Universidade Federal de Pernambuco
Centro de Tecnologia e Geociências
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

Fábio Martins Gonçalves Ferreira

Otimização de Sistema de Ancoragem Equivalente em Profundidade Truncada

Recife/2016

Fábio Martins Gonçalves Ferreira

Otimização de Sistema de Ancoragem Equivalente em Profundidade Truncada

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Civil.

Orientador: Prof. Paulo Roberto Maciel Lyra, PhD

Coorientador: Profa. Silvana Maria Bastos Afonso da Silva, PhD

Recife/2016

Catalogação na fonte
Bibliotecária: Rosineide Mesquita Gonçalves Luz / CRB4-1361 (BCTG)

F383o Ferreira, Fábio Martins Gonçalves.
Otimização de Sistema de Ancoragem equivalente em Profundidade Truncada / Fábio Martins Gonçalves Ferreira. – 2016.
128fol. il., tabs.

Orientador: Prof. Paulo Roberto Maciel Lyra, Ph.D.
Coorientadora: Profa. Silvana Maria Bastos Afonso da Silva, Ph.D.
Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, 2016.
Inclui Referências e Apêndices.

1. Engenharia Civil. 2. Ensaio Híbrido Passivo. 3. Sistemas de. Ancoragem Truncado. 5. Características estáticas e dinâmicas. 6. Planejamento de experimentos. 7. Otimização de projetos. Lyra, Paulo Roberto Maciel (Orientador). II. Silva, Silvana Maria Bastos Afonso (Coorientadora). III.Título.

624 CDD (22.ed) UFPE/BCTG-2016/ 120

UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

A comissão examinadora da Defesa de Tese de Doutorado

OTIMIZAÇÃO DE SISTEMA DE ANCORAGEM EQUIVALENTE EM PROFUNDIDADE TRUNCADA

defendida por

Fábio Martins Gonçalves Ferreira

Considera o candidato APROVADO

Recife, 29 de janeiro de 2016

Orientadores:

_____
Prof. Dr. Paulo Roberto Maciel Lyra – UFPE
(orientador)

_____
Prof.ª Dr.ª Silvana Maria Bastos Afonso da Silva – UFPE
(coorientadora)

Banca Examinadora:

_____
Prof. Dr. Paulo Roberto Maciel Lyra – UFPE
(orientador)

_____
Prof. Dr. Miguel Angel Celis Carbajal – UFPE
(examinador externo)

_____
Prof. Dr. Alessandro Romário Echeverria Antunes – UFPE
(examinador externo)

_____
Prof. Dr. Bernardo Horowitz – UFPE
(examinador interno)

_____
Prof. Dr. Paulo Marcelo Vieira Ribeiro – UFPE
(examinador interno)

Aos amores da minha vida:
minha filha, Amanda, e
minha esposa, Aline.

Resumo

Ao esgotar as reservas de hidrocarbonetos em terra e águas rasas, a indústria vem explorando e produzindo petróleo em águas profundas e ultraprofundas. No entanto, a verificação hidrodinâmica de novos sistemas flutuantes de produção continua usando as metodologias consagradas, especialmente os ensaios em tanques oceânicos de laboratório. A utilização de modelos em escala reduzida vem sendo adotada desde os primeiros projetos em águas rasas e continua até hoje nos projetos em águas ultraprofundas. No entanto, os ensaios em profundidades superiores a 1.500 m necessitam de um fator de escala muito elevado, com diversos problemas associados, dentre eles as dificuldades de acomodar as linhas de ancoragem e as incertezas relacionadas a modelos muito pequenos. Dentre as soluções possíveis, os ensaios híbridos (numérico-experimental) se apresentam como a solução mais viável para verificação experimental em águas ultraprofundas, em especial o ensaio híbrido passivo. Esse tipo de ensaio é organizado em etapas, sendo a primeira delas responsável pela definição do sistema truncado. Se essa etapa não for executada de forma satisfatória, o sucesso do ensaio pode ser comprometido. Assim, a fim de minimizar essa questão, propõe-se nesta tese de doutorado uma forma sistemática para encontrar sistemas truncado equivalentes, considerando os efeitos estáticos e dinâmicos, através da utilização de ferramentas de otimização. Nesse sentido, a abordagem adotada utiliza um simulador para análise estática e dinâmica de estruturas *offshore* denominado Dynasim e um algoritmo de otimização baseado em gradiente através do sistema Dakota. Também é utilizada a metodologia de planejamento de experimentos para identificar os fatores que influenciam as respostas estática e dinâmica do problema, evitando o uso de variáveis de projeto irrelevantes no estudo da otimização. Ressalta-se que essa metodologia não foi aplicada em outros trabalhos no contexto de sistemas de ancoragem truncado, segundo nosso conhecimento. Além disso, analisa-se o projeto ótimo do sistema truncado em várias condições ambientais, cujo interesse é verificar a concordância dele com o sistema de ancoragem na profundidade completa. Devido ao elevado custo computacional envolvido nessa verificação, utiliza-se a computação de alto desempenho, com processamento paralelo, para viabilizar a realização dessas análises. Como é demonstrado neste trabalho, a metodologia proposta facilita a busca de sistemas de ancoragem truncado equivalente preservando as características estáticas e dinâmicas do sistema de ancoragem completo. São apresentados e discutidos quatro casos, os dois primeiros se referem a casos simplificados, o terceiro é baseado na literatura e o quarto é baseado em um cenário real. Os resultados obtidos nos casos estudados mostram que os sistemas truncados equivalentes encontrados conseguem reproduzir o comportamento dos sistemas completos para as condições verificadas.

Palavras-chaves: Ensaio híbrido passivo. Sistemas de ancoragem truncado. Características estáticas e dinâmicas. Planejamento de experimentos. Otimização de projetos.

Abstract

With the depletion of onshore and offshore shallow-water reserves, the industry has exploited and produced oil in deep water and ultra-deepwater. However, the hydrodynamic verification of new floating production systems continues using the established methodologies, especially by carrying out tests on ocean basin laboratories. Small-scale model tests have been used since the first projects in shallow water and continue today in the projects in ultra-deepwater. However, tests in depths above 1,500 m require a very high scale factor, which poses several complications, among them the difficulties to accommodate the mooring lines and the small models related uncertainties. Among the possible solutions, the hybrid testing (numerical and experimental) are the most feasible solution to experimental verification in ultra-deepwater, especially the hybrid passive systems test. Such test is divided into steps, the first one responsible for the definition of the truncated system. If this step is not performed satisfactorily, the success of the test may be compromised. Thus, in order to minimize this issue, a systematic way to find equivalent truncated systems, considering the static and dynamic effects through the use of the optimization tools is proposed in this doctoral thesis. Accordingly, the approach adopted uses a numerical simulator, called Dynasim, for static and dynamic analysis of offshore structures, and a gradient based optimization algorithm, given in Dakota computational system. Additionally, the design of experiments methodology is used to identify the factors that influence the static and dynamic responses of the problem, avoiding the use of irrelevant design variables in the optimization process. It has to be emphasized that this methodology has not been used in other works in the context of truncated mooring systems, to our knowledge. Furthermore, the optimal design of the truncated system is analyzed for several environmental conditions. The aim is to verify the agreement of the truncated mooring system with system in the full-depth. Due to the high computational cost involved in the verification, we use the high-performance computing, with parallel computation, to perform the analyzes. As shown in this work, the proposed methodology easy the search for equivalent truncated mooring systems preserving the static and dynamic characteristics of full-depth mooring systems. Four case studies are presented and discussed. The first two refer to simplified cases; the third is based on the literature and the fourth is based on a real scenario. The results in each case show that the truncated equivalent system found can reproduce the behavior of full-depth system for the verified conditions.

Key-words: Hybrid passive systems. Truncated mooring system. Static and dynamic characteristics. Design of experiments. Design optimization.

Lista de ilustrações

Figura 1 – Gráfico da evolução mundial da profundidade da água de sistemas *offshore* para as fases de perfuração (exploração) e produção entre os anos de 1947 e 2015. 17
Figura 2 – Equilíbrio entre a incertezas com o truncamento e pequenas escalas. . . 20
Figura 3 – Ilustração do sistema híbrido ativo. 21
Figura 4 – Ilustração do sistema híbrido passivo. 22
Figura 5 – Plataforma semissubmersível de perfuração. 26
Figura 6 – Navio-sonda usado para perfuração. 27
Figura 7 – Plataforma de produção de óleo e gás. 27
Figura 8 – Tanque de armazenamento de Khazzan. 28
Figura 9 – Plataforma fixa tipo jaqueta treliçada. 29
Figura 10 – Plataforma fixa de gravidade. 30
Figura 11 – Transporte da estrutura de base gravidade de concreto. 30
Figura 12 – Barcaça auto-elevatória de quatro pernas. 31
Figura 13 – Plataforma semissubmersível com pontões gêmeos. 32
Figura 14 – Plataforma semissubmersível com pontões em forma de caixa. 32
Figura 15 – Plataforma Spar. 33
Figura 16 – Plataforma TLP. 34
Figura 17 – Sistema de ancoragem em catenária. 35
Figura 18 – Sistema de ancoragem *taut-leg*. 36
Figura 19 – Comparação do espalhamento das linhas em catenária e *taut-leg*. 36
Figura 20 – Ambiente de pré-processamento do Dynasim. 38
Figura 21 – Ambiente de pós-processamento do Dynasim. 39
Figura 22 – Ambiente para modelagem das linhas no Dynasim. 40
Figura 23 – Elemento infinitesimal de cabo. 41
Figura 24 – Definição do parâmetro de ponderação (v). 59
Figura 25 – Fluxograma de acomplamento entre Dakota e Dynasim. 66
Figura 26 – Fluxograma da metodologia para obtenção de sistemas truncados. . . . 70
Figura 27 – Ilustração do arranjo de linhas do FPSO Turret. 72
Figura 28 – Comparação entre os dois sistemas de ancoragem (Caso 1). 73
Figura 29 – Evolução do processo de otimização (Caso 1). 76
Figura 30 – Comparações entre as respostas dos sistemas truncado e completo (Caso 1). 76
Figura 31 – Comparações entre as respostas dos sistemas truncado e completo com *offsets* em *sway* (Caso 1). 77
Figura 32 – Erro percentual entre as respostas dos sistemas truncado e completo (Caso 1). 77

Figura 33 – Erro máximo percentual entre as respostas de tração das linhas de ancoragem dos sistemas truncado e completo (Caso 1). 78
Figura 34 – Ilustração do sistema de ancoragem distribuída da semissubmersível. . 79
Figura 35 – Comparação entre os dois sistemas de ancoragem (Caso 2). 79
Figura 36 – Evolução do processo de otimização (Caso 2). 82
Figura 37 – Comparações entre as respostas dos sistemas truncado e completo (Caso 2). 83
Figura 38 – Erro percentual entre as respostas dos sistemas truncado e completo (Caso 2). 83
Figura 39 – Comparação da força de restauração entre o sistema completo e os sistemas truncados nas profundidades de 900 m e 450 m. 84
Figura 40 – Comparação do erro percentual entre o sistema completo e os sistemas truncados nas profundidades de 900 m e 450 m. 85
Figura 41 – Ilustração do sistema de ancoragem distribuída da semissubmersível formado por 12 linhas em catenária. 86
Figura 42 – Evolução do processo de otimização para o caso das linhas homogeneizadas. 88
Figura 43 – Comparação entre as forças de restauração dos sistemas truncados com a força no sistema completo. 89
Figura 44 – Comparação entre as trações de topo da Linha 1 dos sistemas truncados com a tração no sistema completo. 89
Figura 45 – Erro percentual entre as respostas dos sistemas truncados e do sistema completo. 90
Figura 46 – Comparação entre as trações da Linha 1 dos sistemas truncados homogêneo e não-homogêneo. 92
Figura 47 – Comparação do erro percentual máximo das trações da Linha 1 para os sistemas truncados homogêneo e não-homogêneo. 92
Figura 48 – Evolução do processo de otimização do problema dinâmico (Caso 3). . . 95
Figura 49 – Comparação do histórico de posição em *surge* (Caso 3). 96
Figura 50 – Comparação do histórico de rotação em *pitch* (Caso 3). 97
Figura 51 – Comparação do histórico de tração de topo da Linha 4 (Caso 3). 97
Figura 52 – Comparações de resposta dos casos similares a condição de onda utilizada na otimização. 100
Figura 53 – Comparação de respostas dos graus de liberdade com erros percentuais elevados (Caso 3). 102
Figura 54 – Ilustração do sistema de ancoragem do FPSO amarrado por 24 linhas *semi-taut*. 103
Figura 55 – Evolução do processo de otimização (Caso 4). 105
Figura 56 – Comparações entre as respostas dos sistemas truncado e completo (Caso 4). 106
Figura 57 – Comparações entre as respostas dos sistemas truncado e completo considerando *offsets* na direção y (Caso 4). 106

Figura 58 – Erro percentual entre as respostas dos sistemas truncado e completo (Caso 4). 107
Figura 59 – Erro máximo percentual das trações das linhas de ancoragem – direção x (Caso 4). 108
Figura 60 – Erro máximo percentual das trações das linhas de ancoragem – direção y (Caso 4). 108
Figura 61 – Evolução do processo de otimização do problema dinâmico (Caso 4). . . 110
Figura 62 – Comparação do histórico de posição em *surge* (Caso 4). 112
Figura 63 – Comparação do histórico de tração de topo da Linha 6 (Caso 4). 112
Figura 64 – Comparação de respostas dos graus de liberdade com erros percentuais elevados (Caso 4). 114
Figura 65 – Movimentos decompostos do navio. 126
Figura 66 – Navio em equilíbrio. 128
Figura 67 – Navio adernado (com banda). 128
Figura 68 – Navio sem compasso (em águas parelhas). 128
Figura 69 – Navio abicado. 128

Lista de tabelas

Tabela 1 – Matriz de planejamento para 2^{4-1}_{IV} e respostas. 47
Tabela 2 – Estimativas de efeitos principais. 48
Tabela 3 – Interações de segunda ordem. 48
Tabela 4 – Estimativas de efeitos de interação. 49
Tabela 5 – Estimativas de efeitos e superposição. 50
Tabela 6 – Soma de quadrados para os efeitos principais e de interação. 51
Tabela 7 – Análise de variância. 51
Tabela 8 – Propriedades das linhas de ancoragem (Caso 1). 73
Tabela 9 – Especificação dos fatores e valores de níveis baixo e alto (Caso 1). . . . 74
Tabela 10 – Matriz de planejamento para 2^{3-1}_{III} (Caso 1). 74
Tabela 11 – Resultados dos experimentos realizados (Caso 1). 74
Tabela 12 – Estimativas de efeitos principais. 74
Tabela 13 – Propriedades dos segmentos das linhas de ancoragem (Caso 2). 78
Tabela 14 – Especificação dos fatores e valores de níveis baixo e alto (Caso 2). . . . 80
Tabela 15 – Estimativas de efeito e valores-p (Caso 2). 80
Tabela 16 – Análise de variância (Caso 2). 81
Tabela 17 – Propriedades dos segmentos das linhas de ancoragem (Caso 3). 85
Tabela 18 – Propriedades das linhas de ancoragem homogeneizadas (Caso 3). 87
Tabela 19 – Especificação dos fatores e valores de níveis baixo e alto para o caso das linhas homogeneizadas. 87
Tabela 20 – Comparação de projetos de sistemas de ancoragem truncado equivalente para o caso das linhas homogeneizadas. 88
Tabela 21 – Especificação dos fatores e valores de níveis baixo e alto para o caso das linhas não-homogeneizadas. 91
Tabela 22 – Principais características da semissubmersível. 93
Tabela 23 – Propriedades das linhas de ancoragem do sistema truncado (Caso 3). . 94
Tabela 24 – Comparações estatísticas entre o projeto ótimo do sistema truncado e o sistema completo (Caso 3). 96
Tabela 25 – Comparações estatísticas entre o projeto ótimo do sistema truncado e o sistema completo para a simulação de três horas (Caso 3). 98
Tabela 26 – Condições de onda para avaliar projeto ótimo do sistema truncado. . . 99
Tabela 27 – Erro percentual de $\mathrm{MPV_R}$ para as 16 condições de onda (Caso 3). . . . 99
Tabela 28 – Propriedades dos segmentos das linhas de ancoragem (Caso 4). 104
Tabela 29 – Especificação dos fatores e valores de níveis baixo e alto (Caso 4). . . . 104
Tabela 30 – Principais características do FPSO. 109
Tabela 31 – Propriedades das linhas de ancoragem do sistema truncado (Caso 4) . . 109

Tabela 32 – Comparações estatísticas entre o projeto ótimo do sistema truncado e o sistema completo (Caso 4). 111
Tabela 33 – Comparações estatísticas entre o projeto ótimo do sistema truncado e o sistema completo para a simulação de três horas (Caso 4). 113
Tabela 34 – Erro percentual de MPV_R para as 16 condições de onda (Caso 4) . . . 113

Sumário

1 INTRODUÇÃO 15
1.1 Motivação 17
1.2 Soluções disponíveis 18
1.3 Objetivos 23
1.4 Organização da tese 23

2 ESTRUTURAS *OFFSHORE* E SISTEMA DE ANCORAGEM 25
2.1 Função das estruturas *offshore* 25
2.1.1 Estruturas de perfuração 25
2.1.2 Estruturas de produção 26
2.1.3 Estruturas de armazenamento 27
2.2 Configuração das estruturas *offshore* 28
2.2.1 Estruturas apoiadas no fundo 28
2.2.1.1 Plataforma fixa tipo jaqueta 28
2.2.1.2 Plataforma fixa de gravidade 29
2.2.1.3 Plataforma auto-elevatória 30
2.2.2 Estruturas flutuantes 31
2.2.2.1 Plataforma semissubmersível 31
2.2.2.2 Plataforma tipo spar 32
2.2.2.3 Plataforma de pernas tensionadas 33
2.3 Sistemas de ancoragens 34
2.3.1 Sistema de ancoragem em catenária 35
2.3.2 Sistema de ancoragem *taut-leg* 35

3 SIMULADOR DE ESTRUTURAS *OFFSHORE* E LINHAS DE AMARRAÇÃO 37
3.1 Características do simulador Dynasim 38
3.2 Modelagem das linhas de amarração 39
3.2.1 Análise estática usando `TecLine` 41
3.2.2 Análise dinâmica usando `DOOLINES` 42

4 PLANEJAMENTO E ANÁLISE DE EXPERIMENTOS 44
4.1 Planejamento fatorial fracionado 45
4.2 Análise de experimentos em um exemplo passo-a-passo 46
4.2.1 Efeitos principais 47
4.2.2 Efeitos de interação 48

4.2.3 Análise de variância . . . 50

5 OTIMIZAÇÃO APLICADA A SISTEMAS DE ANCORAGEM TRUNCADO . . . 53
5.1 Modelo de otimização . . . 55
5.1.1 Variáveis de projeto . . . 56
5.1.1.1 Ajuste da resposta estática . . . 57
5.1.1.2 Ajuste da resposta dinâmica . . . 57
5.1.2 Função objetivo . . . 58
5.1.2.1 Ajuste da resposta estática . . . 58
5.1.2.2 Ajuste da resposta dinâmica . . . 60
5.2 Ferramenta Dakota para otimização de projetos . . . 61
5.2.1 Detalhando acoplamento entre Dakota e um simulador . . . 62
5.2.2 Acoplamento Dakota e Dynasim . . . 65
5.3 Uso de computação de alto desempenho . . . 68
5.4 Visão geral de toda a metodologia . . . 69

6 ESTUDOS DE CASO . . . 71
6.1 Caso 1: FPSO Turret ancorado com 3 linhas *taut-leg* . . . 72
6.1.1 Seleção das variáveis de projeto . . . 73
6.1.2 Ajuste da resposta estática . . . 75
6.2 Caso 2: Semissubmersível ancorada com 4 linhas em catenária . . . 78
6.2.1 Seleção das variáveis de projeto . . . 79
6.2.2 Ajuste da resposta estática . . . 81
6.3 Caso 3: Semissubmersível ancorada com 12 linhas em catenária . . . 85
6.3.1 Ajuste da resposta estática: linha homogeneizada . . . 86
6.3.2 Ajuste da resposta estática: linha não-homogeneizada . . . 90
6.3.3 Ajuste da resposta dinâmica . . . 93
6.3.4 Comentários finais . . . 100
6.4 Caso 4: FPSO ancorado com 24 linhas *semi-taut* . . . 103
6.4.1 Ajuste da resposta estática . . . 104
6.4.2 Ajuste da resposta dinâmica . . . 108

7 CONSIDERAÇÕES FINAIS . . . 115
7.1 Síntese dos resultados dos estudos de caso . . . 116
7.2 Conclusões gerais e contribuições . . . 117
7.3 Sugestões para trabalhos futuros . . . 118

REFERÊNCIAS . . . 120

APÊNDICES 125

APÊNDICE A – MOVIMENTO DO NAVIO 126

APÊNDICE B – ESTABILIDADE DO NAVIO 127

1 Introdução

O início dos anos 2000 foi marcado por recordes mundiais em profundidade de água de sistemas de produção flutuantes, excedendo 5.000 ft (1.523,9 m). Esse número continuou crescendo e atualmente excede a profundidade de 8.000 ft (2.438,3 m). Em 2016 há uma expectativa de atingir a marca de 9.500 ft (2.895,5 m) no campo Stones no Golfo do México (Offshore Magazine, 2015). Não é difícil imaginar que o ambiente operacional das plataformas flutuantes de produção se tornou hostil e desafiador para a indústria de petróleo e gás, especialmente porque exige a utilização de novos materiais e de sistemas inovadores para resistir às cargas ambientais. Assim, conhecer o comportamento das plataformas e seus sistemas de ancoragem é indispensável para superar os desafios ainda existentes e colocar em operação sistemas de produção flutuantes.

A história da indústria *offshore* mundial começou no Golfo do México, próximo a costa da Louisiana (EUA), em 1947, com um poço perfurado pela Kerr-McGee Corp. a uma profundidade de 4,6 m da superfície. Em 1975 a profundidade já excedia 144 m e nos três anos seguintes essa profundidade mais que dobrou, chegando a atingir a marca de 312 m pela Shell, com a plataforma fixa Cognac, também no Golfo do México. O primeiro sistema flutuante para produção de petróleo (uma semissubmersível convertida para essa finalidade) foi instalado no Campo de Argyle por Hamilton Engineering Co., no Mar do Norte, na costa do Reino Unido, no ano de 1975. Desde 2012, o FPSO BW Pioneer da Petrobras detém o recorde mundial de profundidade em sistemas de produção de petróleo. Essa plataforma está ancorada em uma profundidade de 2.500 m, atendendo aos campos de Cascade e Chinook, no Golfo do México. Foi a primeira plataforma tipo FPSO (*Floating Production Storage and Offloading*)[1] a entrar em operação no Golfo do México (LOVIE, 2015).

A Petrobras é reconhecida mundialmente como pioneira no desenvolvimento da produção de petróleo *offshore*. Ao longo da história, destacam-se alguns momentos marcantes, tais como: o desenvolvimento da primeira geração de árvore de natal[2] molhada horizontal, que foi usada no Campo de Marlim, na Bacia de Campos (RJ) em 1994; o recorde de unidade de produção mais profunda, no Campo de Marlim Sul, na Bacia de Campos (RJ), em 1997; o recorde de profundidade de um FPSO, ocorrido no Campo de Roncador, na Bacia de Campos (RJ), em 1998; entre outros (CHAKRABARTI, 2005).

A história da indústria *offshore* no Brasil se confunde com a história da Petrobras até a quebra do monopólio em 1997, e o início das rodadas de licitação pela Agência

[1] Trata-se de um navio-plataforma flutuante de produção, com capacidade de estocagem e escoamento.
[2] Terminologia que se refere um conjunto de válvulas operadas remotamente, que controlam o fluxo dos fluidos produzidos ou injetados no poço.

