fatores de segurança ao longo do *riser* calculados através dos três métodos de cálculo. Apesar dos fatores de segurança calculados com as metodologias analíticas serem inferiores aos calculados com método dos elementos finitos, eles ficaram muito próximos entre si. A maior diferença foi de 3,2% que ocorreu no topo entre os métodos dos elementos finitos e da força dinâmica. Sendo assim, os métodos analíticos continuam representativos para este modelo.

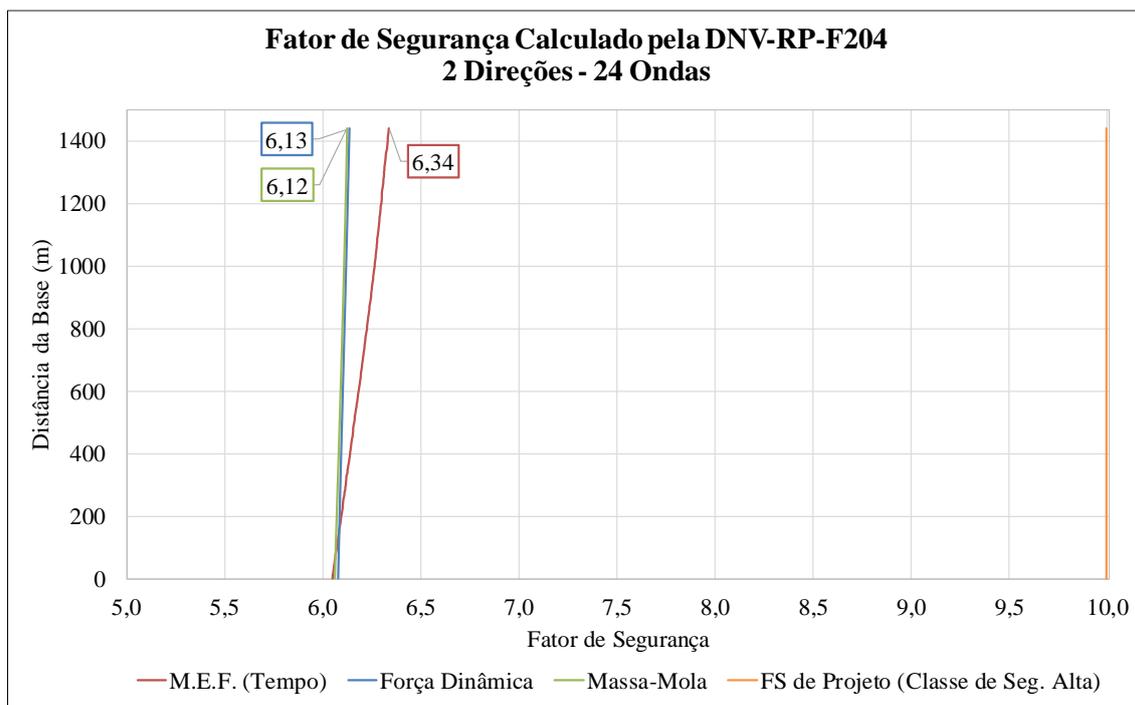


Figura 171 – Fatores de segurança ao longo do riser calculados pela DNV-RP-F204.

A Figura 172 até a Figura 174 apresentam os fatores de segurança calculados pelos métodos da DNV-RP-F204 (2010) e da confiabilidade estrutural para três seções de interesse do riser vertical: topo, meio e base.

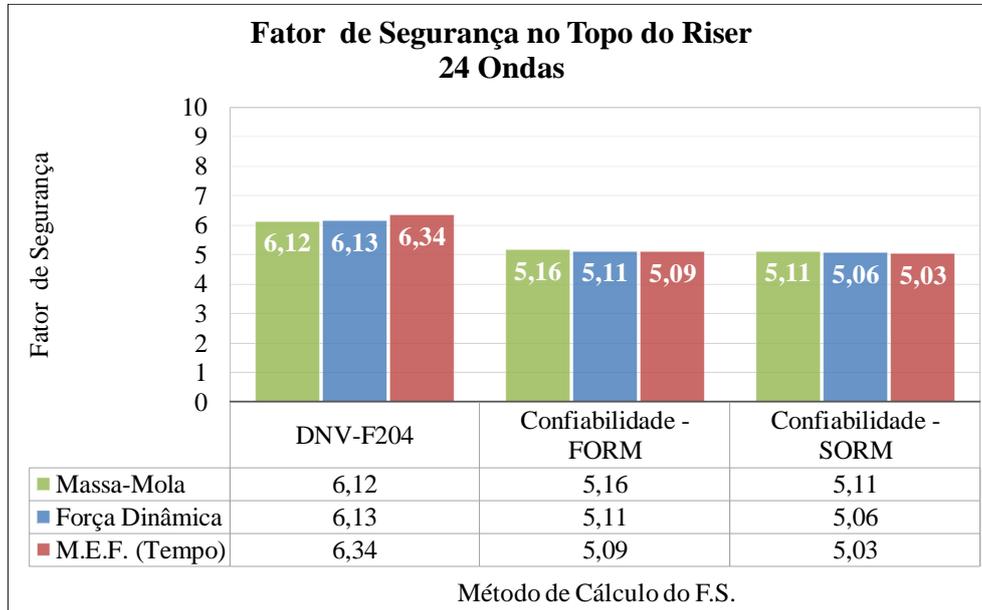


Figura 172 – Fatores de segurança no topo do riser.

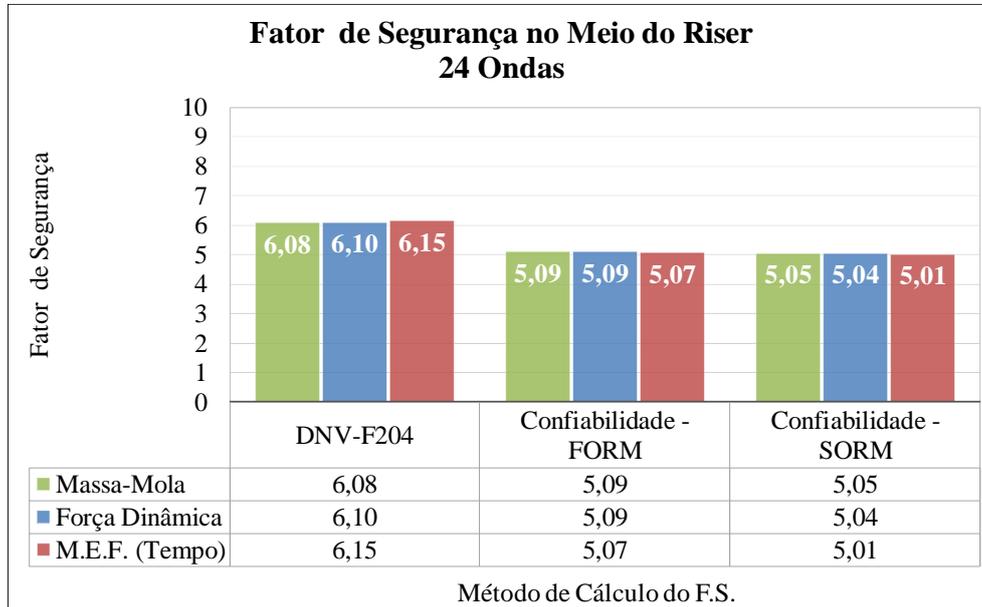


Figura 173 – Fatores de segurança no meio do riser.

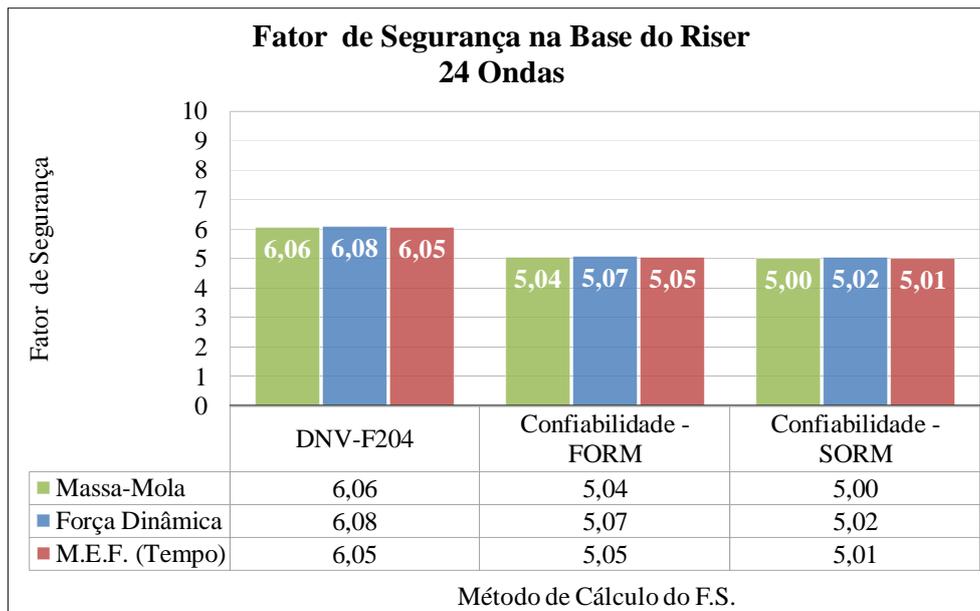


Figura 174 – Fatores de segurança na base do riser.

Como ocorreu no método da DNV-RP-F204 (2010), os fatores de segurança obtidos pelos três métodos de cálculo através da aplicação da confiabilidade estrutural foram muito próximos.

Assim, a comparação entre os valores obtidos através das metodologias analíticas com os obtidos através do método dos elementos finitos demonstra que os métodos continuam válidos para o cálculo dos fatores de segurança de um modelo com período natural mais elevado.

A Figura 175 compara as vidas ao longo do *riser* vertical calculadas através dos três métodos de cálculo considerando fatores de segurança calculados pela DNV-RP-F204 (2010) e iguais a 10. A metodologia da força dinâmica se mostrou mais conservadora do que as demais, calculando vidas em torno de 40% inferiores às calculadas pelo método dos elementos finitos. Enquanto que a metodologia da massa-mola apresentou vidas mais próximas às calculadas com o método dos elementos finitos.

Apesar de encontrar estas diferenças nos valores das vidas, os métodos analíticos continuam apontando de forma satisfatória os casos de carregamento que causam mais dano à estrutura. A Figura 176 mostra o dano normalizado no topo do *riser* de cada método por caso de carregamento. Estes casos estão ordenados pelo dano calculado pelo método dos elementos finitos. Observa-se que os danos por caso de carregamento

calculados pelas metodologias analíticas acompanham os calculados pelo método dos elementos finitos.

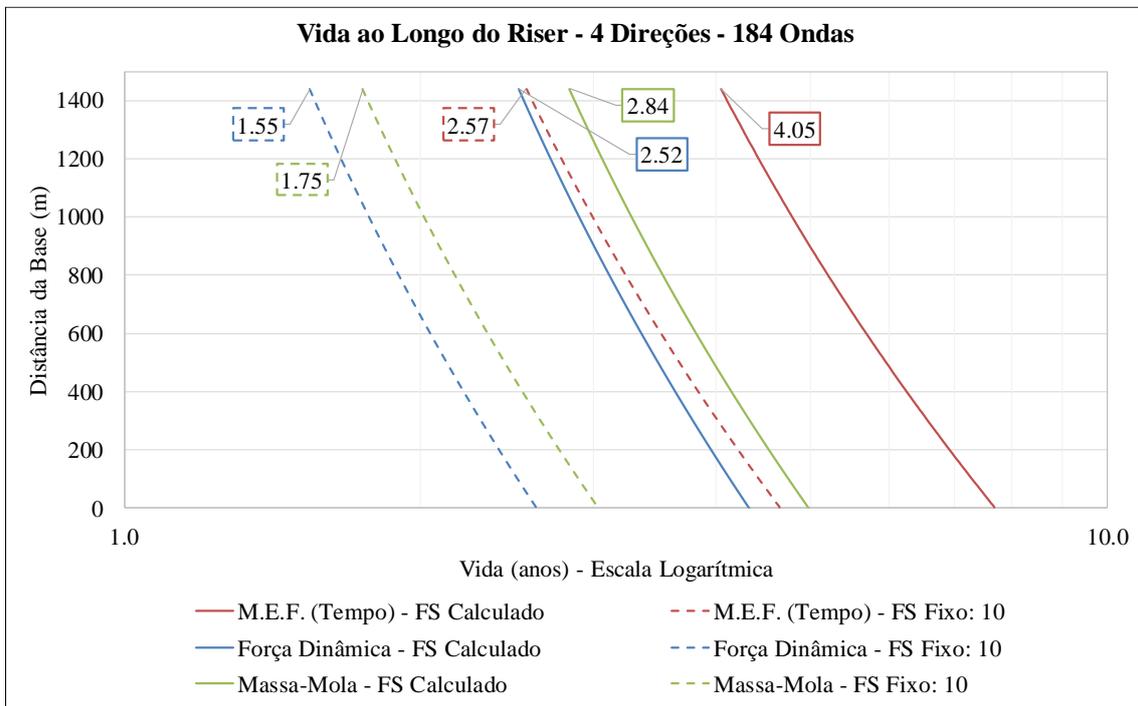


Figura 175 – Vida ao longo do riser considerando fator de segurança.

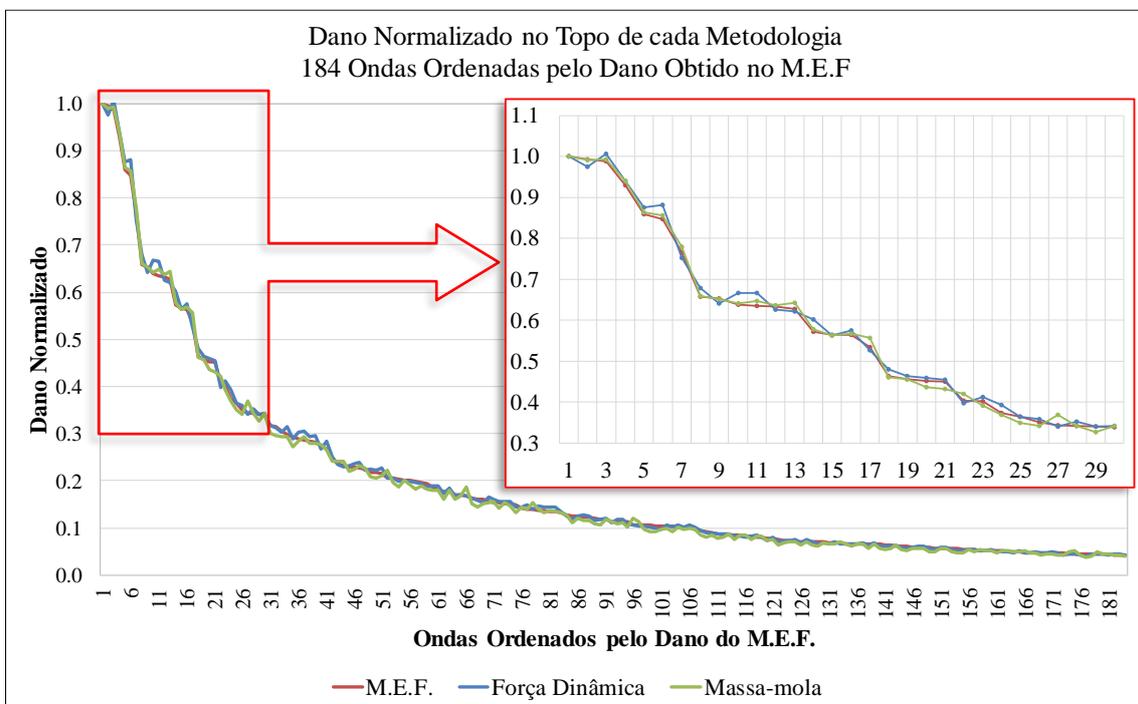


Figura 176 – Dano normalizado no topo do riser calculado por cada metodologia e ordenado pelo dano do método dos elementos finitos.

CAPÍTULO VII

COMENTÁRIOS FINAIS

VII.1. Introdução

Este trabalho teve como objetivo estudar o comportamento e as respostas, focando nas análises de fadiga do *riser* vertical rígido do novo sistema RSAA (*riser* suspenso e ancorado por amarras) através de ferramentas analíticas. Esta configuração foi concebida e apresentada em trabalhos anteriores para solucionar alguns problemas de projeto de *riser* provenientes da exploração em águas profundas. Assim, esta tese se baseou, desenvolveu e aperfeiçoou os conceitos e as análises do RSAA apresentados em DANTAS *et al.* (2009), SOUSA *et al.* (2009), DANTAS *et al.* (2011) e PEREIRA (2011).

O estudo com obtenção das respostas do RSAA foi feito através do desenvolvimento de equações analíticas que estimam a variação do deslocamento axial, da tração e, também, da tensão axial. A obtenção desta resposta é possível devido ao fato da estrutura estar submetida predominantemente a esforços axiais. As formulações analíticas propostas consideram algumas hipóteses simplificadoras como não considerar qualquer outro efeito diferente do axial e a representação do arranjo de fundo por um sistema equivalente. A metodologia massa-mola considera que o sistema de fundo pode ser substituído por uma massa concentrada (M) e uma mola (K) que representam a força vertical de restauração das catenárias. A metodologia da força dinâmica utiliza o mesmo conceito de equivalência, porém esta substitui o sistema de fundo pelo somatório das amplitudes das trações proveniente de cada linha em catenária que compõe o mesmo.

Depois de apresentados os desenvolvimentos teóricos necessários para a estimativa das respostas axiais do *riser* vertical através de metodologias analíticas, foram expostas as metodologias de análises que possibilitam o uso desses métodos analíticos para a obtenção da vida devida à fadiga ao longo do *riser* vertical de uma forma aproximada, porém mais ágil, quando comparada com os métodos tradicionais como o método dos elementos finitos.

Ainda com o objetivo de estimar a vida útil do *riser* vertical com determinado nível de segurança, foram introduzidos dois métodos de cálculo de fatores de segurança necessários para o *riser* vertical baseados em confiabilidade estrutural. O primeiro aplica os conceitos de confiabilidade estrutural para obtenção dos fatores de segurança. O segundo apresenta um modelo aprimorado sugerido pela DNV-RP-F204 (2010) que não exige o uso de confiabilidade em sua aplicação.

Com o objetivo de exemplificar cada uma destas etapas dos desenvolvimentos teóricos, estas foram implementadas em um programa computacional através da ferramenta FORTRAN (2010). Para ratificar estas metodologias analíticas, suas respostas obtidas ao longo do *riser* vertical foram comparadas com respostas obtidas através do programa de elementos finitos ANFLEX (2007), utilizando análises numéricas determinísticas e aleatórias, tanto no domínio do tempo como no domínio da frequência. Assim, foi possível fazer comparações das metodologias apresentadas observando a amplitude de tração, a vida devida à fadiga e a estimativa dos fatores de segurança.

Finalmente, foram elaborados exemplos mais completos que possibilitaram um estudo paramétrico do RSAA, mostrando a influência em sua resposta de determinados parâmetros e mostrando como as ferramentas desenvolvidas podem ser utilizadas. As conclusões obtidas com todos estes resultados são apresentadas a seguir.

VII.2. Conclusões

Como apontado anteriormente, neste trabalho, foram elaborados diversos exemplos e realizados estudos com o objetivo de corroborar as metodologias desenvolvidas e entender melhor o comportamento do RSAA. Assim, em cada etapa do desenvolvimento se chegou as seguintes conclusões.

No CAPÍTULO II, cada etapa do desenvolvimento teórico para obter a metodologia analítica, onde o *riser* vertical apresentou diversas condições de contorno, foi acompanhada de comparações entre a aplicação de cada método analítico e do método dos elementos finitos analisado numericamente, que é utilizado como resultado alvo neste trabalho. Os resultados obtidos pelos métodos analíticos apresentaram uma excelente

concordância com os obtidos pelo método dos elementos finitos, mostrando assim, que a metodologia foi desenvolvida corretamente.

Também foi elaborado um exemplo do RSAA completo, composto por *risers* de grandes diâmetros e sistema de fundo simétrico com dois *risers* flexíveis. Este exemplo mostrou uma boa proximidade entre os valores de respostas obtidos entre as metodologias analíticas e o método dos elementos finitos, principalmente na região do topo e para os maiores períodos de movimento imposto.

No CAPÍTULO IV, são apresentadas duas formas de cálculo de fatores de segurança aprimorados para fadiga de *risers*: o primeiro baseado na aplicação de confiabilidade estrutural e o segundo em um modelo sugerido pela DNV-RP-F204 (2010). Em ambos os métodos, são necessárias análises extras para obtenção destes fatores, sendo que, quanto maior o número de variáveis aleatórias consideradas, maior é o número de análises necessárias. Desta forma, as metodologias analíticas são ferramentas que podem auxiliar na realização destas análises extras. Para validar sua utilização desta maneira, foram selecionados exemplos onde as metodologias analíticas são utilizadas, juntamente com o método dos elementos finitos, para calcular os fatores de segurança através dos dois métodos apresentados. Em ambos os métodos, os fatores de segurança calculados analiticamente ao longo do *riser* se aproximaram e seguiram a mesma tendência de redução do topo para a base quando comparados com os calculados com o método dos elementos finitos.

Outros dois pontos puderam ser observados neste capítulo: o primeiro é a importância do cálculo dos fatores de segurança, principalmente quando a vida calculada da estrutura está abaixo do limite de projeto. A norma permite o cálculo do fator de segurança considerando os parâmetros estatísticos das variáveis aleatórias envolvidas no problema e isto pode viabilizar a utilização de uma estrutura com determinada probabilidade de segurança. O segundo ponto é o fato do método apresentado pela DNV-RP-F204 (2010) se mostrar mais conservador, obtendo fatores de segurança maiores do que os calculados pelo método da confiabilidade aplicada.

No CAPÍTULO V, foram utilizados dois modelos de RSAA para realizar estudos de caso de fadiga de onda, cálculo de fatores de segurança e avaliações paramétricas. O

primeiro modelo se caracteriza por seu sistema de fundo simétrico, composto por dois *risers* flexíveis. O segundo modelo possui o sistema de fundo assimétrico formado por um *riser* flexível e uma amarra. Foram dois os principais objetivos deste capítulo. O primeiro foi verificar a eficácia das metodologias analíticas diante de diversas variações de RSAA. O segundo foi verificar os comportamentos das respostas em termos de vida e de fatores de segurança para cada uma dessas variações paramétricas.

Em ambos os exemplos, as respostas em termos de vida ao longo do *riser* vertical calculadas com as metodologias analíticas ficaram muito próximas às vidas calculadas com o método dos elementos finitos. Além desta boa estimativa da vida útil, as metodologias analíticas apontam com razoável precisão os casos de carregamento que causam mais danos à estrutura quando comparadas com o método dos elementos finitos. Além do êxito obtido com as respostas em termos de vida, as metodologias analíticas mostraram potencial para o cálculo dos fatores de segurança em ambos os métodos: DNV-RP-F204 (2010) e confiabilidade estrutural. Em ambos os casos, os fatores obtidos com as metodologias analíticas são próximos aos obtidos com o método dos elementos finitos. Também foi possível concluir, observando os resultados, que os fatores de segurança obtidos através do procedimento da DNV-RP-F204 (2010) são mais conservadores do que os obtidos pela aplicação direta de confiabilidade.

No segundo exemplo no qual o sistema de fundo é assimétrico, na região de aproximadamente 600m de distância da base do *riser* vertical, foi observado uma discrepância maior entre os resultados das metodologias. Isto ocorre em razão da influência do momento fletor gerado pelo sistema de fundo assimétrico no método dos elementos finitos. As metodologias analíticas apresentadas aqui não consideram estes esforços.

Em todos os casos de estudos paramétricos, onde foram variados comprimento do *riser* vertical, fluido interno e altura do sistema de fundo, as respostas calculadas com as metodologias analíticas seguiram as mesmas tendências apontadas pelo método dos elementos finitos, tanto em termos de vida útil como em termos de fatores de segurança. Isto mostra que as ferramentas analíticas estão aptas a indicar a tendência das respostas em função da variação de alguns parâmetros característicos do RSAA.

No CAPÍTULO VI, foi introduzido uma outra maneira de cálculo do período natural do RSAA através das equações das metodologias da massa-mola e da força dinâmica. Este método de estimar o período ressonante se mostrou mais eficiente para o modelo com maior período natural quando comparado a equação fechada utilizada anteriormente. Isto é importante para avaliar rapidamente se um determinado sistema de RSAA terá seu período natural próximo aos períodos das ondas. Esta proximidade não é desejada para que suas respostas em termos de deslocamento e de tração não sejam amplificadas.