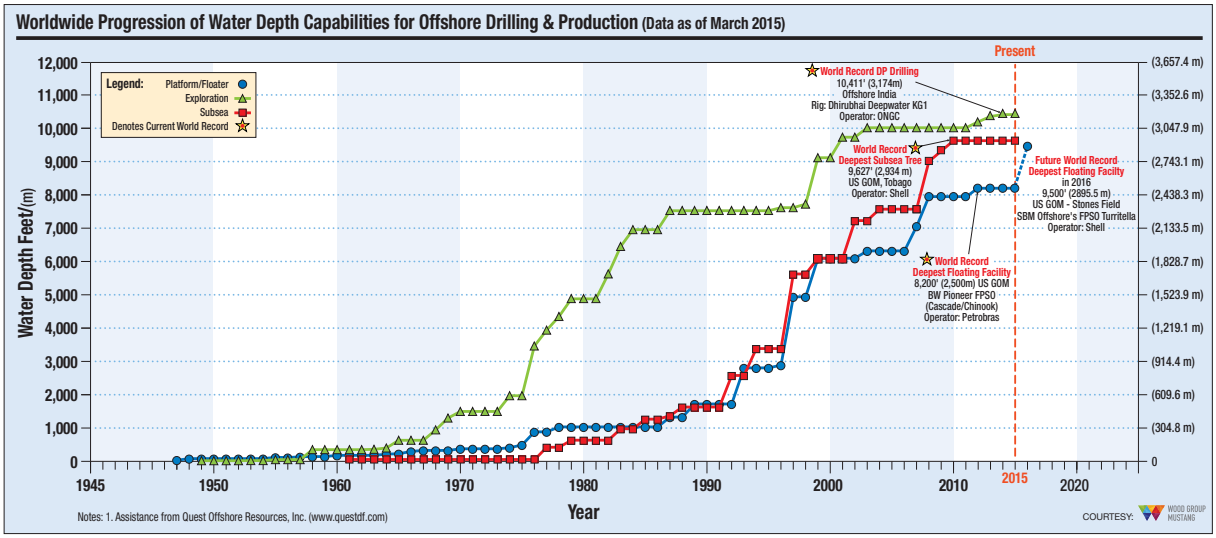
Nacional do Petróleo – ANP[3] em 1999. Voltando ao passado, em 1961, deu-se início a busca por petróleo na plataforma continental (águas rasas), em uma faixa extensa, que começava no estado do Espírito Santo e seguiria até o Maranhão. No ano de 1968, ocorreu a primeira descoberta de petróleo no mar, situada no estado de Sergipe, no Campo Guaricema, a 80 m de profundidade, comprovando a existência de petróleo na plataforma continental. A tradição de batizar os campos em mar com nomes marinhos começou por esse campo. Em 1984 foi descoberto o Campo de Albacora, na Bacia de Campos (RJ), demonstrando a existência de campos gigantes em grandes profundidades, iniciando a exploração em águas profundas (PETROBRAS, 2013). No ano de 1994 entrou em operação, no Campo de Marlim, na Bacia de Campos (RJ), a primeira plataforma semissubmersível totalmente desenvolvida por técnicos da Petrobras, denominada de P-18. O campo gigante de Roncador, na Bacia de Campos (RJ), descoberto em 1996, foi cenário de um recorde da Petrobras ao produzir petróleo em uma profundidade de 1.877 m (BRASIL, 2009). Atualmente, a Petrobras produz óleo e gás em profundidades superiores a 2.000 m, como no Campo de Lula Nordeste, chegando a profundidade de 2.120 m.

Desde o início da indústria *offshore* em 1947, mais de 10.000 plataformas, de vários tipos e tamanhos, foram construídas e instaladas ao redor do mundo. Dez anos atrás, cerca de 3% do óleo e gás vinha da produção *offshore* em profundidades superiores a 305 m. Existe uma perspectiva de crescimento desse valor até 10% nos próximos 40 anos (WESTWOOD, 2003). Provavelmente, a maior parte do óleo novo virá de três áreas de produção *offshore* em águas profundas e ultraprofunda, conhecidas como "Triângulo de Ouro", formado pelo Golfo de México, Oeste da África e Brasil.

A Figura 1 mostra a evolução da profundidade da água ao longo dos anos para as fases de perfuração (exploração) e produção ao redor do mundo. É interessante notar que existe uma lacuna entre a perfuração e a produção. Por exemplo, a primeira vez que a perfuração ultrapassou a marca de 600 m foi em 1974, mas a produção só superou essa marca em 1992, ou seja, 18 anos depois. No ano de 1979 a perfuração ultrapassou a marca de 1.500 m, sendo que a produção, nesta mesma profundidade, só ocorreu em 1997, ou seja, também 18 anos depois. A partir dos anos 2000, essa diferença começou a ser reduzida. Por exemplo, a primeira vez que a perfuração superou a marca de 2.900 m foi em 2001, entretanto, 9 anos depois, em 2010, a produção conseguiu atingir esta marca. Essa diminuição de tempo do intervalo entre a perfuração e a produção provavelmente ocorreu devido aos avanços tecnológicos nos sistemas de produção *offshore*, bem como nos sistemas de ancoragem. Outro ponto interessante a ser observado é a diferença de profundidade entre a exploração e a produção. Na década de 1970 esta diferença superou a marca de 300 m, chegando a atingir uma diferença de cerca de 1.800 m, no ano de 1987. Desde então, esta diferença vem diminuindo e atualmente está em 674 m.

[3] Atualmente chamada Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis – ANP

Figura 1 – Gráfico da evolução mundial da profundidade da água de sistemas *offshore* para as fases de perfuração (exploração) e produção entre os anos de 1947 e 2015.



Fonte: *Offshore Magazine* <http://www.offshore-mag.com/>

1.1 Motivação

Tecnicamente, de acordo com Chakrabarti (2005), define-se regiões de águas rasas aquelas que possuem profundidade abaixo de 1.000 pés (305 m), águas profundas entre 1.000 pés (305 m) e 5.000 pés (1.524 m), e águas ultraprofundas acima de 5.000 pés (1.524 m). Geralmente, os sistemas de produção fixos são inviáveis em águas profundas do ponto de vista técnico e econômico[4] (Offshore Magazine, 2013), abrindo caminho para as estruturas flutuantes ancoradas. Especialmente em águas ultraprofundas, *risers* e sistemas de ancoragem, tornam-se um desafio considerável, pois nessas profundidades existem uma grande demanda por novos materiais e sistemas inovadores. Segundo Chakrabarti (2005), um exemplo do uso de novos materiais no qual a Petrobras é pioneira possibilitou a substituição de cabos de aço e amarras por cabos de fibra sintética (poliéster). Esses cabos são mais leves, mais resistentes e de baixo custo. No Brasil, o uso desses cabos em sistemas de produção teve início em 1997, sendo utilizado em sistemas de ancoragem em catenária e em *taut-leg* (ROSSI, 2002). Apenas em 2003, foi instalado no Golfo do México os primeiros cabos de poliéster (VESELIS et al., 2005).

Risers de aço em catenária (*Steel Catenary Risers* – SCR) e *risers* flexíveis são comumente empregados em sistemas de produção em águas profundas e ultraprofundas. No entanto, *risers* construídos com novos materiais vem sendo desenvolvidos pela indústria ao longo dos anos, como, por exemplo, o *riser* de titânio e de material compósito. Em

[4] Existem plataformas fixas instaladas em águas profundas, e.g., Tombua Landana da Chevron (366 m), BBLT da Chevron (390 m), Baldpate da HESS (502 m), e Petronius da Chevron (531 m)

2002, a empresa Aker Kværner apresentou um *riser* de material compósito, chamado de CompRiser, que está em operação em um campo de teste, no Campo de Heidrun da Statoil Corp. (Noruega) (Offshore Magazine, 2002).

A utilização de ensaios em escala reduzida para experimentação de estruturas *offshore* vem desde os primeiros projetos em águas rasas e continua até hoje nos projetos em águas ultraprofundas. Chakrabarti (2005) chama atenção para os ensaios em estruturas *offshore* para águas profundas e ultraprofundas. Devido a dificuldade em se trabalhar com escalas muito pequenas, geralmente os sistemas de ancoragem são truncados e o número de *risers* é reduzido. Os modelos em escala reduzida são utilizados para verificação da resposta hidrodinâmica de novos sistemas de produção de óleo e gás. Comumente os ensaios são realizados em tanques oceânicos de laboratório que podem acomodar as linhas de ancoragem e os *risers* em sua total profundidade. Isso é bem verdade para sistemas de produção que serão instalados em águas rasas e profundas. Entretanto, no caso de sistemas que serão instalados em águas ultraprofundas a realização de ensaios é mais complicada, isto porque não há tanque oceânico de laboratório que seja suficientemente grande ou suficientemente profundo para a realização de ensaios de sistema flutuantes completos, com amarração entre 1.500–3.000 m de profundidade, em escala aceitável (STANSBERG; ORMBERG; ORITSLAND, 2002). O tanque de laboratório oceânico mais profundo do mundo atualmente é o LabOceano <http://www.laboceano.coppe.ufrj.br>, que entrou em operação em 2003, com 15 m de profundidade e um poço central com 10 m adicionais, mas ainda assim não é suficiente.

1.2 Soluções disponíveis

Desde a década de 1990, quando foram instalados os primeiros sistemas de produção em torno de 1.500 m de profundidade, vários métodos foram propostos e desenvolvidos no sentido de superar o desafio de ensaios laboratoriais em águas ultraprofundas. Chakrabarti (2005) destaca alguns desses métodos:

- Ensaios de modelos de sistemas completos em escala super reduzida[5];
- Testes de campo em escala comum;
- Testes de campo em escala real;
- Ensaios em simuladores numéricos;
- Ensaios de modelos truncados;
- Combinação de ensaios experimental (truncados) e com simuladores numéricos.

[5] Fator de escala maior do que 100.

Como bem coloca Chakrabarti (2005), a escolha depende de muitos fatores, como: tipo de estrutura que será modelada, parâmetros que serão estudados, e as condições ambientais que a estrutura estará submetida. A seguir é realizada uma breve discussão de alguns desses métodos.

Escala super reduzida é considerada por ser mais direta a realização de ensaios de sistemas completos e por ser um método independente para determinar a resposta do modelo. Considerando os tanques oceânicos disponíveis, a escala para ensaiar sistemas de ancoragem completos deve ser muito pequena. Por exemplo, um sistema instalado em 2.500 m de profundidade necessitaria de uma de escala 1:170 para realização de ensaios no LabOceano. Trabalhar com escalas super-reduzidas pode envolver incertezas no resultado superiores aos níveis aceitáveis, sendo necessário a quantificação de incertezas. Alguns pontos importante devem ser observados, segundo Chakrabarti (2005):

- Precisão associada a construção do modelo reduzido;
- Precisão dos instrumentos de medição;
- Possibilidade de influência do próprio instrumento (cabos, por exemplo) na resposta;
- Geração de condições ambientais adequadas;
- Amortecimento e efeito de inércia dos sistemas de ancoragem e de *risers*.

Testes de campo em escala comum são realizados em lagos ou fiordes como alternativa aos tanques de laboratório. É uma alternativa interessante e talvez a única onde não haja preocupações com a escala do modelo ou simplificações do sistema para modelagem. Geralmente usado em projetos de pesquisa com objetivo de estabelecer *benchmark* para simuladores numéricos. Na literatura, pode-se encontrar os trabalhos de Huse, Kleiven e Nielsen (1998) e Grant, Litton e Mamidipudi (1999). A principal desvantagem está associada às condições ambientais, que não podem ser controladas. A utilização de equipamentos *offshore* (docas, gerador de onda, atuadores etc.) pode melhorar o controle da condição ambiental, muito embora isso acabe onerando o custo do ensaio.

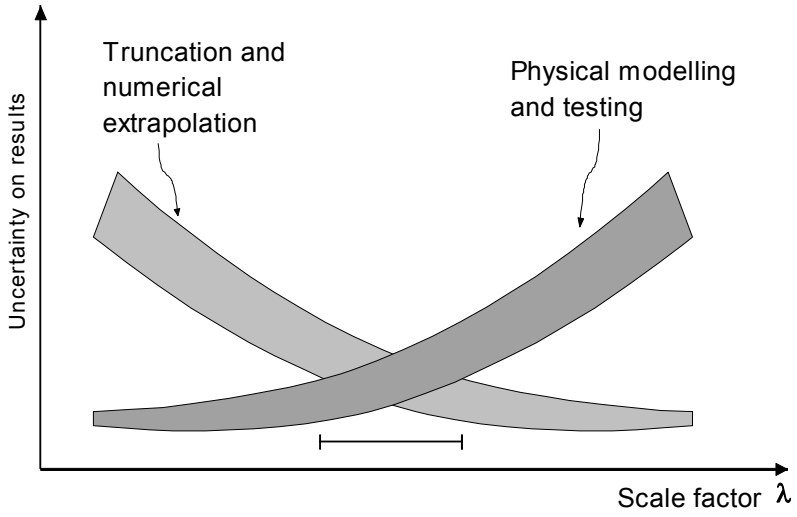
Testes de campo em escala real é um método usado para verificação das ferramentas de projeto. A Petrobras é pioneira em desenvolvimento de tecnologias em águas profundas ao usar tecnologias recém desenvolvidas. A marinha americana já fez uso de testes de campo em escala real utilizando uma pequena semissubmersível ancorada em três pontos completamente instrumentada para capturar os movimentos da plataforma, linhas, e condições ambientais. O ensaio foi realizado na costa da cidade de Port Hueneme, na California. No entanto, esse método possui custo elevado

e alta complexidade, não tendo garantia de sucesso e estando a mercê das condições climáticas. Outras desvantagens são: fornece informações apenas da estrutura após construída; baixo controle das condições ambientais; as condições ambientais não podem ser definidas; devido ao custo, o teste é limitado a um pequeno número de medições possíveis; entre outros.

Simuladores numéricos estão sendo cada vez mais considerados como ferramentas essenciais em projeto de sistemas *offshore*. Um exemplo disso é a Petrobras que vem investindo recursos financeiros no desenvolvimento de ferramentas computacionais há mais de duas décadas. Essa alternativa não tem limitação de profundidade do sistema, permite qualquer tipo de combinação de condições ambientais, não tem custo para alterar os parâmetro de projeto, entre outras. Entretanto, essa ferramenta muitas vezes é utilizada de forma complementar aos ensaios com modelos reduzidos, de forma a guiar o desenvolvimento eficiente de novas estruturas *offshore*. Poucos projetos são desenvolvidos exclusivamente com modelos computacionais (BARREIRA, 2008).

Ensaios híbridos se apresentam como a solução mais viável para verificação experimental em águas ultraprofundas (STANSBERG; ORMBERG; ORITSLAND, 2002). Nesse tipo de ensaio a modelagem é substituída por um processo combinado, o que acaba introduzindo incertezas. A Figura 2 mostra uma ilustração de como a incerteza envolvida no processo de verificação depende da escala do ensaio, assim como do fator de truncamento do sistema de ancoragem.

Figura 2 – Equilíbrio entre a incertezas com o truncamento e pequenas escalas.



Fonte: Stansberg, Ormberg e Oritsland (2002)

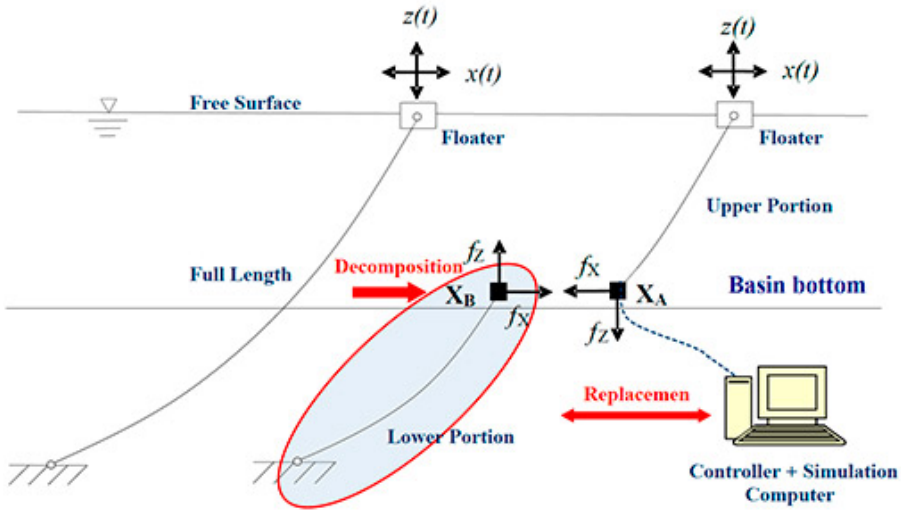
De forma qualitativa, a Figura 2 mostra como um modelo em escala grande (fator de escala pequeno) pode conduzir a incertezas devido ao truncamento, uma vez que o fator de truncamento se torna elevado. Por outro lado, como já comentado, um

modelo em escala pequena (fator de escala grande) pode levar a incertezas devido ao modelo pequeno. Portanto, parece existir uma faixa de escalas em que a soma das incertezas envolvidas são menores.

Os ensaios híbridos são classificados geralmente em sistema híbrido ativo e sistema híbrido passivo.

Sistema híbrido ativo é controlado por atuadores em tempo real, que simulam o comportamento da parte truncada das linhas de ancoragem e dos *risers* por meio de modelos numéricos. O simulador numérico deve ser capaz de gerar resultados do comportamento das linhas de amarração e dos *risers* na escala do modelo, em tempo real. Com isso, o controlador envia um sinal para que o atuador realize o movimento calculado. Uma ilustração dessa metodologia é apresentada na Figura 3.

Figura 3 – Ilustração do sistema híbrido ativo.



Fonte: MARINTEK <http://www.sintef.no/home/MARINTEK>

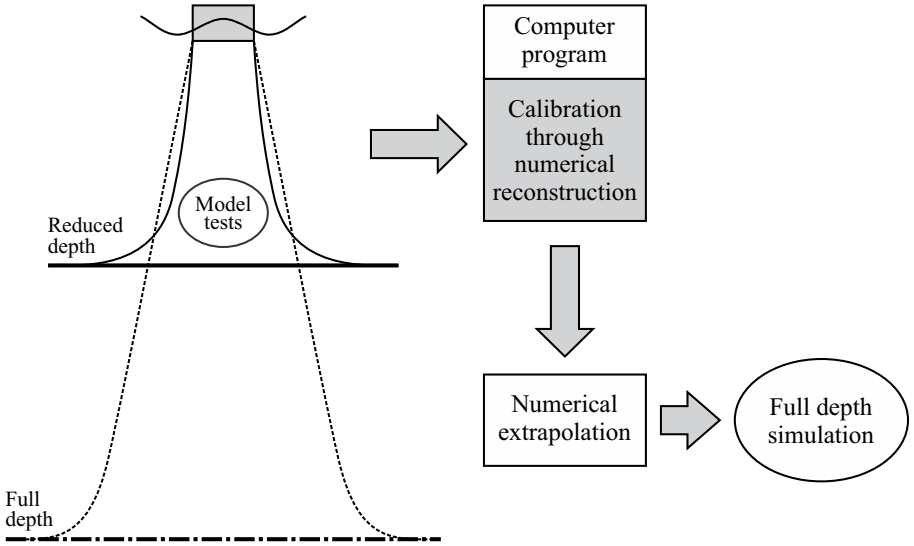
Sistema híbrido passivo consiste essencialmente na combinação entre resultados de ensaio experimentais com truncamento da profundidade com simulação numérica do sistema completo. O procedimento de verificação híbrido passivo foi descrito por Stansberg et al. (2000) e está presente nos procedimentos recomendados pela ITTC (2008)[6], sendo ilustrado na Figura 4 e resumido como segue:

1. Definição do projeto do modelo truncado;

[6] ITTC é a sigla de *International Towing Tank Conference*, trata-se de uma associação reconhecida mundialmente, que reúne organizações ao redor do mundo com a finalidade de estabelecer regras para modelagem física e numérica referente a hidrodinâmica de navios e instalações navais.

2. Seleção e execução de um programa de teste adequado com condições representativas para o problema real;
3. Reconstrução numérica dos ensaios truncados para verificar e calibrar ferramenta numérica;
4. Extrapolação numérica para o sistema de ancoragem na profundidade completa.

Figura 4 – Ilustração do sistema híbrido passivo.



Fonte: Stansberg, Ormberg e Oritsland (2002)

Os ensaios de modelos híbridos têm sido amplamente utilizados em vários trabalhos, tais como: Stansberg, Karlsen e Ward (2004), Baarholm e Palazzo (2004), Baarholm et al. (2006), Baarholm et al. (2007), Fylling e Stansberg (2005), Zhang et al. (2009), Zhang et al. (2012), Zhang, Huang e Guan (2014), Fan, Qiao e Ou (2012), Fan, Qiao e Ou (2014), Ji e Xu (2014), Molins et al. (2015) e Felix-Gonzalez e Mercier (2016).

Zhang et al. (2009) destacam que o primeiro e mais importante passo para implementação do sistema híbrido passivo é projetar um sistema de ancoragem equivalente em profundidade truncada. Muitas vezes a procura de sistemas equivalentes envolve a utilização da abordagem de tentativa-e-erro com base no conhecimento de especialista. Pesquisas sobre os sistemas truncados e métodos de otimização têm sido desenvolvidas nos últimos anos, tais como: Fylling e Stansberg (2005), Zhang et al. (2009), Zhang et al. (2012), Zhang, Huang e Guan (2014), Fan, Qiao e Ou (2012), Fan, Qiao e Ou (2014), Ji e Xu (2014) e Molins et al. (2015) e Felix-Gonzalez e Mercier (2016).

Contudo, como será discutido mais adiante, esses trabalhos consideram apenas as características estáticas do sistema de ancoragem na busca do sistema de ancoragem

equivalente na profundidade truncada. Isso faz com que a dinâmica das linhas de ancoragem sejam subestimadas pelo uso do sistema truncado, podendo levar a diferenças nas respostas de movimento do flutuante (WAALS; VAN DIJK, 2004) ao comparar com o sistema na profundidade completa.

1.3 Objetivos

Diante do que foi abordado, este trabalho propõe uma metodologia para encontrar um sistema de ancoragem equivalente na profundidade truncada que melhor ajuste as características estáticas e dinâmicas do sistema na profundidade completa, empregando técnicas de otimização de projetos.

Com isso, espera-se que a primeira etapa dos sistemas híbridos passivos seja plenamente atendida, possibilitando a realização de ensaios em escala reduzida para sistemas de ancoragem em águas profundas e ultraprofundas.

Como objetivos específicos, tem-se:

- Identificar os fatores que exercem influência na definição de um sistema truncado, considerando os efeitos estáticos e dinâmicos.
- Detectar todas as variáveis de projetos que podem influenciar sobre as respostas estática e dinâmica do problema.
- Definir uma função objetivo que representa adequadamente as diferenças entre as respostas dos sistemas truncado e completo.
- Realizar um estudo de planejamento de experimentos com o intuito de identificar as variáveis de projeto que realmente têm influência sobre a resposta.
- Realizar o acoplamento da ferramenta de otimização Dakota com o simulador de estruturas *offshore* Dynasim.
- Verificar o projeto ótimo para condições ambientais diferentes da que foi usada no processo de otimização.
- Utilizar computação de alto desempenho para reduzir o tempo de processamento no ajuste da resposta dinâmica.
- Aplicar a metodologia proposta para diferentes cenários.

1.4 Organização da tese

Esta tese, além deste capítulo introdutório, está organizado da seguinte forma:

Capítulo 2 apresenta os principais tipos de estruturas offshore, classificando-as quanto a função (perfuração, produção e armazenamento) e configuração (flutuante ou apoiada no fundo). Também discute sobre as configurações de linhas de ancoragem.

Capítulo 3 aborda o sistema computacional Dynasim, fazendo uma breve descrição das suas principais características e as aplicações de utilização mais comuns. Também comenta sobre os pacotes disponíveis para realizar simulações estáticas e dinâmicas.

Capítulo 4 descreve sobre o planejamento de experimentos de uma forma geral, detalhando o planejamento fatorial fracionado por ser o mais indicado para o problema de interesse. Além disso, faz uma discussão sobre a análise de experimentos envolvendo efeitos principais, efeitos de interação e análise de variância.

Capítulo 5 discute a utilização de otimização de projetos para o ajuste da resposta estática e dinâmica dos sistemas truncado e completo. O modelo de otimização é mostrado, assim como as variáveis de projeto e as funções objetivo. Além disso, apresenta-se a ferramenta Dakota para otimização e discute-se o acoplamento com o sistema Dynasim.

Capítulo 6 mostra quatro estudos de casos, o primeiro e segundo se referem a exemplos simplificados, o terceiro é baseado na literatura e o quarto é baseado em um cenário real.

Capítulo 7 apresenta as discussões sobre os resultados alcançados, fornecendo algumas considerações finais e sugestões para trabalhos futuros.

2 Estruturas *offshore* e sistema de ancoragem

Este capítulo tem como objetivo principal contextualizar o cenário em que este trabalho está inserido. Será feita uma apresentação das principais estruturas *offshore*, usadas amplamente pela indústria de exploração de petróleo e gás em todo o mundo. Essas estruturas são divididas em fixas e flutuantes. As estruturas fixas tinham custo elevado e eram mais difíceis de instalar. Assim, quando a profundidade de operação aumentou, surgiram as estruturas flutuantes com um custo de operação menor (KESHAVARZ, 2011). O sistema de ancoragem é usado para controlar o movimento das estruturas flutuantes, provenientes das cargas ambientais. O projeto e análise do sistema de ancoragem deve considerar a influência da estrutura flutuante, que responde dinamicamente às forças ambientais.

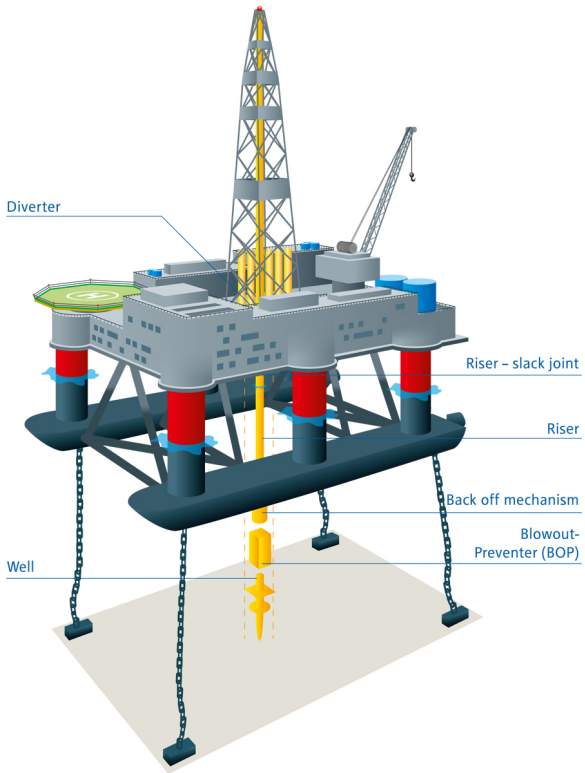
2.1 Função das estruturas *offshore*

As estruturas *offshore* podem ser classificadas quanto a função que elas desempenham, existindo estruturas específicas para perfuração, produção e armazenamento. A seguir é feita uma descrição desses tipos de estruturas.

2.1.1 Estruturas de perfuração

As unidades de perfuração para atividade exploratória, assim como as unidades de produção, devem ter movimentos limitados e boa estabilidade em ambientes severos. A estrutura deve ser capaz de acomodar cargas altamente variáveis, devido às diferentes necessidades de perfuração e, geralmente, são projetadas para permitir deslocamento rápido com o objetivo de minimizar custos de mobilização e aluguel de equipamentos. Os tipos mais comuns de unidades de perfuração são: navios, barcaças auto-elevatórias (*jack-up*) e semissubmersíveis (Figura 5). Essas unidades possuem sistema de ancoragem para mantê-las no lugar, mas há também navios-sonda (Figura 6) que utilizam propulsores para mantê-los dinamicamente na posição certa. Existem ainda unidades de produção que são convertidas em unidades de perfuração, como é o caso da unidade dos FPS (*Floating Production System*) (CHAKRABARTI, 2005).

Figura 5 – Plataforma semissubmersível de perfuração.



Fonte: <http://www.rwe.com>

2.1.2 Estruturas de produção

As plataformas de produção (Figura 7) são projetadas para terem uma vida útil de 20 a 30 anos. Aquelas que operam em águas rasas utilizam algum tipo de estrutura apoiada no fundo, como as plataformas fixas tipo jaqueta (como são conhecidas na indústria *offshore*). Quando a profundidade excede esse limite (i.e., profundidade superior a 1.000 pés), outros tipos de plataforma se tornam mais atrativas, principalmente em termos econômicos, como as plataformas flutuantes. Um dos requisitos mais importantes para a escolha do tipo de plataforma flutuante está relacionada com a interface do *riser*. A produção pode ser proveniente de cabeça de poço no leito marinho (árvore de natal molhada) ou de cabeça de poço localizada na estrutura (árvore de natal seca). A escolha por uma delas impõe limites aos movimentos da plataforma, o que restringe as opções para definição da plataforma flutuante. Outro fator, que também influencia na definição da plataforma, está relacionado com as condições ambientais do local onde a plataforma será instalada, como: Golfo do México, Mar do Norte, Oeste da África, Brasil, Sudeste da Ásia; também influencia na definição da plataforma (CHAKRABARTI, 2005).

Figura 6 – Navio-sonda usado para perfuração.

Fonte: <https://worldmaritimenews.com>

Figura 7 – Plataforma de produção de óleo e gás.

Fonte: <http://www.statoil.com>

2.1.3 Estruturas de armazenamento

Muitas vezes é desejável armazenar o óleo produzido temporariamente em um local no mar antes do escoamento para processamento em terra. A capacidade de armazenamento é definida em função da capacidade dos navios aliviadores e a periodicidade das viagens, sendo tipicamente considerada uma capacidade equivalente a uma produção de pico entre 15 e 25 dias. Os tanques de armazenamento de óleo são geralmente mantidos à pressão atmosférica com um gás inerte. Outra forma de armazenamento usa o princípio do tanque de armazenamento de Khazzan (Figura 8), em que o fundo do tanque é aberto. Como o

óleo é menos denso que a água, ele fica confinado na parte superior do tanque. Desde os anos 1960, no Golfo Pérsico, existem três tanques de armazenamento desse tipo situados no fundo oceânico com capacidade de 500.000 barris (CHAKRABARTI, 2005).

Figura 8 – Tanque de armazenamento de Khazzan.

Fonte: <http://www.thenational.ae>

2.2 Configuração das estruturas *offshore*

As estruturas *offshore* podem ser definidas como apoiadas no fundo e flutuantes. São exemplos de estruturas apoiadas no fundo: plataforma fixa tipo jaqueta, plataforma fixa de gravidade e plataforma auto-elevatória. Como exemplos de plataformas flutuantes, tem-se: plataforma semissubmersível, plataforma tipo spar e plataforma de pernas tensionadas. A seguir será feita uma breve apresentação sobre esses tipos de plataformas.

2.2.1 Estruturas apoiadas no fundo

As estruturas apoiadas no fundo, com exceção da plataforma de gravidade, são tipicamente estruturas treliçadas de tubos de aço, que devem suportar o peso da planta de produção e forças ambientais (onda, vento e correnteza). Elas se comportam como um corpo rígido, devendo resistir às cargas dinâmicas.

2.2.1.1 Plataforma fixa tipo jaqueta

As plataformas tipo jaqueta (Figura 9) continuam sendo as estruturas *offshore* mais usadas para perfuração e produção. Consistem em tubos de aço que se interconectam

formando uma treliça espacial, cujas pernas servem de guias para as estacas. Essas estruturas possuem entre 4 e 8 pernas (colunas) para resistir a força de tombamento provocada pelas ondas. Essas plataformas suportam uma superestrutura com 2 ou 3 conveses (de aço ou concreto) com equipamentos de perfuração e de produção e sondas de *workover* (CHAKRABARTI, 2005). O uso dessas estruturas geralmente está limitada a profundidade em torno de 1.000 pés. A produção pode ser escoada por tubulações (oleodutos ou gasodutos) até a costa ou por meio de navio aliviador, que é acoplado a plataforma.

Figura 9 – Plataforma fixa tipo jaqueta treliçada.

Fonte: <http://www.bp.com>

2.2.1.2 Plataforma fixa de gravidade

As plataformas de gravidade (Figura 10) são colocadas sobre o fundo do mar e mantidas no lugar pela ação do próprio peso, não sendo necessária a utilização de estacas ou âncoras. Essas estruturas são adequadas para produção e armazenamento de hidrocarbonetos. Elas são construídas perto da costa ou em local protegido, como fiordes. Após a construção, elas são rebocadas na posição vertical para o destino final e submergida no local (CHAKRABARTI, 2005). São fabricadas de concreto (mais comum) ou aço (Figura 11). Da mesma forma que as plataformas tipo jaqueta, as plataformas

fixas de gravidade são adequadas para operar em profundidade de até 400 m. As formas de escoamento da produção são as mesmas das plataformas tipo jaqueta.

Figura 10 – Plataforma fixa de gravidade.

Fonte: <http://www.ckb-rubin.ru>

Figura 11 – Transporte da estrutura de base gravidade de concreto.

Fonte: <http://www.kvaerner.com>

2.2.1.3 Plataforma auto-elevatória

As plataformas auto-elevatórias (*jack-ups*), Figura 12, geralmente possuem três ou quatro pernas (colunas) com o convés apoiado sobre elas. As pernas são estruturas treliçadas e o convés normalmente é flutuante. Essas plataformas são projetadas para

atividades exploratórias de perfuração, podendo se deslocar de um local para outro. Elas podem ser rebocadas ou transportadas sobre barcaças de transporte. Durante a operação de perfuração elas têm o comportamento de plataformas estacionárias.

Figura 12 – Barcaça auto-elevatória de quatro pernas.

Fonte: <http://www.gmsuae.com>

2.2.2 Estruturas flutuantes

As estruturas flutuantes são normalmente construídas a partir de painéis de aço, que formam o corpo principal. Os movimentos dessas estruturas podem ser bem representados com seis graus de liberdade: *surge*, *sway*, *heave*, *roll*, *pitch* e *yaw*. No Apêndice A é apresentada uma descrição desses movimentos. Algumas estruturas, como as plataformas de pernas tensionadas, possuem movimentos de *heave* restringidos. Os movimentos da plataforma são acoplados à dinâmica do sistema de ancoragem, sendo mais relevantes em águas profundas e ultraprofundas (CHAKRABARTI, 2005).

2.2.2.1 Plataforma semissubmersível

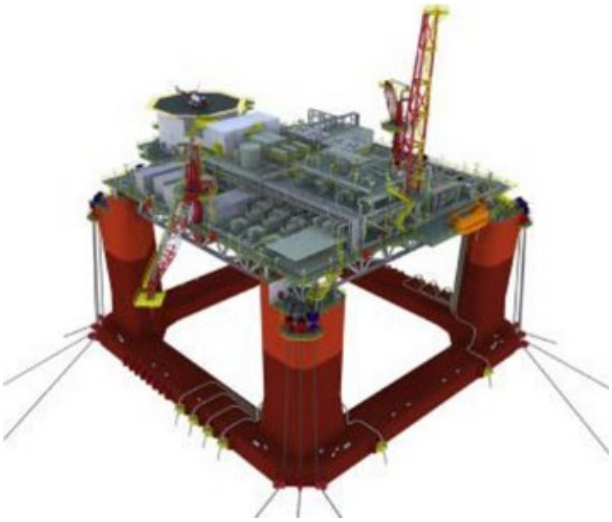
As semissubmersíveis são estruturas flutuantes com várias colunas que apoiam um grande convés e são apoiadas em membros flutuantes horizontais, chamados pontões. As mais antigas tinham forma de navio com pontões gêmeos com proa e popa (Figura 13). Era uma configuração interessante por dar mobilidade a unidade de perfuração de um poço a outro, por meio de rebocadores ou autopropelidas. A necessidade de operar em águas profundas fez surgir plataformas maiores e estacionárias para a produção em campos de óleo e gás, o que alavancou o desenvolvimento das semissubmersíveis. As gerações atuais das semisubmersíveis possuem quatro colunas apoiados em pontões em forma de

caixa (Figura 14), as diagonais geralmente são eliminadas para simplificar a construção (CHAKRABARTI, 2005).

Figura 13 – Plataforma semissubmersível com pontões gêmeos.

Fonte: <http://www.offshoreenergytoday.com>

Figura 14 – Plataforma semissubmersível com pontões em forma de caixa.



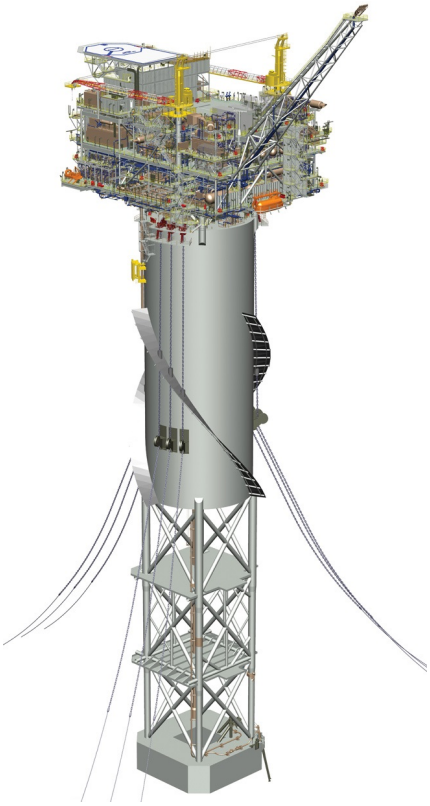
Fonte: <http://www.offshoreenergytoday.com>

2.2.2.2 Plataforma tipo spar

A spar (Figura 15) é uma plataforma flutuante apoiada sobre um ou mais cilindros metálicos, podendo haver uma estrutura metálica complementar a estes cilindros. É

projetada para as operações de perfuração e produção e possuem flutuação para suportar instalações acima da superfície da água. Em geral, são ancoradas no fundo do mar por várias linhas de ancoragem tensionadas (*taut-legs*). Os primeiros projetos consistiam de uma longa casca cilíndrica com um tanque no topo para fornecer flutuabilidade. Os projetos posteriores substituíram a parte intermediária ao longo cilindro por uma estrutura treliçada para reduzir peso e custo, bem como o arrasto horizontal. A geração atual é semelhante às demais, porém é construída de maneira diferente. O casco é composto por várias "células" que são ligadas por placas verticais e horizontais. O método atual de construção é mais econômico que a maneira tradicional de construção (CHAKRABARTI, 2005).

Figura 15 – Plataforma Spar.



Fonte: <http://www.eagle.org>

2.2.2.3 Plataforma de pernas tensionadas

A plataforma de pernas tensionadas (Figura 16), TLP (do inglês *Tension Leg Platform*), é uma plataforma ancorada verticalmente. O excesso de empuxo da plataforma é verticalmente ancorado por cabos de amarração tensionados, chamados tendões. A estrutura possui movimentos vertical (*heave*) e rotacional (*roll* e *pitch*) restritos. Sendo complacente na direção horizontal, permitindo movimentos laterais (*surge* e *sway*). Um

desafio desse tipo de estrutura é manter os períodos de *heave* e *pitch* abaixo do intervalo da energia de onda significativa. As TLP conservam muitas das vantagens operacionais das plataformas fixas, possuindo semelhança nas operações de produção e manutenção em profundidades abaixo de 1.500 m. Entretanto, elas são sensíveis ao peso e podem ter limitações decorrentes da acomodação de cargas pesadas (CHAKRABARTI, 2005).

Figura 16 – Plataforma TLP.

Fonte: <http://www.offshoremoorings.org>

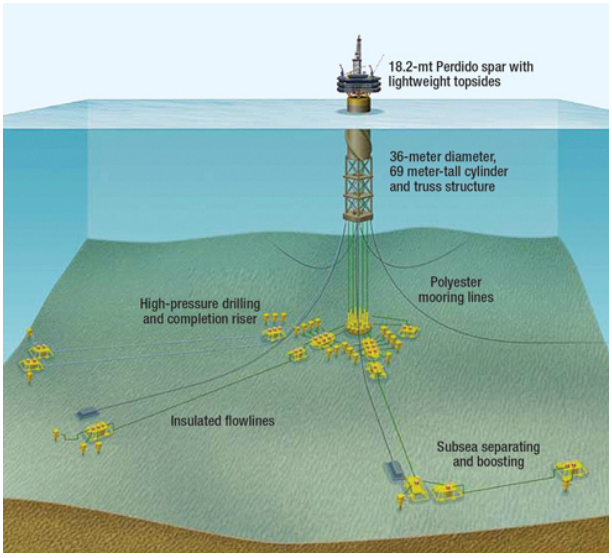
2.3 Sistemas de ancoragens

O sistema de ancoragem consiste de linhas livremente penduradas conectadas da superfície da plataforma até as âncoras ou estacas no fundo do mar, posicionadas a uma certa distância da plataforma. Em vista de planta, as linhas de ancoragem são definidas de forma simétrica ao redor da estrutura *offshore*. Amarras e cabos de aço têm sido convencionalmente usados para amarração de plataformas flutuantes. Em geral, essas linhas de amarração têm a forma de catenária e fornecem força de restauração em função da movimentação da plataforma. A força aumenta com o deslocamento horizontal, podendo ser compensada por cargas ambientais que agem sobre a plataforma. Os movimentos longitudinais e transversais delas próprias podem influenciar a resposta do flutuante através da dinâmica das linhas. Tendo que operar cada vez mais em águas em profundidades elevadas, o peso da parte suspensa das linhas de ancoragem tornou-se um fator proibitivo. Como alternativa, surgiram os cabos de fibra sintética (poliéster) para amarração em águas profundas. A substituição pelos cabos de poliéster tem viabilizado a operação de sistemas *offshore* em águas profundas (CHAKRABARTI, 2005).

2.3.1 Sistema de ancoragem em catenária

O sistema de ancoragem em catenária (Figura 17) consiste de um número de linhas em que a extremidade superior é fixada na estrutura e a extremidade inferior é ancorada em diferentes pontos no leito marinho. Elas são dispostas com o intuito de manter a estrutura na posição desejada, fornecendo essencialmente resistência contra os movimentos da plataforma. As combinações de diferentes materiais em linhas de catenária tem o objetivo de melhorar a rigidez do sistema. A força de tração no cabo depende do peso próprio, das propriedades elásticas e do arranjo do sistema. Forças horizontais aplicadas na linha em catenária no fundo do mar e na superfície mantém a estrutura na posição desejada. A força de restauração necessária virá do peso próprio da linha. Em águas profundas, o peso das linhas em catenária pode inviabilizar a instalação do sistema, contudo, a utilização de cabos de fibras sintéticas (tipo poliéster) tem se mostrado como solução para esse problema. As linhas em catenária geralmente ocupam uma grande área no leito marinho. Isso muitas vezes não é desejável, pois pode impedir a instalação de plataformas próximas (KESHAVARZ, 2011).

Figura 17 – Sistema de ancoragem em catenária.



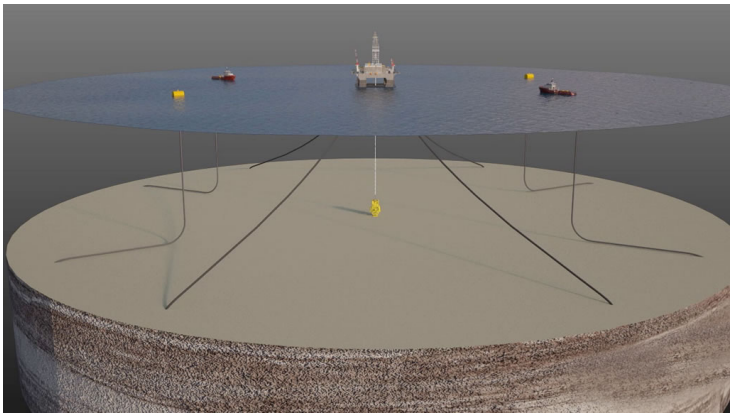
Fonte: <http://www.shell.com>

2.3.2 Sistema de ancoragem *taut-leg*

Como já mencionado, o projeto de concepção de um flutuador para operação em águas profundas e ultraprofundas tem como um dos fatores limitantes o peso do sistema de ancoragem. Uma forma de vencer esse problema é usando cabos de poliéster (que são leves) e um sistema de amarração tensionado (Figura 18). Quando o sistema está instalado, o ponto de ancoragem deve resistir tanto a esforços horizontais como verticais. A

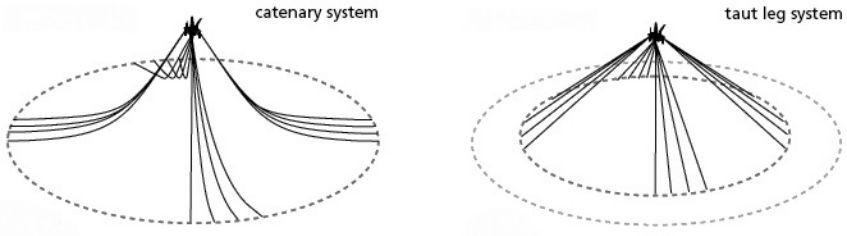
elasticidade das linhas permite a restauração do sistema, portanto, elas devem ser capazes de absorver os movimento do flutuante sem se sobrecarregar. O espalhamento das linhas *taut-leg* é menor do que o das linhas em catenária (Figura 19), o que permite a instalação de mais plataformas e diminui a possibilidade de interferência com outros sistemas de ancoragem ou com equipamentos submarinos. No sistema *taut-leg*, as linhas, geralmente, fazem um ângulo entre 30 e 45 graus em relação à superfície do mar (KESHAVARZ, 2011).

Figura 18 – Sistema de ancoragem *taut-leg*.



Fonte: <http://www.vikingseatech.com>

Figura 19 – Comparação do espalhamento das linhas em catenária e *taut-leg*.



Fonte: <http://www.offshoremoorings.org>

3 Simulador de estruturas *offshore* e linhas de amarração

Este capítulo descreve o simulador computacional Dynasim (FUCATU, 1998; NISHIMOTO; FUCATU; MASETTI, 2002) usado no desenvolvimento do trabalho, sendo apresentados os aspectos gerais do simulador e em seguida, os aspectos relativos à modelagem das linhas de ancoragem disponíveis no Dynasim. Também é feita uma breve discussão sobre a formulação usada, no ajuste estático e dinâmico, para encontrar o sistema de ancoragem equivalente em profundidade truncada.

O Dynasim é um simulador dinâmico no domínio do tempo para análises hidrodinâmicas e estruturais de sistema navais e oceânicos, amarrados ou com posicionamento dinâmico, com a consideração de arranjos multicorpos, sendo adequado para:

- estudo do comportamento dinâmico do sistema *offshore*;
- determinação do arranjo e dimensionamento de linhas de ancoragem e *risers*;
- dimensionamento e otimização do sistema de posicionamento dinâmico;
- simulações de operação de alívio (*offloading*);
- análises de sistemas de ancoragem SPM (do inglês, *Single Point Mooring*);
- simulações de sistemas DICAS (do inglês, *Differentiated Compliance Anchoring System*), entre outras aplicações.