Neste mesmo capítulo, foi verificada a validade dos métodos analíticos para os cálculos do dano devido à fadiga e dos fatores de segurança deste RSAA Bundle que possui o período natural mais alto, ou seja, mais próximo aos períodos das ondas. Comparando as metodologias analíticas com o método dos elementos finitos utilizados para calcular os fatores de segurança de fadiga, demonstrou-se a validade destes métodos. Isto pode ser observado tanto no método da DNV-RP-F204 (2010) como no método da confiabilidade estrutural.

Quando as metodologias analíticas foram utilizadas para estimar a vida do RSAA Bundle, estas apresentaram diferenças mais significativas em relação aos resultados obtidos anteriormente quando comparados com o método dos elementos finitos. Isto se deve ao fato das respostas analíticas serem mais elevadas próximas ao período natural da estrutura, que neste modelo é próximo aos períodos das ondas. Esta maior amplificação da resposta, ou seja, esta maior diferença em relação ao método dos elementos finitos se deve principalmente à falta de amortecimento da formulação analítica e as não linearidades da estrutura consideradas somente no método numérico. Contudo, este fato não desqualifica a ferramenta analítica já que as vidas obtidas foram na mesma ordem de grandeza das calculadas com o método dos elementos finitos. Além disso, as metodologias analíticas apontaram de forma satisfatória os casos de carregamento que causam mais dano à estrutura. Isto permite a escolha de casos mais danosos para a realização de análises prévias de modelos de RSAA.

De uma forma geral, os resultados em termos de tração, vida útil devida à fadiga e seus fatores de segurança necessários obtidos através dos procedimentos analíticos podem ser considerados bastante satisfatórios, principalmente quando a região de

interesse é o topo do *riser* vertical, que mostrou ser o trecho crítico do RSAA. Assim, as metodologias analíticas são boas ferramentas para realizar o pré-dimensionamento do RSAA através de estudos paramétricos e da identificação de casos críticos.

VII.3. Sugestões para trabalhos futuros

Para entender melhor o comportamento do RSAA e tornar as metodologias analíticas mais completas, até mesmo verificando outros comportamentos e respostas que não foram abordados aqui, seguem as seguintes sugestões de trabalhos futuros.

VII.3.1. Configurações do RSAA

Como apresentado no CAPÍTULO I, uma variação do RSAA *Single*, que possui um *riser* vertical e um flexível, é o sistema *Bundle*. A configuração em *Bundle* pode ser composta por diversos *risers* rígidos verticais e *risers* flexíveis, no topo e no fundo, possibilitando assim, a existência de *risers* com diversas funções e o transporte de diferentes fluidos em um único sistema.

Uma concepção do trecho vertical do *Bundle* pode ser composta por um *riser* rígido central e por *risers* periféricos, também rígidos, de menores diâmetros, como ilustra a Figura 177. O *riser* central não possui a função de transporte de fluido, ele apenas suporta ao sistema de fundo e resiste o deslocamento lateral dos *risers* periféricos. Já estes *risers* periféricos são os responsáveis pelo transporte dos fluidos. Eles são ligados individualmente à unidade flutuante por *jumpers* e, no fundo, às *flow-lines* através de *risers* flexíveis.



Figura 177 – Típico trecho vertical da configuração RSAA Bundle.

Assim, sugere-se estudar como é o comportamento estrutural deste conjunto de *risers*, ou seja, qual é a maneira correta de considerar a interação entre eles e calcular sua rigidez axial e sua rigidez à flexão para a utilização na formulação analítica e, até mesmo, em análises numéricas utilizando o método dos elementos finitos. Além disso, o *Bundle* seria submetido a todas às análises proposta para o RSAA *Single*.

Além disso, poderiam ser realizadas análises com outros sistemas de topo e de fundo do RSAA como, por exemplo, utilizando amarra e *jumper* para fazer a conexão do *riser* vertical com a unidade flutuante e utilizando *riser* flexível com flutuadores (*lazy-wave*) no fundo.

VII.3.2. Formulação analítica mais completa

Como mencionado anteriormente, são necessárias simplificações para que seja possível a utilização de uma formulação analítica. Porém, também é possível minimizar estas aproximações. Poderiam ser aprimoradas e incluídas as etapas apresentadas na Figura 178.

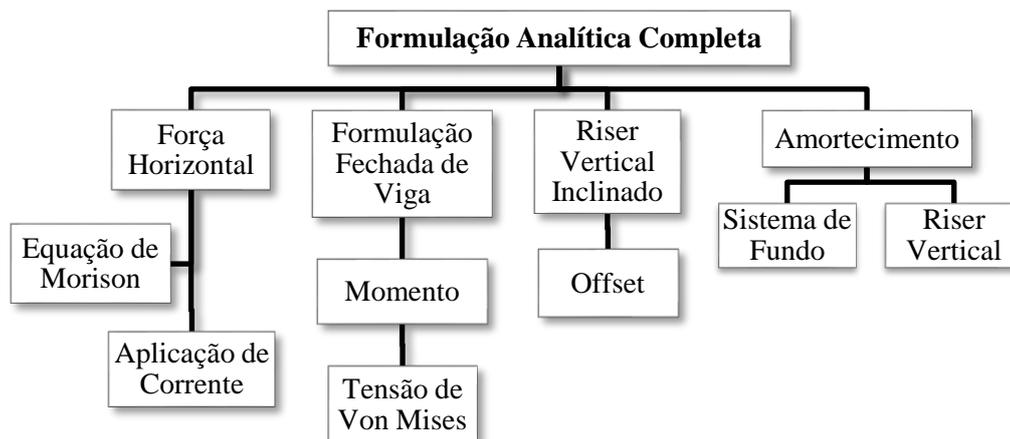


Figura 178 – Complemento da formulação analítica.

Até o momento, apenas os esforços axiais no *riser* vertical foram avaliados, assim foram somente aplicados os movimentos verticais devidos ao carregamento de onda. As considerações da força horizontal e da Equação de Morison possibilitam a aplicação do carregamento de corrente no *riser* vertical. Além disso, a implementação de formulação de viga no *riser* vertical possibilita a atuação dos momentos fletores que podem vir a ser esforços importantes nas extremidades do *riser* vertical.

Uma vez ponderada as componentes verticais e horizontais no *riser* vertical, seria possível considerar o deslocamento horizontal do topo sem que sua base acompanhe totalmente este deslocamento, ou seja, há a possibilidade de considerá-lo com certa inclinação e com o respectivo ângulo de topo. Este procedimento possibilita a inclusão do *offset* (deslocamento) da plataforma no procedimento analítico.

Também é possível, baseado no que foi apresentado por SPARKS (2007), considerar, de maneira simplificada, o amortecimento atuante no sistema de fundo e no *riser* vertical.

VII.3.3. Fadiga devida ao VIV

Desenvolver uma formulação analítica para analisar a fadiga do *riser* vertical em consequência do fenômeno de vibrações induzidas pelo desprendimento de vórtices (VIV) devido às correntes. Este desenvolvimento poderia ser baseado principalmente nas formulações apresentadas em VANDIVER (2005). A Figura 180 apresenta, de uma forma simplificada, a sequência para obtenção do dano devido à fadiga de VIV.

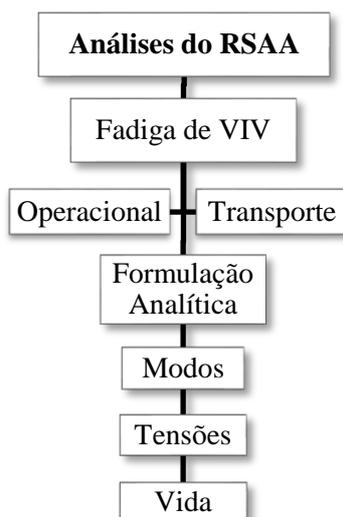


Figura 179 – Metodologia de análise de fadiga de vibrações induzidas por vórtices.

VII.3.4. Programa para análise do RSAA

Poderia ser desenvolvido um programa mais completo, com interface gráfica, para que seja realizado o pré-dimensionamento do RSAA, contemplando as metodologias analíticas citadas anteriormente: tensões máximas, fadiga devida à onda e fadiga devida ao VIV. No caso das análises de tensões máximas e de fadiga devida à onda, seria possível optar entre os procedimentos de curto prazo e de longo prazo e também por análises determinísticas, aleatórias e híbridas. Os itens que estariam presentes no programa estão apresentados na Figura 180 e um exemplo de interface de entrada de dados do programa é apresentada na Figura 181. Esta poderia ser desenvolvida através do software DELPHI (2010) e contaria com um pré-processador e um pós-processador.

O pré-processador facilitaria a inclusão dos dados de entrada da estrutura do RSAA. Seria possível escolher entre a configuração *Single* e *Bundle*, permitindo a inserção das propriedades de inúmeros *risers* flexíveis e amarras. O programa também auxiliaria com a inclusão dos dados de carregamentos ambientais e da unidade flutuante, através do RAO. O pós-processador apresentaria as respostas em forma de gráficos facilitando suas interpretações pelo usuário.

Além disso, a interface poderia gerar diversos modelos, com determinados intervalos de parâmetros pré-selecionados, para que fossem analisados através das metodologias analíticas e definindo uma configuração ótima de RSAA.

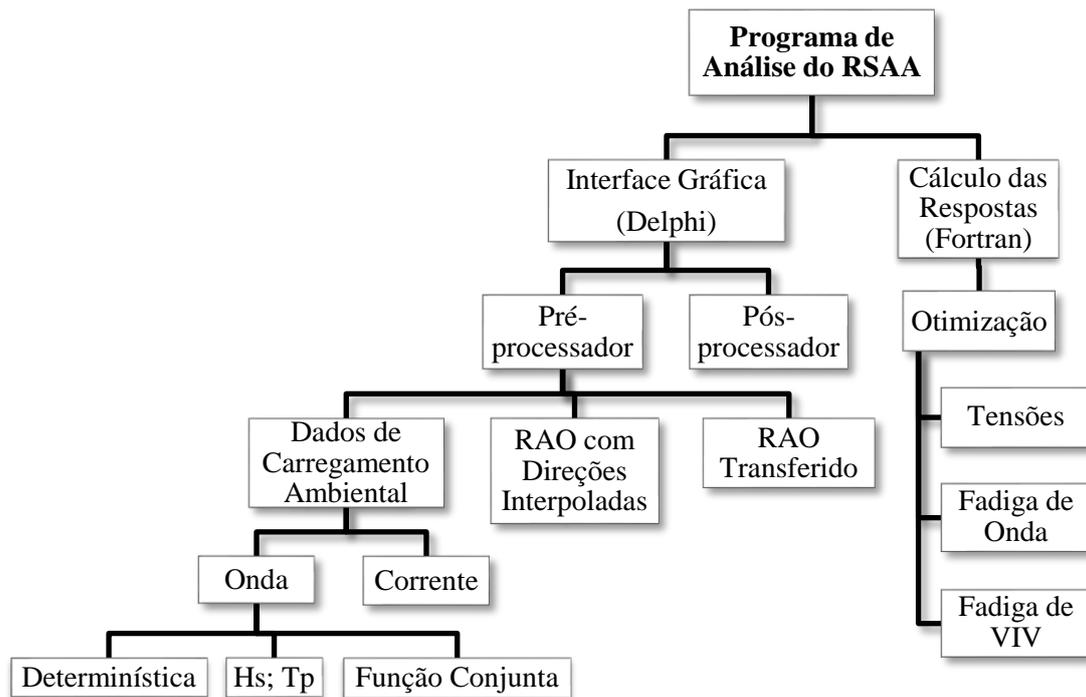


Figura 180 – Programa para análise completa do RSAA.

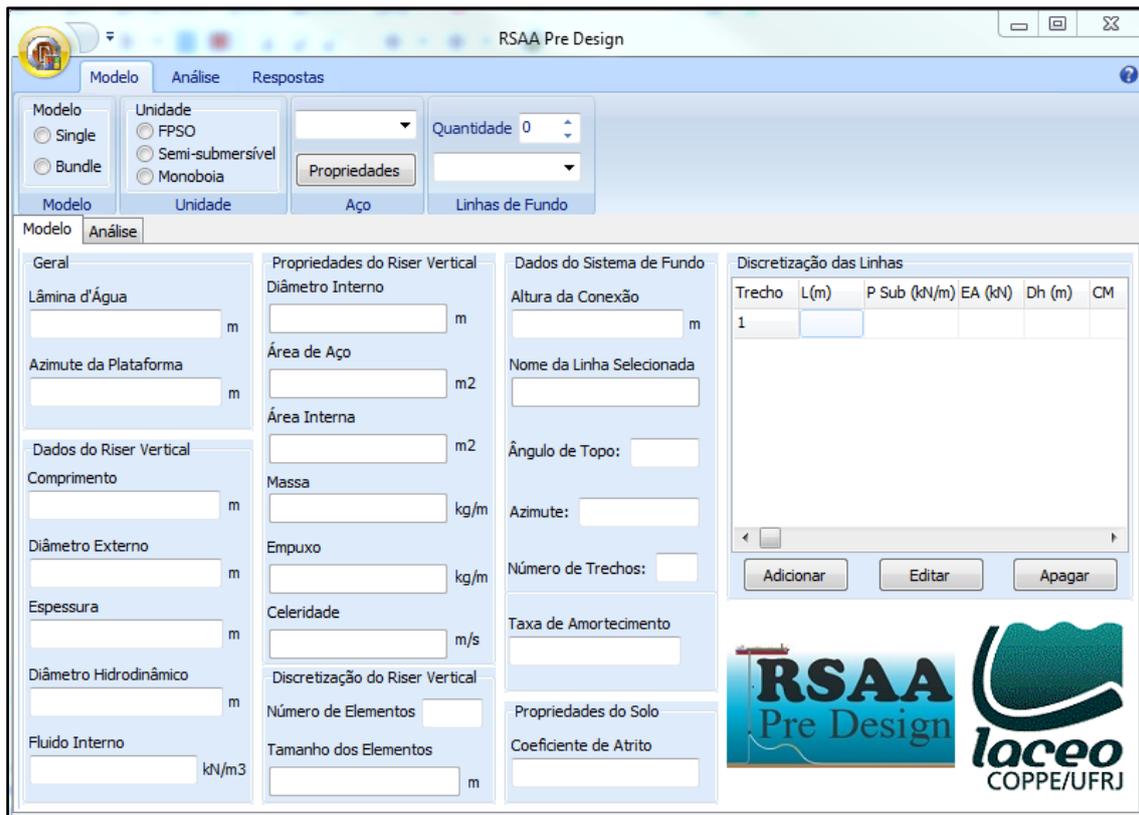


Figura 181 – Exemplo de interface do programa RSAA Pre Design.

VII.3.5. Análise experimental do RSAA com modelo reduzido.

Uma verificação que seria essencial para o estudo do RSAA é a análise experimental do modelo do RSAA em escala reduzida.

Na realização do ensaio, os seguintes aspectos seriam considerados:

- O sistema de fundo do RSAA poderia ser constituído por um *riser* flexível em catenária livre ou em configuração *lazy wave* e uma amarra de fundo;
- O período natural axial do modelo do RSAA é de aproximadamente 2,0s para uma lâmina d'água equivalente de 2000m (Eq. (44));
- Quanto às solicitações que poderão ser consideradas, sugere os seguintes aspectos:
 - Análise com o RSAA na vertical e inclinado na ordem de 1 a 4 graus com a vertical;
 - Movimentos impostos verticais equivalentes às amplitudes de: 2,0m, 5,0m e 10m;
 - Períodos de 5,0s, 8,0s, 12,0s e 15s;
- Monitorar os seguintes parâmetros de resposta: tração e deslocamentos em diversos pontos ao longo do comprimento do *riser* vertical.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AGUIAR, C. S., LACERDA, T. A. G., 2013, *Estudo de Métodos Simplificados para Análise de Risers e Determinação de Condições Equivalentes de Projeto*. Relatório Técnico-Científico do Programa Nacional de Pós-Doutorado/Capes (PNPD/Capes), Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- ANFLEX, 2007, *Static and Dynamic Analysis for Mooring Systems and Risers – Manual de Entrada de Dados*, Version 6,6. LACEO/PEC/COPPE/UFRJ e PETROBRAS/CENPES/MC.
- ANG, A. H. S., TANG, W. H., 1984, *Probability Concepts in Engineering Planning and Design*, Vol. II, New York, USA, John Willey and Sons.
- API STD 2RD, *Dynamic Risers for Floating Production Systems*. American Petroleum Institute, Washington, USA, September, 2013.
- API 5L, *Specification for Line Pipe*, American Petroleum Institute, Forty-second Edition, Washington, USA, 2000.
- API RP 17B, *Recommended Practice for Flexible Pipe*, American Petroleum Institute, Washington, USA, 2002.
- ARANHA, J. A. P., PINTO, M.O., 2001. “Dynamic Tension in *Risers* and Mooring Lines: an Algebraic Approximation for Harmonic Excitation”. *Applied Ocean Research* 23 (p. 63-81).
- BEARDS, C. F., 1996, *Structural Vibration: Analysis and Damping*, 1st ed., London, Great Britain, Arnold.
- BRANCO, C. M., FERNANDES, A. A., DE CASTRO, P. M. S. T., 1986, *Fadiga de Estruturas Soldadas*, Lisboa, Fundação Calouste Gulbenkian.
- BRANCO, C. A. G. M., 1998, *Mecânica dos Materiais*, 3^a edição, Lisboa, Fundação Calouste Gulbenkian.

- CHAKRABARTI, S.K., 1987, *Hydrodynamics of Offshore Structures*, Wessex, England, Computational Mechanics Publications.
- CHAKRABARTI, S.K., 1990, *Nonlinear Methods in Offshore Engineering*, Amsterdam, Netherlands, Elsevier.
- CLOUGH, R.W., PENZIEN, J., 1975, *Dynamics of Structures*. Tokyo, Japan, McGraw-Hill Kogakusha.
- COSTA, A.P.S., MASETTI, I.Q., SIQUEIRA, M.Q., *et al.*, “Technological Innovation in Riser Configurations – Riser Suspended and Moored by Chains (RSAA)”, *Santos Offshore Conference 2009*, Santos, SP, Brasil, 21-23 de Outubro de 2009.
- COSTA, E.C., *Mecânica dos Fluidos*, Editora Globo, Porto Alegre, 1973.
- DANTAS, C.M.S., 2004, *Metodologia de Análise de Fadiga de Risers Rígidos no Domínio da Frequência com Utilização de Modelos Hidrodinâmicos Tridimensionais Linearizados*, Tese de D.Sc., PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil,.
- DANTAS, C.M.S., SIQUEIRA, M.Q., SOUSA, F.J.M., *et al.*, 2009, “Parametric Study on the Axial Vibrations of Riser Suspended and Anchored by Chains (RSAA) Configuration”, *Artigo submetido ao SOBENA*.
- DANTAS, C.M.S., SIQUEIRA, M.Q., PEREIRA, V.M.S., *et al.*, 2010, “Parametric Study on the Axial Vibrations of Riser Suspended and Anchored by Chains (RSAA) Configuration”. *MS&OT*, v. 5, n. 1 (Jun), pp. 33-43.
- DANTAS, C.M.S., SIQUEIRA, M.Q., PEREIRA, V.M.S., *et al.*, “Parametric Study on the Axial Vibrations of Riser Suspended and Moored by Chains (RSAA) Configurations”. *Proceedings of the 30th OMAE*, Rotterdam, The Netherlands, 19-24 June 2011.
- DELPHI, 2010, *Embarcadero® Delphi® 2010*, Version 14,0, Embarcadero Technologies, Inc.

- DNV-CN-30,6, *Structural Reliability Analysis of Marine Structures*, Det Norske Veritas, Hovik, Norway, July, 1992.
- DNV-OS-F201, *Offshore standard – Dynamic risers*, Det Norske Veritas, Hovik, Norway, 2001.
- DNV-RP-C203, *Recommended practice – Fatigue design of offshore steel structures*, Det Norske Veritas, June, 2014.
- DNV-RP-C205, *Recommended practice – Environmental conditions and environmental loads*, Det Norske Veritas, October, 2010.
- DNV-RP-F204, *Recommended practice – Riser fatigue*, Det Norske Veritas, October, 2010.
- DNV-RP-H103, *Recommended practice – Modelling and Analysis of Marine Operations*, Det Norske Veritas, April, 2011.
- ELLWANGER, G.B., SAGRILO, L.V.S, SIQUEIRA, M.Q., 2009, *Notas de aula – Análise de Estruturas Offshore I*, PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- ELLWANGER, G.B., 2012, *Análise de fadiga de um riser de perfuração simplificado V.I.V. - Corrente triangular - Análise unimodal – Análise e Projetos de Estruturas Offshore II*, PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- FORTRAN, 2010, *Intel Visual Fortran®*, Intel Inc.
- LACERDA, T.A.G., 2011, *Estimativa dos Movimentos Induzidos por Vórtices em Plataformas Flutuantes através de um Oscilador do tipo Van der Pol*, Tese de D.Sc., PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- LEMONS, H.B., 2012, *Análise Estocástica da Resposta Analítica de Riser Vertical Ancorado por Amarras*, Dissertação de M.Sc., PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- LIMA, E.C.P., 2009, *Notas de Aula – Confiabilidade Estrutural*, PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

- LOUREIRO FILHO, F. dos S., 2008, *Metodologia para Análise de Fadiga de Dutos Flexíveis Baseada em Confiabilidade Estrutural*, Dissertação de M.Sc., PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- MADSEN, H.O., KRENK, S., LIND, N.C., 2006. *Methods of Structural Safety*, New York, Dover Publications.
- MELCHERS, R.E., 2002, *Structural Reliability Analysis and Prediction*, 2nd ed., John Wiley & Sons.
- MOURELLE, M.M., 1993, *Análise Dinâmica de Sistemas Estruturais Constituídos por Linhas Marítimas*, Tese de D.Sc., PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- NEWLAND, D.E., 1993, *An Introduction to Random Vibrations, Spectral & Wavelet Analysis*, 3rd ed, Harlow, England, Longman Scientific and Technical.
- PAPALEO, A., 2009, *Metodologia para Definição de Casos de Carregamentos Ambientais Equivalentes para o Projeto de Risers em Catenária*, Tese de D.Sc., PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- PAZ, M., 1997, *Structural Dynamics: Theory and Computation*. 4th ed., New York, USA, Chapman & Hall.
- PEREIRA, V.M.S., 2009, *Análise Global de Risers Flexíveis para Exploração Offshore de Petróleo e Gás através de Unidades Flutuantes*, Projeto Final de Curso – Engenharia Civil, Departamento de Mecânica Aplicada e Estruturas – Escola Politécnica – UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- PEREIRA, V.M.S., 2011, *Análise da Resposta Dinâmica do Tubo Vertical do Sistema de Riser Suspenso e Ancorado por Amarras (RSAA)*, Dissertação de M.Sc., PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- PETROBRAS, Disponível em: <<http://www.petrobras.com.br>>. Acesso em 15 de junho de 2016.
- PINTO, M.M.O., 2000, *Estatística de Máximos de Tração Dinâmica em Linhas Oceânicas Suspensas em Catenária – Uma Aproximação Analítica e Comparações Numéricas*, Tese de D.Sc., Escola Politécnica – USP, São Paulo, SP, Brasil.

- POSFAL, 2010, *Análise Aleatória de Fadiga*, Versão 17,0,3,39. LACEO/PEC/COPPE/UFRJ e PETROBRAS/CENPES/MC.
- RAO, S.S., 1995, *Mechanical Vibrations*. 3rd ed. Reading, Massachusetts, USA, Addison-Wesley Publishing Company.
- SAGRILO, L.V.S., 1994, *Análise de Análise de Confiabilidade Estrutural Utilizando os Métodos Analíticos FORM e SORM*, Tese de D.Sc., PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- SAGRILO, L.V.S., SIQUEIRA, M.Q., ELLWANGER, G.B., *et al.*, 2000. “On the Extreme Response of Heave-excited Flexible Risers”. *Applied Ocean Research* 22 (p. 225-239).
- SAGRILO, L.V.S., 2009a, *Apostila Confiabilidade Estrutural*, PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- SAGRILO, L.V.S., 2009b, *Notas de aula – Métodos Probabilísticos*, PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- SANTOS, C.M.P.M., 1998, *Análise de Risers e Linhas de Ancoragem*, Dissertação de M.Sc., PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- SIQUEIRA, W.B., 2011, *Estudo Investigativo do Método das Janelas Aplicado em Análise de Extremos do RSAA*, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- SOUSA, F.J.M., 2005, *Estatística de Longo Prazo da Resposta Aplicada à Análise de Risers Metálicos*, Dissertação de M.Sc., PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- SOUSA, F.J.M., 2011, *Calibração de Condições de Projeto Baseada na Tração de Longo-Prazo para Risers em Catenária*, Tese de D.Sc., PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- SOUSA, F.J.M., SOUSA, J.R.M., DANTAS, C.M.S., *et al.*, “A New Configuraton for Steel Risers in Ultra Deep Waters”. *Proceedings of the 29th CILAMCE*, Armação de Búzios, RJ, Brasil, 8-11 November 2009.

- SPARKS, C. P., 2007, *Fundamentals of Marine Riser Mechanics: Basic Principles and Simplified Analyses*, 1st ed., Oklahoma, USA, PennWell.
- SPIEGEL, M.R., 1973, *Manual de Fórmulas e Tabelas Matemáticas – Coleção Schaum*, Brasil, McGraw-Hill.
- TIMOSHENKO, S.P., GERE, J.E., 1994, *Mecânica dos Sólidos*, Volume 1, Livros Técnicos e Científicos Editora S.A.
- VANDIVER, J.K., Li, L., 2005, *SHEAR7 – Program Theoretical Manual*, Version 4.4, March 25. Department of Ocean Engineering/Massachusetts Institute of Technology.
- WIRSCHING, P.H., SHEHATA, A.M., 1977, *Fatigue under wide band random stresses using the rainflow method*, *Journal of Engineering Materials and Technology*, pp. 99, 3:205-211.
- WIRSCHING, P.H., ASCE, A.M., LIGHT, M.C., 1980, *Fatigue under wide band random stresses*, *Journal of the Structural Division*, pp. 1593-1607.

ANEXO A

INFLUÊNCIA DOS MÉTODOS DOS ELEMENTOS FINITOS NA VIDA E NO FATOR DE SEGURANÇA DO RSAA

A.1. Introdução

O principal objetivo deste trabalho é estudar esta nova configuração de *riser* denominada RSAA. Para isso foram desenvolvidas e aplicadas formulações analíticas para obter suas respostas em termos de deslocamento, tração, tensão e vida útil devida à fadiga. Para corroborar estes resultados, foram utilizadas análises numéricas através do método dos elementos finitos utilizando o ANFLEX (2007). Este anexo irá apresentar algumas comparações entre estes métodos de análises numéricas e suas influências na obtenção da vida e dos fatores de segurança devidos à fadiga.

Observando o fator de importância das variáveis aleatórias no cálculo do fator de segurança através da DNV-RP-F204 (2010) (item IV.3.5.), o RAO da unidade flutuante foi escolhido para ser utilizado neste estudo. Foram utilizados o modelo, as propriedades e os parâmetros estatísticos empregados no exemplo do item IV.2.2.

A.2. Análises numéricas e tempo de simulação

Foram realizadas análises numéricas aleatórias no domínio do tempo, através do método dos elementos finitos, do modelo de RSAA com sistema de fundo simétrico apresentado no item V.2. Estas análises foram realizadas com os tempos de simulação de 1400s, 3800s e 11000s, sendo 200s de *cut-off*.

A comparação dos resultados em termos de vida ao longo do *riser* na Figura 182 mostra que a análise de 3800s é muito próxima da análise de 11000s, com uma diferença de 0,4% no topo. Já a simulação de 1400s apresenta uma diferença de 12,3%. Assim, pode-se utilizar um tempo de simulação de 3800s para este modelo de RSAA sem grandes perdas nos resultados.

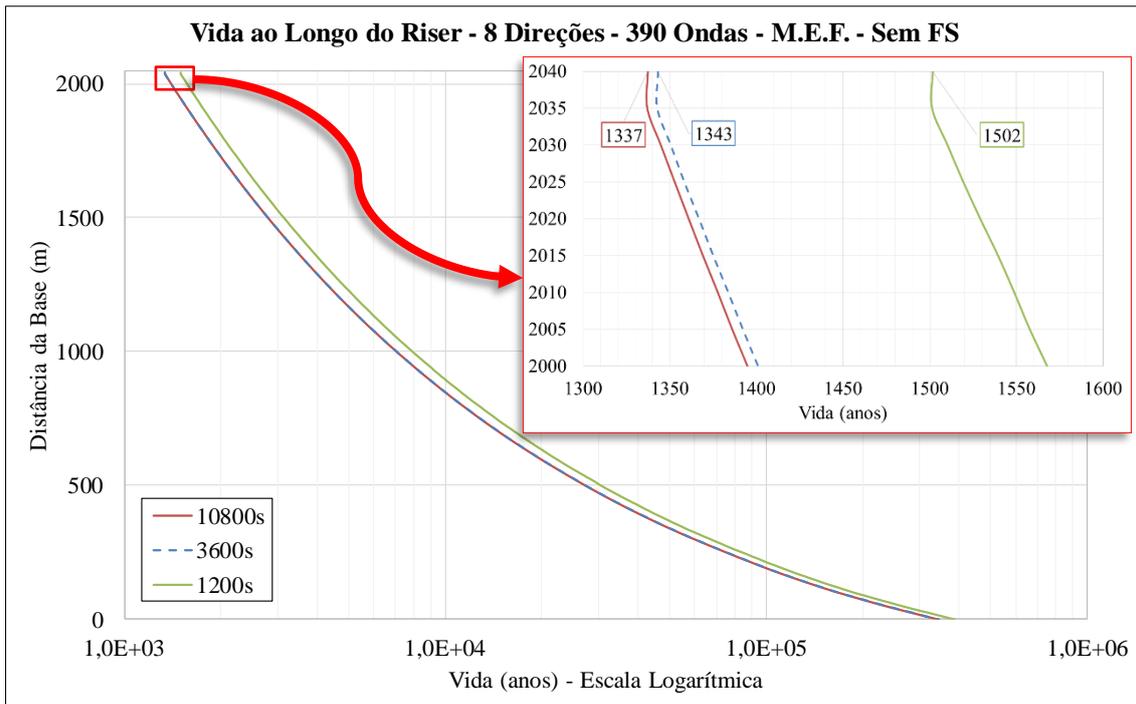


Figura 182 – Vida ao longo do riser para o método dos elementos finitos no domínio do tempo.

Também foram realizadas análises numéricas aleatórias no domínio do tempo e no domínio da frequência, através do método dos elementos finitos, do modelo de RSAA com sistema de fundo assimétrico apresentado no item V.3. sendo que as análises no domínio do tempo foram feitas com 1400s e 11000s de tempo de simulação e foi considerado 200s de *cut-off*. As influências destas análises nas respostas em termos de dano, fator de segurança necessário e vida devidos à fadiga são apresentadas da Figura 183 até a Figura 189.

As análises no domínio do tempo com 1400s apresentaram resultados próximos aos obtidos com o tempo de 11000s. Já as análises no domínio da frequência apresentaram resultados mais conservadores quando comparadas com o domínio do tempo.

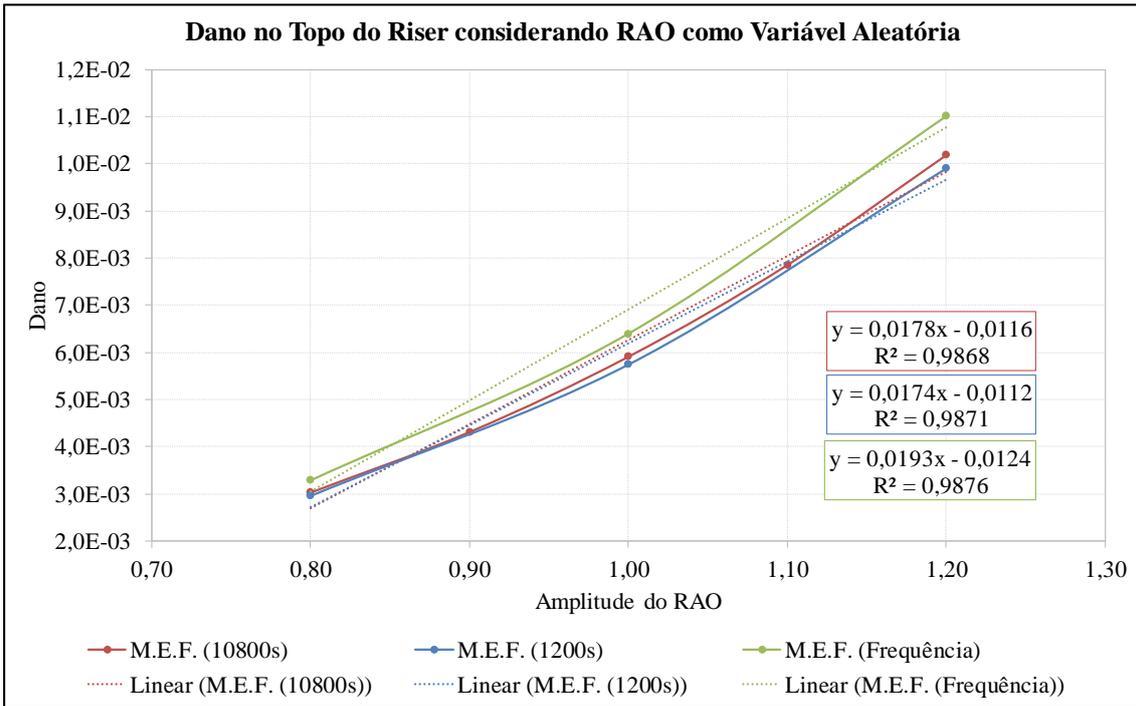


Figura 183 – Dano no topo do riser para os métodos de elementos finitos.

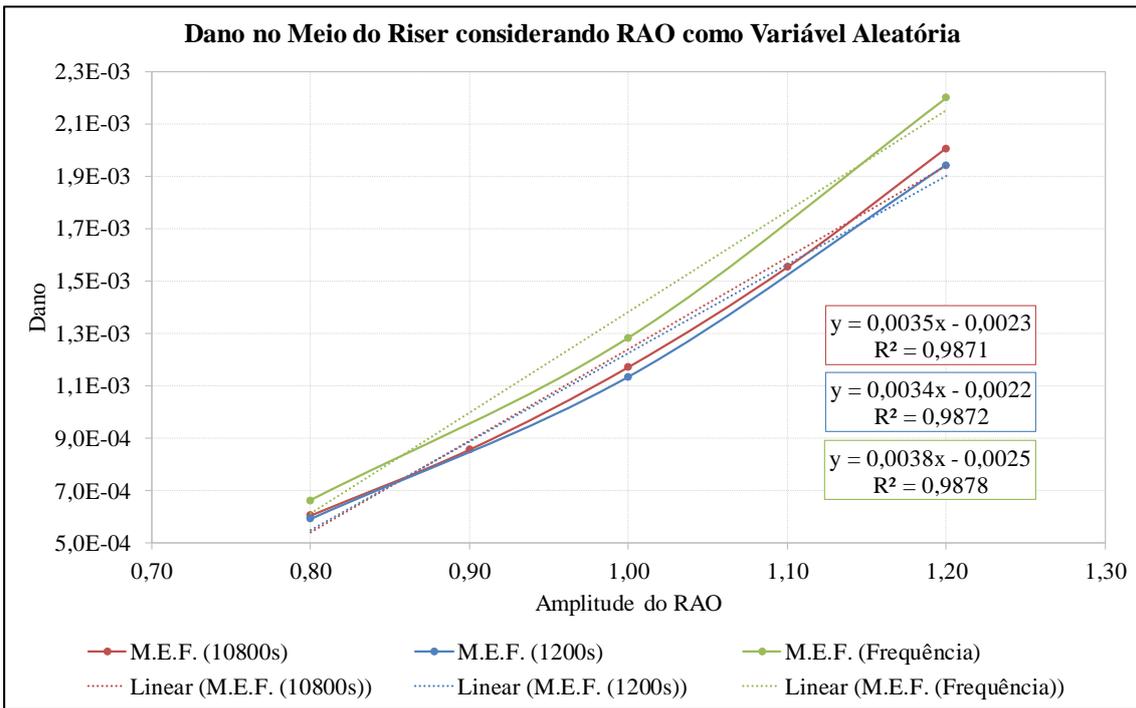


Figura 184 – Dano no meio do riser para os métodos de elementos finitos.

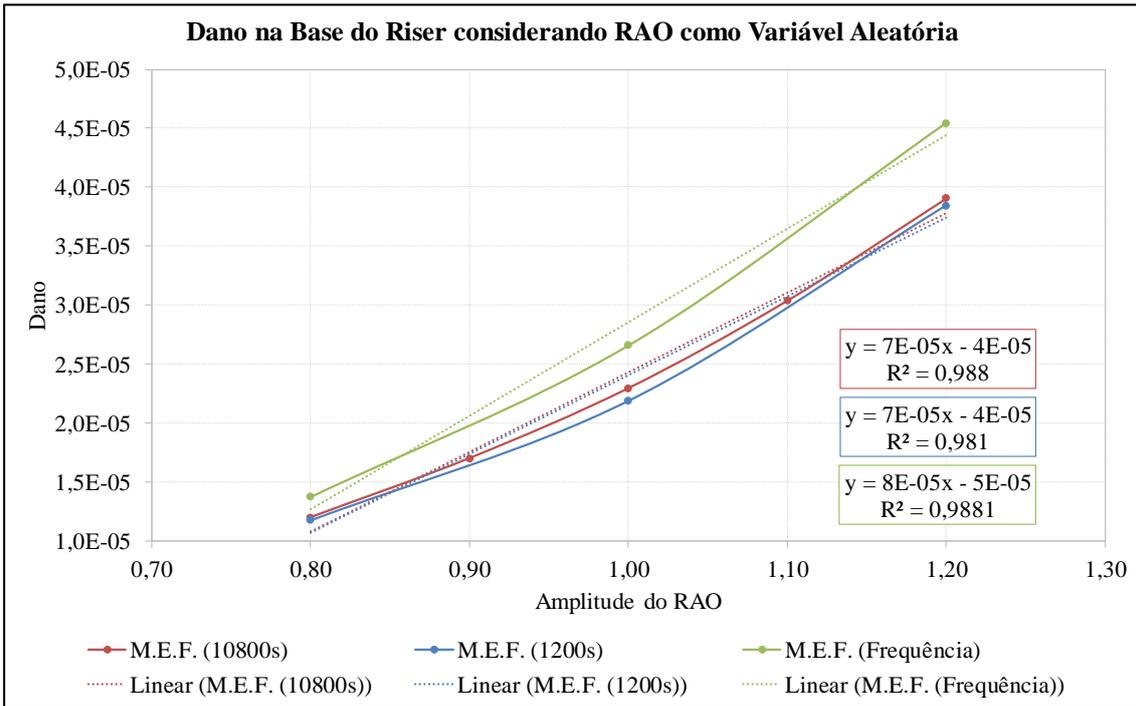


Figura 185 – Dano na base do riser para os métodos de elementos finitos.

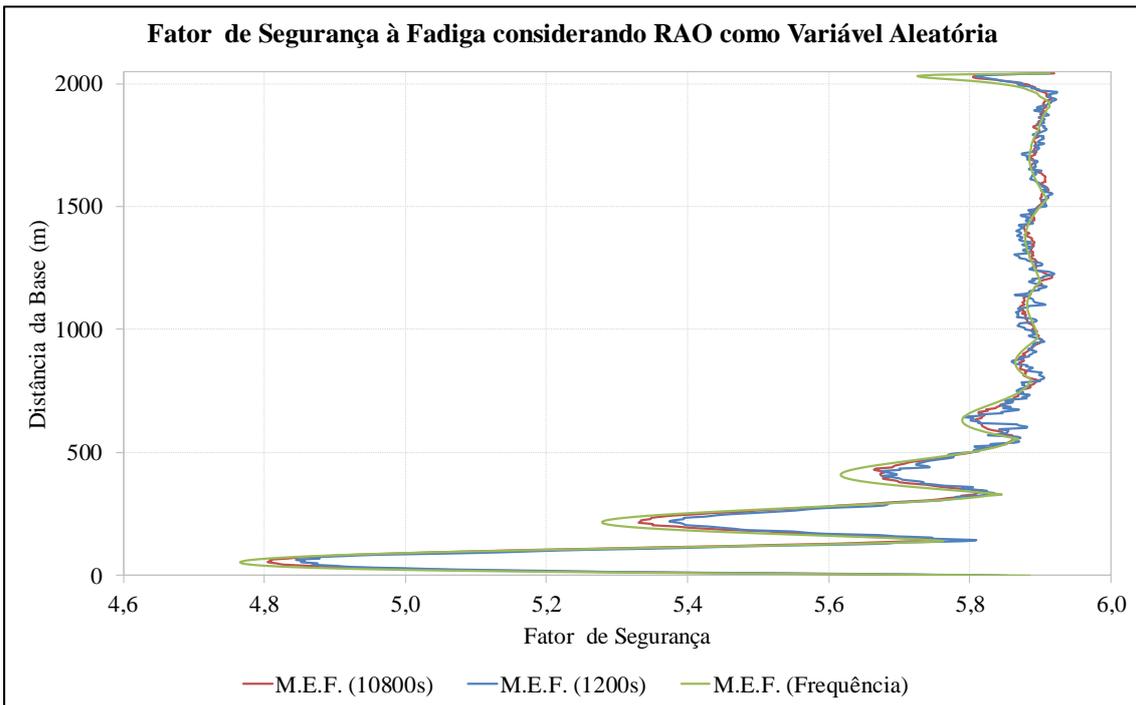


Figura 186 – Fator de segurança ao longo do riser para os métodos de elementos finitos.

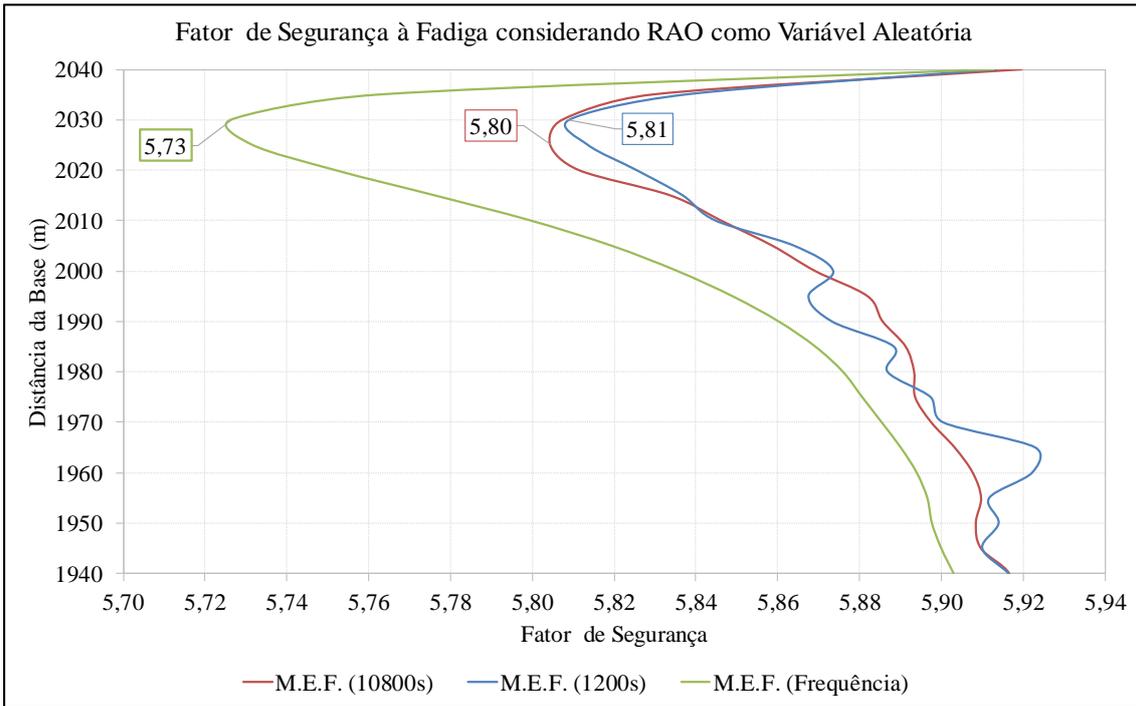


Figura 187 – Fator de segurança na região do topo do riser para os métodos de elementos finitos.

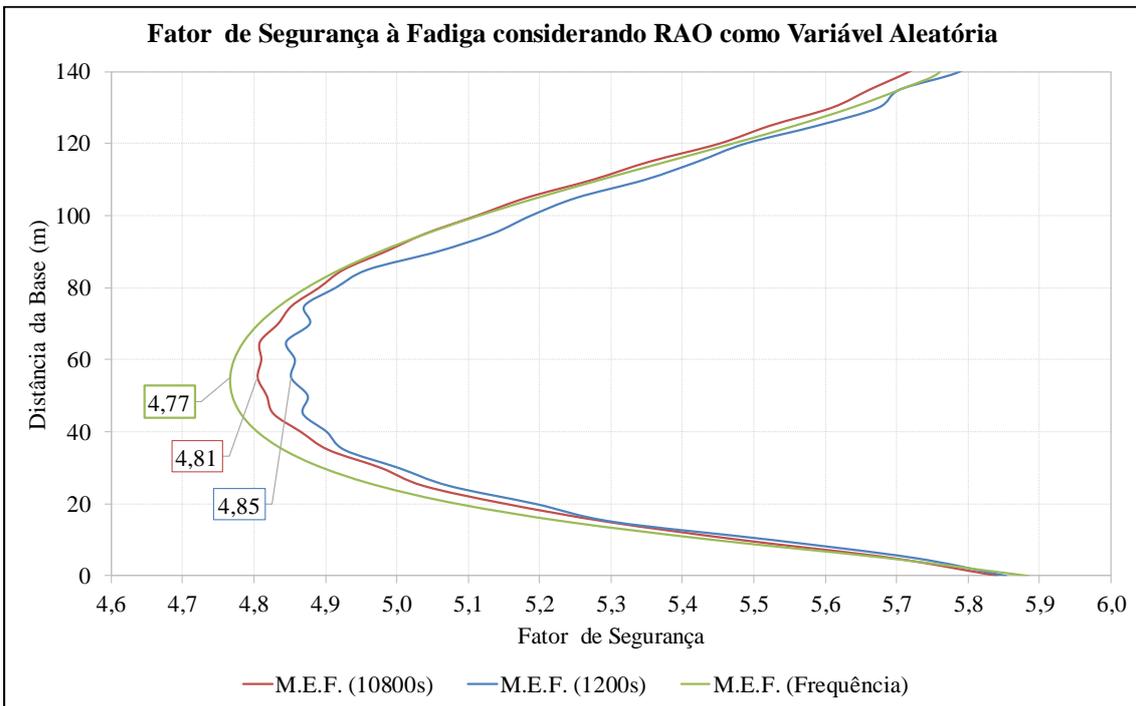


Figura 188 – Fator de segurança na região da base do riser para os métodos de elementos finitos.

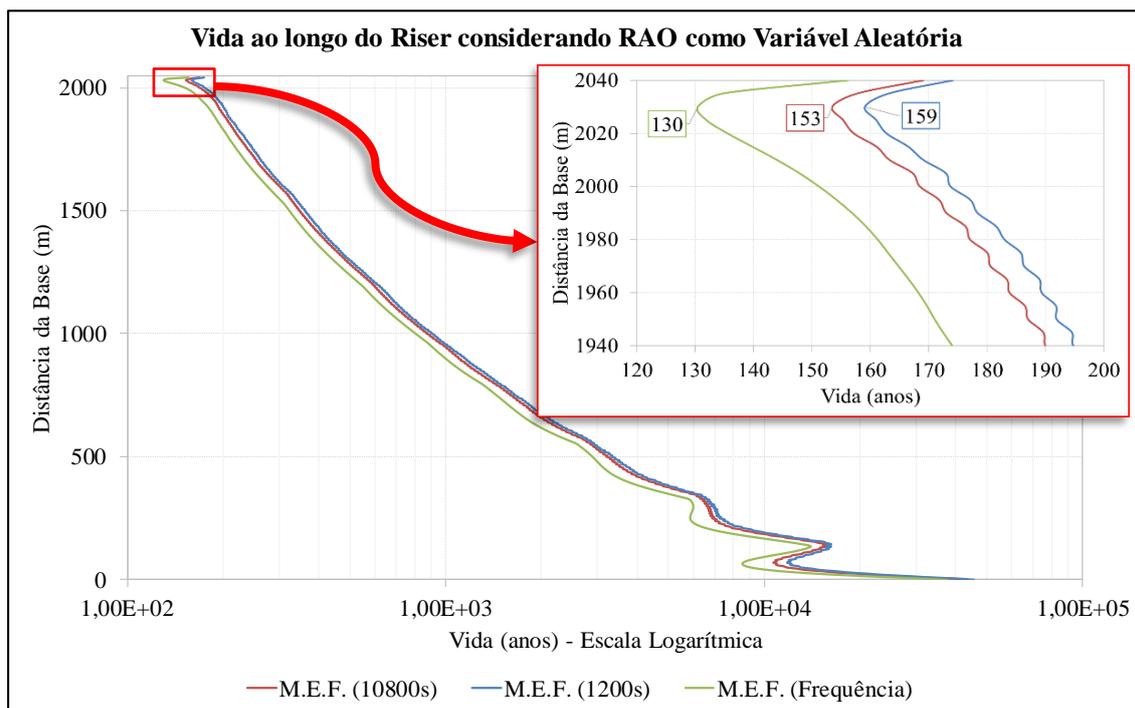


Figura 189 – Vida ao longo do riser para os métodos de elementos finitos.