Para uma correta análise dessas aplicações, o Dynasim leva em consideração o efeito das forças ambientais, tais como: onda, vento e correnteza. Alguns exemplos de resultados fornecidos pelo simulador são:

- série temporal de posição, velocidade e aceleração do flutuante nos seis graus de liberdade: *surge* (avanço), *sway* (deriva), *heave* (afundamento), *roll* (jogo), *pitch* (arfagem) e *yaw* (guinada);
- série temporal das forças atuantes no flutuante;
- série temporal de esforços nas extremidades da linha e nas interfaces de segmentos;
- série temporal relativa aos propulsores para o sistema com posicionamento dinâmico;

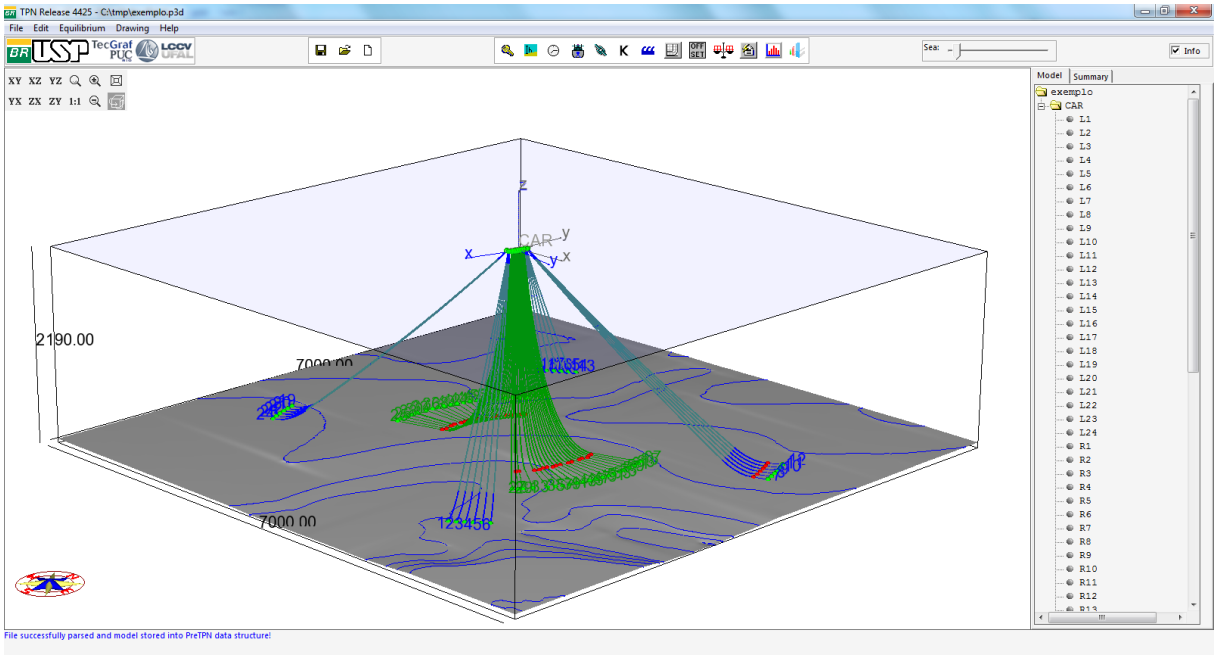
- *capability plots*[1] para o sistema com posicionamento dinâmico;
- resumo estatístico por caso ambiental e para o conjunto de casos.

Este simulador é desenvolvido de forma conjunta entre a Petrobras, a Universidade de São Paulo, a Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, a Universidade Federal de Alagoas e a Universidade Federal do Rio de Janeiro.

3.1 Características do simulador Dynasim

O Dynasim é dividido em três módulos principais: pré-processamento, análise e pós-processamento. O módulo de pré-processamento (Figura 20) é responsável pela modelagem do sistema *offshore* que envolve geralmente a definição dos flutuantes, linhas de amarração, e linhas de produção (*risers*) através da especificação de propriedades físicas e geométricas. O módulo também permite gerar diversos casos de carregamentos ambientais fazendo combinações de onda, vento e correnteza.

Figura 20 – Ambiente de pré-processamento do Dynasim.



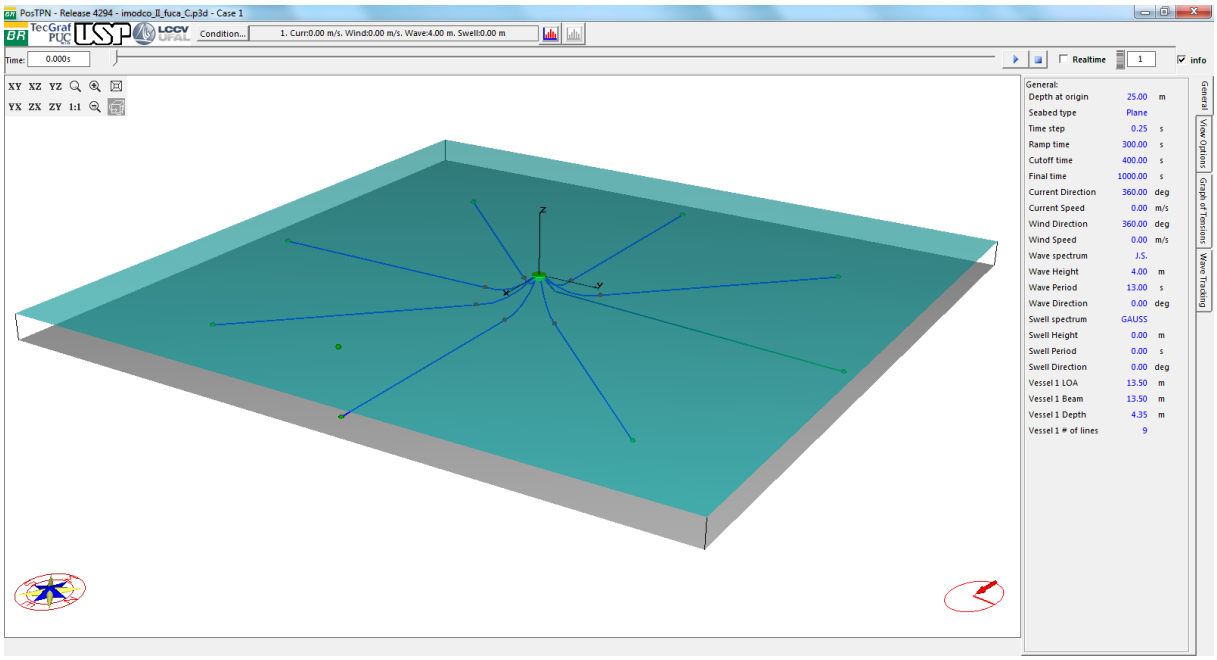
O módulo de análise é responsável pelo processamento da simulação, que considera de maneira semi-acoplada as diversas forças que agem sobre a estrutura *offshore* e as linhas simultaneamente. Em cada passo da simulação, os efeitos (forças e momentos) decorrentes da ação das cargas ambientais sobre os flutuadores e as linhas são calculados conjuntamente (FUCATU, 1998). A análise acoplada pode resultar em projetos mais

[1] Termo usado na indústria para o diagrama de capacidade de manutenção da posição de navios aliviadores dinamicamente posicionados (CORRÊA, 2012).

precisos e confiáveis, uma vez que considera uma quantidade maior de parâmetros variáveis e independentes. Entretanto, como nem todos os fenômenos de interação se encontram plenamente compreendidos, as análises acopladas precisam de estudos mais profundos, a exemplos daqueles que envolvem ensaios experimentais e simulações numéricas, como no trabalho de Pereira (2010).

Por fim, tem-se o módulo de pós-processamento do Dynasim (Figura 21) que permite visualizar todos os resultados das análises, através de gráficos, tabelas e animação tridimensional. Com os gráficos e tabelas, pode-se analisar as séries temporais de movimento dos flutuantes e das trações nas linhas (amarração e produção). A animação 3D possibilita a visualização da dinâmica do sistema.

Figura 21 – Ambiente de pós-processamento do Dynasim.



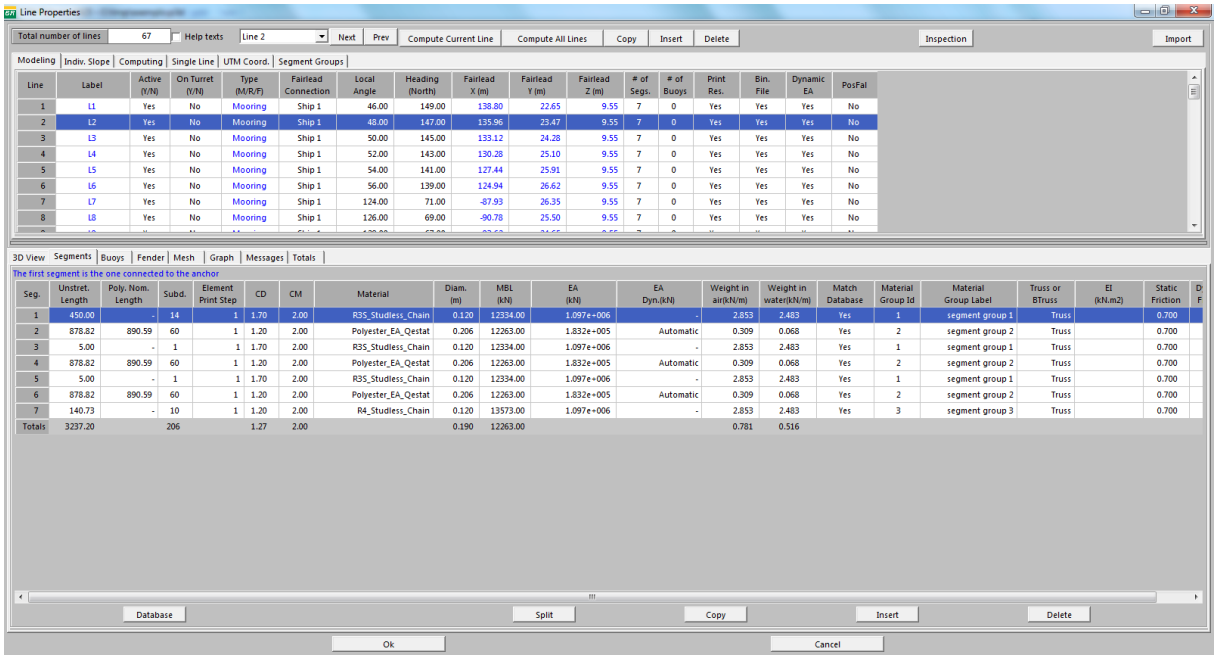
É importante mencionar que o Dynasim permite a importação de parâmetros hidrodinâmicos calculados pelo WAMIT (LEE, 1995), tais como: massa adicional, coeficientes de amortecimento, forças de excitação, RAO (*response-amplitude operators*), entre outros.

3.2 Modelagem das linhas de amarração

O módulo de pré-processamento do Dynasim possui um ambiente específico para a modelagem das linhas de ancoragem e *risers* (Figura 22). A partir desse ambiente é possível especificar a quantidade de linhas que formam o sistema de ancoragem e que compõe o sistema de produção. Para cada linha, dentre os diversos parâmetros, pode-se indicar: o azimute, as coordenadas do ponto de conexão na plataforma, as coordenadas da âncora,

condição de contorno da âncora, número de segmentos que compõem a linha, propriedades dos segmentos, método para equilíbrio estático, e método para análise dinâmica.

Figura 22 – Ambiente para modelagem das linhas no Dynasim.



Os métodos para equilíbrio estático são utilizados para o lançamento das linhas dentro do próprio módulo de pré-processamento. No caso de serem utilizadas linhas convencionais, pode-se adotar o método baseado na equação da catenária (pacote `TecLine`), que é rápido e preciso. Entretanto, para casos em que há cargas atuando fora do plano da catenária, deve-se utilizar um dos métodos baseados no Método dos Elementos Finitos (MEF), tais como os pacotes: `ANFLEX` (ANFLEX, 2013) e `DOOLINES` (SILVEIRA; LAGES; FERREIRA, 2012). Além disso, será também necessário utilizar o MEF para alguns tipos de configuração de *risers*, como: *Lazy wave*, *Steep wave* e *Pliant wave*. Contudo, como estamos abordando apenas o truncamento do sistema de ancoragem, utilizaremos o método baseado na catenária para avaliar o comportamento da resposta estática do sistema.

Os métodos para análise dinâmica de linhas são utilizados através do módulo de análise do Dynasim para realizar as simulações dinâmicas. Tais métodos são responsáveis por considerar os efeitos provenientes das cargas ambientais sobre as linhas de ancoragem e avaliar, principalmente, a tração nas extremidades conectadas às plataformas. O Dynasim tem à disposição quatro métodos para realização dessas análises. Dois deles, o método da curva característica e o da catenária, são utilizados para uma avaliação rápida, mas não precisa da dinâmica do sistema, pois não levam em consideração o efeito dinâmico (componente inercial). O método da curva característica é baseado na restauração individual das linhas que compõe o sistema. Já no método da catenária é feita uma avaliação da equação da catenária em cada passo de integração temporal do flutuante.

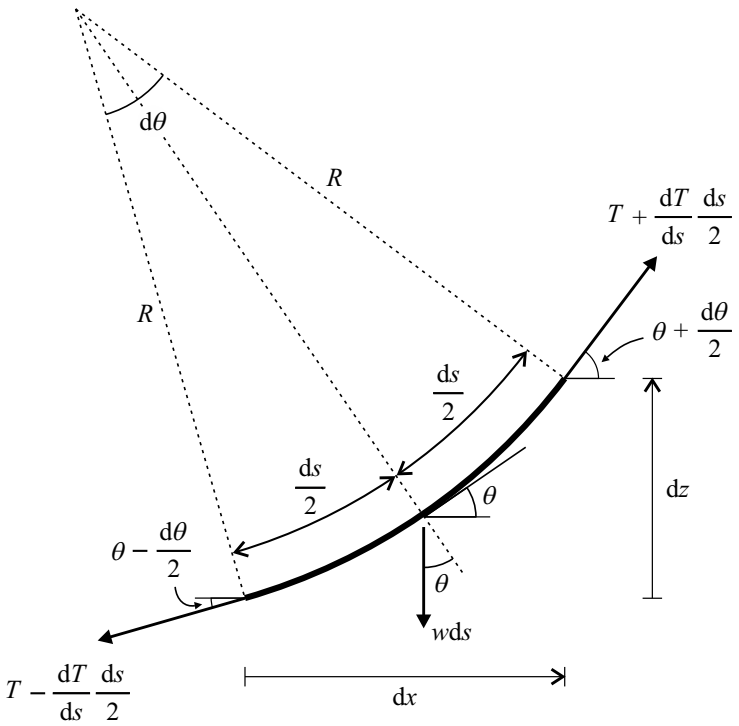
Os outros dois métodos, utilizam o MEF, sendo um deles com integração temporal implícita e outro com integração temporal explícita. O método implícito é disponibilizado pelo pacote `ANFLEX` e o método explícito pelo pacote `DOOLINES`. Neste trabalho, utilizaremos o pacote `DOOLINES` para avaliação do comportamento dinâmico do sistema de ancoragem.

As linhas de ancoragem que são formadas por cabos de poliéster recebem tratamento especial no Dynasim para considerar as não linearidades físicas do poliéster. De acordo com Rossi (2002), o poliéster é um material sintético com comportamento visco-elástico complexo, que apresenta mudança de rigidez com a tração média e com a amplitude da tração. Seguindo as recomendações de Rossi (2002), os pacotes de cálculo de linhas de ancoragem do Dynasim consideram o comportamento dos cabos de poliéster com um modelo constitutivo linear, mas durante a análise dinâmica a rigidez axial é modificada, através de uma expressão proposta por esse mesmo autor, para introduzir um efeito similar ao aumento do amortecimento.

3.2.1 Análise estática usando `TecLine`

A Figura 23 mostra as forças que atuam sobre um elemento de cabo envolvendo as seguintes variáveis: T é a tensão no cabo e w é o peso por unidade de comprimento do cabo esticado (deformado).

Figura 23 – Elemento infinitesimal de cabo.



As equações de equilíbrio consideram, respectivamente, as forças que atuam ao longo do cabo e na direção transversal, e todas elas estão contidas no plano da catenária,

como segue

$$\begin{aligned}\left(T+\frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}s}\frac{\mathrm{d}s}{2}\right)\cos\frac{\mathrm{d}\theta}{2}-\left(T-\frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}s}\frac{\mathrm{d}s}{2}\right)\cos\frac{\mathrm{d}\theta}{2}-w\mathrm{d}s\sin\theta=0\\ \left(T+\frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}\theta}\frac{\mathrm{d}\theta}{2}\right)\sin\frac{\mathrm{d}\theta}{2}+\left(T-\frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}\theta}\frac{\mathrm{d}\theta}{2}\right)\sin\frac{\mathrm{d}\theta}{2}-w\mathrm{d}s\cos\theta=0\end{aligned} \tag{3.1}$$

Considerando que $\cos\frac{\mathrm{d}\theta}{2}\approx 1$ e $\sin\frac{\mathrm{d}\theta}{2}\approx\frac{\mathrm{d}\theta}{2}$ (quando $\mathrm{d}\theta\to 0$), pode-se rescrever a Equação (3.1) da seguinte forma

$$\begin{aligned}\frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}s}&=w\sin\theta\\ \frac{\mathrm{d}\theta}{\mathrm{d}s}&=\frac{w\cos\theta}{T}\end{aligned} \tag{3.2}$$

As equações em (3.2) descrevem a força de tração axial e a forma do cabo suspenso sob a ação do peso próprio. A solução dessas equações são realizadas numericamente dentro do Dynasim através do pacote `TecLine`. Com isso, pode-se calcular as forças de restauração e de tração nas linhas, que serão usadas para o ajuste da resposta estática do sistema de ancoragem equivalente na profundidade truncada.

3.2.2 Análise dinâmica usando DOOLINES

O Dynasim reúne um conjunto de modelos hidrodinâmicos para a interação entre o casco e o fluido. Como informado anteriormente, ele possui métodos para análise dinâmica de linhas de ancoragem e *risers*. Assim, através de uma análise semi-acoplada, o Dynasim simula o comportamento dinâmico de flutuantes amarrados para o projeto de sistema de ancoragem. As equações de movimento no domínio do tempo, as quais são resolvidas no Dynasim pelo método de Runge-Kutta de quarta ordem, podem ser escritas como

$$\mathbf{M_v}\ddot{\mathbf{u}}=\mathbf{F}_i+\mathbf{F}_d+\mathbf{F}_{hr}+\mathbf{F}_{wi}+\mathbf{F}_c+\mathbf{F}_w+\mathbf{F}_{wdd}+\mathbf{F}_m \tag{3.3}$$

onde:

- $\mathbf{M_v}$ é a massa;
- $\ddot{\mathbf{u}}$ é a aceleração;
- $\mathbf{F}_i$ é a força de inércia
- $\mathbf{F}_d$ é a força de amortecimento;
- $\mathbf{F}_{hr}$ é a força de restauração hidrostática;
- $\mathbf{F}_{wi}$ é a força de veneto;
- $\mathbf{F}_c$ é a força de correnteza;

- $\mathbf{F}_w$ é a força de onda;
- $\mathbf{F}_{wdd}$ é a força de amortecimento de deriva de onda;
- $\mathbf{F}_m$ é a força das linhas de ancoragem.

Para a análise do comportamento dinâmico das linhas de ancoragem, utiliza-se o DOOLINES, que é uma das opções disponíveis no Dynasim, o qual implementa alguns métodos de integração explícita para resolver as equações de movimento, dada por

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{d}} + \mathbf{f}_{\text{int}}(\mathbf{d},\dot{\mathbf{d}}) = \mathbf{f}_{\text{ext}}(\mathbf{d},\dot{\mathbf{d}}) \tag{3.4}$$

onde:

- $\ddot{\mathbf{d}}$, $\dot{\mathbf{d}}$ e $\mathbf{d}$ são, respectivamente, os vetores de aceleração, velocidade e deslocamento;
- $\mathbf{M}$ é a matriz de massa;
- $\mathbf{f}_{\text{int}}(\mathbf{d},\dot{\mathbf{d}})$ corresponde ao vetor de esforços internos de um estado de tensão;
- $\mathbf{f}_{\text{ext}}(\mathbf{d},\dot{\mathbf{d}})$ representa o vetor de carregamento externo aplicado à estrutura.

O vetor de carregamento externo expressa o somatório de forças devido à interação fluido-linha (forças de correnteza e onda) e interação linha-solo (forças de atrito e reação de contato com o leito marinho), assim como o peso próprio, empuxo, e forças aplicada, tais como: boias, poitas e guinchos. As equações de movimento das linhas de ancoragem são resolvidas pelo método explícito generalizado-α (HULBERT; CHUNG, 1996) disponível no DOOLINES.

Isto posto, pode-se utilizar o Dynasim, com o pacote DOOLINES, para calcular todas as informações necessárias para avaliação do ajuste da resposta dinâmica do sistema de ancoragem truncado equivalente.

4 Planejamento e análise de experimentos

Este capítulo tem por objetivo apresentar um estudo prévio de análise de sensibilidade das variáveis de projeto para o processo de otimização do sistema de ancoragem truncado equivalente. Como visto em outros trabalhos (ZHANG et al., 2009; FAN; QIAO; OU, 2012), a quantidade de variáveis envolvidas pode ser grande, especialmente quando as linhas de ancoragem são compostas por vários segmentos com tipo de material distinto, podendo variar de uma linha para outra. Neste sentido, é importante fazer um levantamento dos fatores envolvidos e verificar a influência deles sobre a resposta do problema. Para isso é comum realizar um estudo paramétrico para identificar a influência de um fator por vez, entretanto, este tipo de abordagem não considera a influência de fatores combinados sobre a resposta do problema.

Diante disso, propõe-se o uso técnicas mais eficientes, a exemplo da metodologia de Planejamento de Experimentos (MONTGOMERY, 2000), tradução do termo em inglês *Design of Experiments* (DOE), que utiliza medidas estatísticas para avaliar os efeitos dos fatores sobre a resposta do problema. Resumidamente, DOE define um conjunto de experimentos com mudanças propositais nos fatores no intuito de medir os efeitos deles sobre as variáveis de resposta. Essa metodologia é utilizada tanto em processos físicos como em modelos computacionais. De acordo com Telford (2007), DOE é uma forma estruturada e organizada de conduzir e analisar testes controlados no sentido de avaliar os fatores que afetam as variáveis de resposta.

A utilização de DOE antes do processo de otimização poderá excluir variáveis cujos efeitos sobre a variável de resposta não são relevantes. Isso tende a tornar a otimização mais rápida, pois a busca pelo projeto ótimo ocorre dentro de um quantitativo menor de variáveis. Esta estratégia foi utilizada com sucesso em Martins, Lages e Silveira (2013) para o projeto de *risers* verticais complacentes. Islam e Lye (2009) combinaram análise dimensional e DOE para reduzir e filtrar os parâmetros irrelevantes, com o objetivo de construir uma superfície de resposta para experimentos hidrodinâmicos. Em outro trabalho, Okenyi e Omeke (2013) usaram DOE com interesse na identificação dos fatores, relacionados a um reservatório de petróleo e uma tubulação de fluxo que influenciavam na produção de óleo. Ressalta-se que não foram encontrados trabalhos envolvendo DOE em projeto de sistemas de ancoragem truncado. Também não foram observadas a utilização de nenhum tipo de procedimento sistemático para determinar os parâmetros mais relevantes sobre as quantidades de interesse.

A maneira como os experimentos são gerados depende do objetivo que se quer com o DOE. Neste estudo, o interesse é direcionando para identificação (filtragem) dos fatores

potencialmente importantes, cujos efeitos influenciam as variáveis de resposta. Dentre as técnicas de DOE para essa finalidade, o planejamento fatorial fracionado (MONTGOMERY, 2000) é o mais versátil, sendo adequado tanto para estudos com muitos fatores como para estudos com poucos fatores (pelo menos três).

4.1 Planejamento fatorial fracionado

Antes de iniciar este tópico, é importante definir alguns termos utilizados no DOE. As variáveis dependentes correspondem as respostas do problema em análise, e as variáveis independentes aos fatores (parâmetros) do problema. Para cada fator são definidos valores, que serão usados nos experimentos, denominados níveis. A execução de um experimento envolve a combinação de um nível de cada fator. A quantidade de experimentos é determinada pelo número de fatores e seus níveis.

Por ser mais intuitivo, inicia-se explicando o *planejamento fatorial completo de dois níveis*. Nessa abordagem de DOE todos os k fatores tem apenas 2 níveis, assim, o número de experimentos é dado por 2^k. Esses níveis são denominados nível baixo $(-)$ e nível alto $(+)$. Imagine que se tenha três fatores A, B e C, cada um com dois níveis, consequentemente, tem-se 8 experimentos, que correspondem as combinações (a^-, b^-, c^-), (a^+, b^-, c^-), (a^-, b^+, c^-), e assim por diante. Um planejamento fatorial completo pode se tornar muito oneroso para ser concluído quando o número de fatores aumenta. Nesse caso, pode-se considerar uma fração dos experimentos. Se for a metade $(1/2)$, tem-se um planejamento fatorial meia-fração, representado por 2^{k-1}. Se for um quarto $(1/4)$, tem-se um planejamento fatorial duas-meias-frações, representado por 2^{k-2}. Assim, p-meias-frações $(1/2)^p$, resulta em 2^{k-p}, denominado *planejamento fatorial fracionado de dois níveis* ou, ainda, planejamento fatorial fracionado 2^{k-p}.