A.3. Simulação (realização)

Um processo aleatório é caracterizado por uma coleção de séries temporais aleatórias, como mostra a Figura 190, onde cada série individual constitui uma simulação (realização) do referido processo (SIQUEIRA, 2011).

Cada realização independente corresponde a uma análise dinâmica aleatória considerando um conjunto distinto de fases aleatórias $E=(\varepsilon_1,\varepsilon_2,\dots,\varepsilon_n)$ que são obtidas ao alterar a ‘semente’ para geração dos números aleatórios. Desta forma, para cada realização independente, com duração correspondente a um dado tempo de interesse, obtêm-se uma resposta diferente.

Da Figura 191 até a Figura 197, são comparadas as repostas obtidas em termos de dano, fator de segurança necessário e de vida devidos à fadiga para três realizações. Estas simulações foram feitas através do método dos elementos finitos no domínio do tempo com 10800s.

Avaliando os resultados obtidos, verifica-se que as realizações alteram as respostas avaliadas, porém não de forma significativa. Assim, é válido utilizar somente uma realização como parâmetro de comparação neste trabalho.

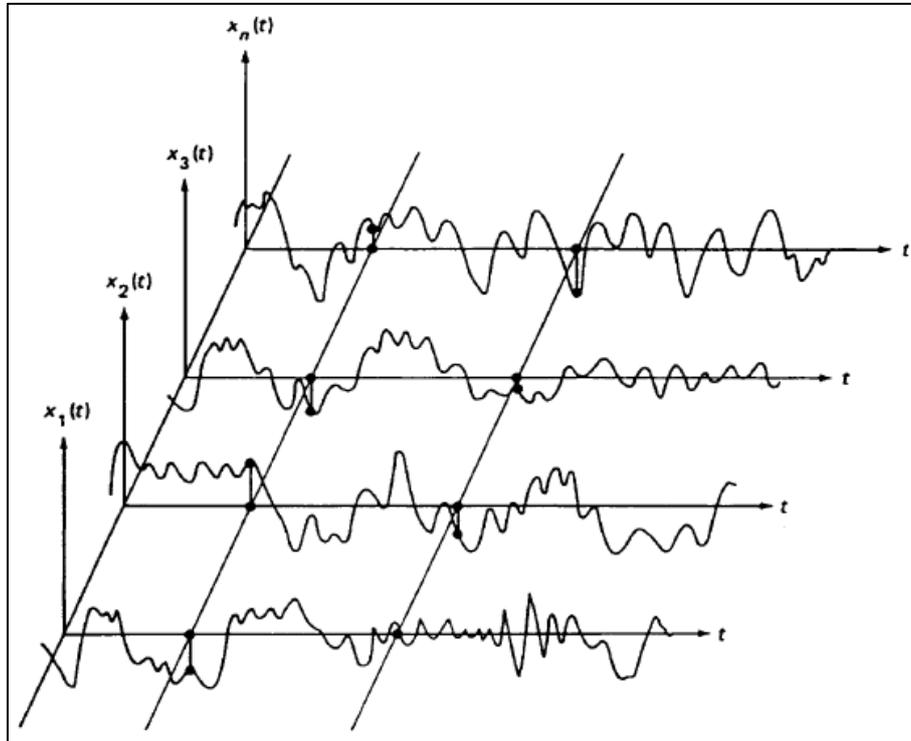


Figura 190 – Coleção de séries temporais aleatórias que caracterizam o processo aleatório (BEARDS, 1996)

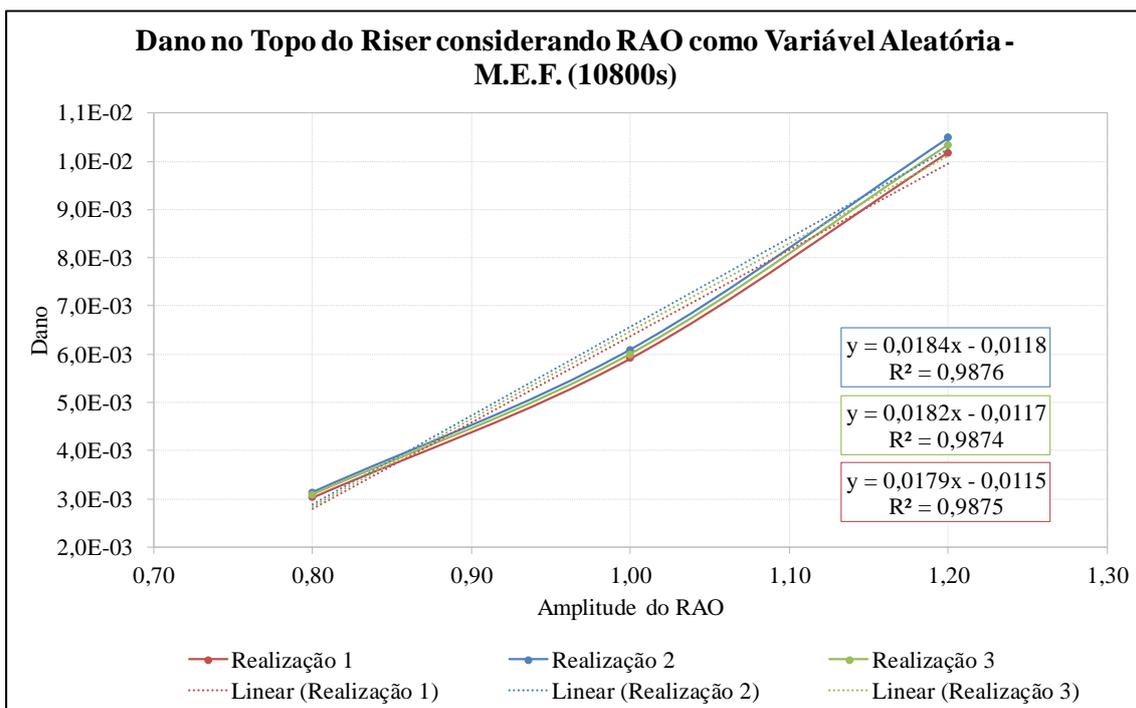


Figura 191 – Dano no topo do riser para diferentes realizações.

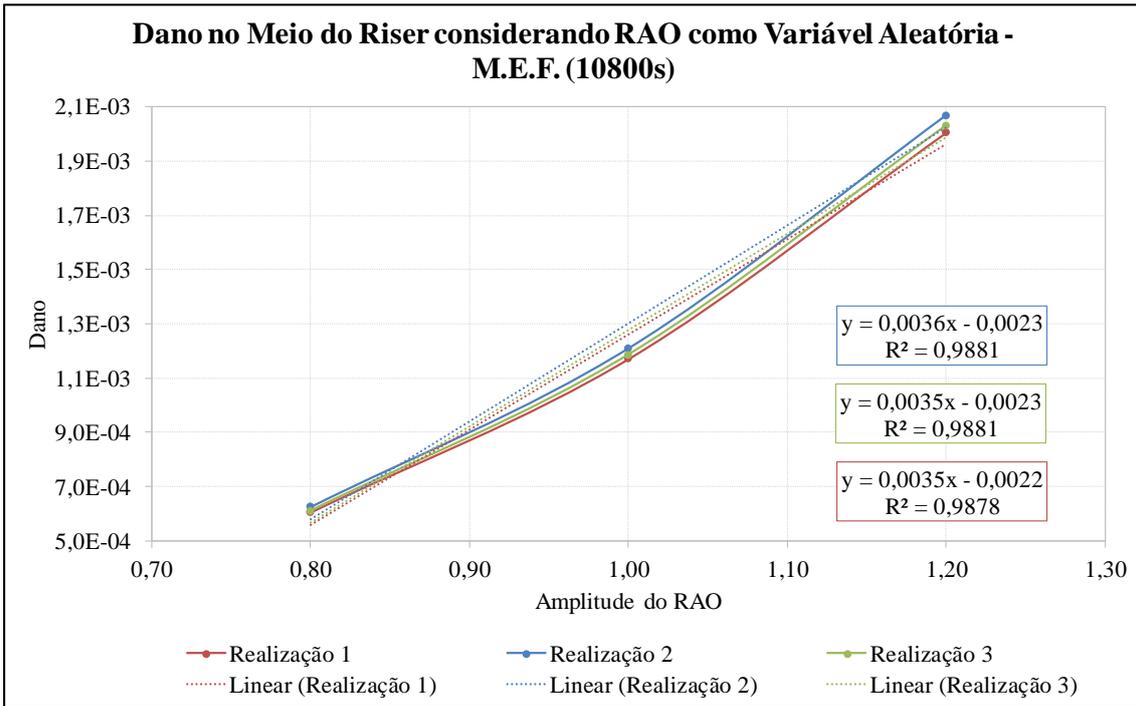


Figura 192 – Dano no meio do riser para diferentes realizações.

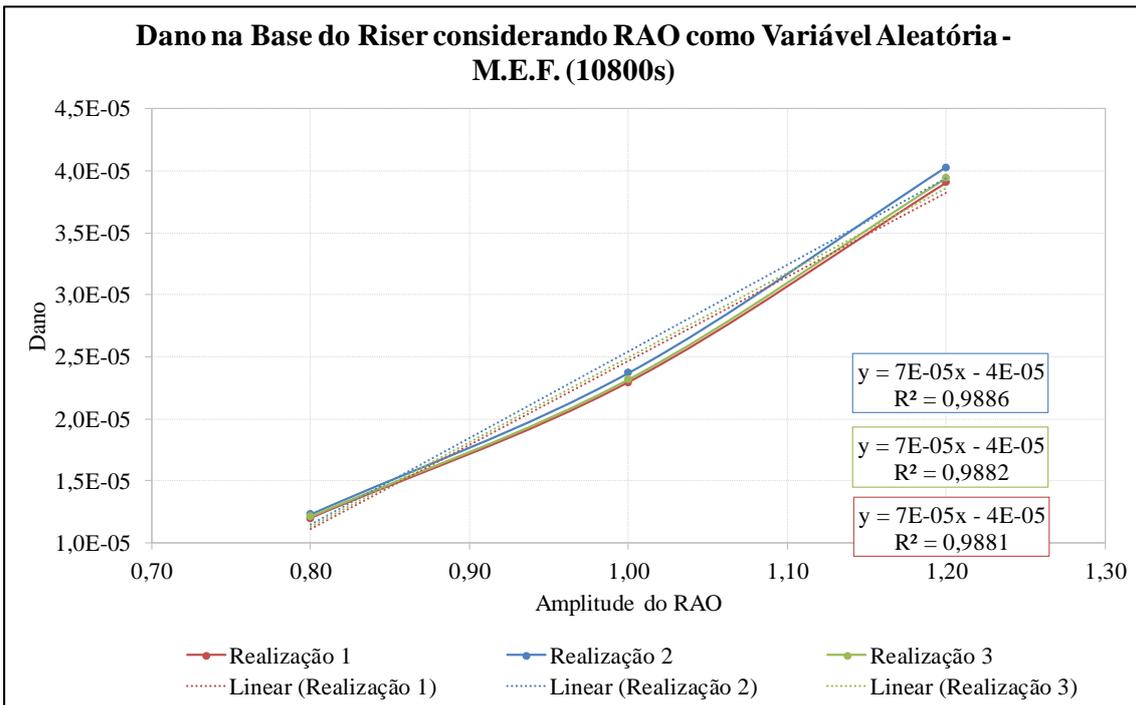


Figura 193 – Dano na base do riser para diferentes realizações.

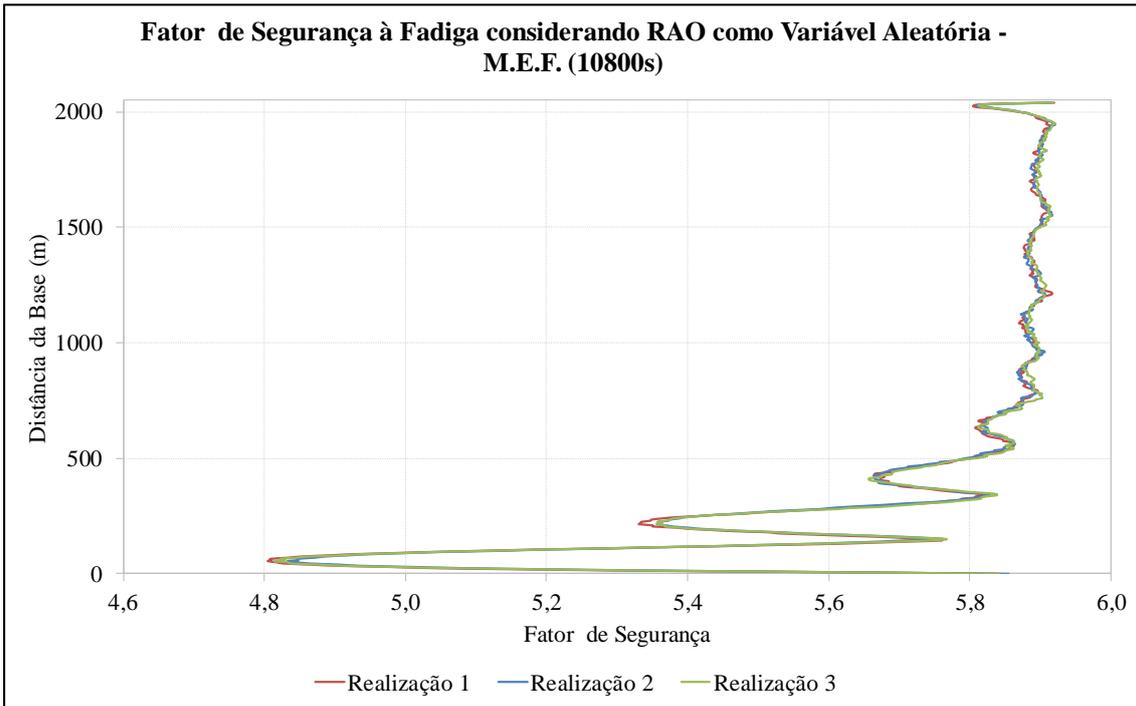


Figura 194 – Fator de segurança ao longo do riser para diferentes realizações.

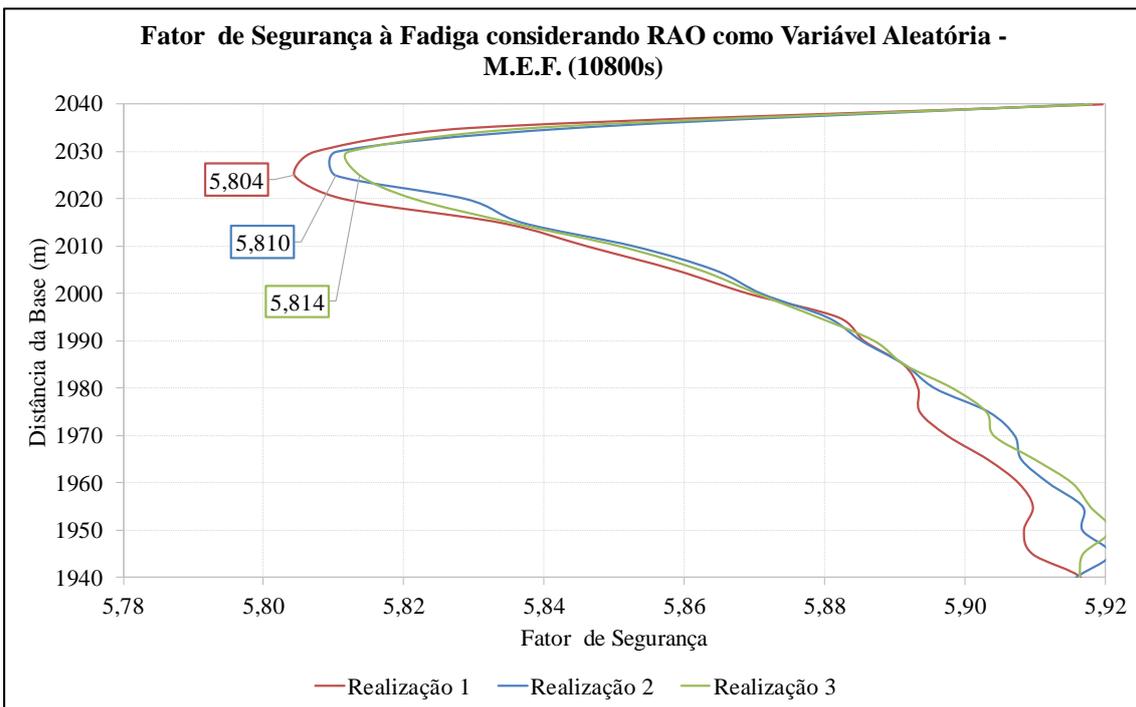


Figura 195 – Fator de segurança na região do topo do riser para diferentes realizações.

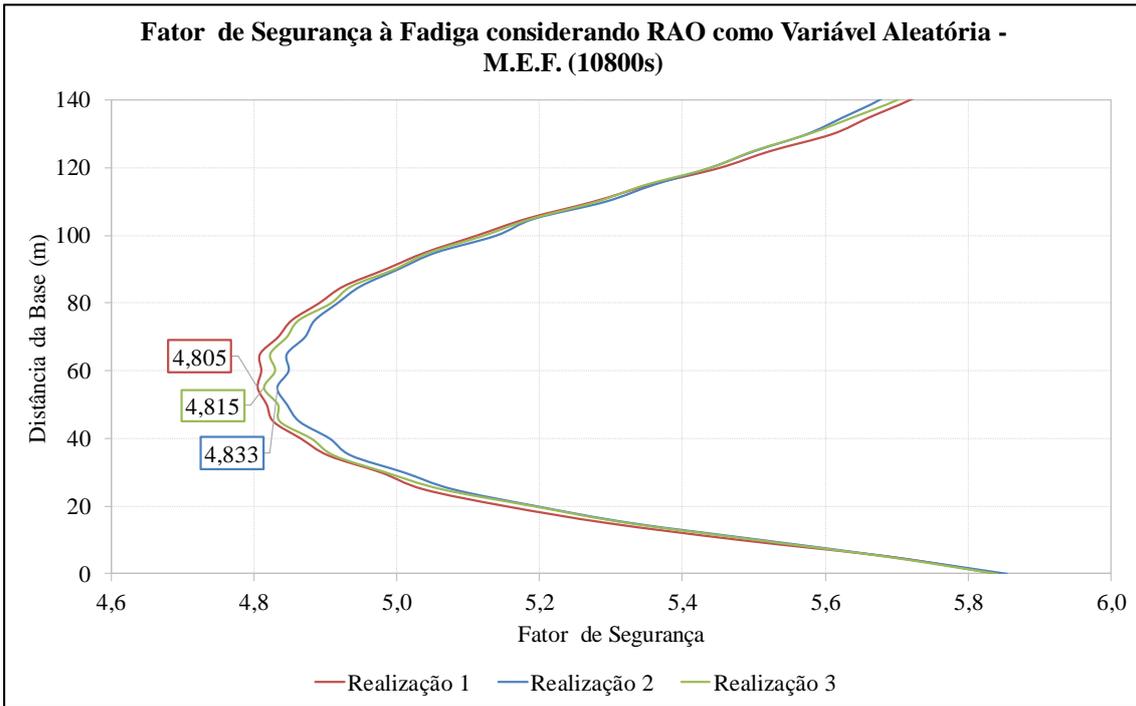


Figura 196 – Fator de segurança na região da base do riser para diferentes realizações.

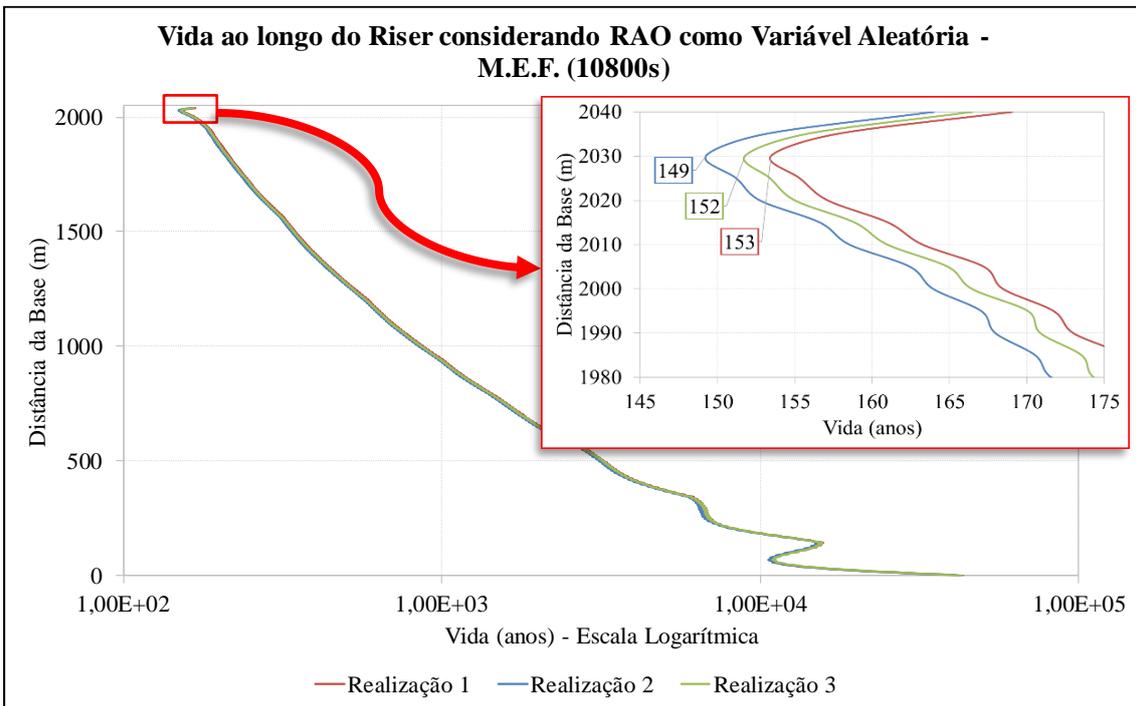


Figura 197 – Vida ao longo do riser para diferentes realizações.

ANEXO B

FATORES DE SEGURANÇA DOS MODELOS SIMÉTRICOS ANALISADOS

B.1. Introdução

Este anexo tem o objetivo de comparar, através de gráficos, os valores dos fatores de segurança obtidos através das três metodologias de análise do RSAA e dos dois métodos de cálculo de fator de segurança para cada variação do modelo simétrico do item V.2.

B.2. Caso de análise 3 – Lâmina d'água e comprimento do *riser* vertical

A Figura 198 até a Figura 206 apresentam os resultados dos fatores de segurança calculados também pelo método da confiabilidade estrutural para as principais seções do *riser*: topo, meio e base. Estes resultados foram separados por modelos para que fossem avaliados com uma maior clareza.

B.2.1. Modelo com riser vertical de 1540m

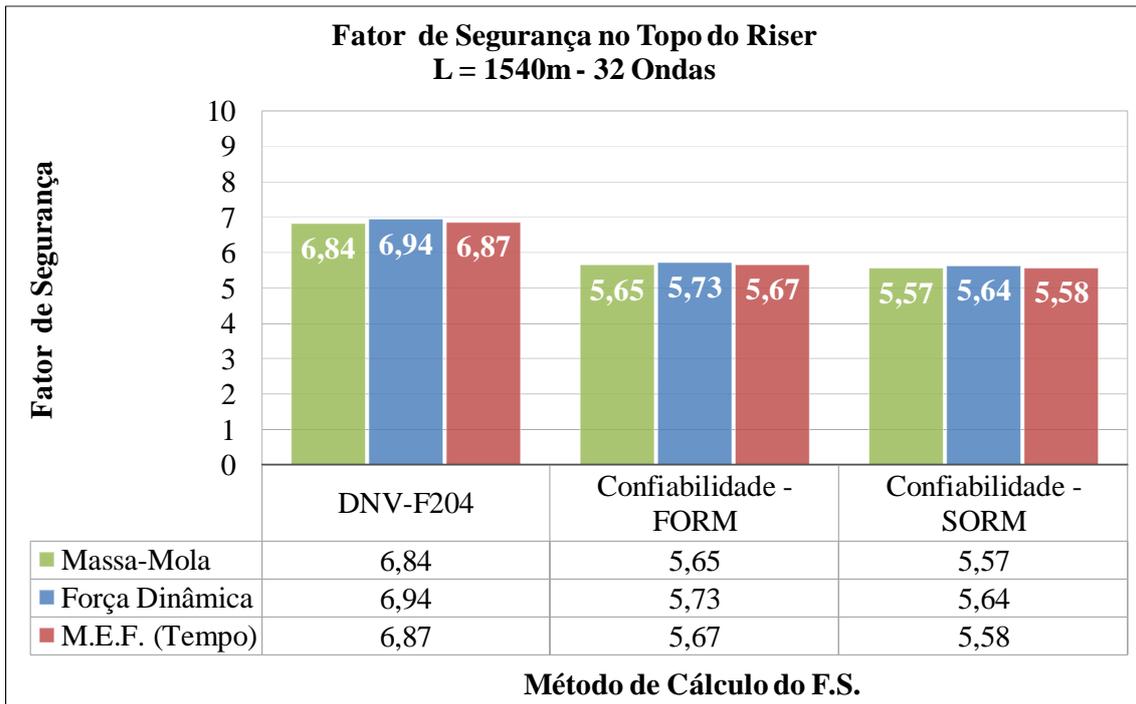


Figura 198 – Fatores de segurança no topo do riser vertical de 1540m.

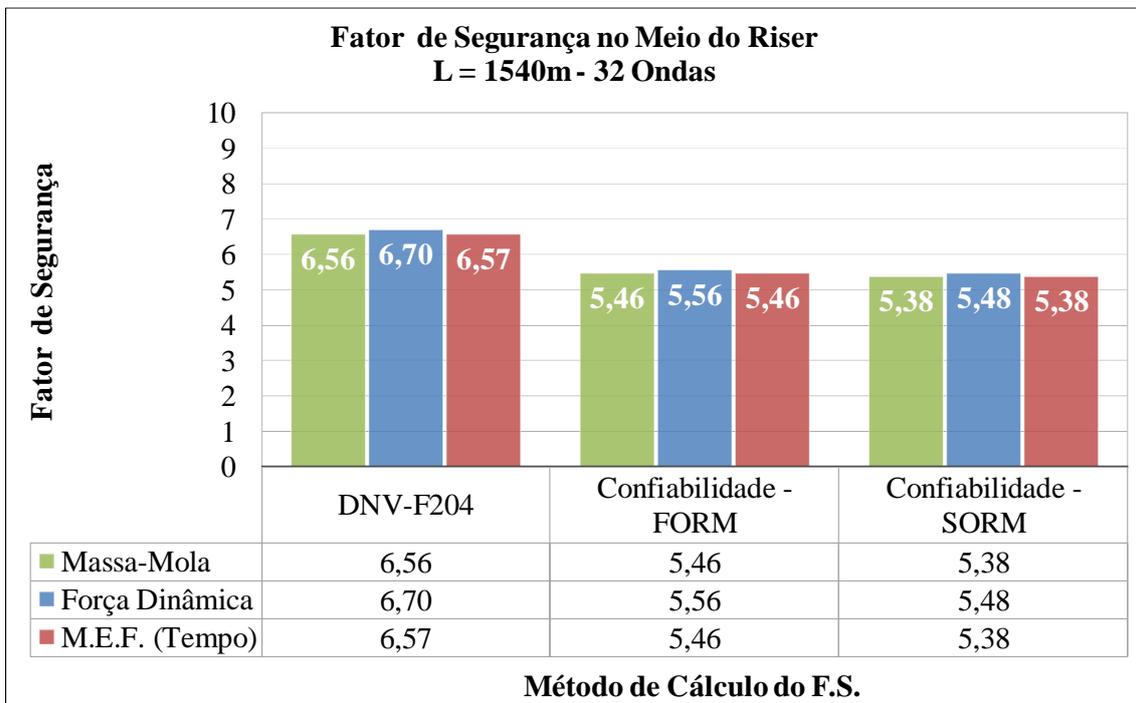


Figura 199 – Fatores de segurança no meio do riser vertical de 1540m.

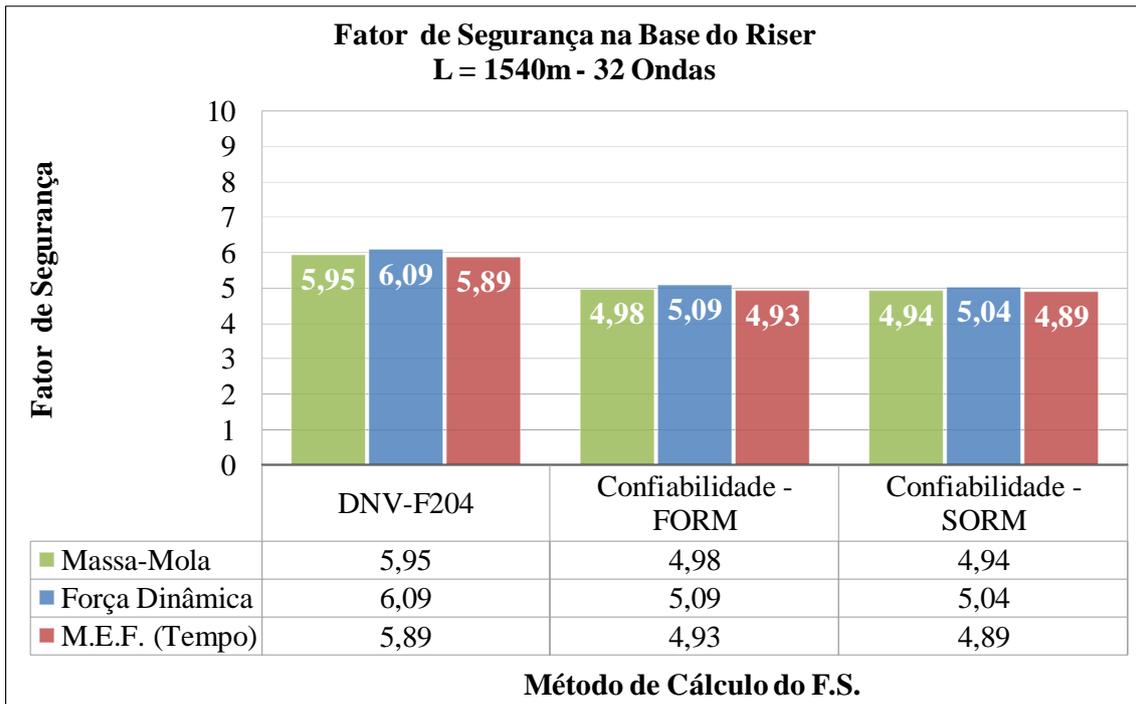


Figura 200 – Fatores de segurança na base do riser vertical de 1540m.

B.2.2. Modelo com riser vertical de 1040m

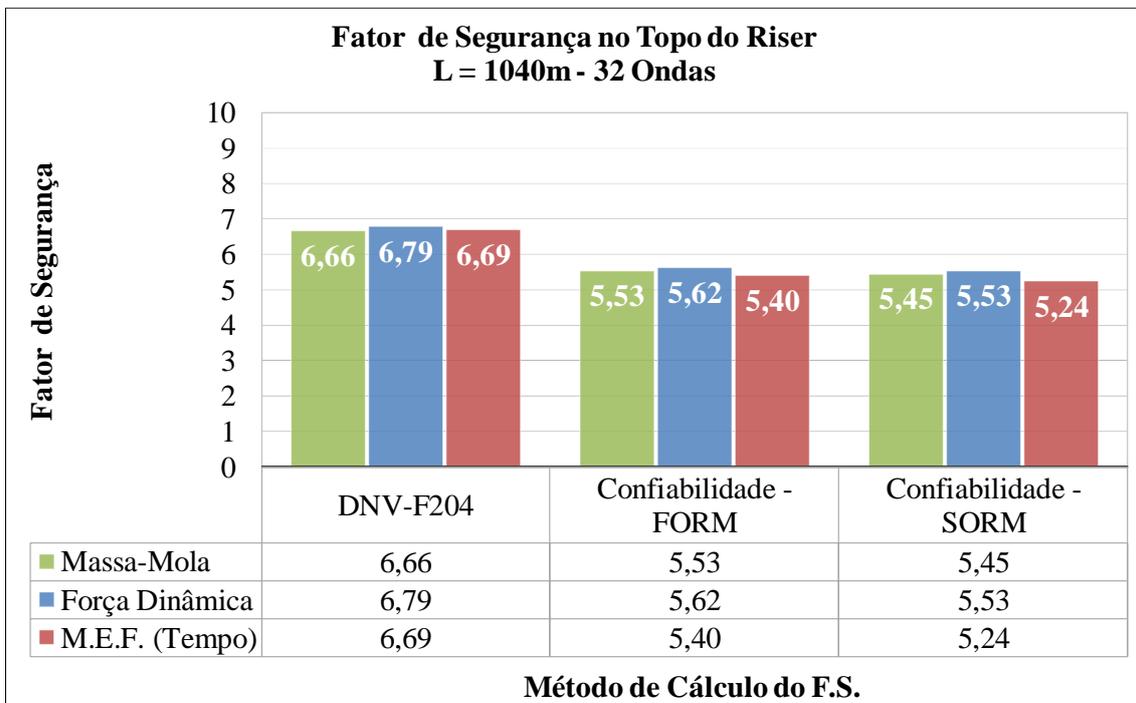


Figura 201 – Fatores de segurança no topo do riser vertical de 1040m.

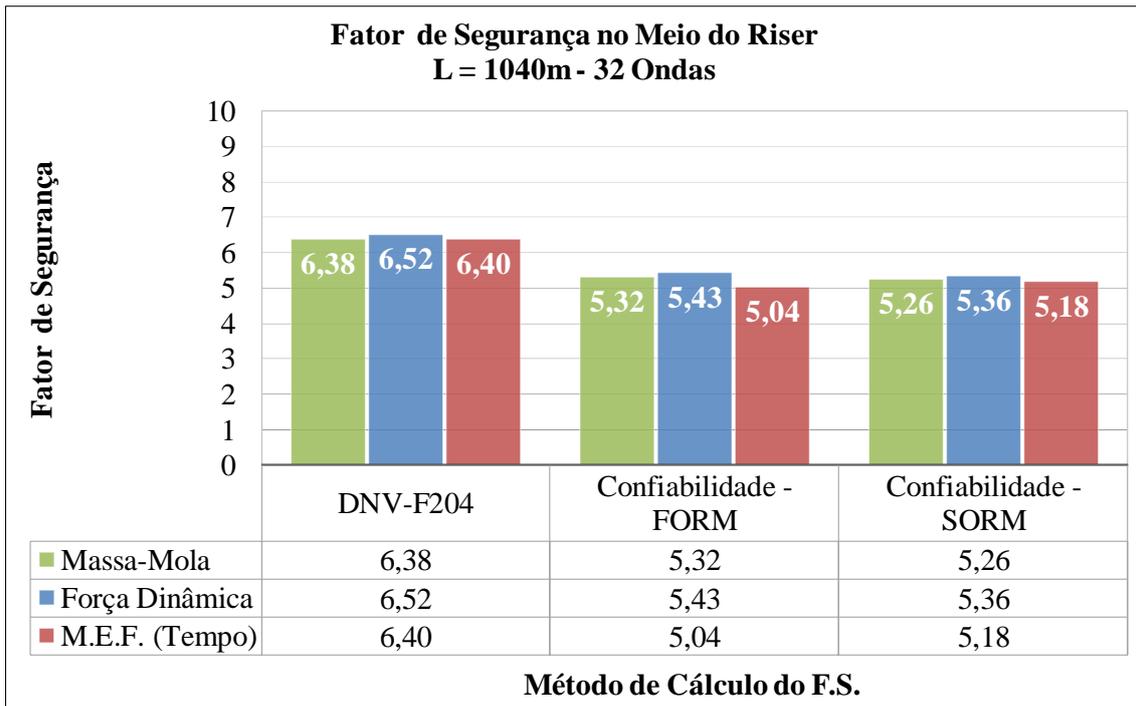


Figura 202 – Fatores de segurança no meio do riser vertical de 1040m.

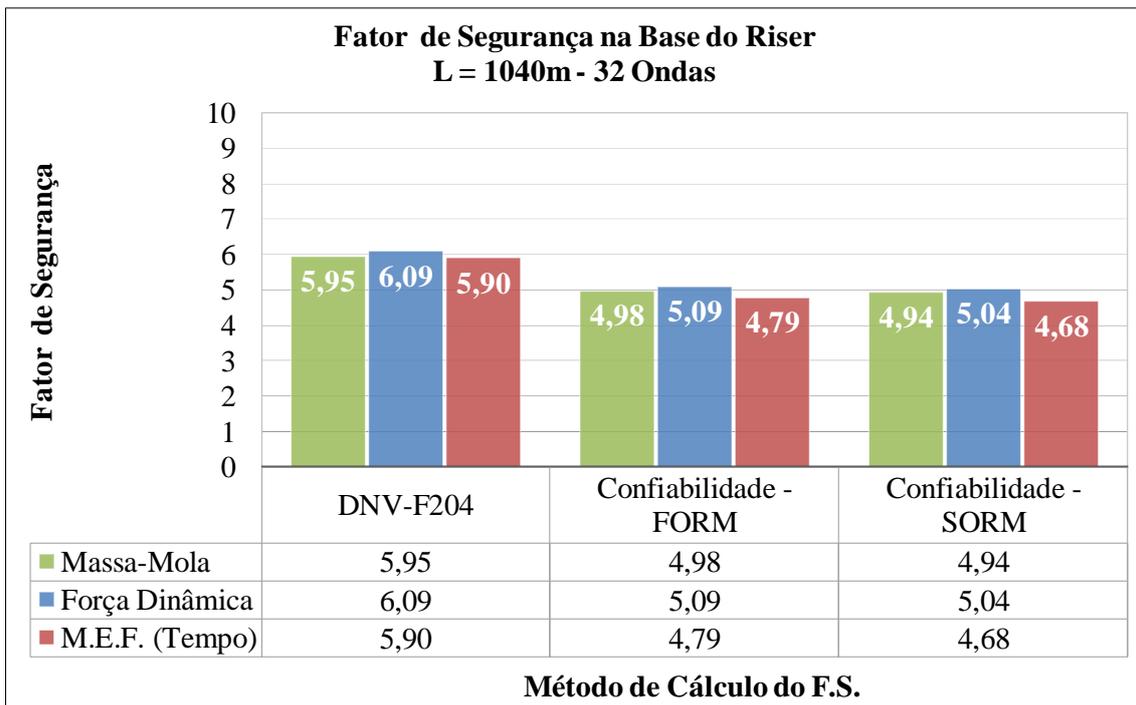


Figura 203 – Fatores de segurança na base do riser vertical de 1040m.

B.2.3. Modelo com riser vertical de 540m

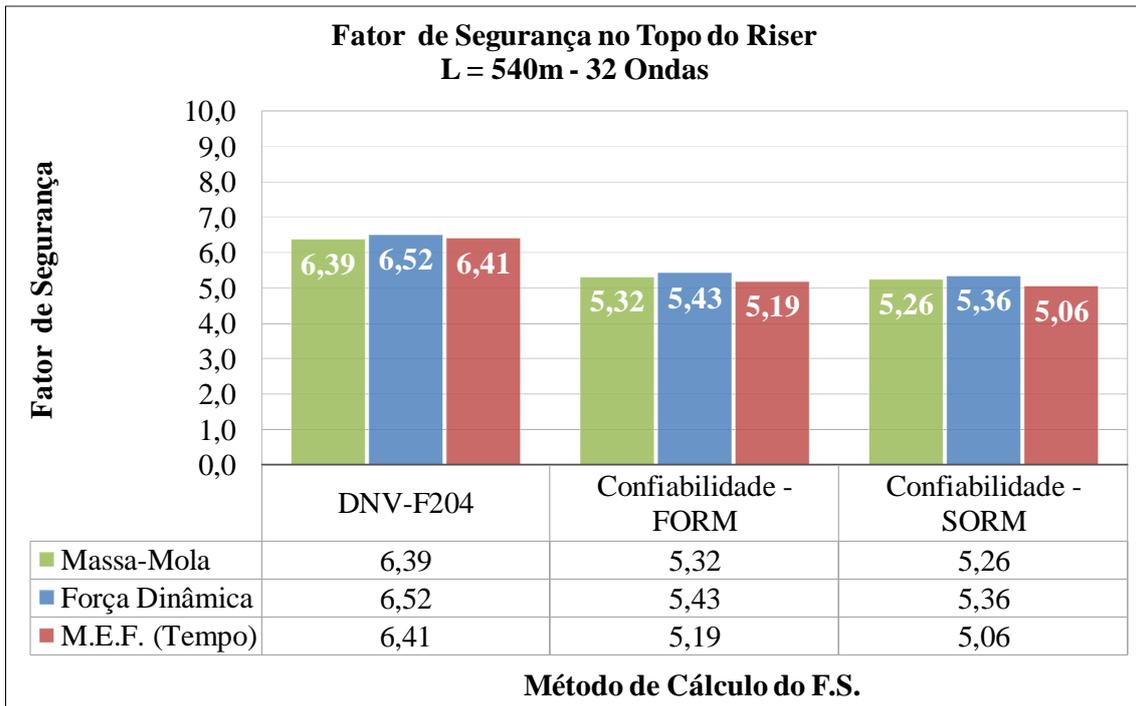


Figura 204 – Fatores de segurança no topo do riser vertical de 540m.

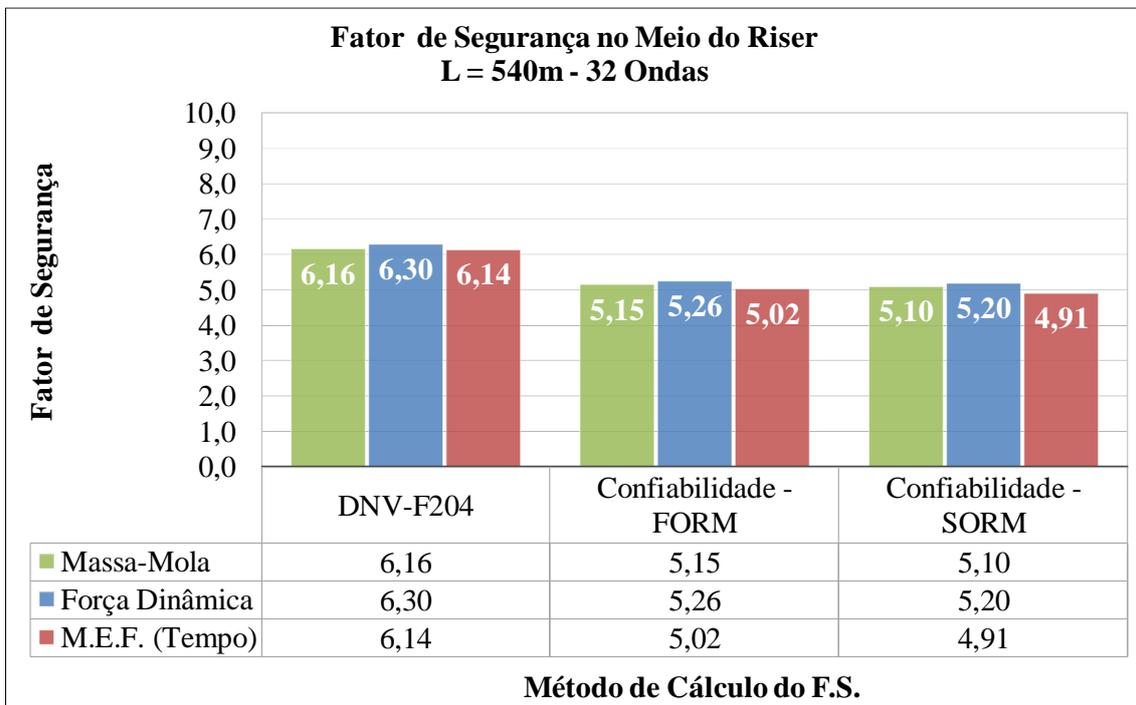


Figura 205 – Fatores de segurança no meio do riser vertical de 540m.

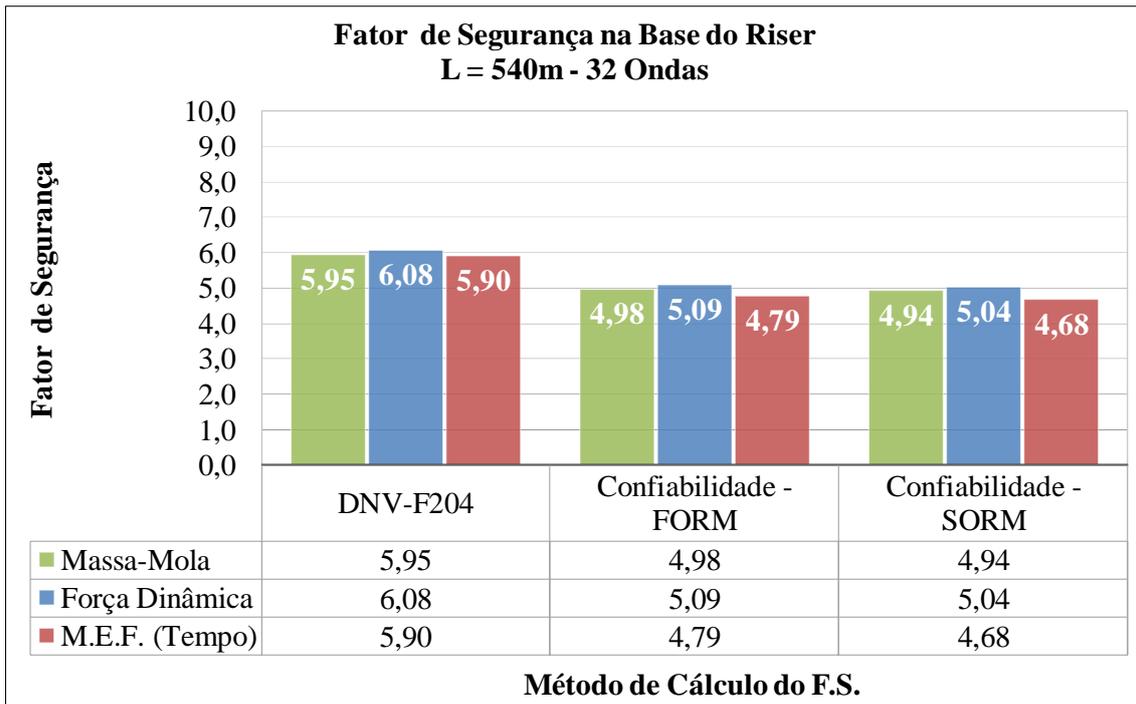


Figura 206 – Fatores de segurança na base do riser vertical de 540m.

B.2.4. Comparação entre as configurações

A Figura 207 até a Figura 209 comparam os fatores de segurança no topo do *riser* vertical em função da variação do seu comprimento para as metodologias de análise separadamente.