Se considerar no exemplo acima um fatorial fracionado 2^{3-1} (meia-fração), necessita-se de apenas 4 experimentos, isto é, metade do fatorial completo. Para gerar 4 experimentos são necessários dois fatores, escolhendo A e B, chega-se as seguintes combinações: (a^-, b^-), (a^+, b^-), (a^-, b^+) e (a^+, b^+). Assim, define-se as combinações dos níveis para os fatores A e B. Contudo, neste exemplo, os experimentos são formados por três fatores, sendo necessário especificar o nível do fator C em cada uma das quatro combinações. Para isso, multiplica-se os sinais em cada combinação, definindo, assim, o nível do fator C em cada uma delas, na ordem, obtém-se: c^+, c^-, c^- e c^+. Com isso, os 4 experimentos ficam assim estabelecidos (a^-, b^-, c^+), (a^+, b^-, c^-), (a^-, b^+, c^-) e (a^+, b^+, c^+).

Como o fator C foi obtido pelo produto dos fatores A e B, chega-se a expressão $C = AB$. Multiplicando-se cada lado dessa expressão por C, tem-se $C \times C = AB \times C$, que é conhecida como relação de definição do planejamento, expressa por $I = ABC$. Como tem três termos no lado direito, diz-se que o planejamento tem resolução III (CALADO; MONT-

GOMERY, 2003), sendo representado por 2^{3-1}_{III}, neste caso. Os experimentos mais comuns possuem resoluções III, IV e V (MONTGOMERY, 2000; CALADO; MONTGOMERY, 2003):

Na resolução III nenhum efeito principal é *confundido* com outros efeitos principais, contudo, efeitos principais são confundidos com efeitos de interação, que por sua vez podem ser confundidos entre si.

Na resolução IV nenhum efeito principal é confundido com outros efeitos principais ou efeitos de interação, contudo, efeitos interação podem ser confundidos entre si.

Na resolução V nenhum efeito principal é confundido com outros efeitos principais ou efeitos de interação, nem efeitos de interação são confundidos com outros efeitos de interação, contudo, efeitos de interação são confundidos com efeitos de interações de ordem superior.

No exemplo em análise, uma vez que tem resolução III, o efeito principal C é confundido com o efeito de interação AB, quando adotou-se $C = AB$ para gerar os níveis de C, não sendo possível distinguir um efeito do outro. Neste trabalho, sempre que possível, procurou-se utilizar pelo menos a resolução IV, que evita que efeitos principais sejam confundidos com efeitos de interação.

Essa abordagem de DOE, usando planejamento fatorial fracionado 2^{k-p}, reduz sobremaneira o número de experimentos necessários comparado com o fatorial completo. Por exemplo, um fatorial completo 2^8 realiza 256 experimentos, ou seja, 256 simulações, no caso de experimentos computacionais. Se for usado um fatorial fracionado 2^{8-3}_{IV} são necessários 32 experimentos, que representa uma redução considerável. Ainda assim, as informações relevantes são preservadas, especialmente porque apenas os efeitos de interações de ordem superior são desconsiderados.

4.2 Análise de experimentos em um exemplo passo-a-passo

Após definir a abordagem para gerar os experimentos, faz-se necessário discutir as métricas comumente usadas para analisá-los. Em se tratando de planejamento fatorial de dois níveis, as mais comuns são as estimativas de efeitos principais e de efeitos de interação, em alguns casos, pode-se complementar com a análise de variância (ANOVA[1]). Será utilizado um exemplo didático para explicar as métricas utilizadas para analisar os resultados obtidos com o planejamento de experimentos.

Considere a matriz de planejamento da Tabela 1 para um fatorial fracionado 2^{4-1}_{IV} ($I = ABCD$), incluindo as respostas de cada experimento (MONTGOMERY, 2000). Como

[1] Acrônimo de *analysis of variance*.

exemplo, pode-se imaginar que os fatores A, B, C e D correspondem, respectivamente, ao diâmetro, comprimento, rigidez axial e peso submerso de uma linha de ancoragem. Além disso, os níveis baixo $(-)$ e alto $(+)$ correspondem a dois valores de interesse. Uma combinação dos níveis dos fatores representa um experimento. Cada experimento (ou simulação) realizado produz uma resposta, por exemplo, força de tração no topo da linha de ancoragem. Os valores dos níveis de cada fator não são mostrados nessa tabela, pois a análise dos experimentos é realizada com base na resposta e no nível baixo e alto. O valor dos níveis dos fatores é importante apenas para realizar um experimento e produzir um resultado, ou mesmo mais de um. Portanto, para a análise de experimentos, os valores dos níveis são irrelevantes. Note que os níveis do fator D foram definidos pelo gerador $D = ABC$, uma vez que está sendo utilizada a relação $I = ABCD$. Lembrando o que foi colocado na seção anterior, isso significa que o nível de D em cada experimento é obtido pelo produto dos níveis ABC. Por exemplo, no experimento nº 3, o produto de ABC $(-+-)$, gera o fator D $(+)$.

Tabela 1 – Matriz de planejamento para 2^{4-1}_{IV} e respostas.

Experimento	A	B	C	$D = ABC$	Resposta
1	$-$	$-$	$-$	$-$	45
2	$+$	$-$	$-$	$+$	100
3	$-$	$+$	$-$	$+$	45
4	$+$	$+$	$-$	$-$	65
5	$-$	$-$	$+$	$+$	75
6	$+$	$-$	$+$	$-$	60
7	$-$	$+$	$+$	$-$	80
8	$+$	$+$	$+$	$+$	96

Apenas a título informativo, deve-se registrar que existe uma sistemática para gerar a matriz de planejamento. No entanto, não é objetivo deste trabalho trazer este tema a discussão. Para mais informações, sugere-se o manual de métodos estatísticos do Instituto Nacional de Padrões e Tecnologia dos EUA, que está disponível em <http://www.itl.nist.gov/div898/handbook/>, cujas matrizes podem ser obtidas diretamente acessando <http://www.itl.nist.gov/div898/handbook/pri/section3/pri3347.htm>.

4.2.1 Efeitos principais

A primeira métrica que será calculada, e talvez a mais importante, chama-se estimativa de efeito principal, que corresponde ao efeito do fator individualmente. Para calcular, deve-se agrupar as respostas em níveis baixo e alto, tomando como exemplo o fator A, onde o A^- representa o grupo de respostas ao nível baixo e A^+ o grupo de respostas ao nível alto. Por conseguinte, $A^- = \{45, 45, 75, 80\}$ e $A^+ = \{100, 65, 60, 96\}$. Para obter o efeito de A, deve-se calcular a média dos valores de A^+ e A^- e subtraí-las nessa ordem. Assim, o efeito de A é calculado fazendo $80{,}25 - 61{,}25$, que resulta em

19,0. Repetindo esse procedimento para os demais fatores, pode-se reuni-los na Tabela 2. Inspecionando as informações dessa tabela, não é irrazoável concluir que os efeitos A, C e D são maiores.

Tabela 2 – Estimativas de efeitos principais.

Termo	Estimativa
A	19,00
B	1,50
C	14,00
D	16,50

4.2.2 Efeitos de interação

É importante também considerar uma outra métrica, a estimativa de efeito de interação, que representa os efeitos dos fatores combinados. Para facilitar a explicação, constrói-se uma tabela complementar[2] a Tabela 1 com as interações de segunda ordem, isto é, aquelas que envolvem dois fatores, mostrada na Tabela 3. Nessa tabela, tem-se todas as combinações dois a dois dos fatores A, B, C e D. Os níveis baixo e alto foram obtidos pelos produtos dos fatores envolvidos na interação, por exemplo, a interação AB corresponde ao produto dos fatores A e B da Tabela 1.

Tabela 3 – Interações de segunda ordem.

AB	AC	AD	BC	BD	CD	Resposta
+	+	+	+	+	+	45
−	−	+	+	−	−	100
−	+	−	−	+	−	45
+	−	−	−	−	+	65
+	−	−	−	−	+	75
−	+	−	−	+	−	60
−	−	+	+	−	−	80
+	+	+	+	+	+	96

Agora, de maneira análoga ao cálculo do efeito principal, deve-se agrupar as respostas pelos níveis baixo e alto para cada interação. Assim, tomando como exemplo a interação AB, tem-se que $AB^- = \{100, 45, 60, 80\}$ e $AB^+ = \{45, 65, 75, 96\}$. Portanto, calculando as médias de AB^- e AB^+, o efeito de interação AB é calculado fazendo $70{,}25 - 71{,}25$, que resulta em $-1{,}0$. Continuando esse mesmo procedimento para as demais interações de segunda ordem, sumariza-se na Tabela 4 todos os efeitos de interação de segunda ordem.

Analisando a tabela, percebe-se que existem valores iguais, a exemplo das interações AB e CD. Isso não é coincidência, observa-se na Tabela 3 que a ordem dos sinais de AB

[2] Não confundir a Tabela 3 com uma matriz de planejamento de experimentos. As respostas apresentadas nessa tabela correspondem aos experimentos realizados e mostrados na Tabela 1.

Tabela 4 – Estimativas de efeitos de interação.

Termo	Estimativa
AB	$-1{,}00$
AC	$-18{,}50$
AD	$19{,}00$
BC	$19{,}00$
BD	$-18{,}50$
CD	$-1{,}00$

e CD é a mesma. Na verdade era esperado, já que o exemplo em análise tem resolução IV (Seção 4.1) e, portanto, trata-se de um fatorial fracionado 2^{4-1}_{IV} ($I = ABCD$).

Assim, utilizando a relação de definição do planejamento fatorial, pode-se identificar as interações confundidas ou *superpostas* entre si, por exemplo, multiplicando os dois lados da relação $I = ABCD$ por AB, tem-se $AB \times I = AB \times ABCD = A^2B^2CD = CD$, ou seja, $AB = CD$. Para as interações AC e AD, obtém que $AC = BD$ e $AD = BC$. Pode-se fazer a mesma coisa com os efeitos principais, que são confundidos com efeitos de interação de ordem superior. De forma análoga, tem-se $A \times I = A \times ABCD = A^2BCD = BCD$, isto é, $A = BCD$, além disso, $B = ACD$, $C = ABD$ e $D = ABC$.

Para uma melhor análise, consolida-se as Tabelas 2 e 4 considerando as estimativas de efeitos e as superposições de efeitos, conforme a Tabela 5, que está usando a notação tradicional para indicar efeitos superpostos (MONTGOMERY, 2000). Agora, pode-se analisar os efeitos principais e de interação de um ângulo melhor. Como dito acima, os efeitos principais importantes são referentes a A, C e D, então, pela análise da Tabela 5, é natural concluir que as interações significantes mais prováveis são AC e AD, em detrimento das superposições BD e BC, respectivamente. Em relação a isso, Montgomery (2000), em alusão a *lei da parcimônia*[3], disse

> "*um princípio científico em que quando uma interpretação é confrontada com várias interpretações diferentes possíveis de um fenômeno, a interpretação mais simples é geralmente a correta*" (em tradução livre).

Diante disso, para a finalidade que está sendo utilizado o DOE, o fator B não seria considerado como uma variável de projeto para o estudo de otimização.

Antes de prosseguir, ressalta-se que existe uma forma prática de calcular as estimativas de efeito, relacionado as repostas com o sinal do nível de cada fator, assim, para o efeito de A, tem-se $\ell_A = \frac{1}{4}(-45 + 100 - 45 + 65 - 75 + 60 - 80 + 96) = 19{,}00$. Da mesma forma, com a interação AB o efeito é $\ell_{AB} = \frac{1}{4}(+45 - 100 - 45 + 65 + 75 - 60 - 80 + 96) = -1{,}00$. Note que não é uma média aritmética, mas a subtração de duas médias, da média ao nível alto das respostas pela média ao nível baixo, por isso, divide-se por 4 nesse caso.

[3] Também conhecida como Ockham's razor, em referência ao inglês William de Ockham.

Tabela 5 – Estimativas de efeitos e superposição.

Termo	Estimativa	Estruturas superpostas
A	$\ell_A =$ 19,00	$\ell_A \rightarrow \boldsymbol{A} + BCD$
B	$\ell_B =$ 1,50	$\ell_B \rightarrow B + ACD$
C	$\ell_C =$ 14,00	$\ell_C \rightarrow \boldsymbol{C} + ABD$
D	$\ell_D =$ 16,50	$\ell_D \rightarrow \boldsymbol{D} + ABC$
AB	$\ell_{AB} =$ −1,00	$\ell_{AB} \rightarrow AB + CD$
AC	$\ell_{AC} =$ −18,50	$\ell_{AC} \rightarrow \boldsymbol{AC} + BD$
AD	$\ell_{AD} =$ 19,00	$\ell_{AD} \rightarrow \boldsymbol{AD} + BC$

4.2.3 Análise de variância

Complementa-se o estudo com a análise de variância (ANOVA), que é uma técnica estatística usada para quantificar a parcela da variabilidade total que é devida a cada fator e à interação entre eles. Ela pode ser utilizada para confirmar as interpretações realizadas sobre os efeitos principais e de interação. A ANOVA consiste de testes de hipóteses simultâneos para determinar se algum dos efeitos são estatisticamente significantes. Para isso, constrói-se uma *tabela da análise de variância*, que inclui a soma de quadrados, graus de liberdade[4], quadrados médios e o valor F (LINDMAN, 2012) para várias fontes de variação. Existem vários softwares de estatística excelentes que são úteis na análise de planejamento fatorial de dois níveis, auxilando na elaboração da tabela da ANOVA. Neste trabalho, utilizou-se o R <https://www.r-project.org/>, que é um ambiente de programação para cálculos estatísticos gratuito, largamente utilizado pela comunidade científica.

De toda forma, mostra-se a construção da tabela para o exemplo em questão. A abordagem dada aqui é prática e específica para planejamento fatorial de dois níveis. O primeiro passo envolve calcular a soma de quadrados para todos os fatores e suas interações. Para isso, calcula-se a média de todas as respostas (Tabela 1), que neste caso corresponde ao valor $\bar{y} = 70{,}75$. Exemplificando para o fator A, conforme Seção 4.2.1, a média ao nível baixo e alto são, respectivamente, $\bar{y}_{A^-} = 61{,}25$ e $\bar{y}_{A^+} = 80{,}25$. Como o tamanho da amostra para cada nível é quatro, tem-se $n_A = 4$. Com isso, calcula-se a soma de quadrados para o fator A desta forma $SS_A = n_A\left(\bar{y}_{A^-} - \bar{y}\right)^2 + n_A\left(\bar{y}_{A^+} - \bar{y}\right)^2$, portanto, $SS_A = 4\left(61{,}25 - 70{,}75\right)^2 + 4\left(80{,}25 - 70{,}75\right)^2 = 722$. Analogamente, pode-se fazer para todas as estimativas da Tabela 5, resultando na Tabela 6. Percebe-se uma correspondência dos valores em destaque na tabela com o que foi visto anteriormente (Tabela 5), chegando-se a mesma conclusão quanto aos efeitos revelantes.

Portanto, o modelo da análise de variância é definido pelas variáveis em destaque

[4] Em estatística, os graus de liberdade correspondem a uma quantidade de valores em um cálculo que podem variar. Imagine que a média de um conjunto de dados é 25, com valores 20, 10 e três valores desconhecidos (x, y e z). Esses valores podem ser distintos e, portanto, tem-se a expressão $(20 + 10 + x + y + z)/5 = 25$, ou ainda, $z = 95 - x - y$. Isso mostra que precisamos definir x e y para determinar o valor de z, consequentemente, tem-se dois graus de liberdade.

Tabela 6 – Soma de quadrados para os efeitos principais e de interação.

Variável	Soma de quadrados
A	**722,0**
B	4,5
C	**392,0**
D	**544,5**
$AB + CD$	2,0
$\boldsymbol{AC} + BD$	**684,5**
$\boldsymbol{AD} + BC$	**722,0**
Total	3.071,5

na Tabela 6. Dessa forma, a soma de quadrados do modelo é $SS_{\text{Modelo}} = SS_A + SS_C + SS_D + SS_{AC} + SS_{AD} = 3.065{,}0$, correspondendo a uma variabilidade total acima de 99%, uma vez que a soma de quadrados total é $SS_T = 3.071{,}5$. Assim, diante do que já foi colocado é possível construir a tabela da ANOVA, sendo apresentada na Tabela 7.

Tabela 7 – Análise de variância.

Fonte de variação	Soma de quadrados	Graus de liberdade	Quadrado médio	Valor F	Valor-p	Significância
A	722,0	1	722,0	222,2	0,00447	$< 0{,}01$
C	392,0	1	392,0	120,6	0,00819	$< 0{,}01$
D	544,5	1	544,5	167,5	0,00592	$< 0{,}01$
AC	684,5	1	684,5	210,6	0,00471	$< 0{,}01$
AD	722,0	1	722,0	222,2	0,00447	$< 0{,}01$
Resíduos	6,5	2	3,3			
Total	3.071,5	7				

Com relação ao seu conteúdo, percebe-se que foram transcritos os valores da Tabela 6 referentes às somas de quadrados dos efeitos considerados importantes, assim como a soma de quadrados total. Já a soma de quadrados dos resíduos é dada por $SS_{\text{Resíduo}} = SS_T - SS_{\text{Modelo}} = 6{,}5$. Com relação aos graus de liberdade para as fontes de variação, deve-se fazer o número de níveis menos um, como o estudo envolve dois níveis por fator, o grau de liberdade é igual a um. De forma semelhante, o número de graus de liberdade total é dado pelo tamanho do experimento menos um, como foram realizados 8 experimentos, o total de graus de liberdade é igual a 7. Para os resíduos, calcula-se a diferença entre o total e a soma dos graus de liberdade das fontes de variação, ou seja, a diferença entre 7 e 5, resultando em dois graus de liberdade. O quadrado médio, nada mais é que a divisão da soma de quadrados pelo respectivo graus de liberdade. Para encontrar o valor F, deve-se dividir o quadrado médio de cada fonte de variação pelo quadrado médio dos resíduos. Por fim, chega-se ao valor-p, que corresponde a probabilidade na cauda superior da distribuição F. O valor-p é calculado através da função de distribuição acumulada de F, sendo necessário para isso o valor F, o grau de liberdade respectivo, e o grau de liberdade dos resíduos. Para avaliação do valor-p, pode-se usar as tabelas

da distribuição F comumente encontrada em livros de estatística ou através de pacotes computacionais de estatística, estando disponível também em planilhas eletrônicas como o Excel e o OpenOffice Calc.

De posse desses resultados, a análise é concentrada no valor-p, quando ele é pequeno, menor que 0,1 ou 0,05, a estimativa de efeito do fator é estatisticamente significante. Portanto, neste caso, confirmando os resultados anteriores, os efeitos dos fatores A, C e D, assim como as interações AC e AD são estatisticamente significantes.

O uso de DOE no contexto deste trabalho será mostrado no Capítulo 6, referente aos estudos de caso. Pode-se adiantar que os objetivos esperados com o uso de DOE foram alcançados. Com ele foi possível identificar os fatores mais importantes, permitindo descartar aqueles considerados irrelevantes. Isso possibilitou a redução do número de variáveis de projeto para o processo de otimização em alguns dos estudos de caso.

5 Otimização aplicada a sistemas de ancoragem truncado

Este capítulo visa descrever o problema de otimização relacionado à obtenção de sistemas de ancoragem equivalentes em profundidade truncada. Como já foi comentado no Capítulo 1, o sistema de ancoragem equivalente está inserido na metodologia dos ensaios híbridos. Essa metodologia, tem como objetivo viabilizar ensaios experimentais, em escala reduzida, de sistemas *offshore* instalados em águas profundas e ultraprofundas em que não seja viável empregar as técnicas convencionais para construção de modelos reduzidos.

Como exemplo desse cenário, tem-se o Campo de Lula (antigo Campo de Tupi), na Bacia de Santos, descoberto em julho de 2006, que possui profundidade superior a 2.000 m. Na escala 1:100, seria necessário um tanque oceânico com pelo menos 20 m de profundidade para ensaiar uma plataforma com suas linhas de ancoragem. Os maiores tanques oceânicos disponíveis ao redor do mundo não chegam a essa profundidade. O tanque do MARINTEK, na Noruega, e do MARIN, na Holanda, possuem profundidades de 10 m e LabOceano, no Brasil, possui 15 m.

Algumas estratégias vêm sendo utilizadas para contornar esse problema, como aquelas vistas na Seção 1.2. Os ensaios híbridos têm se destacado, conforme discutido na referida seção, sendo classificados em sistema híbrido ativo e sistema híbrido passivo.

Este trabalho está inserido no contexto do sistema híbrido passivo (Figura 4), mais precisamente na definição do projeto do sistema truncado. Pesquisas envolvendo a utilização de métodos de otimização para obtenção do sistema truncado têm sido realizadas nos últimos anos, como: Fylling e Stansberg (2005), Zhang et al. (2009), Zhang et al. (2012), Zhang, Huang e Guan (2014), Fan, Qiao e Ou (2012), Fan, Qiao e Ou (2014), Molins et al. (2015) e Felix-Gonzalez e Mercier (2016).

Fylling e Stansberg (2005) definem a função objetivo como uma diferença ponderada das forças de restauração entre o sistema truncado e completo com o objetivo de encontrar um sistema de ancoragem equivalente que preserve as características hidrodinâmicas do navio. O projeto truncado utilizado nesse estudo é complexo, com inclusão de boias, poitas e molas, necessitando de experiência para definir os componentes da linha truncada. De uma maneira geral, os trabalho de Zhang et al. (2009), Zhang et al. (2012), Zhang, Huang e Guan (2014) e Molins et al. (2015) expressam a função objetivo como a soma da diferença ponderada das forças de restauração e de tração das linhas de ancoragem, entre os sistemas truncado e completo, com o objetivo de manter as características estáticas entre esses sistemas. Felix-Gonzalez e Mercier (2016) definem a função objetivo como a

soma ponderada da raiz do erro médio quadrático entre os sistemas truncado e completo, envolvendo a força de restauração horizontal em *surge*, os deslocamentos em *sway* e *heave*, e as rotações em *roll*, *pitch* e *yaw*. Ressalta-se que o processo de otimização utilizado nos trabalhos acima considera apenas o ajuste da resposta estática entre os sistemas truncado e completo.

Entretanto, Chen et al. (2000) afirmam que um sistema de ancoragem não somente proporciona forças de restauração estática à estrutura ancorada, mas também interage com ela dinamicamente, especialmente em águas profundas. Além disso, como dito por Waals e van Dijk (2004), em geral, a dinâmica das linhas de ancoragem são subestimadas pelo uso do sistema de ancoragem truncado, o que possivelmente vai levar a diferenças nas respostas do movimento flutuante. Assim, com o objetivo de minimizar as diferenças entre os sistemas dinâmicos truncado e completo, torna-se necessário realizar um ajuste entre a resposta dinâmica desses sistemas.

Nesse sentido, Fan, Qiao e Ou (2012) e Fan, Qiao e Ou (2014) adicionam um termo na função objetivo para considerar características de amortecimento, que por sua vez refletem em características dinâmicas entre os sistema de ancoragem truncado e completo. Para isso, utilizou-se um método quase-estático para calcular o amortecimento induzido pelo sistema de ancoragem (BAUDUIN; NACIRI, 2000). Contudo, são negligenciadas as forças inerciais presentes na análise dinâmica.

Diante do que foi exposto, busca-se neste trabalho uma abordagem que envolva tanto as características estáticas como as dinâmicas do sistema completo. Para isso, faz-se necessário conhecer os aspectos que influenciam a concepção do sistema truncado, procurando obter as mesmas respostas de movimento do flutuante nos dois sistemas. Assim, o sistema de ancoragem truncado deve ter preferencialmente uma semelhança com as propriedades físicas do sistema completo (STANSBERG; ORMBERG; ORITSLAND, 2002). Para isso, o projeto do sistema de ancoragem truncado deve conseguir modelar as seguintes características, nessa ordem de prioridade, recomendadas por Stansberg, Ormberg e Oritsland (2002):

1. a característica da força de restauração horizontal;
2. o acoplamento quase-estático entre as respostas do flutuador (por exemplo, entre *surge* e *pitch* para o caso semissubmersível);
3. o amortecimento do sistema de ancoragem e *riser* em termos de onda e de forças de correnteza (por exemplo, ajustamento dos diâmetros efetivos dos sistemas de ancoragem e *risers*);
4. as características individuais de tração nas linhas (pelo menos quase-estático).

Para a modelagem dessas características será utilizada uma abordagem diferente dos trabalhos discutidos, que tratam o problema (quase) estaticamente. Portanto, na abordagem proposta o projeto do sistema de ancoragem equivalente na profundidade truncada é divido em duas etapas: (i) na primeira, ajusta-se o projeto do sistema truncado quanto à resposta estática do sistema, procurando atender as características 1 e 4 das recomendações anteriormente mencionada; (ii) na segunda, ajusta-se o projeto truncado quanto à resposta dinâmica, buscando atender, principalmente, as características 2 e 3.

Uma abordagem semelhante pode ser vista em Waals e van Dijk (2004), que utiliza um método iterativo para encontrar o melhor ajuste do sistema truncado. Entretanto, os autores afirmam que o método adotado traz algumas limitações, especialmente relacionadas com alguns sistemas em águas ultraprofundas, que utilizam linhas de ancoragem com baixa rigidez (como o poliéster) e com grande fator de truncamento.

Diante disso, será aplicada a otimização de projetos para ajustar tanto as respostas estáticas do sistema truncado como as respostas dinâmicas, utilizando o Dynasim como ferramenta de simulação numérica, que possui formulação para tratamento de linhas com poliéster (ROSSI, 2002). Além disso, a abordagem proposta será avaliada em estudos de caso envolvendo sistemas de ancoragem em águas profundas e ultraprofundas, para diferentes arranjos de linhas e tipo de material (como amarras, cabos de aço e cordoalha de poliéster), para vários fatores de truncamento, e para dois tipos de plataforma FPSO e semissubmersível.

No próximo item é apresentado o problema de otimização, definindo a função objetivo e as variáveis de projeto para os ajustes estático e dinâmico, considerando as recomendações de Stansberg, Ormberg e Oritsland (2002).

É importante dizer que os *riser* não foram considerados na modelagem do presente estudo. Contudo, acredita-se que teriam tratamento semelhante as linhas de ancoragem, uma vez que as formulações presentes nos simuladores, como o Dynasim, não fazem distinção entre um tipo e outro. Ou seja, do ponto de vista de uma análise global, os dois tipos de estruturas têm comportamentos semelhantes.

5.1 Modelo de otimização

Inicialmente, considera-se o modelo matemático que representa o problema geral de otimização como descrito abaixo:

$$\begin{cases} \text{Minimize} & f(\mathbf{x}) & \mathbf{x} \in \Re^n \\ \\ \text{Sujeito a:} & h_k(\mathbf{x}) = 0 & k = 1, \ldots, l \\ & g_j(\mathbf{x}) \leq 0 & j = 1, \ldots, m \\ & x_i^{\text{inf}} \leq x_i \leq x_i^{\text{sup}} & i = 1, \ldots, n \end{cases} \tag{5.1}$$

que pode ser expresso em linguagem coloquial como:

> Minimize a função objetivo f, sujeito a l restrições de igualdade, m restrições de desigualdade, com n variáveis x_i de projeto situadas entre os limites inferior (x_i^{inf}) e superior (x_i^{sup}).

No entanto, neste trabalho, não foram consideradas as restrições de igualdade (h_k) ou de desigualdade (g_j), sendo o modelo matemático definido como um problema de otimização com restrição de limite[1] (ARORA, 2011), dado por

$$\begin{cases} \text{Minimize} \quad f(\mathbf{x}) & \mathbf{x} \in \Re^n \\ \\ \text{Sujeito a:} \quad x_i^{\text{inf}} \leq x_i \leq x_i^{\text{sup}} & i = 1, \ldots, n \end{cases} \tag{5.2}$$

Na seção seguinte são apresentadas e discutidas as variáveis de projeto e as funções objetivos adotadas na otimização, objetivando encontrar um projeto ótimo do sistema de ancoragem truncado que consiga reproduzir as mesmas características estáticas e dinâmicas do sistema completo. Define-se um vetor de variáveis de projeto ($\mathbf{x}$) para o ajuste da resposta estática e outro para o ajuste da resposta dinâmica. Como será visto adiante, no caso do ajuste estático, o vetor é formado pelo do comprimento (L), da rigidez axial (EA) e do peso submerso por unidade de comprimento ($Wsub$) para cada segmento de cada linha. Assim, o vetor pode ser escrito como: $\mathbf{x} = \{L_{11},\ EA_{11},\ Wsub_{11},\ L_{12},\ EA_{12},\ Wsub_{12},\ \ldots,\ L_{1r},\ EA_{1r},\ Wsub_{1r},\ \ldots,\ L_{mr},\ EA_{mr},\ Wsub_{mr}\}$, onde m representa o número de linhas e r representa o número de segmento por linha. No caso do ajuste dinâmico, o vetor é formado pela massa (M) de cada segmento para cada linha, sendo escrito como: $\mathbf{x} = \{M_{11},\ M_{12},\ \ldots,\ M_{1r},\ \ldots,\ M_{mr}\}$, onde m representa o número de linhas e r representa o número de segmento por linha.

5.1.1 Variáveis de projeto

As variáveis de projeto devem permitir que a otimização possa ajustar a resposta do sistema truncado à resposta do sistema completo. Portanto, as variáveis de projeto referem-se aos parâmetros do sistema truncado, sendo necessário estabelecer valores iniciais para esses parâmetros. Waals e van Dijk (2004) utilizam uma técnica baseada no conceito de escala geométrica do formato da linha. Para isso, faz-se necessário calcular o fator de truncamento (λ), que é definido pela razão entre a profundidade da água do sistema completo (WD_{F}) e a profundidade da água do sistema truncado (WD_{T}), como

$$\lambda = \frac{WD_{\text{F}}}{WD_{\text{T}}} \tag{5.3}$$

[1] Tradução livre do termo em inglês: *bound-constrained optimization problem.*

Os subscritos 'F' e 'T' serão usados para indicar, respectivamente, parâmetros do sistema completo e truncado.

A profundidade truncada (WD_{T}) é dependente da profundidade do tanque oceânico e do fator de escala utilizado para o modelo reduzido. Por exemplo, para um ensaio na escala 1:70 em um tanque de laboratório oceânico de 10 m de profundidade, deve-se multiplicar o fator de escala (70) pela profundidade do tanque (10 m) resultando profundidade truncada máxima de 700 m.

O fator de truncamento também poderia ser definido pela relação do raio de ancoragem, especialmente nos sistemas de ancoragem em águas rasas, que não faz parte do escopo deste trabalho.

5.1.1.1 Ajuste da resposta estática

A similaridade da resposta estática entre os sistemas truncado e completo é obtida pelo ajustamento do comprimento (L), da rigidez axial (EA) e do peso submerso por unidade de comprimento ($Wsub$).

Assim, com base no conceito de escala geométrica (WAALS; VAN DIJK, 2004), o projeto inicial do sistema de ancoragem truncado é definido por

$$L_{\mathrm{T}} = \frac{L_{\mathrm{F}}}{\lambda} \tag{5.4}$$

$$EA_{\mathrm{T}} = \frac{EA_{\mathrm{F}}}{\lambda} \tag{5.5}$$

$$Wsub_{\mathrm{T}} = \lambda Wsub_{\mathrm{F}} \tag{5.6}$$

5.1.1.2 Ajuste da resposta dinâmica

A busca pela similaridade da resposta dinâmica entre os sistemas truncado e completo é realizada pelo ajustamento do diâmetro (D) e da massa (M).

Assim, seguindo o que foi proposto por Waals e van Dijk (2004), o valores iniciais são definidos por

$$D_{\mathrm{T}} = \sqrt{\lambda}\, D_{\mathrm{F}} \tag{5.7}$$

$$M_{\mathrm{T}} = \lambda M_{\mathrm{F}} \tag{5.8}$$

Ressalta-se que o diâmetro, a massa e peso submerso estão acoplados pelo empuxo. Assim, na prática, entre o diâmetro e a massa, deverá ser escolhido aquele que será ajustado

no processo de otimização dinâmica, de modo que não irá afetar o comportamento estático. Neste trabalho, optou-se pelo ajuste da massa, sendo o diâmetro calculado pela massa e o peso submerso.

5.1.2 Função objetivo

Com o intuito de atender as características recomendadas para o projeto do sistema de ancoragem truncado e seguindo a abordagem proposta, define-se duas funções objetivos: (i) uma que permita ajustar o sistema truncado quanto a resposta estática; (ii) e outra que possibilite o ajuste da resposta dinâmica.

5.1.2.1 Ajuste da resposta estática

A função objetivo apresentada nas Equações (5.9) a (5.11), buscando atender os requisitos estáticos para projeto do sistema truncado, foi idealizada para ajustar simultaneamente a força de restauração e a tração de topo das linhas de ancoragem.

Assim, a função objetivo é escrita como a soma ponderada da força de restauração e das trações das linhas, a fim de minimizar a diferença quadrática entre os sistemas de ancoragem truncado e completo como mostrado abaixo

$$f(\mathbf{x}) = \frac{v}{n}\sum_{i=1}^{n}\left[H_i(\mathbf{x})\right]^2 + \frac{1-v}{m}\sum_{j=1}^{m}\left[\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\left[T_{ij}(\mathbf{x})\right]^2\right] \tag{5.9}$$

com

$$H_i(\mathbf{x}) = \frac{h_i^{\mathrm{T}}(\mathbf{x}) - h_i^{\mathrm{F}}}{\max \mathbf{h^F}} \tag{5.10}$$

$$T_{ij}(\mathbf{x}) = \frac{t_{ij}^{\mathrm{T}}(\mathbf{x}) - t_{ij}^{\mathrm{F}}}{\max \mathbf{t_j^F}} \tag{5.11}$$

onde:

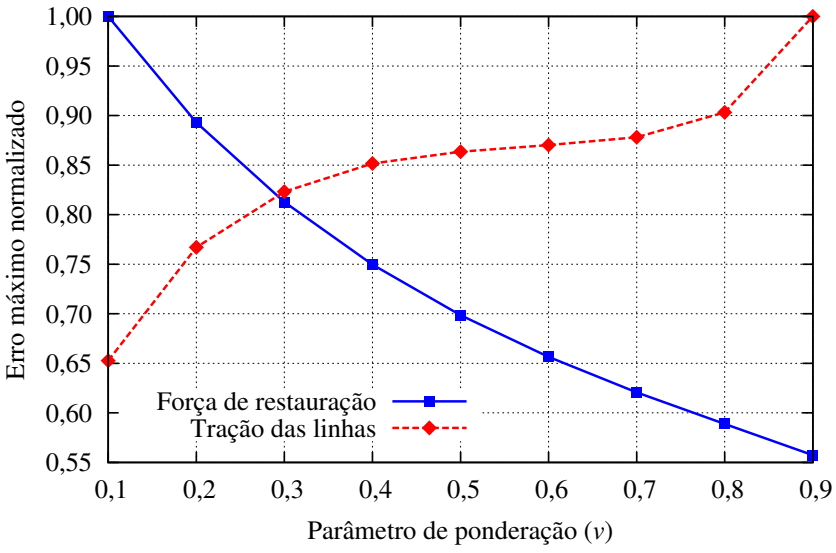
- v representa o parâmetro de ponderação para a força de restauração;
- $(1-v)/m$ representa o parâmetro de ponderação para tração da linha individualmente;
- i representa o i-ésimo passo de *offset*;
- n é o número total de passos de *offset*;
- j representa a j-ésima linha;
- m é o número total de linhas,

- h_i^{F} e $h_i^{\mathrm{T}}(\mathbf{x})$ representam, respectivamente, a força de restauração do sistema truncado e completo no i-ésimo passo de *offset*;
- t_{ij}^{F} e $t_{ij}^{\mathrm{T}}(\mathbf{x})$ representam, respectivamente, a tração de topo da linha do sistema truncado e completo no i-ésimo passo de *offset* para a j-ésima linha;
- $H_i(\mathbf{x})$ corresponde ao resíduo de força de restauração normalizada pela força de restauração máxima no sistema completo;
- $T_{ij}(\mathbf{x})$ corresponde ao resíduo de tração da linha normalizada pela tração máxima no sistema completo da j-ésima linha.

Considera-se um passo de *offset* constante com valor de 10 m, sendo aplicado 10 passos nos dois sentidos na direção *surge*, resultando em um *offset* máximo de 100 m em cada sentido.

Um estudo paramétrico para determinar o parâmetro de ponderação (v) foi realizado utilizando o Caso 1 (Seção 6.1). Avaliou-se o erro máximo da força de restauração e o erro máximo da tração de todas as linhas para uma variação do parâmetro de ponderação entre 0,1 e 0,9. Para comparar a evolução do erro, normalizou-se cada curva e traçou-as no gráfico da Figura 24. Pode-se ver que as curvas se cruzam em torno de $v = 0{,}3$. Significa que este valor do parâmetro de ponderação conduz simultaneamente para o mesmo nível de erro da força de restauração e de tração das linhas. Diante disso, neste trabalho, considerou-se o valor de 0,3 para o parâmetro de ponderação em todos os estudos de casos. Os resultados obtidos utilizando essa ponderação foram excelentes, como será visto no Capítulo 6.

Figura 24 – Definição do parâmetro de ponderação (v).



5.1.2.2 Ajuste da resposta dinâmica

Procurando atender os requisitos dinâmicos para o projeto do sistema truncado, comentado no preâmbulo deste capítulo, idealizou-se uma função objetivo que permitisse ajustar, ao mesmo tempo, a força de restauração, as posições em *surge*, *sway* e *heave*, e as rotações em *roll*, *pitch* e *yaw*.

Da mesma forma, escreve-se uma função objetivo ponderada com o intuito de minimizar a diferença quadrática entre os sistemas truncado e completo como mostrado abaixo

$$f(\mathbf{x}) = \frac{w}{N}\sum_{i=1}^{N}\left[H_i(\mathbf{x})\right]^2 + \sum_{j=1}^{6}\left[\frac{w_j}{N}\sum_{i=1}^{N}\left[M_{ij}(\mathbf{x})\right]^2\right] \tag{5.12}$$

com

$$H_i(\mathbf{x}) = \frac{h_i^{\mathrm{T}}(\mathbf{x}) - h_i^{\mathrm{F}}}{\max \mathbf{h^F}} \tag{5.13}$$

$$M_{ij}(\mathbf{x}) = \frac{m_{ij}^{\mathrm{T}}(\mathbf{x}) - m_{ij}^{\mathrm{F}}}{\max \mathbf{m_j^F}} \tag{5.14}$$

e

$$w + \sum_{j=1}^{6} w_j = 1 \tag{5.15}$$

onde:

- i representa o passo de simulação;
- N é número total de passos da simulação;
- j representa os graus de liberdade do flutuante, nessa ordem: *surge*, *sway*, *heave*, *roll*, *pitch* e *yaw*;
- w é o parâmetro de ponderação para a força de restauração;
- w_j é o parâmetro de ponderação para a posição/rotação do flutuante no j-ésimo grau de liberdade;
- $H_i(\mathbf{x})$ representa o resíduo da força de restauração normalizado pela força de restauração máxima no sistema completo;
- $M_{ij}(\mathbf{x})$ representa o resíduo da posição/rotação do flutuador normalizada pela posição/rotação máxima no sistema completo para o j-ésimo grau de liberdade;
- h_i^{F} e $h_i^{\mathrm{T}}(\mathbf{x})$ representam, respectivamente, a força de restauração no sistema completo e truncado para o i-ésimo passo de simulação;

- m_{ij}^{F} e $m_{ij}^{\mathrm{T}}(\mathbf{x})$ representam, respectivamente, a posição/rotação no sistema completo e truncado para o i-ésimo passo de simulação do j-ésimo grau de liberdade.

Em função do tipo de plataforma e do sistema de ancoragem, pode-se adequar a função de objetivo para que tenha apenas movimentos (*surge*, *sway*, *heave*, *roll*, *pitch* e *yaw*) relevantes. Por exemplo, considerando um FPSO ancorado em catenária, pode-se negligenciar os movimentos fora do plano horizontal, mantendo apenas as posições em *surge* e *sway* e a rotação em *yaw*.

Neste trabalho, os parâmetros de ponderação w e $\sum_{j=1}^{6} w_j$ foram considerados de igual valor. Acredita-se que tanto a força de restauração como os movimentos nos seis graus de liberdade do flutuante tenham o mesmo nível de importância. Poderia ser evitado o uso de ponderação através de otimização multiobjetivo o que resultaria em soluções ótimas de Pareto (MOTTA; AFONSO; LYRA, 2012). Entretanto, essa abordagem não foi usada nesta tese.

5.2 Ferramenta Dakota para otimização de projetos

A ferramenta de otimização Dakota (ADAMS et al., 2009) foi utilizada neste estudo, em sua versão 5.4, desenvolvida pelo Sandia National Laboratories[2], estando disponível sob a licença LGPL[3] de software livre, permitindo inclusive acesso ao código-fonte. Como o Dakota é desenvolvido sob a filosofia da programação orientada a objetos, o acesso ao código possibilita a contribuição pontual no sistema, através da criação de classes e métodos, bem como permite eventuais verificações/correções de implementação. Na página eletrônica do projeto[4], também estão disponíveis binários para os sistemas operacionais GNU/Linux, Mac OS® e Windows®. Entre outras características, as duas mais relevantes para a escolha desta ferramenta foram: (i) fácil acoplamento com simuladores não-comerciais; (ii) recursos para computação de alto desempenho.

O Dakota possui uma variedade de métodos e estratégias que podem ser aplicados em estudos paramétricos, quantificação de incertezas, calibração, planejamento de experimentos e otimização. Qualquer algoritmo de otimização do Dakota pode ser aplicado para problemas de calibração (ADAMS et al., 2014), mas o método dos mínimos quadrados não lineares é o mais adequado para esse fim. Portanto, essa será a estratégia de otimização adotada, pois ela explora a estrutura da soma dos quadrados da função objetivo (GILL; MURRAY; WRIGHT, 1981), definidas na seção anterior. Assim, espera-se ajustar as variáveis de projeto tendo em vista a maximização da concordância entre a resposta dos sistemas truncado e completo.

[2] <http://www.sandia.gov/>
[3] <http://www.gnu.org/licenses/lgpl.html>
[4] <http://dakota.sandia.gov>

Dentre os métodos específico de mínimos quadrados do Dakota, optou-se pelo o método NL2SOL (DENNIS JR; GAY; WELSCH, 1981; GAY, 1990), que é um algoritmo de mínimos quadrados não lineares de domínio público, não sendo necessária licença para uso no Dakota. NL2SOL utiliza um método de região de confiança, sendo visto como uma generalização do algoritmo de Levenberg-Marquardt (MORÉ, 1978). Para o processo de otimização, os valores padrão especificado pelo Dakota foram adotados.

5.2.1 Detalhando acoplamento entre Dakota e um simulador

Uma das grandes vantagens do Dakota está relacionada com a capacidade dele se acoplar a outros simuladores, incluindo não-comerciais, usando uma interface de *script* genérica fornecida pelo Dakota. É disponibilizado juntamente com o Dakota exemplos de acoplamento com: Abaqus, Nastran, Python, VisualBasic e Matlab.

Será detalhado a seguir o procedimento necessário para acoplar o Dakota a um simulador qualquer, através de um simples exemplo didático. Suponha que o simulador, denominado por FunQuad, seja responsável pelo cálculo da função polinomial do segundo grau $f(x) = (x-5)^2$, cujo código fonte é mostrado na Listagem 1. Pode-se ver que o simulador lê o arquivo passado como argumento, que contém apenas o valor da variável x, faz o cálculo, ou seja, avalia a função $f(x)$, e, por fim, escreve o resultado no arquivo `output.txt`.

Listagem 1 – Código do simulador FunQuad (`funquad.cpp`).

```
1  #include <fstream>
2
3  using namespace std;
4
5  int main(int argc, char *argv[])
6  {
7     double x;
8
9     ifstream entrada(argv[1]);
10    entrada >> x;
11    entrada.close();
12
13    double y = (x - 5)*(x - 5);
14
15    ofstream saida("output.txt");
16    saida << y;
17    saida.close();
18
19    return 0;
20 }
```

O acoplamento acontece por meio de um arquivo de configurações. Para o caso do exemplo em pauta, o arquivo é definido tal como mostrado na Listagem 2. Buscou-se definir um arquivo com configurações mínimas para o correto funcionamento do Dakota.

No primeiro bloco, `method`, especifica-se o algoritmo de otimização desejado, no caso em questão, o método quase-Newton (`optpp_q_newton`).

O bloco `variables` define as variáveis de projeto (discretas ou contínuas), especificando-se o número de variáveis (`continuous_design`), o valor inicial (`initial_point`), o limite inferior (`lower_bounds`), o limite superior (`upper_bounds`) e o nome de referência (`descriptor`).

No bloco seguinte, `interface`, ocorre o acoplamento com o simulador, sendo detalhado mais adiante.

Por fim, o bloco `responses`, especifica o número de funções objetivo (`num_objective_functions`) e informações sobre o gradiente e a hessiana da função objetivo, neste problema o gradiente é calculado numericamente pelo Dakota (`numerical_gradients`) e o algoritmo de otimização não necessita da hessiana (`no_hessians`).

Listagem 2 – Arquivo de configuração do Dakota aplicado ao FunQuad (`funquad.in`).

```
method
   optpp_q_newton

variables
   continuous_design  =  1
      initial_point    2.0
      lower_bounds     0.0
      upper_bounds    10.0
      descriptor       'X'

interface
   fork
      analysis_driver = 'simulator_script.bat'
      parameters_file = 'params.in'
      results_file    = 'results.out'
      work_directory directory_tag  named 'workdir'
         template_directory = 'templatedir'
      file_save  directory_save

responses
   num_objective_functions = 1
   numerical_gradients
   no_hessians
```

O bloco `interface` define os parâmetros que são responsáveis pelo acomplamento do Dakota com o simulador, assim como pela definição do fluxo do processo de otimização.

O parâmetro `analysis_driver` especifica o nome do *script* de simulação. O parâmetro `parameters_file`, criado pelo Dakota, fornece os valores das variáveis de projeto em cada iteração do processo de otimização, dentre outras coisas. O parâmetro `results_file` especifica o arquivo com o resultado da função objetivo. Por fim, o parâmetro `work_directory`, através da opção `template_directory`, especifica o diretório do arquivo de gabarito[5].

Existe uma correspondência do arquivo de gabarito com o arquivo de entrada do simulador. Neste exemplo minimalista, o arquivo de entrada para o FunQuad, contém apenas um único valor, necessário para avaliar a função do segundo grau. Assim, o arquivo de gabarito deve conter apenas a descrição da variável de projeto, dada na linha 9 da Listagem 2, substituindo as aspas simples (`' '`) por chaves (`{ }`), conforme a Listagem 3. Portanto, a partir do arquivo de gabarito, o Dakota é capaz de criar um arquivo de entrada válido para execução no simulador, sendo tal procedimento recorrente ao longo do processo de otimização.

Listagem 3 – Arquivo de gabarito do simulador FunQuad (`template.txt`).

```
1 {X}
```

O *script* de simulação, indicado na linha 13 da Listagem 2, é dividido em três partes: pré-processamento, análise e pós-processamento, conforme a Listagem 4. Esse *script* é executado pelo Dakota e tem como argumento de entrada o arquivo `params.in` (linha 14 da Listagem 2) e como argumento de saída o arquivo `results.out` (linha 15 da Listagem 2).