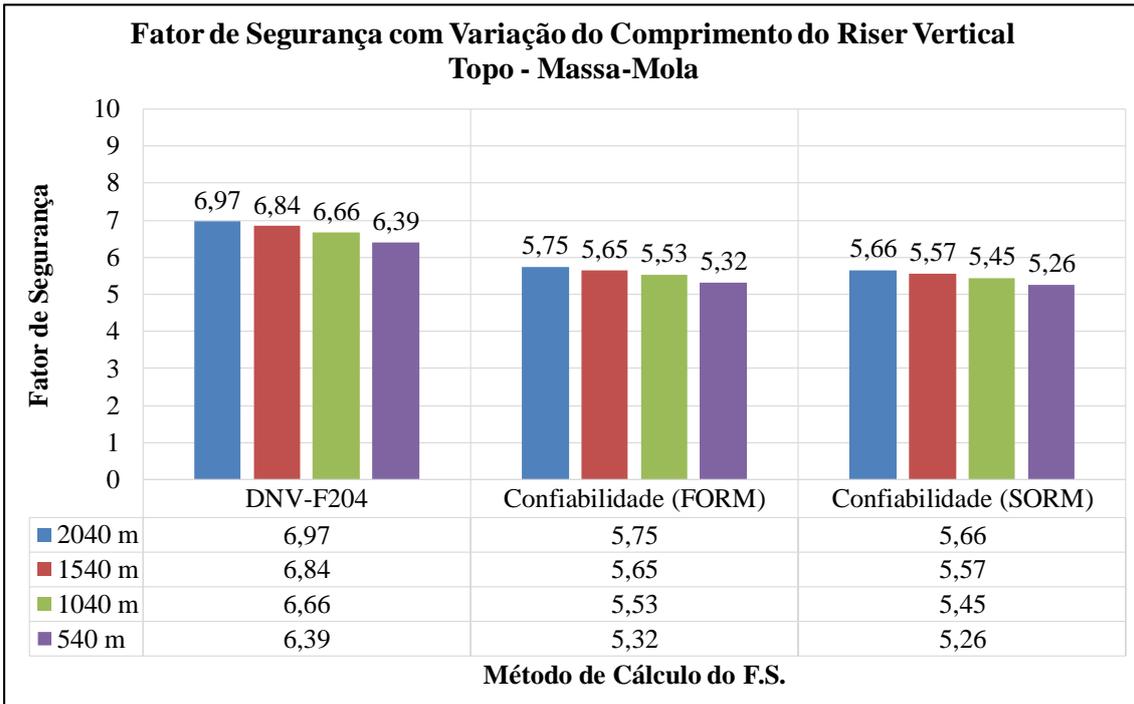


Figura 207 – Fatores de segurança no topo do riser com a metodologia da massa-mola.

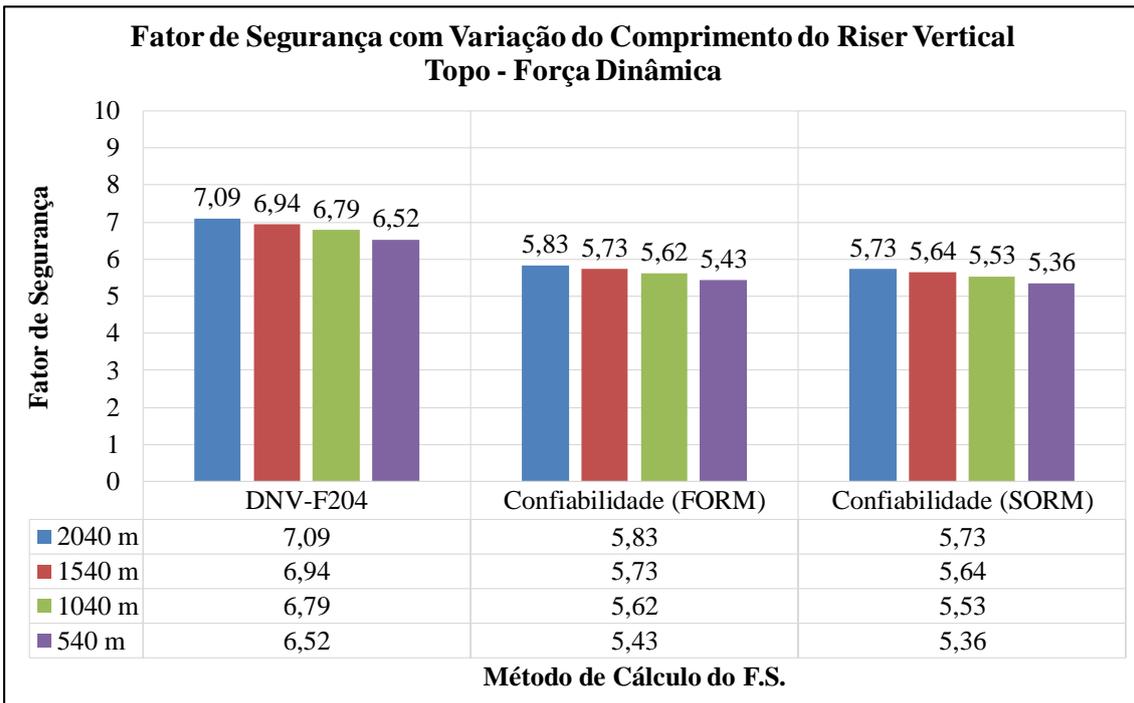


Figura 208 – Fatores de segurança no topo do riser com a metodologia da força dinâmica.

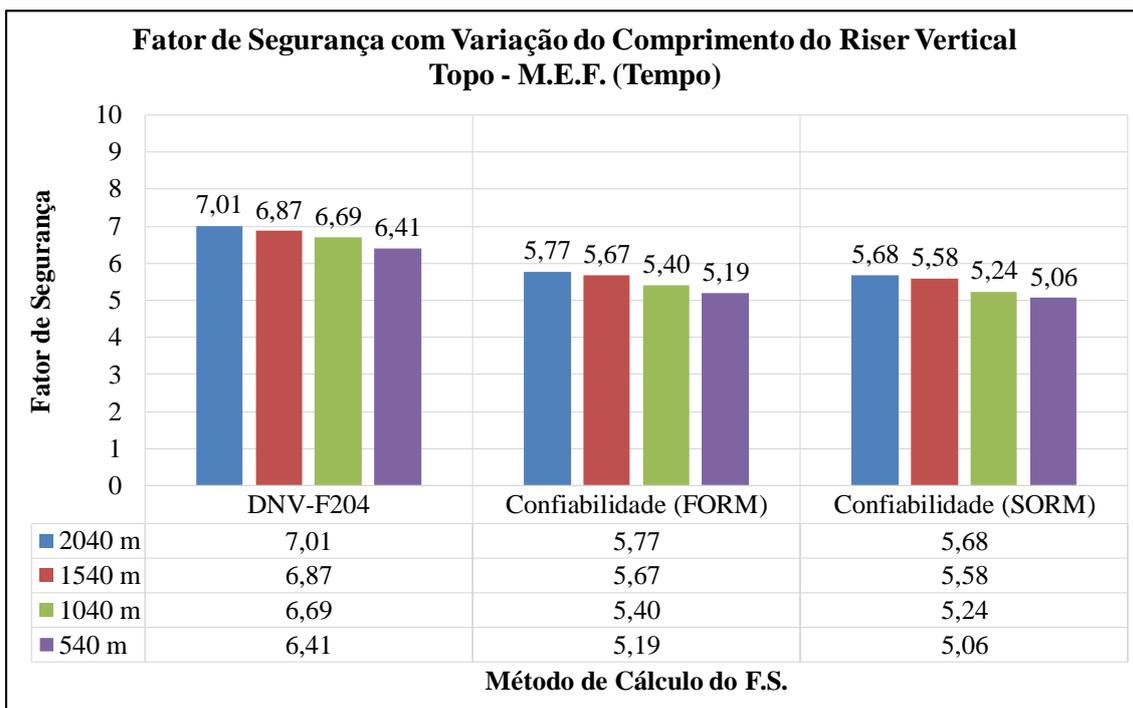


Figura 209 – Fatores de segurança no topo do riser com o método dos elementos finitos.

Em todos os modelos observa-se que as conclusões obtidas com o modelo base se mantem. Os fatores de segurança obtidos com as metodologias analíticas são superiores e próximos aos obtidos através do método dos elementos finitos, principalmente o método da força dinâmica. Além disso, os resultados calculados pela DNV-RP-F204 (2010) permanecem mais conservadores para todas as variações de comprimento do riser vertical.

B.3. Caso de análise 4 – Fluido interno

A Figura 210 até a Figura 218 apresentam os resultados dos fatores de segurança calculados também pelo método da confiabilidade estrutural para as principais seções do riser: topo, meio e base. Estes resultados foram separados pelo fluido interno.

Para estes três modelos, os fatores calculados através das metodologias analíticas continuam próximos, principalmente no topo, e superiores aos obtidos através do método dos elementos finitos. Outro fato que se repete em todos os modelos são os fatores de

segurança calculados pelo método da DNV-RP-F204 (2010) serem mais elevados aos obtidos pelo método da confiabilidade.

B.3.1. Modelo com fluido interno de 5,0kN/m³

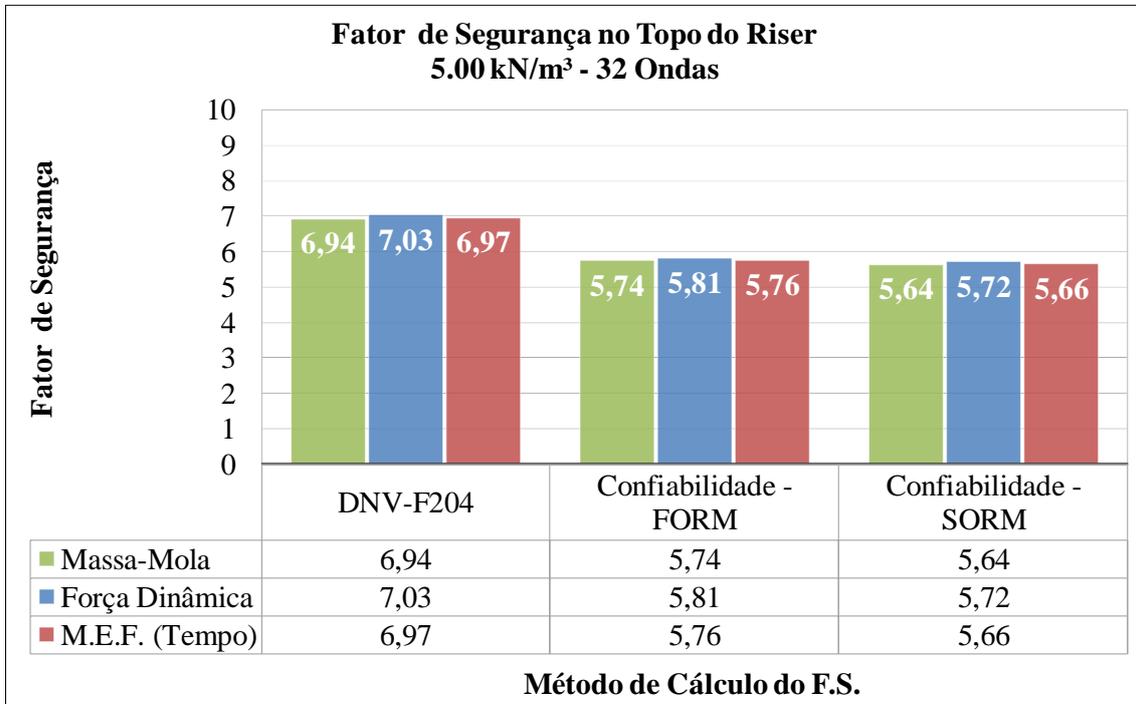


Figura 210 – Fatores de segurança no topo do riser vertical com fluido interno de 5,0kN/m³.

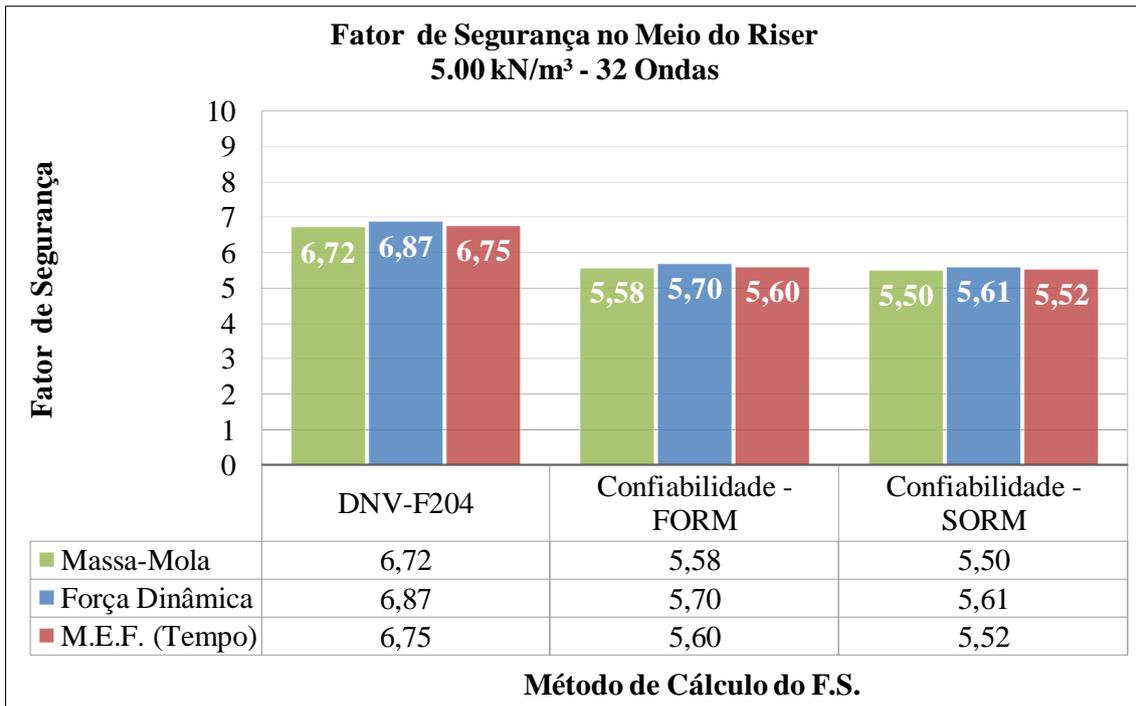


Figura 211 – Fatores de segurança no meio do riser vertical com fluido interno de 5,0kN/m³.

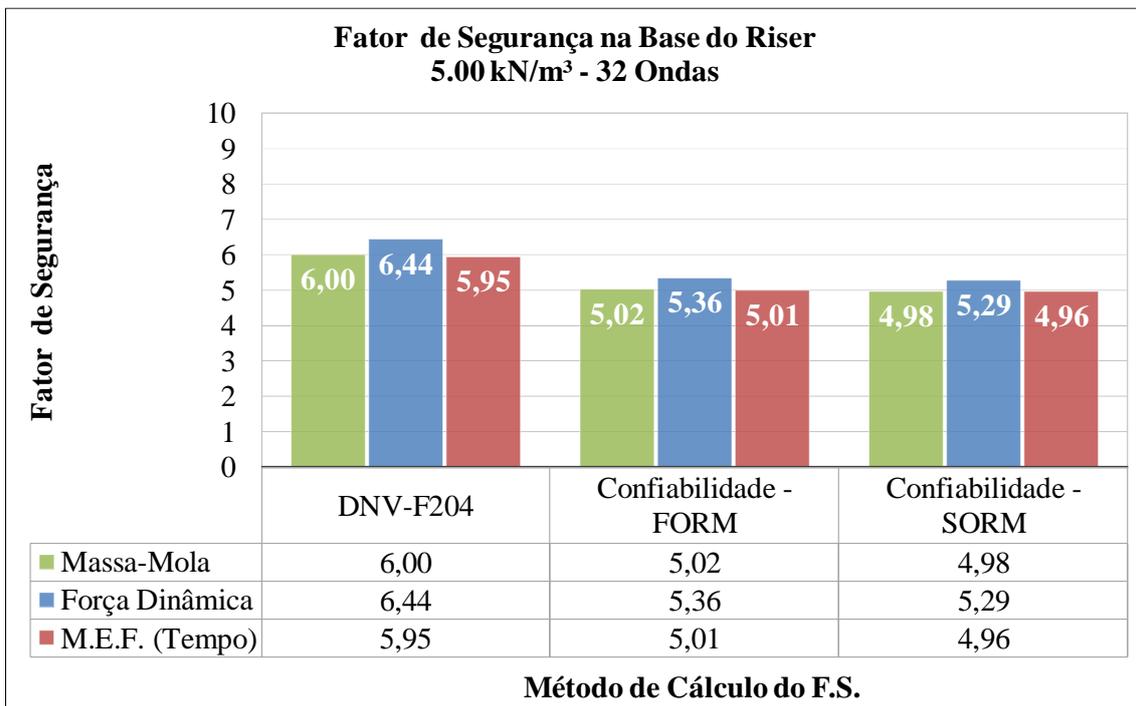


Figura 212 – Fatores de segurança na base do riser vertical com fluido interno de 5,0kN/m³.

B.3.2. Modelo com fluido interno de 8,0kN/m³

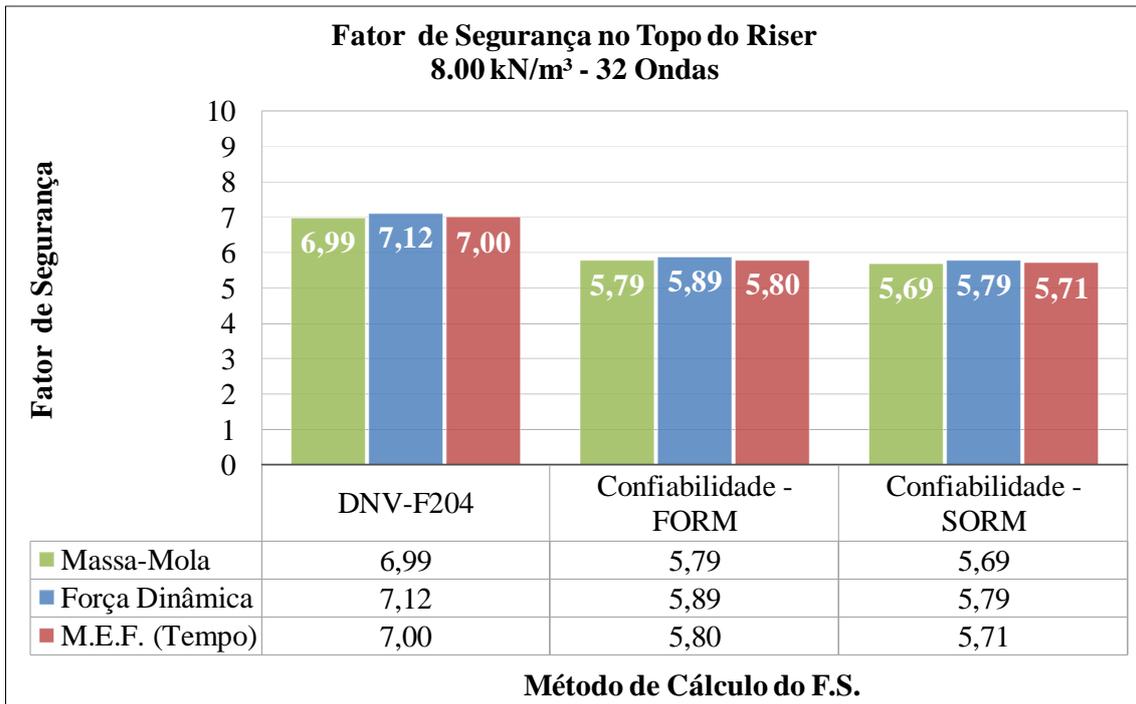


Figura 213 – Fatores de segurança no topo do riser vertical com fluido interno de 8,0kN/m³.

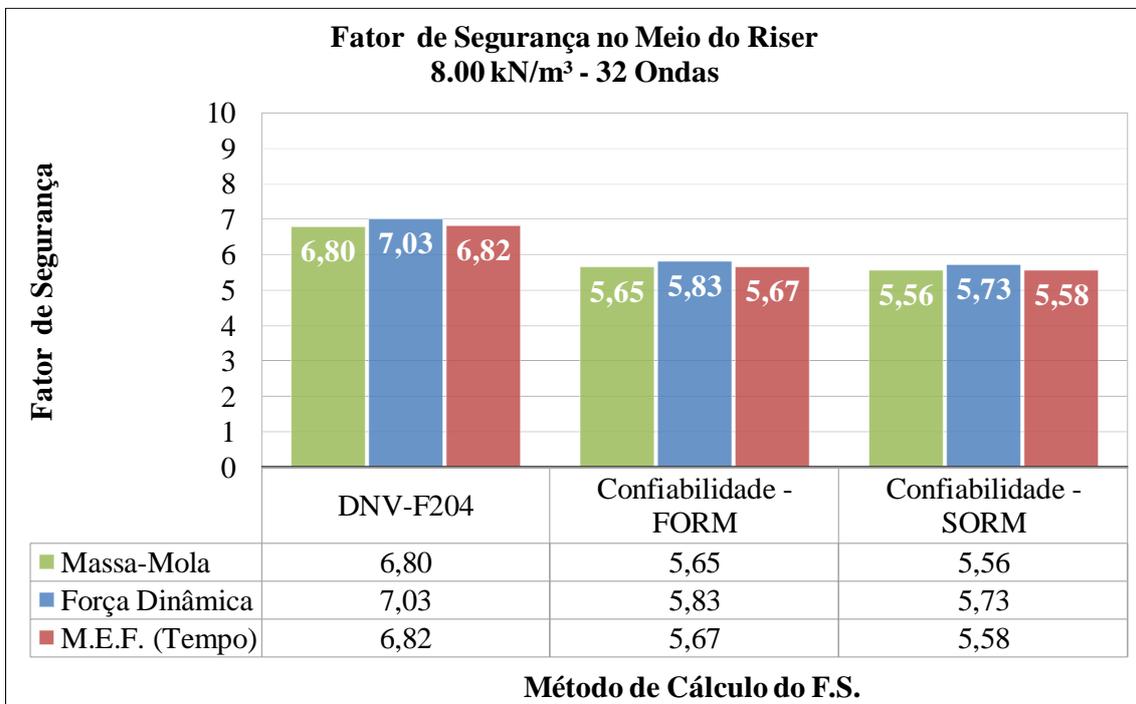


Figura 214 – Fatores de segurança no meio do riser vertical com fluido interno de 8,0kN/m³.

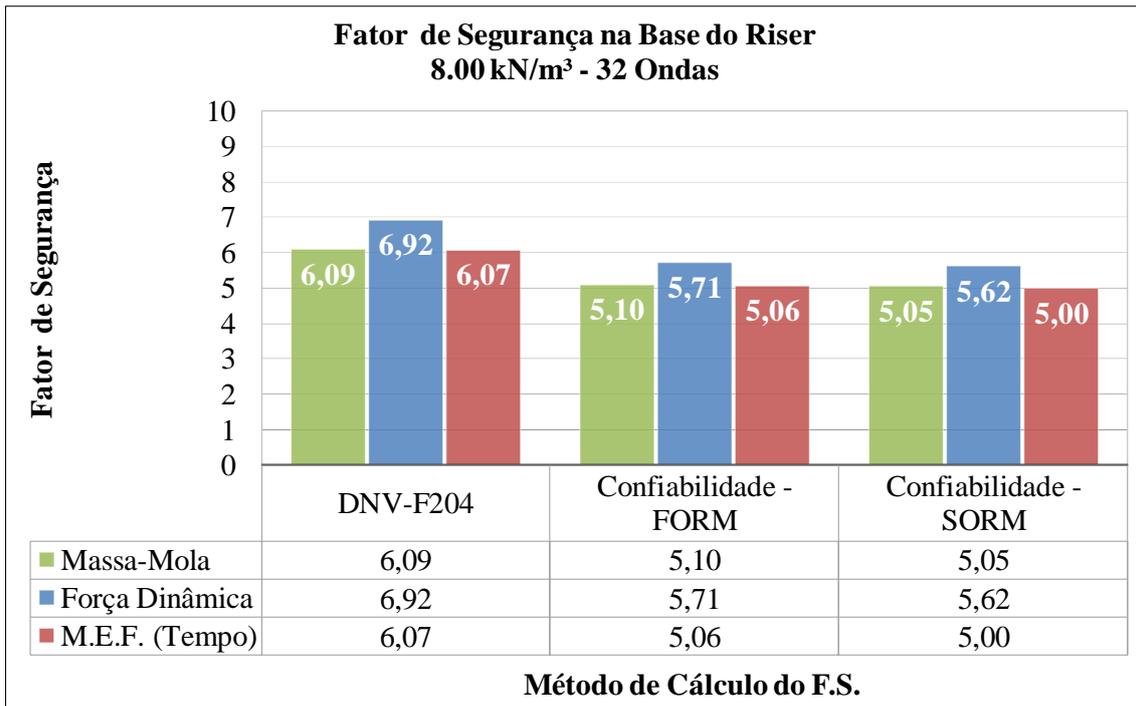


Figura 215 – Fatores de segurança na base do riser vertical com fluido interno de 8,0kN/m³.