Listagem 4 – *Script* de simulação para o caso do FunQuad (`simulator_script.bat`).

```
1  echo off
2
3  rem  -----------------
4  rem  PRE-PROCESSAMENTO
5  rem  -----------------
6  perl ../dprepro %1% template.txt input.txt
7
8  rem  -------
9  rem  ANALISE
10 rem  -------
11 funquad.exe input.txt
12
13 rem  -----------------
14 rem  POS-PROCESSAMENTO
15 rem  -----------------
16 copy output.txt %2%
```

[5] Tradução livre do termo em inglês: *template file*, usado pelo Dakota.

No pré-processamento, é chamado o programa `dprepro`, fornecido pelo Dakota, que usa o arquivo de parâmetros, `params.in`, através da variável `%1%` e o arquivo de gabarito, `template.txt`, para fundir no arquivo `input.txt`, usado como entrada para o FunQuad. Isso é possível porque o `dprepro` associa o valor das variáveis de projeto, definidas no arquivo `params.in`, com as marcações feitas no arquivo `template.txt`, com o uso de chaves (`{ }`), para as variáveis de projeto, como mostrado na Listagem 3.

Em seguida, o simulador FunQuad é executado, recebendo como argumento de entrada o arquivo `input.txt`, gerado pelo `dprepro`, como pode ser visto na linha 11 da listagem anterior.

Neste caso, o pós-processamento é simplificado, pois o arquivo `output.txt`, gerado pelo FunQuad, encontra-se no formato requerido pelo Dakota, sendo realizado apenas uma cópia para o arquivo `results.out`, especificado na variável `%2%`, tal como mostrado na linha 16 da listagem acima.

Por fim, o Dakota é executado recebendo o arquivo de configurações (Listagem 2), da seguinte forma: `dakota funquad.in`, retornando o valor 5,0, que corresponde ao ponto de mínimo da função, após duas iterações.

5.2.2 Acoplamento Dakota e Dynasim

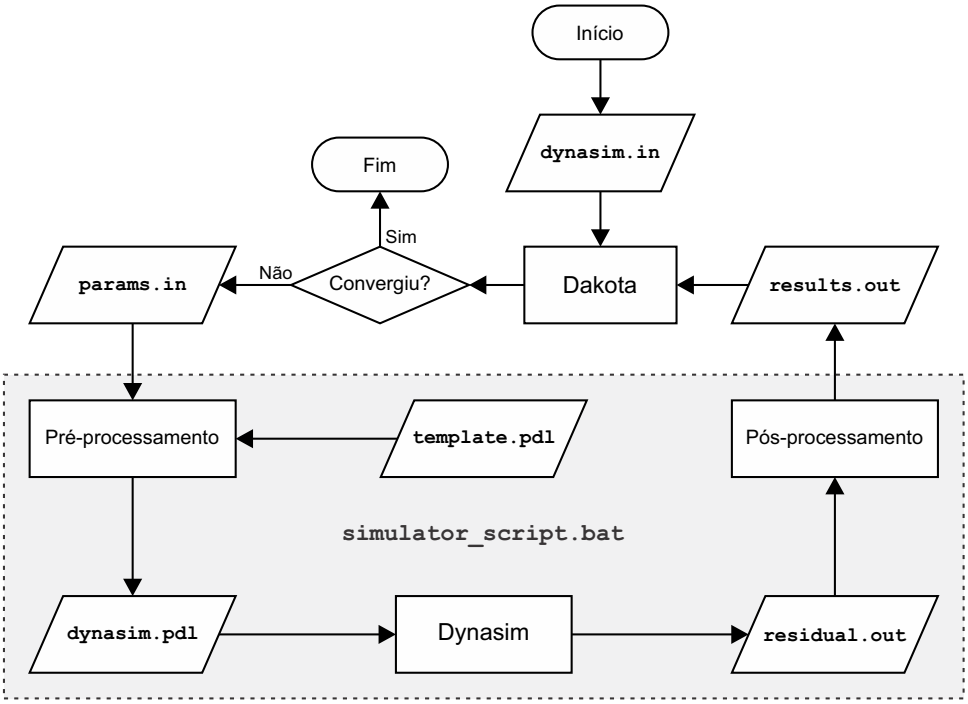
O procedimento de acoplamento descrito na Seção 5.2.1 pode ser aplicado a qualquer simulador, tendo sido adotado para acoplar o Dakota e o Dynasim. A Figura 25 apresenta um fluxograma ilustrando o acoplamento realizado.

Analisando a figura, o processo tem início com a definição do arquivo de configuração do Dakota, denominado `dynasim.in`. Como exemplo, a Listagem 5 mostra o arquivo `dynasim.in` usado para realizar a otimização estática do Caso 1, que será discutido na Seção 6.1. Este arquivo é similar ao que foi mostrado anteriormente (Listagem 2), com algumas poucas diferenças: (i) inclui o bloco `strategy` com a opção `tabular_graphics_data`, que gera uma tabela com os valores das variáveis de projeto usados ao longo da otimização; (ii) no bloco `method`, define o método `nl2sol` para ser usado na calibração (conforme a Seção 5.2); (iii) no bloco `variables`, especifica as variáveis de projeto, com seus limites e valores iniciais, conforme a Seção 6.1; (iv) o bloco `interface` não foi alterado; (v) no bloco `responses`, informa a quantidade de termos para os mínimos quadrados, que corresponde a quantidade de termos somados na Equação (5.9).

Listagem 5 – Exemplo de arquivo de configuração usado no acoplamento com Dynasim.

```
1 strategy,
2    tabular_graphics_data
3
4 method,
5    nl2sol
```

Figura 25 – Fluxograma de acomplamento entre Dakota e Dynasim.




```
6
7  variables,
8     continuous_design = 3
9        lower_bounds     1000.0   150000.0    1.000
10       upper_bounds     1300.0   200000.0    2.000
11       initial_point    1124.0   173896.0    1.264
12       descriptor       'L'      'EA'        'Wsub'
13
14 interface,
15    fork
16       analysis_driver = 'simulator_script.bat'
17       parameters_file = 'params.in'
18       results_file    = 'results.out'
19       work_directory directory_tag  named 'workdir'
20          template_directory = 'templatedir'
21       file_save  directory_save
22
23 responses,
24    calibration_terms = 84
25    numerical_gradients
26    no_hessians
```

Voltando ao fluxograma, o Dakota recebe o arquivo `dynasim.in`. Como está no início do processo, naturalmente, não há convergência a ser verificada, seguindo o fluxo. Assim, ele gera o arquivo `params.in`, que dentre outras coisas, contém o valor

das variáveis de projeto. Neste momento, o *script* de simulação, especificado na linha 16 da listagem acima, é chamado tendo como argumentos `params.in` e `results.out`. O *script* de simulação corresponde a Listagem 6 e seu fluxo está em destaque na Figura 25. Como já mencionado, ele é dividido em três partes: (i) pré-processamento; (ii) análise; (iii) pós-processamento.

O pré-processamento (linha 6) é realizado pelo programa `dprepro`, que recebe o arquivo `params.in`, contendo os valores das variáveis de projeto, e o arquivo `template.pdl`, que é um gabarito do arquivo de dados do Dynasim. Assim, após a execução do `dprepro`, obtém-se o arquivo de dados do Dynasim (`dynasim.pdl`), estando pronto para a simulação (linha 11). Concluída a simulação, o Dynasim gera o arquivo `residual.txt`, que contém os resíduos de todos os 84 termos dos mínimos quadrados. Como esse arquivo foi definido no formato especificado pelo Dakota, o pós-processamento (linha 16) apenas faz uma cópia para o arquivo `results.out`, que será processado pelo Dakota.

Listagem 6 – *Script* de simulação para o acoplamento com o Dynasim.

```
1  echo off
2
3  rem  -----------------
4  rem  PRE-PROCESSAMENTO
5  rem  -----------------
6  perl ../dprepro %~nx1% template.pdl dynasim.pdl
7
8  rem  -------
9  rem  ANALISE
10 rem  -------
11 dynasim.exe dynasim.pdl
12
13 rem  -----------------
14 rem  POS-PROCESSAMENTO
15 rem  -----------------
16 copy residual.txt %~nx2%
```

Continuando o fluxograma (Figura 25), o Dakota recebe o arquivo `results.out`, processa-o e verifica se convergiu. Caso tenha convergido, o processo de otimização é encerrado, caso contrário, o fluxo continua até atingir a convergência ou o número máximo de iterações.

O arquivo de gabarito `template.pdl` é na verdade um arquivo de comandos em linguagem Lua <http://www.lua.org/>, chamado de linguagem PDL (Pre-Dynasim-Lua), que inclui funções próprias do Dynasim para permitir a automação de tarefas durante a sua execução. Por ser extenso e específico para cada estudo de caso e tipo de otimização (estática ou dinâmica), o arquivo `template.pdl` não será apresentado. No entanto, de uma forma geral, cada arquivo começa com a especificação de campos das variáveis de

projeto. Em seguida, carrega o modelo do sistema de ancoragem na profundidade completa, executando-o uma única vez. Feito isso, é a vez do modelo do sistema truncado, que é carregado, modificado de acordo com as variáveis de projeto e executado. Na sequência, são calculados os resíduos de acordo com a função objetivo (Equações (5.9) ou (5.12)). Por fim, cria-se o arquivo `residual.txt` contendo todos os resíduos, sendo processado posteriormente pelo Dakota.

5.3 Uso de computação de alto desempenho

Um dos objetivos deste trabalho é verificar a concordância da resposta dinâmica entre os sistemas truncado e completo para várias condições ambientais. De fato, deve-se verificar 16 condições de ondas, cada uma realiza duas simulações dinâmicas de 10.800 s, sendo uma para o sistema truncado e outra para o sistema completo. Portanto, há um total de 32 simulações dinâmicas de cada estudo de caso, resultando em um grande custo computacional. Dada a disponibilidade de recursos de computação de alto desempenho para este estudo e a paralelização já existente das ferramentas computacionais utilizadas (Dakota e Dynasim), optou-se por realizar essas simulações em um cluster de computadores. Assim, realizam-se simulações dinâmicas simultaneamente, reduzindo drasticamente o tempo gasto.

Diante disso, alocou-se uma infraestrutura de quatro nós no *cluster* do LCCV/UFAL <http://www.lccv.ufal.br>, onde cada um contém dois processadores de 4 núcleos Intel Xeon com 2,93 GHz. A quantidade de memória principal disponível por nó é 24 GB, que é compartilhada entre os oito núcleos. A máquina executa o sistema operacional Debian 7.0.

Além de realizar simulações simultâneas por nó, já que cada nó possui oito núcleos, tais simulações são avaliadas ao mesmo tempo usando *multithreading*, o que melhora ainda mais o desempenho das análises. Dynasim implementa paralelismo *multithread* usando OpenMP <http://openmp.org>, que suporta memória compartilhada.

Dakota é capaz de realizar otimização do projeto em paralelo em um ambiente de memória distribuída usando MPI <http://www.mpi-forum.org>. Dakota emprega o conceito de paralelismo multinível, permitindo a execução em paralelo a partir de várias formas: (i) simulação com recursos de paralelismo; (ii) execução simultânea de análise dentro de uma avaliação da função; (iii) execução simultânea de avaliações da função dentro de uma iteração; e (iv) execução simultânea de iteradores dentro de uma estratégia. De acordo com as características de algoritmo de otimização (NL2SOL), utilizado neste trabalho, adotou-se o nível quatro da lista acima. No referido nível, Dakota explora o paralelismo com o uso de sua rotina de diferenciação finita. Além disso, NL2SOL pode usar técnicas de gradiente especulativos (BYRD; SCHNABEL; SHULTZ, 1988) para obter um melhor balanceamento de carga quanto ao cálculo em paralelo (ADAMS et al., 2009).

5.4 Visão geral de toda a metodologia

A metodologia utilizada neste estudo para obtenção do sistema de ancoragem equivalente na profundidade truncada está sintetizada na Figura 26. Nessa figura, pode-se visualizar a ligação entre todas as etapas, começando com as especificações do sistema de ancoragem de profundidade completa e terminando com o sistema de ancoragem truncado equivalente.

Após a especificação do sistema completo, inicia-se o ajuste da resposta estática, começando com a definição do sistema truncado inicial com base na Seção 5.1.1.1, que por sua vez permite definir os níveis baixos e altos dos fatores usados no planejamento de experimentos.

Com isso, realiza-se o estudo de DOE com base no que foi visto na Capítulo 4, para auxiliar na seleção das variáveis de projeto através da identificação dos fatores que mais influenciam a resposta estática.

No passo seguinte, realiza-se a otimização estática para encontrar as variáveis de projeto (comprimento, rigidez axial e peso submerso por unidade de comprimento) que melhor ajustam a resposta estática do sistema de ancoragem, conforme as Seção 5.1.2.1.

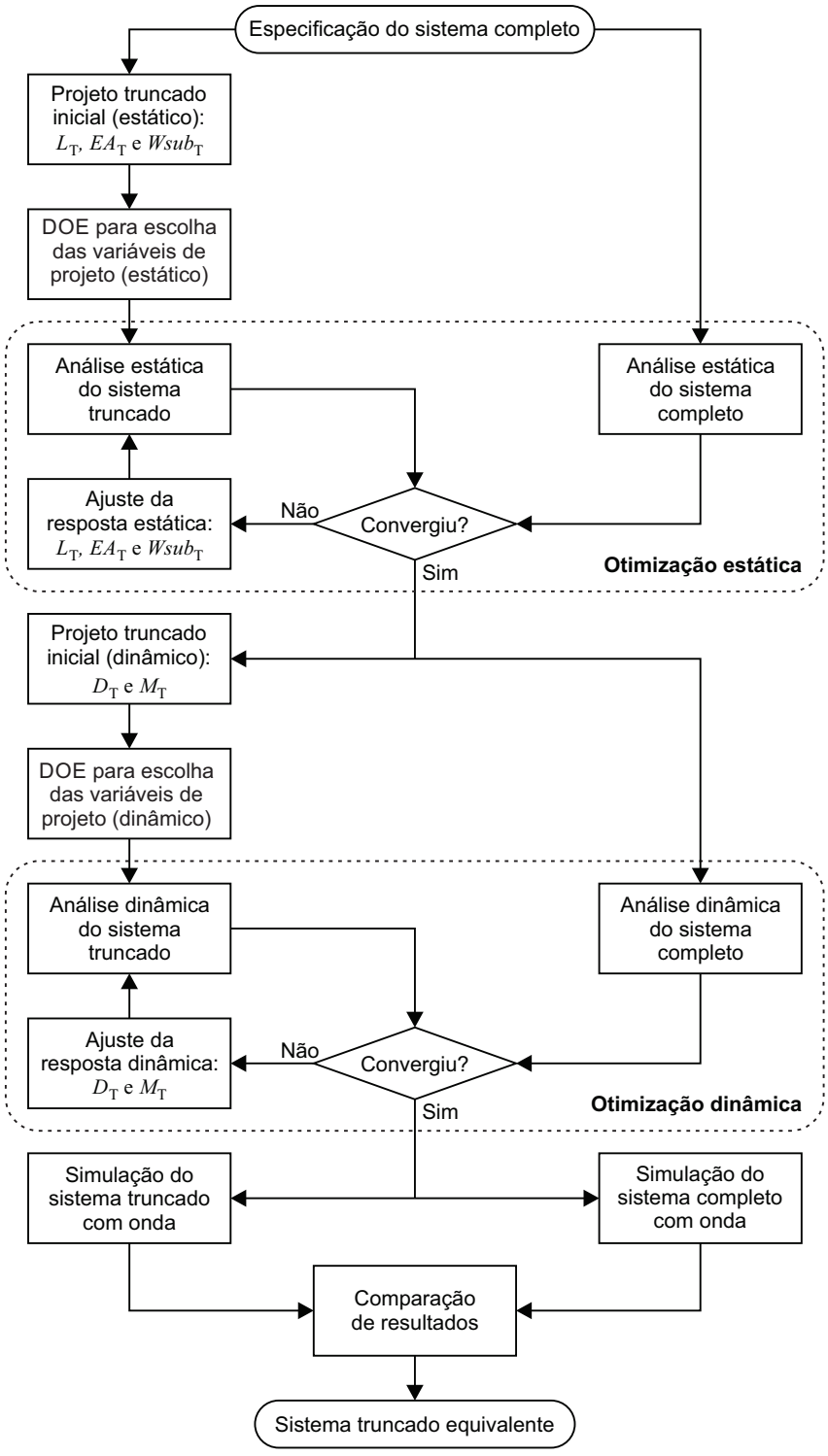
Uma vez encontrado o projeto ótimo quanto a resposta estática, inicia-se o ajuste da resposta dinâmica. Primeiramente, define-se o projeto inicial do sistema truncado conforme foi mostrado na Seção 5.1.1.2.

A partir disso é realizado o estudo de DOE (Capítulo 4) para definir os fatores que mais influenciam a resposta dinâmica.

Em seguida, realiza-se a otimização dinâmica para encontrar as variáveis de projeto (massa e diâmetro) que melhor ajustam a resposta dinâmica por meio de simulações no domínio do tempo, de acordo com o que foi mostrado nas Seção 5.1.2.2.

Por fim, verifica-se a concordância das respostas entre os sistemas truncado e completo fazendo simulações dinâmicas para algumas condições de onda distintas.

Figura 26 – Fluxograma da metodologia para obtenção de sistemas truncados.



6 Estudos de caso

Este capítulo apresenta os estudos de caso envolvendo otimização de projeto para obtenção de um sistema de ancoragem truncado equivalente, com o objetivo de verificar a metodologia proposta. O processo de otimização é dividido em duas etapas, a primeira ajusta as variáveis que influenciam a resposta estática do sistema de ancoragem, e a segunda aquelas que influenciam a resposta dinâmica. Serão apresentados e discutidos quatro casos, a saber:

- Caso 1: FPSO Turret ancorado com 3 linhas *taut-leg*;
- Caso 2: Semissubmersível ancorada com 4 linhas em catenária;
- Caso 3: Semissubmersível ancorada com 12 linhas em catenária;
- Caso 4: FPSO ancorado com 24 linhas *semi-taut*.

Os dois primeiros são casos simplificados, em que são apresentados os resultados da otimização de projeto para o ajuste da resposta estática, bem como é detalhada a utilização de DOE para seleção das variáveis de projeto. Nos dois últimos casos, aplica-se a metodologia completa para obtenção de sistemas equivalentes, isto é, emprega-se DOE para escolha das variáveis, em seguida, realiza-se a otimização estática e, por fim, a otimização dinâmica. O terceiro caso, em particular, mostra também uma comparação com o trabalho de Ji e Xu (2014).

No Capítulo 4, detalhou-se os experimentos fatoriais para DOE e o procedimento para analisá-los a partir de métricas estatísticas, com o intuito de sistematizar a escolha das variáveis de projeto para o processo de otimização. No Capítulo 5, apresentou-se o modelo matemático de otimização para ajustar as características estáticas e dinâmicas do sistema de ancoragem truncado às características do sistema de ancoragem completo, com a definição das funções objetivos e das variáveis de projeto para as otimizações estática e dinâmica.

Portanto, os resultados envolvendo DOE e otimização, para cada um dos quatro casos, serão mostrados logo adiante, organizados da seguinte forma: no Caso 1, apresenta-se o passo-a-passo realizado para o DOE, além de mostrar e discutir os resultados da otimização estática; no Caso 2, de maneira semelhante, detalha-se as etapas para o DOE e apresenta os resultados de otimização estática para dois fatores de truncamento; no Caso 3, foca-se a atenção nos resultados da otimização estática, que faz uma comparação com Ji e Xu (2014), assim como nos resultados da otimização dinâmica, sendo apenas apresentados os resultados de DOE sem maiores detalhes; por fim, no Caso 4, da mesma

forma, ressalta-se os resultados obtidos com as otimizações estática e dinâmica, incluindo também os resultados do estudo de DOE.

Deve-se salientar que para o ajuste da resposta estática, todos os resultados foram obtidos usando um computador com sistema operacional Windows 8.1 64 bits, 8 GB de RAM e processador Intel Core i7-4500U de 1,8 GHz. Já para o ajustes da resposta dinâmica, utilizou-se o *cluster* do LCCV/UFAL conforme Seção 5.3.

Ressalta-se também, que para o ajuste da resposta dinâmica, em que são necessários parâmetros hidrodinâmicos do flutuador, utilizou-se dados oriundos do WAMIT, embora não tenham sido obtidos por este autor.

6.1 Caso 1: FPSO Turret ancorado com 3 linhas *taut-leg*

As linhas de ancoragem deste sistema estão arranjadas de tal forma que, no plano horizontal, formam um ângulo de 120° entre duas linhas vizinhas. Linha 1 está rigorosamente alinhada com a direção leste, a Linha 2 está em uma direção próxima ao sudoeste, e a Linha 3 está, aproximadamente, na direção noroeste.

As linhas estão instaladas em uma profundidade de 2.000 m, com um raio de ancoragem de mesmo valor. Uma ilustração desse cenário pode ser vista na Figura 27. Cada linha de ancoragem possui apenas um segmento, cujas propriedades são as mesmas para as três linhas e estão listadas na Tabela 8.

Figura 27 – Ilustração do arranjo de linhas do FPSO Turret.

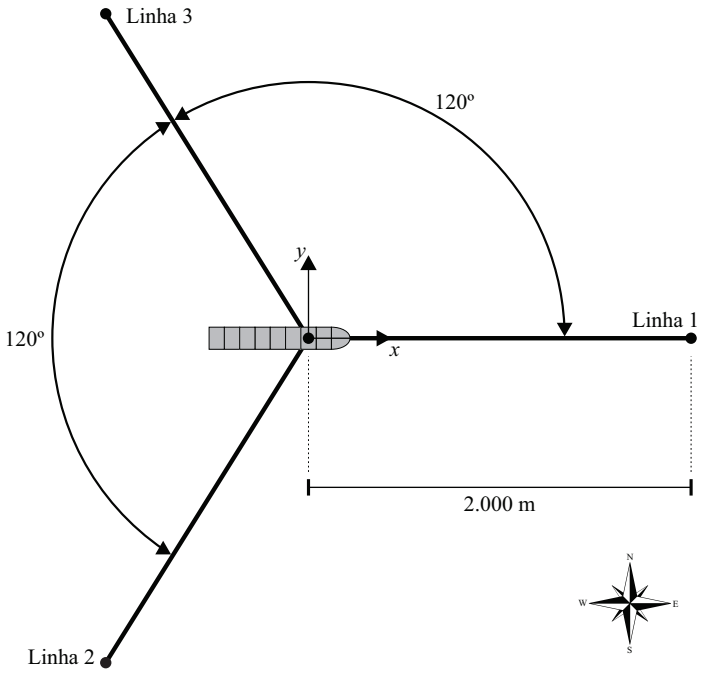
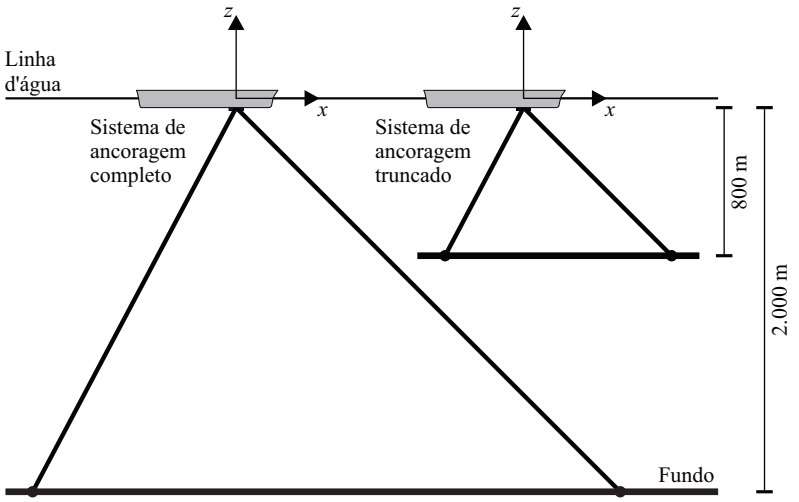


Tabela 8 – Propriedades das linhas de ancoragem (Caso 1).