B.3.3. Modelo com fluido interno de 10,055kN/m³

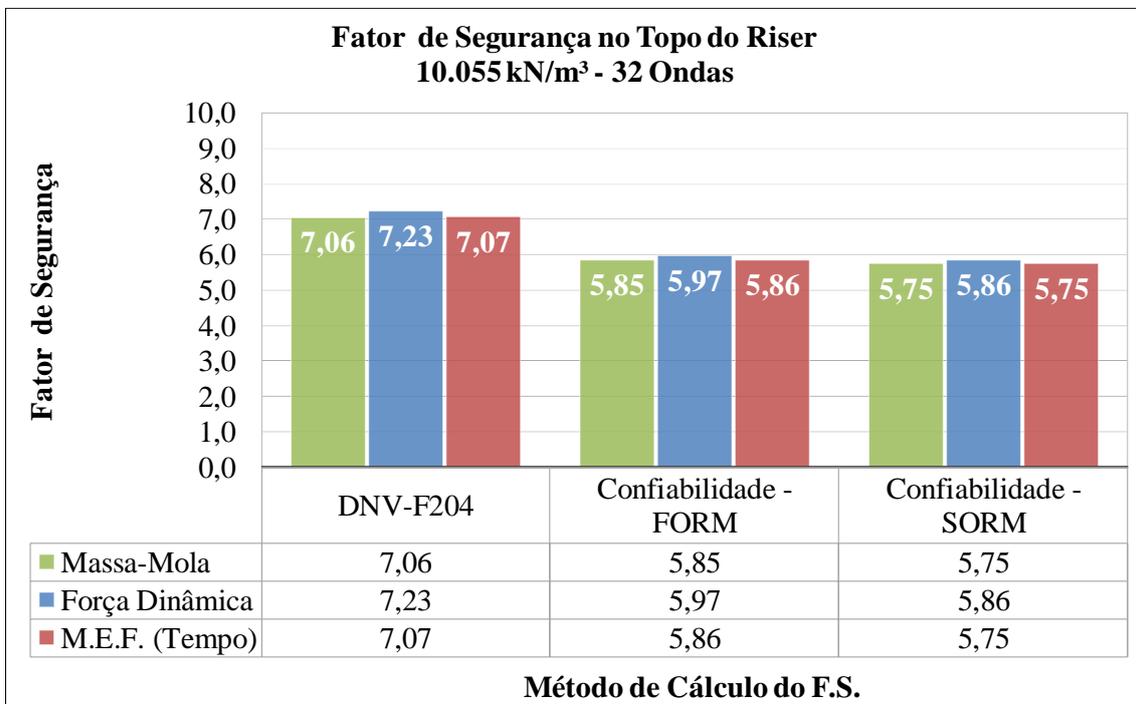


Figura 216 – Fatores de segurança no topo do riser vertical com fluido interno de 10,055kN/m³.

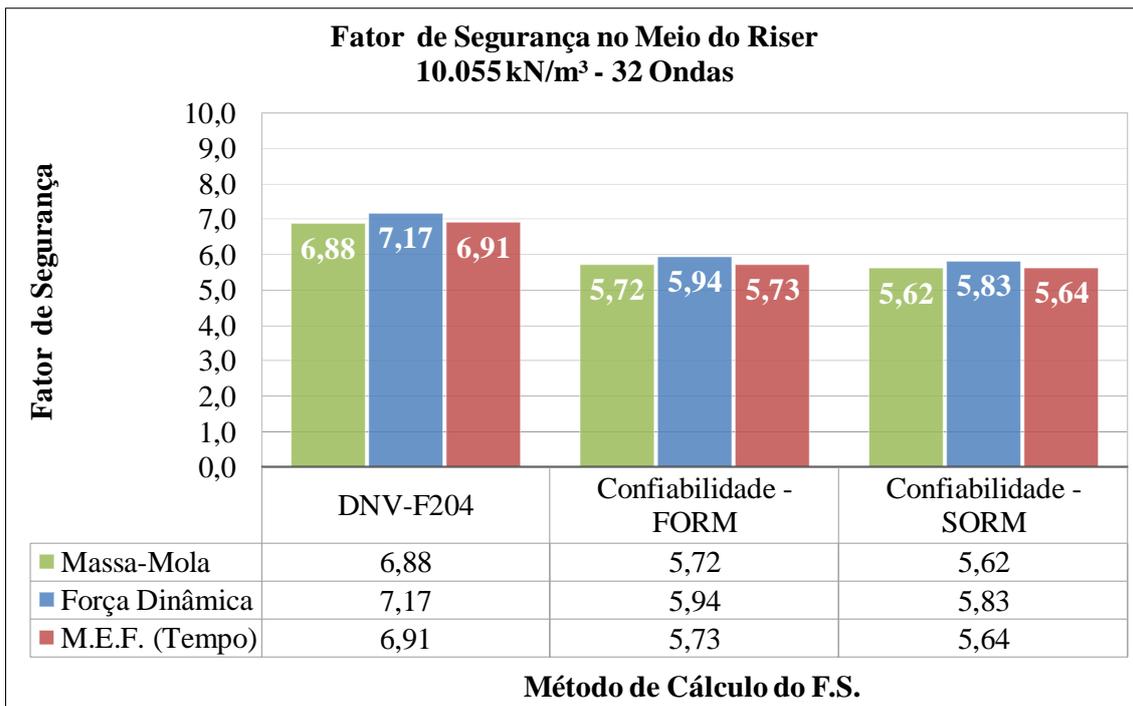


Figura 217 – Fatores de segurança no meio do riser vertical com fluido interno de 10,055kN/m³.

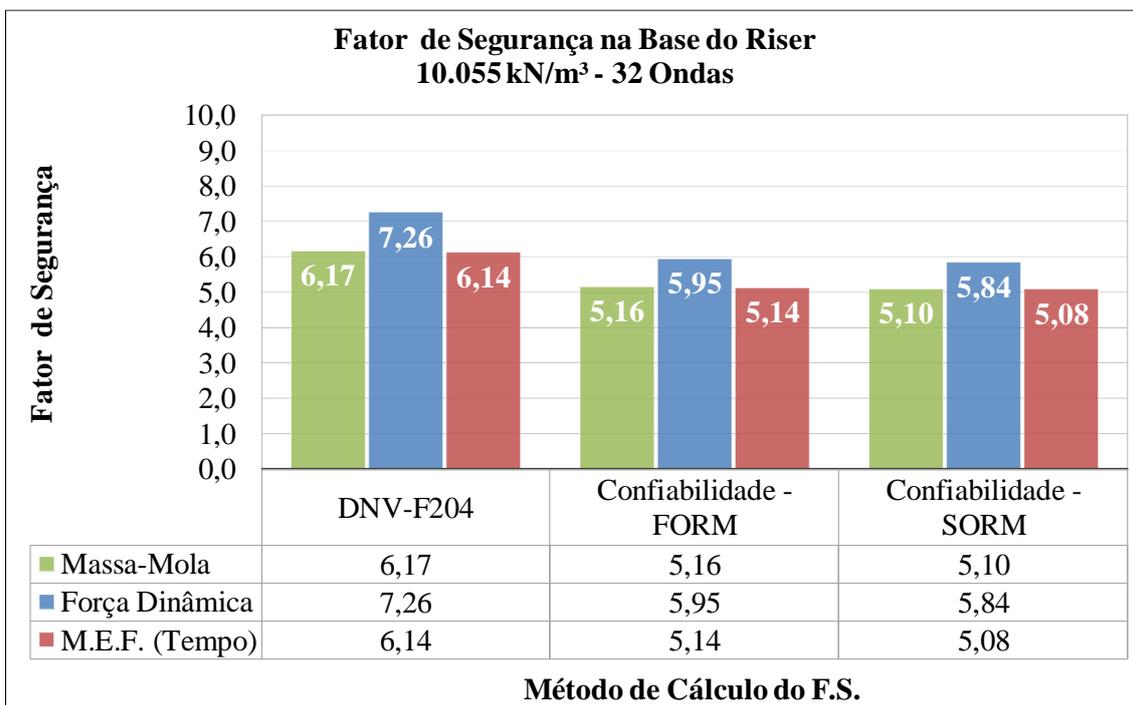


Figura 218 – Fatores de segurança na base do riser vertical com fluido interno de 10,055kN/m³.

B.3.4. Comparação entre as configurações

A Figura 219 até a Figura 221 comparam os fatores de segurança no topo do riser vertical em função da variação do fluido interno para as três metodologias de análise separadamente.

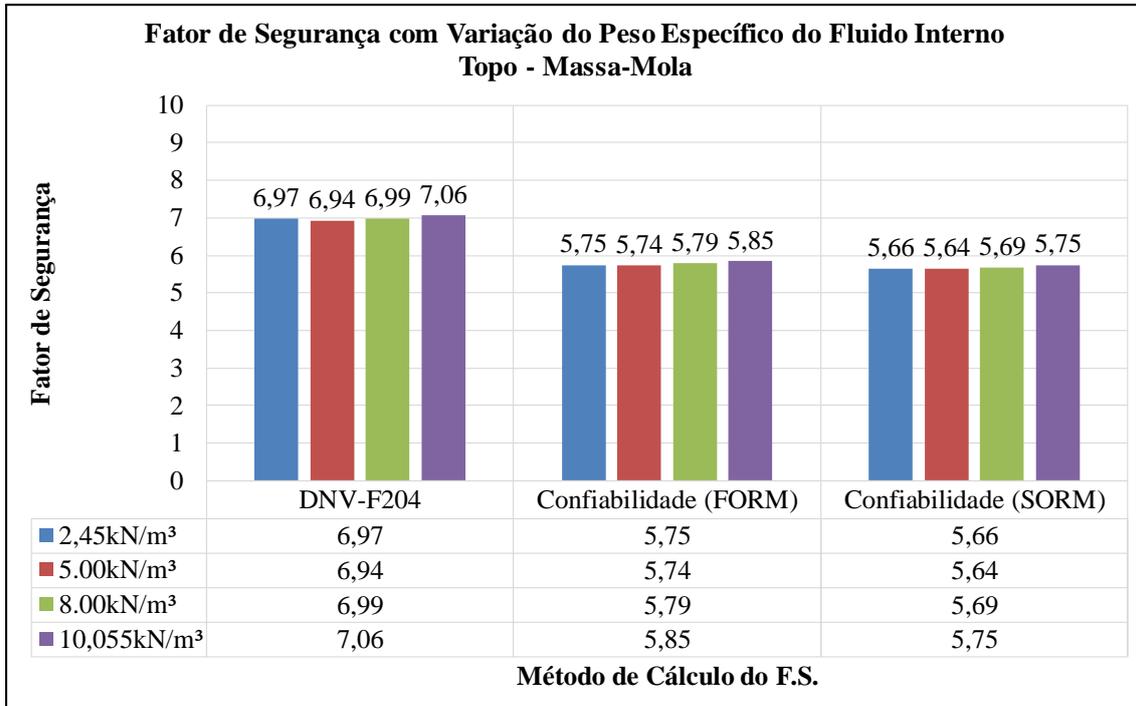


Figura 219 – Fatores de segurança no topo do riser utilizando a metodologia da massa-mola.

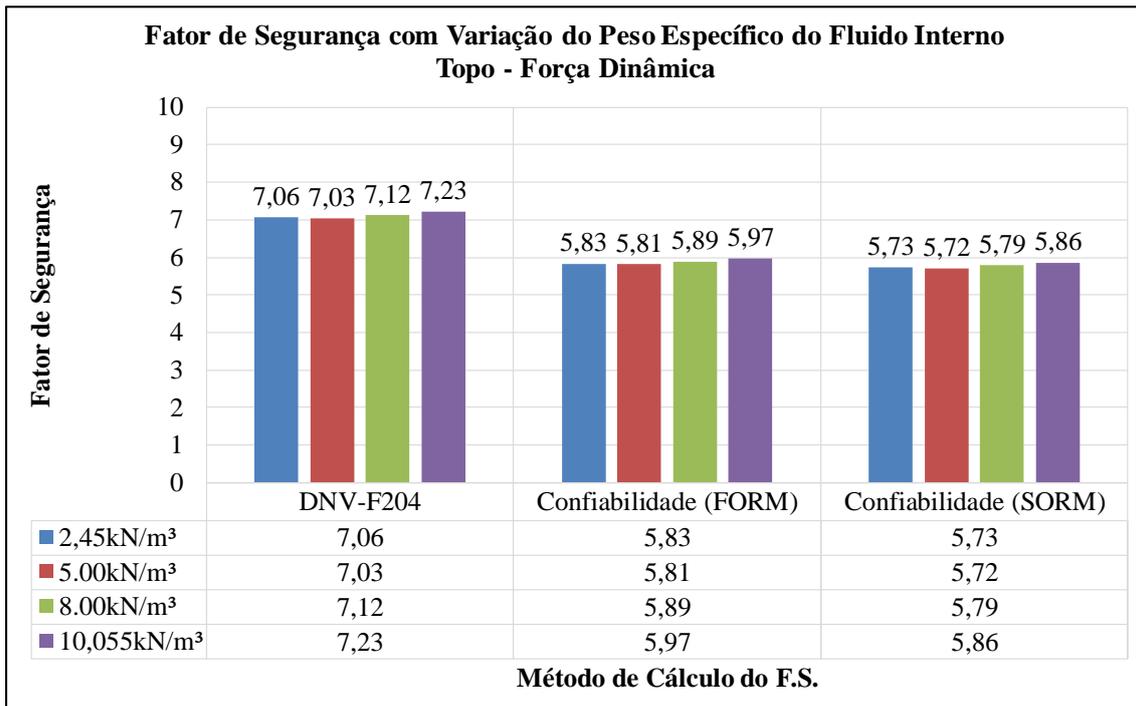


Figura 220 – Fatores de segurança no topo do riser utilizando a metodologia da força dinâmica.

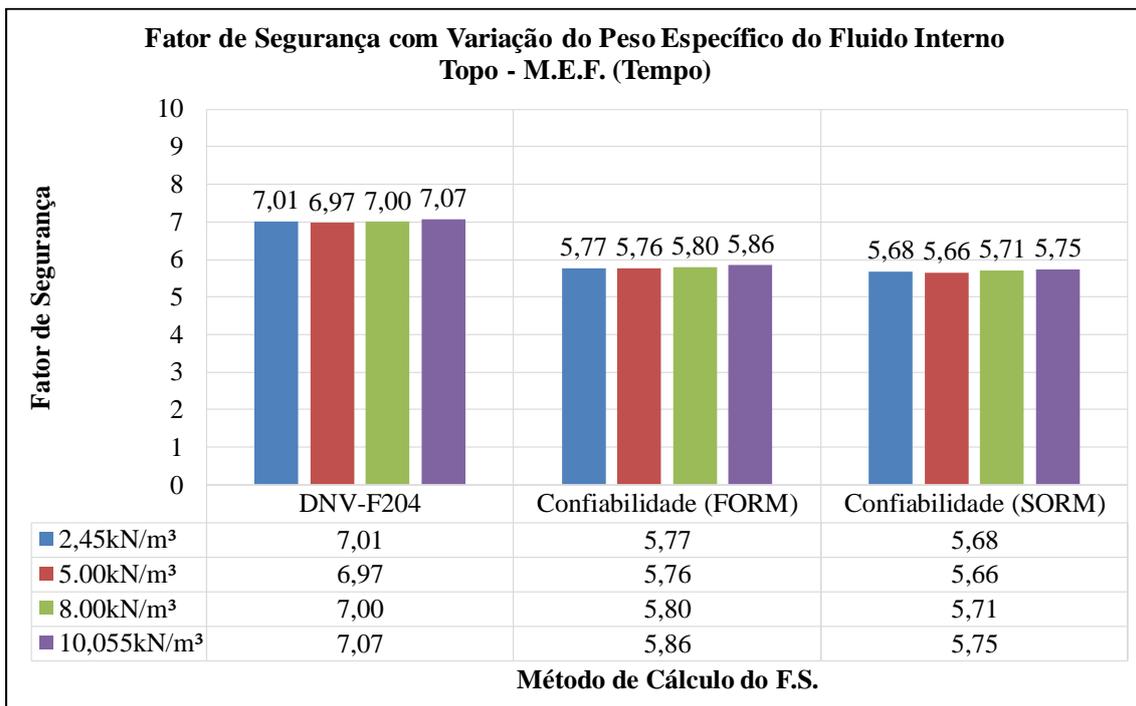


Figura 221 – Fatores de segurança no topo do riser utilizando o método dos elementos finitos.

B.4. Caso de análise 5 – Altura do sistema de fundo

A Figura 222 até a Figura 230 apresentam os resultados dos fatores de segurança calculados também pelo método da confiabilidade estrutural para as principais seções do *riser*: topo, meio e base. Estes resultados foram separados pelos três modelos.

B.4.1. Modelo com sistema de fundo de 50m

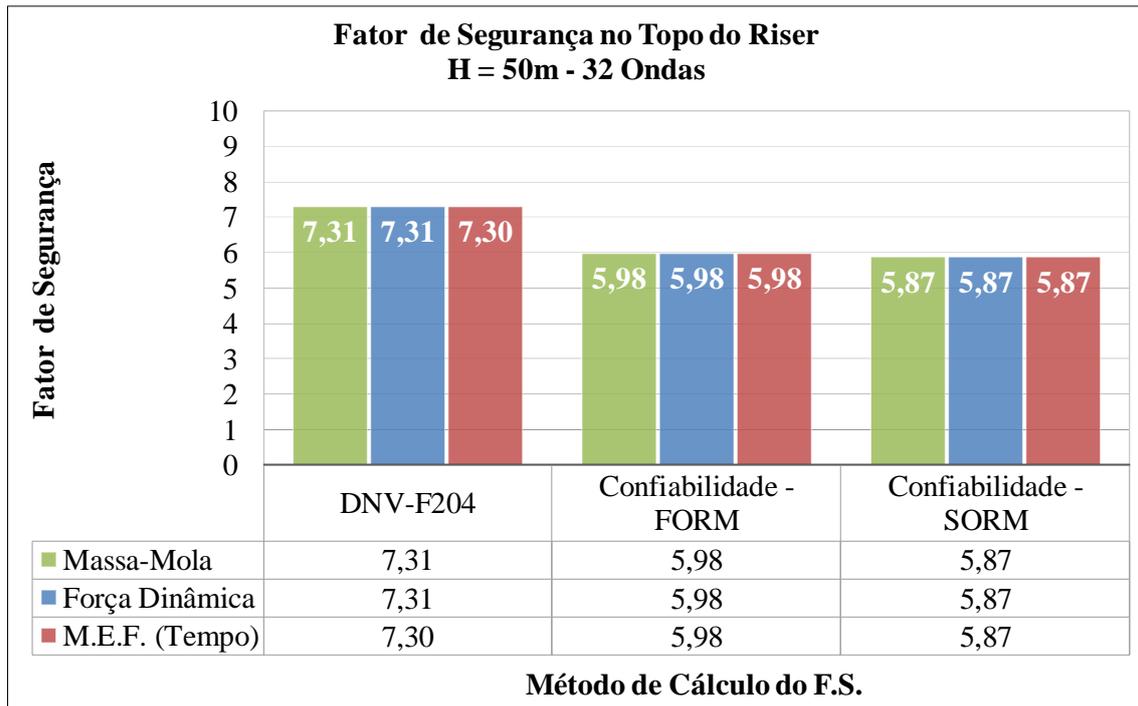


Figura 222 – Fatores de segurança no topo do riser vertical com sistema de fundo de 50m.

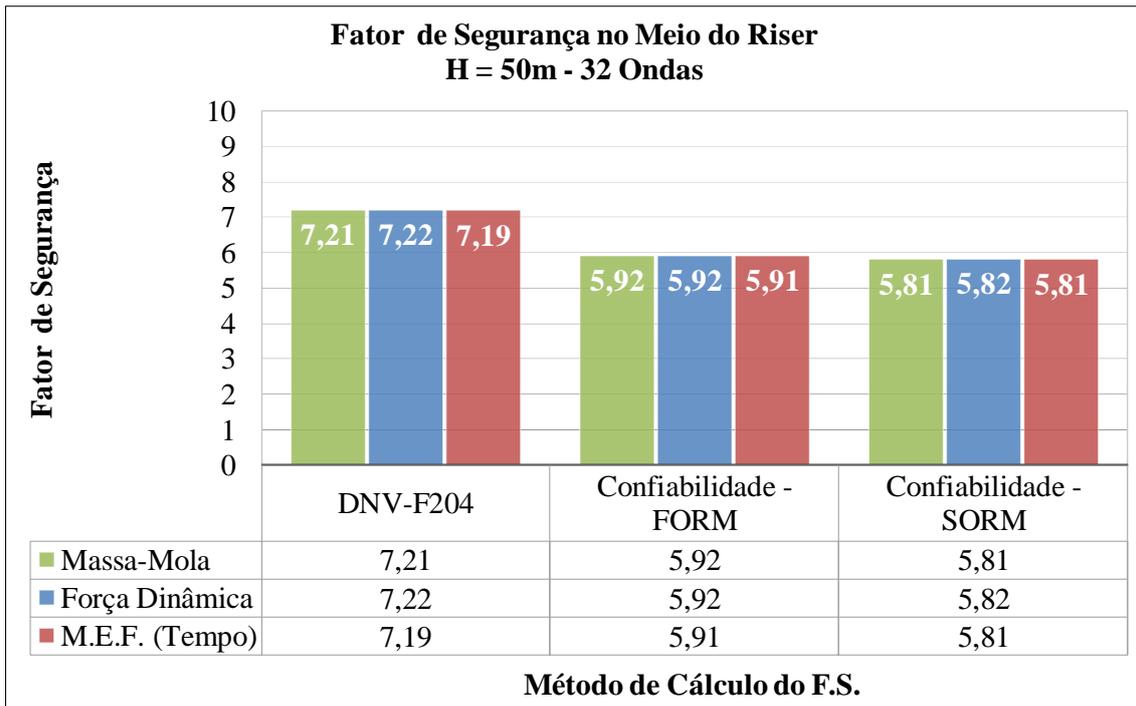


Figura 223 – Fatores de segurança no meio do riser vertical com sistema de fundo de 50m.

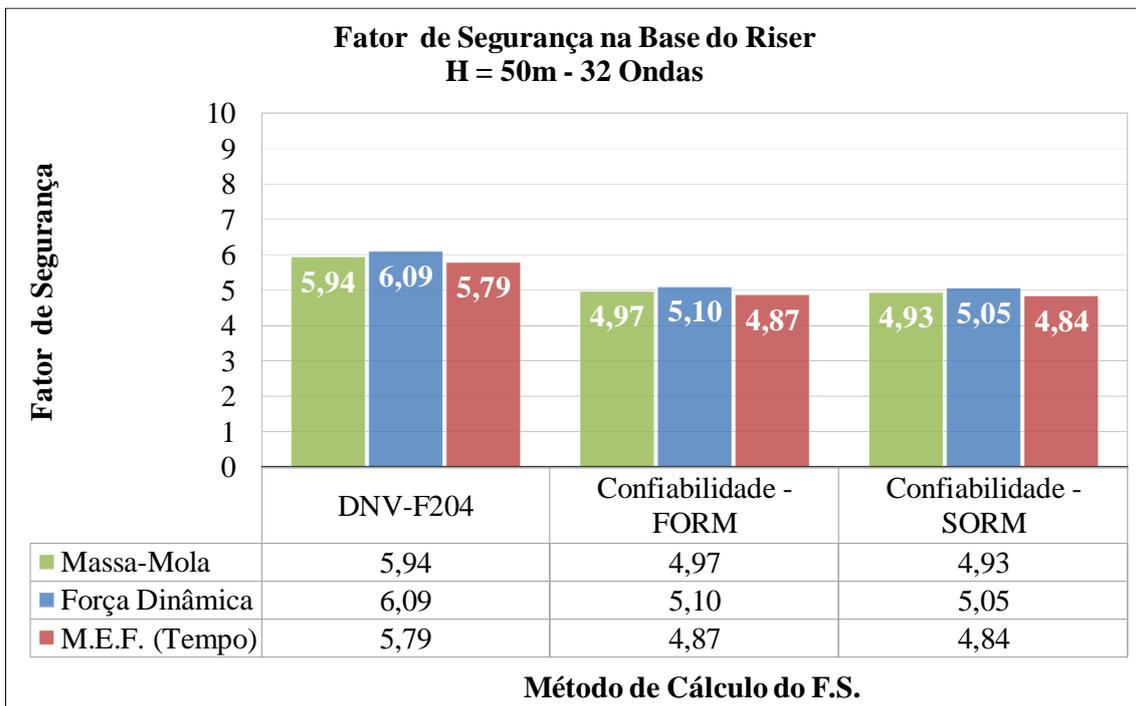


Figura 224 – Fatores de segurança na base do riser vertical com sistema de fundo de 50m.

B.4.2. Modelo com sistema de fundo de 250m

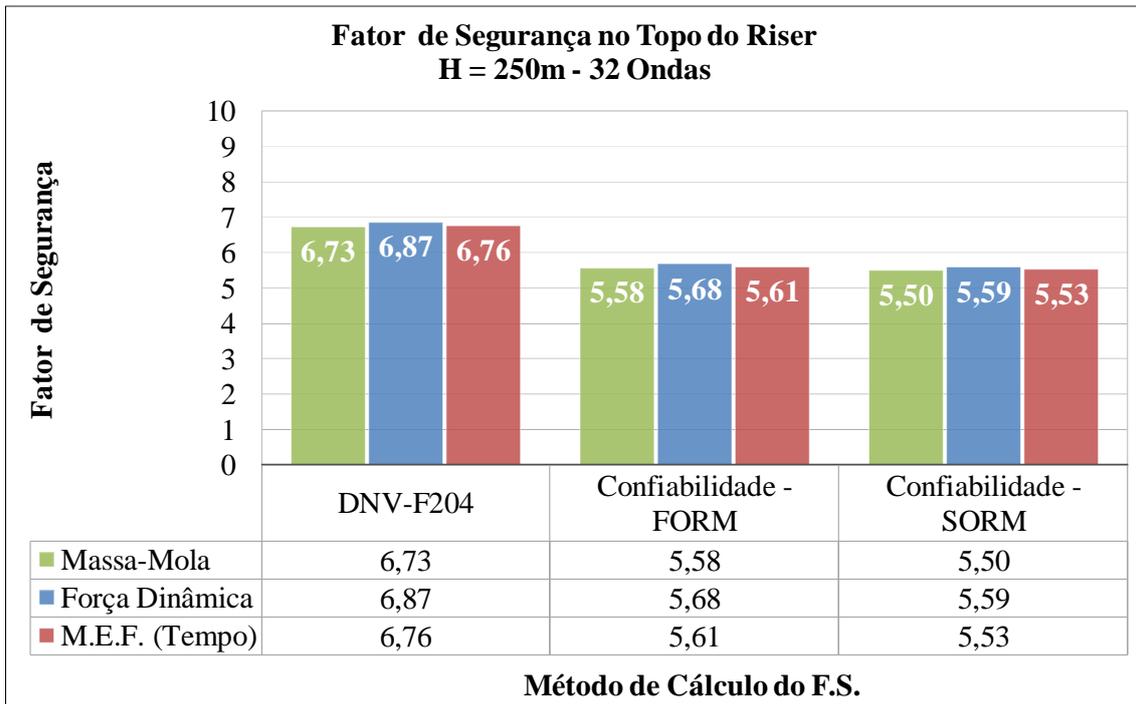


Figura 225 – Fatores de segurança no topo do riser vertical com sistema de fundo de 250m.

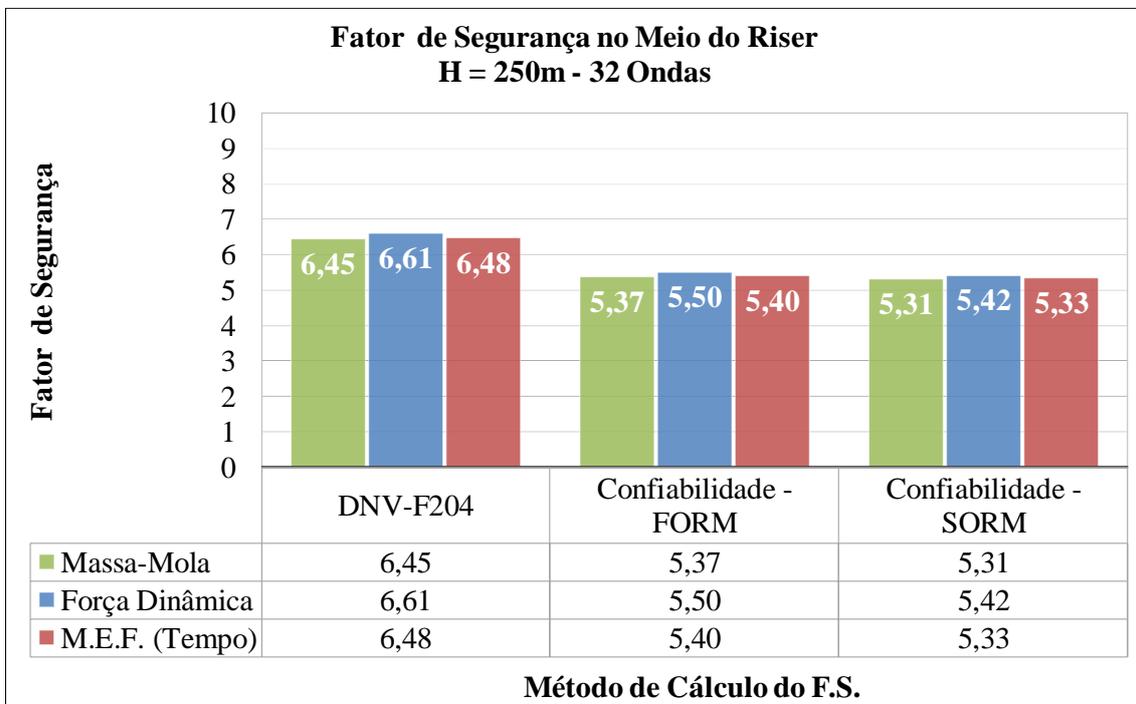


Figura 226 – Fatores de segurança no meio do riser vertical com sistema de fundo de 250m.

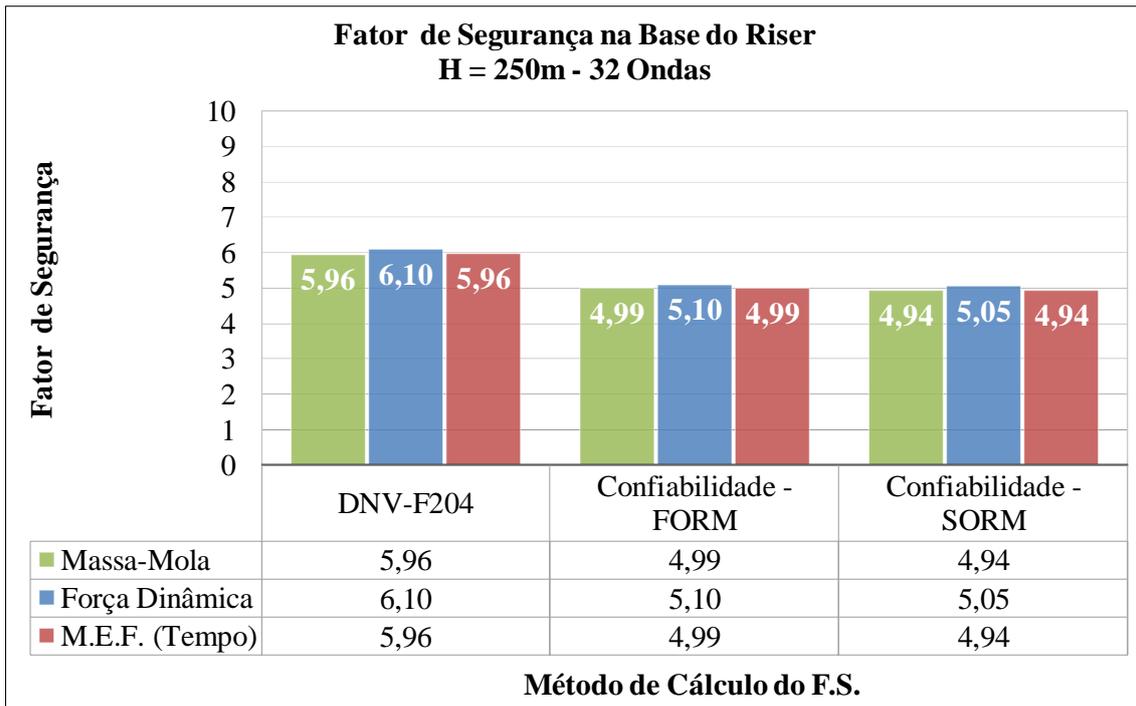


Figura 227 – Fatores de segurança na base do riser vertical com sistema de fundo de 250m.

B.4.3. Modelo com sistema de fundo de 350m

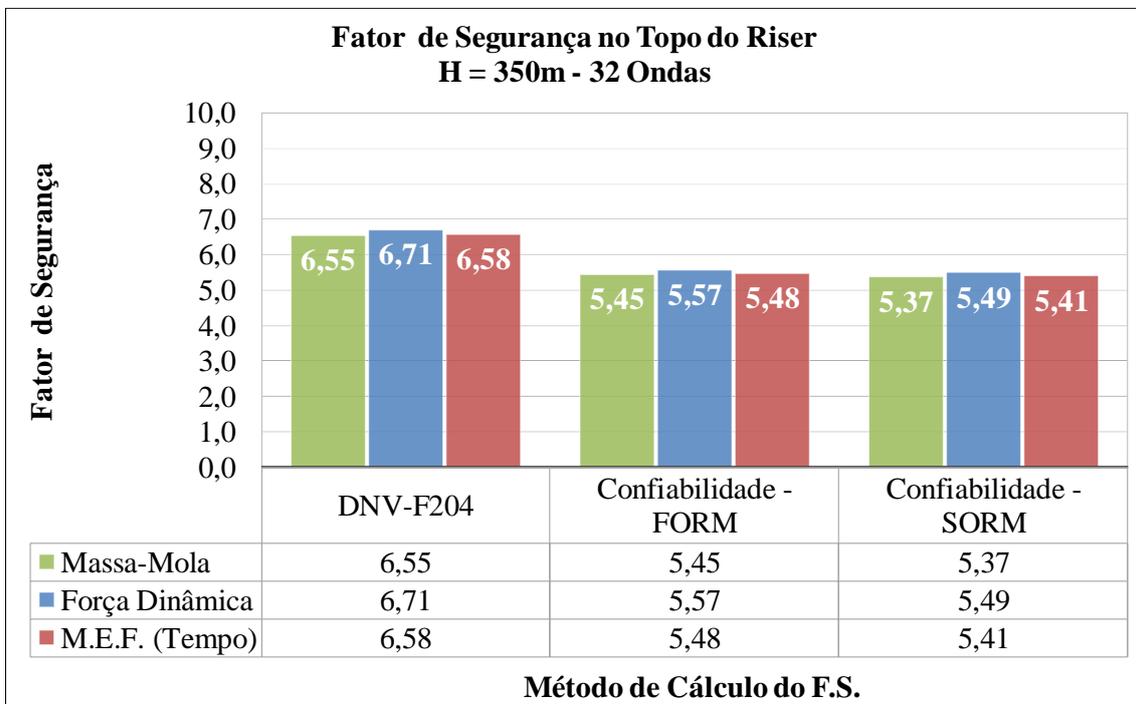


Figura 228 – Fatores de segurança no topo do riser vertical com sistema de fundo de 350m.

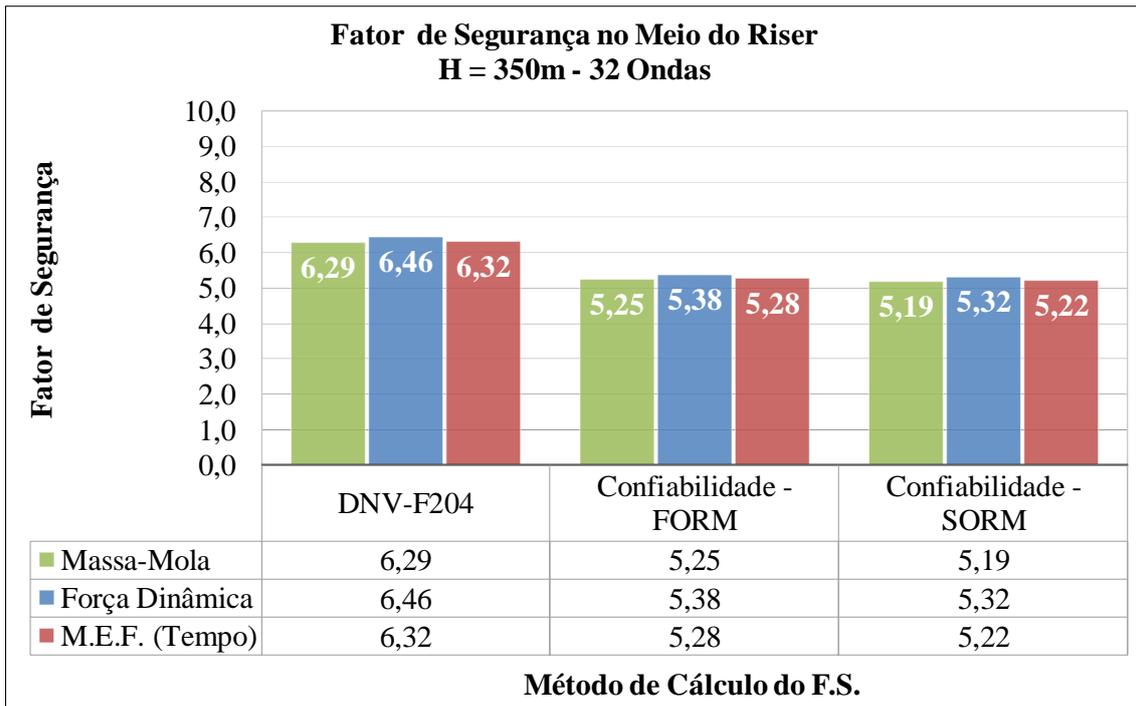


Figura 229 – Fatores de segurança no meio do riser vertical com sistema de fundo de 350m.

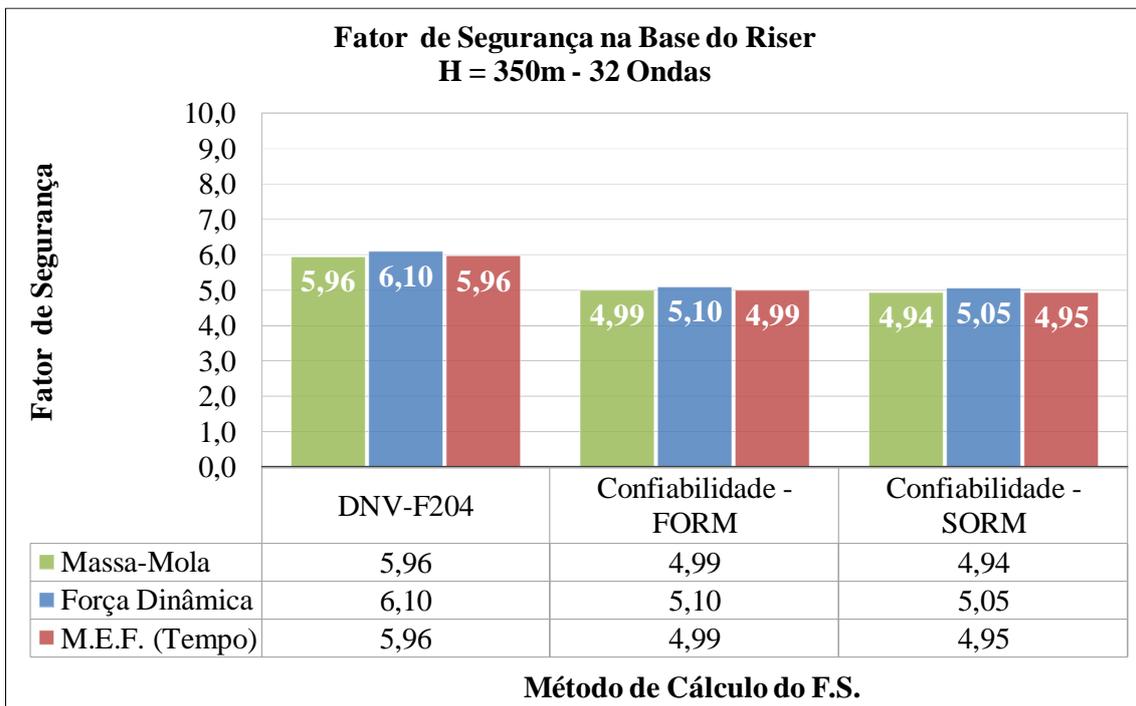


Figura 230 – Fatores de segurança na base do riser vertical com sistema de fundo de 350m.

B.4.4. Comparação entre as configurações

A Figura 231 até a Figura 233 comparam os fatores de segurança no topo do riser vertical em função da variação da altura do sistema de fundo. Esta comparação é feita para cada uma das metodologias de análise separadamente.

Assim como os fatores de segurança calculados pelo método da DNV-RP-F204 (2010), os fatores obtidos através da aplicação de confiabilidade também ficaram próximos entre si para todos os modelos. Estas proximidades são maiores na seção do topo.

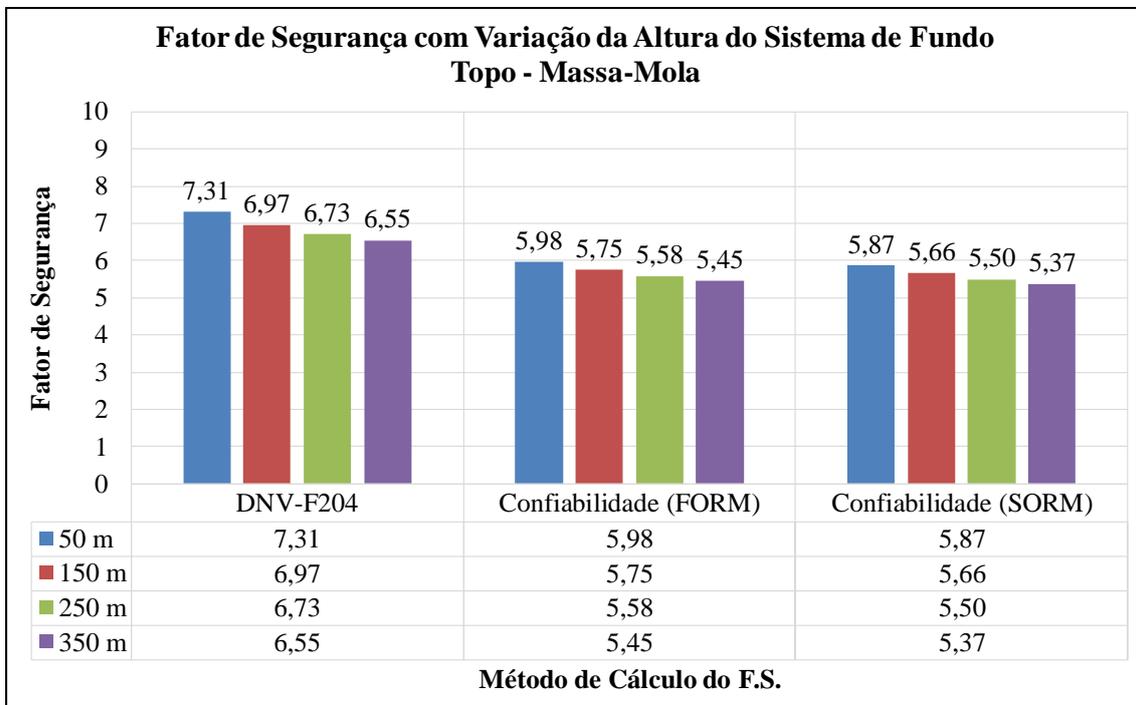


Figura 231 – Fatores de segurança no topo do riser utilizando a metodologia da massa-mola.

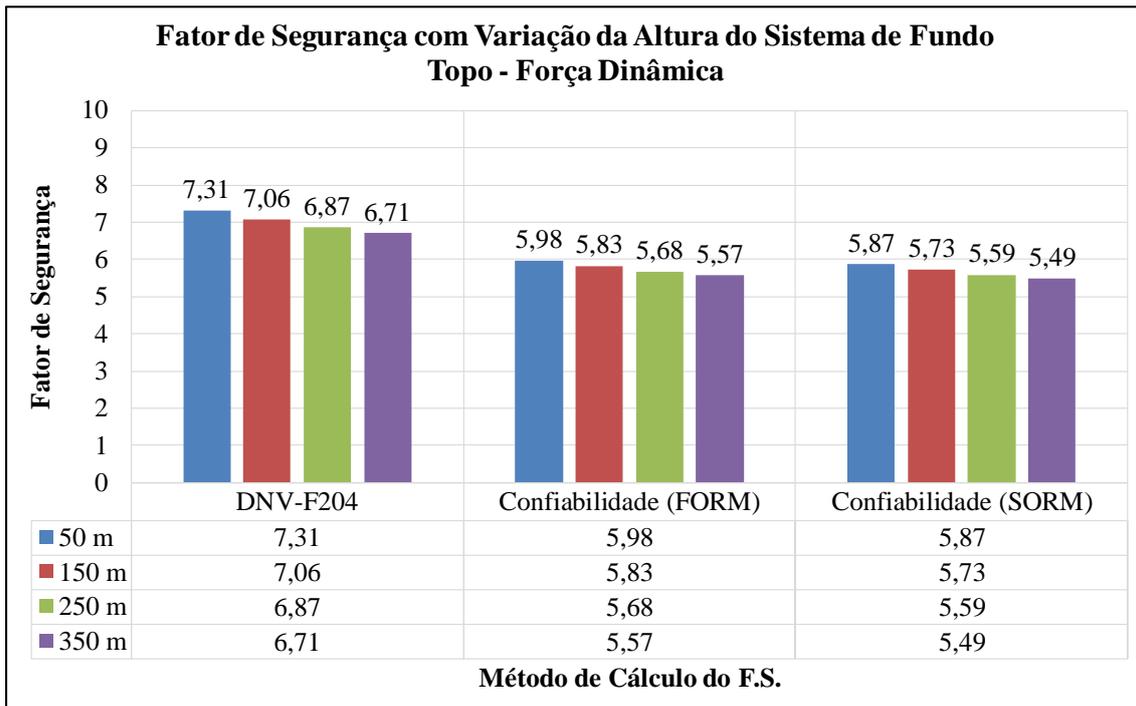


Figura 232 – Fatores de segurança no topo do riser utilizando a metodologia da força dinâmica.

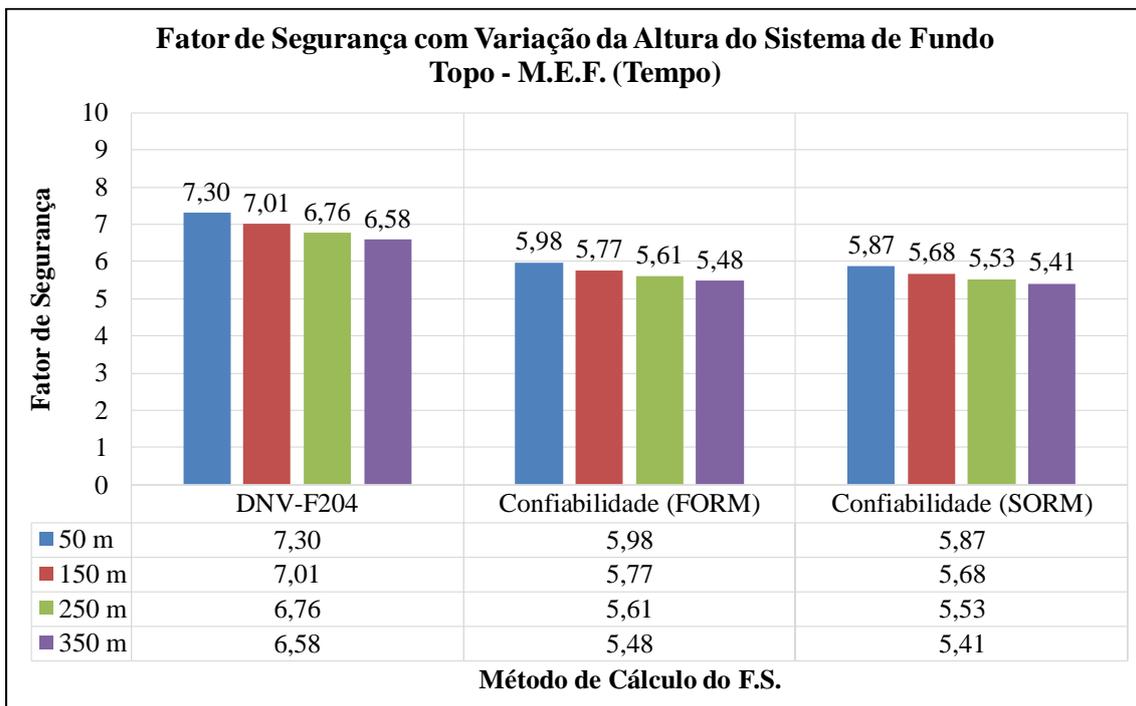


Figura 233 – Fatores de segurança no topo do riser utilizando o método dos elementos finitos.