Propriedade	Unidade	Valor
Comprimento	m	2.810,0
Rigidez axial	kN	434.740,0
Peso submerso	kN/m	0,5056

Deseja-se realizar um ensaio experimental do FPSO com o sistema de ancoragem descrito, usando um escala de 1:80, em um tanque oceânico de 10 m de profundidade. Consequentemente, tem-se uma profundidade truncada máxima de 800 m, sendo esta adotada como a profundidade do sistema truncado equivalente que será analisado no caso em pauta. Portanto, pela Equação (5.3), tem-se que o fator de truncamento é 2,5. Uma ilustração com a finalidade de comparar os sistema na profundidade truncada e completa é mostrada na Figura 28.

Figura 28 – Comparação entre os dois sistemas de ancoragem (Caso 1).



A seguir, será realizado um estudo de DOE seguindo a metodologia discutida no Capítulo 4 para verificação dos fatores que influenciam a resposta estática deste caso.

6.1.1 Seleção das variáveis de projeto

Inicia-se com definição dos níveis baixo e alto de cada fator, fazendo uma variação de 10% dos valores nominais (ADAMS et al., 2014). Tais valores são calculados pelas Equações (5.4) a (5.6) usando o fator de truncamento de 2,5 e os dados da Tabela 8. Com isso, resumi-se na Tabela 9 os fatores considerados neste estudo, especificando o valor nominal e os valores para os níveis baixo e alto.

Neste caso, será usado um experimento fatorial 2^{3-1}_{III}, com a relação de definição $I = ABC$. Isso significa que o efeito principal C é definido pelo produto dos efeitos principais A e B. Observe que está sendo usado um experimento com resolução III, ao

Tabela 9 – Especificação dos fatores e valores de níveis baixo e alto (Caso 1).

Fator	Descrição	Unidade	Valor nominal	Nível baixo (−)	Nível alto (+)
L	Comprimento	m	1.124,0	1.011,6	1.236,4
EA	Rigidez axial	kN	173.896,0	156.506,4	191.285,6
Wsub	Peso submerso	kN/m	1,264	1,1376	1,3904

invés da IV como sugerido no Capítulo 4. Decorre que neste caso, a resolução máxima para um experimento fatorial fracionado é III, pois existem apenas 3 fatores. Diante disso, os efeitos de interação foram desconsiderados, uma vez que se confundem com os efeitos principais. Portanto, tem-se uma matriz de planejamento definida pela Tabela 10.

Tabela 10 – Matriz de planejamento para 2^{3-1}_{III} (Caso 1).

Experimento	A	B	C
1	−	−	+
2	+	−	−
3	−	+	−
4	+	+	+

O passo seguinte envolve avaliar cada experimento e registrar a resposta. Para isso, são considerados os fatores e níveis da Tabela 9 e o planejamento de experimentos da Tabela 10, onde A representa o fator L, B o fator EA e C o fator *Wsub*. A resposta de cada experimento é obtida pela Equação (5.9), usando o Dakota, com método `list_parameter_study`, e o Dynasim, como descrito na Seção 5.2.2. As respostas dos experimentos avaliados são mostradas na Tabela 11.

Tabela 11 – Resultados dos experimentos realizados (Caso 1).

Experimento	L	EA	*Wsub*	Resposta
1	1.011,6	156.506,4	1,3904	60,77
2	1.236,4	156.506,4	1,1376	6,19
3	1.011,6	191.285,6	1,1376	101,05
4	1.236,4	191.285,6	1,3904	5,56

Para analisar esses dados, faz-se necessário calcular os efeitos principais, como detalhado na Seção 4.2. A Tabela 12 sumariza a estimativa de efeito principal para cada fator.

Tabela 12 – Estimativas de efeitos principais.

Termo	Estimativa de efeito
L	−75,04
EA	19,82
Wsub	−20,46

Neste caso não é possível construir a tabela da ANOVA (Seção 4.2.3), pois o modelo da análise de variância iria envolver todos os efeitos, que resultaria em resíduo zero. Assim, a análise restringe-se apenas aos efeitos principais. Dessa forma, ainda que o efeito principal dos fatores *EA* e *Wsub* sejam menores que do fator *L*, não são desprezíveis. Portanto, como não há motivos suficientes para descartar qualquer fator, todos eles serão consideradas no processo de otimização.

Com isso, esses fatores serão tratados como variáveis de projeto para o ajuste da resposta estática, cujos resultados são apresentados e discutidos na seção seguinte.

6.1.2 Ajuste da resposta estática

Definido os fatores que influenciam a resposta estática via DOE, o processo de otimização será conduzido com as seguintes variáveis de projeto, expressa pelo vetor

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} L & EA & Wsub \end{bmatrix}^T \tag{6.1}$$

sendo o projeto inicial definido pelos valores nominais da Tabela 9.

Assim, realiza-se a otimização de projeto como discutido no Capítulo 5. Após o processo de otimização a função objetivo alcançou o valor de 3,56E-3, onde a correspondente solução ótima encontrada foi

$$\mathbf{x}^* = \begin{bmatrix} 1.114{,}32\,\text{m} & 164.709{,}99\,\text{kN} & 1{,}882\,\text{kN/m} \end{bmatrix}^T \tag{6.2}$$

A convergência foi obtida em 4 iterações, após 1 min e 7,4 s. Para isso, foram necessárias 16 avaliações de função, que resulta em 4 avaliações por iteração. Dessas, uma corresponde a avaliação da função objetivo, as três restantes são usadas para avaliar numericamente o gradiente da função objetivo. As componentes do gradiente são calculadas usando diferenças finitas avançadas de primeira-ordem, padrão do Dakota. Na Figura 29 pode ser visto o comportamento das variáveis de projeto e da função objetivo ao longo das iterações do processo de otimização.

A Figura 30 mostra uma comparação entre a força de restauração para o sistema na profundidade truncada e completa, bem como uma comparação da força de tração no topo da Linha 1 entre esses dois sistemas. É possível observar que as duas comparações são bastante similares, indicando que o projeto ótimo do sistema truncado é semelhante ao sistema completo.

Como interesse em verificar a eficiência do projeto ótimo, realizou-se uma análise aplicando *offsets* ao longo da direção *sway*, ortogonal aquele usado no processo de otimização. Assim, uma comparação semelhante a anterior é mostrada na Figura 31. Mais uma vez, as duas comparações são muito semelhantes. Também é esperado comportamento similar entre as respostas desses dois sistemas em outras direções.

Figura 29 – Evolução do processo de otimização (Caso 1).

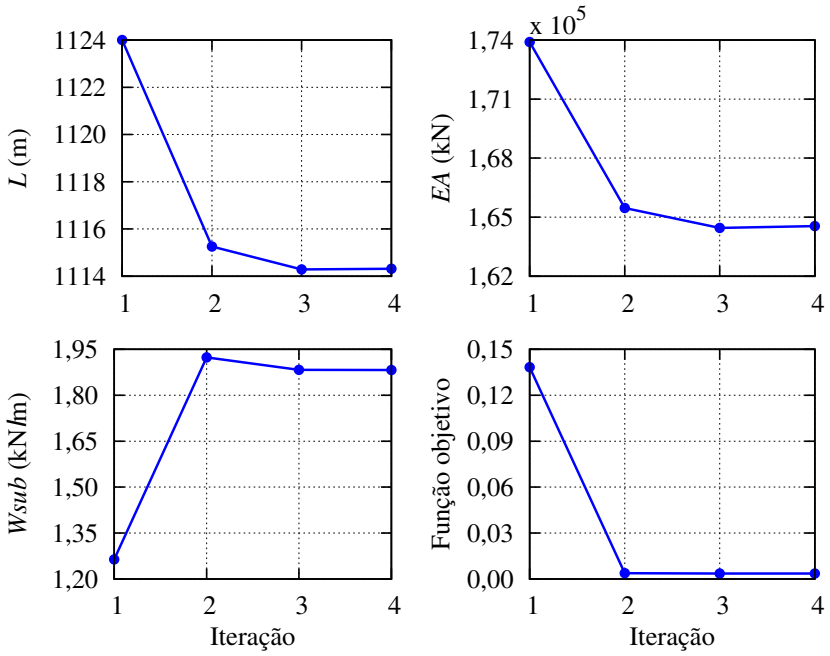
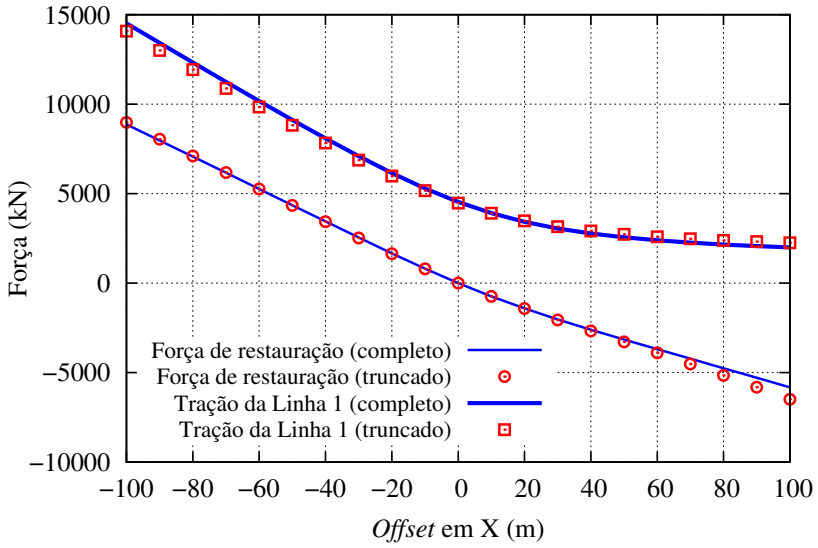
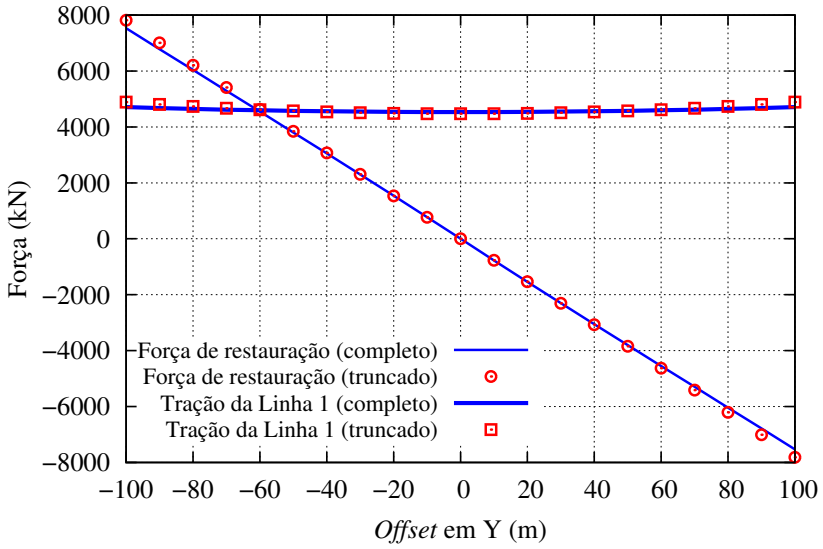


Figura 30 – Comparações entre as respostas dos sistemas truncado e completo (Caso 1).



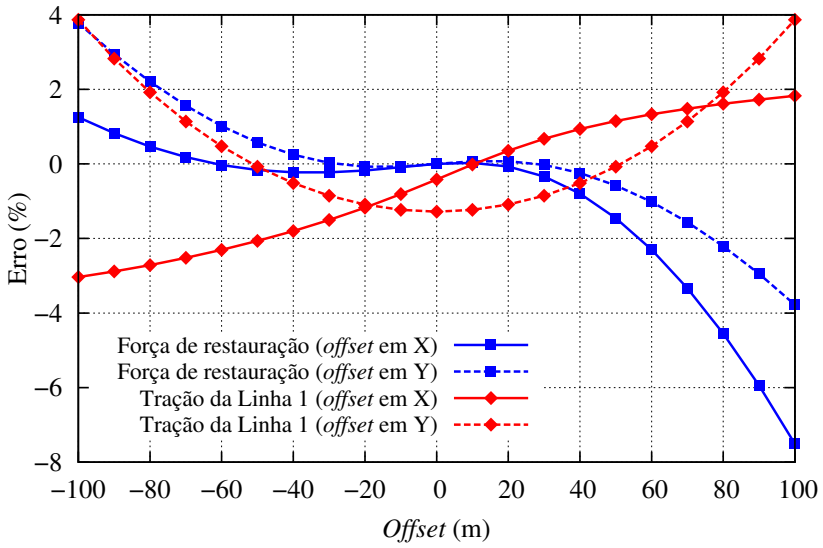
Para quantificar a diferença entre as comparações mostradas nas Figuras 30 e 31, calcula-se o erro percentual entre as respostas dos sistemas truncado e completo ao longo dos incrementos de *offset*, como pode ser visto na Figura 32. Observando a figura, pode-se notar que o erro está abaixo de 4% em quase todos os incrementos de *offset*, mas chega alcançar 8% no *offset* máximo para a força de restauração. Ainda assim, o erro obtido pode ser considerado aceitável. Um fato não esperado foi o erro máximo ter sido menor na direção *sway* do que na direção *surge*, a qual foi usada na otimização. Isso pode estar relacionado com a configuração do sistema de ancoragem e com a pequena ponderação

Figura 31 – Comparações entre as respostas dos sistemas truncado e completo com *offsets* em *sway* (Caso 1).



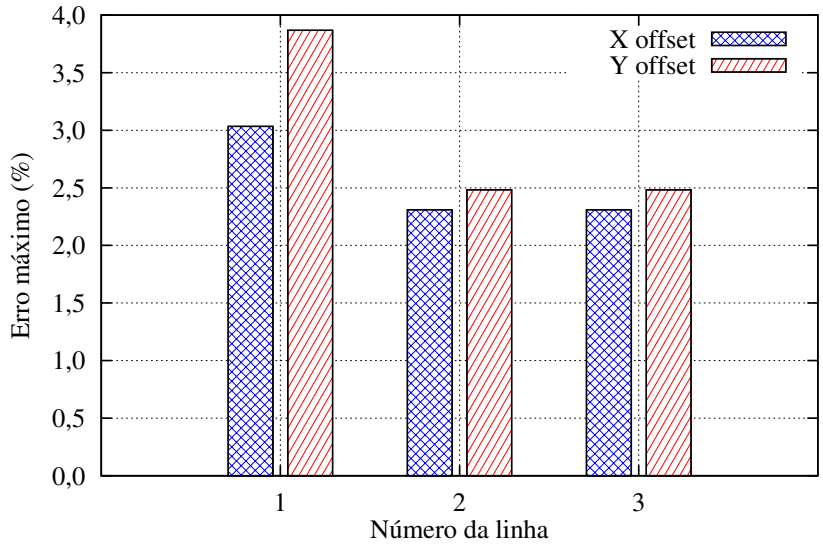
(0,3) usada para a força de restauração.

Figura 32 – Erro percentual entre as respostas dos sistemas truncado e completo (Caso 1).



O erro máximo para a tração de topo de cada linha de ancoragem é mostrado na Figura 33 através de um gráfico de barras, onde foi colocado lado a lado o erro nas direções *surge* e *sway*. Lembrando que o processo de otimização foi realizado apenas na direção *surge*. Assim, considerando somente as trações nos topos das linhas, o erro máximo fica abaixo de 4%, que é aceitável. Salienta-se que, nessa comparação, o erro foi menor na direção *surge*.

Figura 33 – Erro máximo percentual entre as respostas de tração das linhas de ancoragem dos sistemas truncado e completo (Caso 1).



6.2 Caso 2: Semissubmersível ancorada com 4 linhas em catenária

O sistema de ancoragem deste caso é formado por quatro linhas em catenária compostas de três segmentos cada. Os segmentos de extremidade (inferior e superior) são amarras (elos de aço) e o segmento central é um cabo de poliéster. Essa composição de linha é tipicamente usada em sistemas de ancoragem reais. As linhas de ancoragem estão arranjadas no plano horizontal nas direções cardinais, formando um ângulo de 90° uma com a outra. A Linha 1 está alinhada na direção nordeste, a Linha 2 na sudeste, a Linha 3 na sudoeste e a Linha 4 na noroeste.

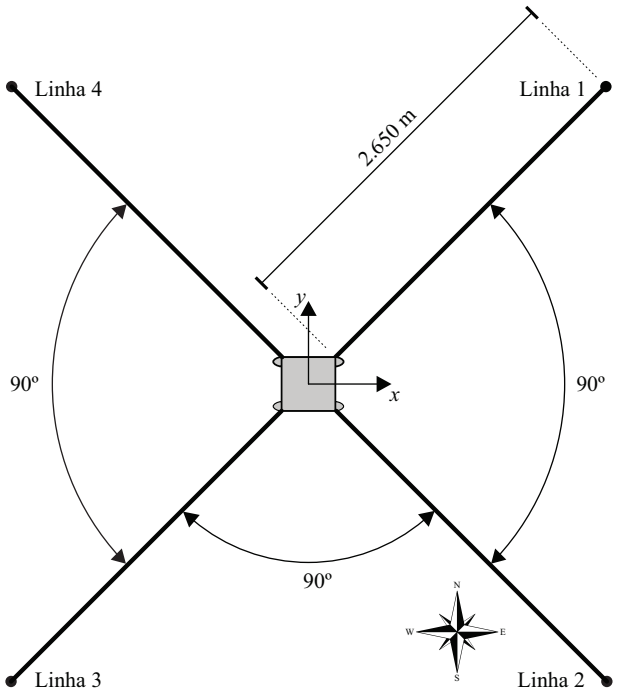
As linhas estão instaladas em uma profundidade de 1.800 m, com um raio de ancoragem de 2.650 m. Uma ilustração desse cenário pode ser vista na Figura 34. As propriedades dos segmentos de cada uma das quatro linhas estão listados na Tabela 13.

Tabela 13 – Propriedades dos segmentos das linhas de ancoragem (Caso 2).

Segmento	Comprimento (m)	Rigidez axial (kN)	Peso submerso (kN/m)
Inferior	600,0	500.000,0	1,366
Central	2.500,0	100.000,0	0,039
Superior	200,0	500.000,0	1,366

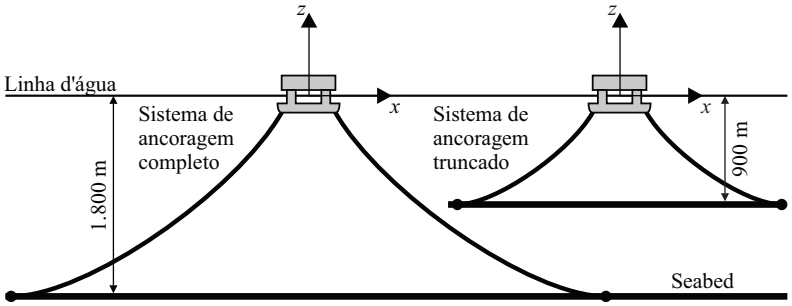
Neste caso, o ensaio da semissubmersível com o sistema de ancoragem será para uma escala de 1:90, com a profundidade de 10 m, a mesma do caso anterior. Tem-se, portanto, uma profundidade truncada máxima de 900 m, que será adotada para o sistema truncado discutido nesta seção. Isso resultará em um fator de truncamento igual a 2,

Figura 34 – Ilustração do sistema de ancoragem distribuída da semissubmersível.



conforme a Equação (5.3). Na Figura 35, pode-se visualizar lado a lado o sistema na profundidade completa e truncada.

Figura 35 – Comparação entre os dois sistemas de ancoragem (Caso 2).



Como no caso anterior, na seção seguinte, a metodologia de DOE será utilizada para verificação dos fatores que influenciam a resposta estática do problema em análise. Assim, será possível definir as variáveis de projeto para o estudo de otimização.

6.2.1 Seleção das variáveis de projeto

Para o estudo de DOE, precisa-se definir os níveis baixo e alto de cada um dos sete fatores considerados. Como no caso anterior, os níveis são adotados como sendo a variação de 10% dos valores nominais (ADAMS et al., 2014), sendo calculados pelas Equações (5.4) a (5.6) com os dados da Tabela 13 para um fator de truncamento igual a

2. Assim, chega-se a Tabela 14, onde são descritos os fatores deste caso, bem como o valor nominal e os respectivos valores dos níveis baixo e alto.

Tabela 14 – Especificação dos fatores e valores de níveis baixo e alto (Caso 2).

Fator	Descrição	Unidade	Valor nominal	Nível baixo (−)	Nível alto (+)
L1	Comprimento do seg. inferior	m	300	270	330
L2	Comprimento do seg. central	m	1.250	1.125	1.375
L3	Comprimento do seg. superior	m	100	90	110
EA1	Rigidez axial dos seg. inferior e superior	kN	250.000	225.000	275.000
EA2	Rigidez axial do seg. central	kN	50.000	45.000	55.000
Wsub1	Peso submerso dos seg. inferior e superior	kN/m	2,732	2,4588	3,0052
Wsub2	Peso submerso do seg. central	kN/m	0,078	0,0702	0,0858

Para o caso em questão, será utilizado um experimento fatorial 2^{7-2}_{IV}, com a relação de definição $I = ABCDF = ABDEG$. Como já dito no Capítulo 4, todas as tabelas de planejamento fatorial fracionado utilizadas neste trabalho podem ser obtidas em NIST/SEMATECH (2016). Com os experimentos definidos, pode-se avaliar cada um considerando os fatores e níveis definidos na Tabela 14, fazendo uma correspondência direta com os fatores da matriz de planejamento, ou seja, $A = L1$, $B = L2$ e assim por diante. Semelhante ao caso anterior, a resposta de cada experimento é obtida pela avaliação da função objetivo, Equação (5.9), que é computada usando o Dakota (com método `list_parameter_study`) e o Dynasim.

A análise dos resultados é feita através das estimativas de efeito principal e de interação, bem como da respectiva soma de quadrados, que são calculados com base no que foi visto na Seção 4.2. A Tabela 15 lista a estimativa de efeito e a soma de quadrados para cada termo. Como esperado, alguns efeitos de interação são confundidos entre si, a exemplo dos efeitos *L3:EA2* e *Wsub1:Wsub2*.

Tabela 15 – Estimativas de efeito e valores-p (Caso 2).

Termo	Estimativa do efeito	Soma de quadrados	Termo	Estimativa do efeito	Soma de quadrados
L1	-86,22	59.473	***L2:L3***	-27,54	6.069
L2	-162,62	211.555	*L2:EA1*	2,29	42
L3	-27,81	6.187	***L2:EA2***	36,14	10.446
EA1	2,29	42	*L2:Wsub1*	1,42	16
EA2	36,13	10.443	*L2:Wsub2*	0,61	3
Wsub1	1,00	8	*L3:EA1*	0,16	0
Wsub2	0,39	1	*L3:EA2+Wsub1:Wsub2*	5,85	274
L1:L2	-86,58	59.966	*L3:Wsub1+EA2:Wsub2*	-1,22	12
L1:L3	-8,17	533	*L3:Wsub2+EA2:Wsub1*	0,03	0
L1:EA1	1,23	12	*EA1:EA2*	-0,76	5
L1:EA2	17,86	2.551	*EA1:Wsub1*	8,24	543
L1:Wsub1	-0,16	0	***EA1:Wsub2***	-17,86	2.552
L1:Wsub2	0,74	4			

A partir da Tabela 15 é razoável concluir que os efeitos dos fatores *L1*, *L2*, *L3* e *EA2* são grandes, assim como as interações *L1:L2*, *L1:EA2*, *L2:L3*, *L2:EA2* e *EA1:Wsub2*. Dessa forma, a soma de quadrados do modelo é $SS_{\text{Modelo}} = 369.285$ e a soma de quadrados do total é $SS_T = 371.045$, que corresponde a uma variabilidade total acima de 99%. A Tabela 16 sumariza a análise de variância para este caso.

Tabela 16 – Análise de variância (Caso 2).

Fonte de variação	Soma de quadrados	Graus de liberdade	Quadrado médio	Valor F	Valor-*p*	Significância
L1	59.473	1	59.473	675,867	<2E-16	< 0,001
L2	211.555	1	211.555	2404,147	<2E-16	< 0,001
L3	6.187	1	6.187	70,314	5,59E-08	< 0,001
EA1	42	1	42	0,477	0,498	> 0,1
EA2	10.443	1	10.443	118,675	7,36E-10	< 0,001
Wsub2	1	1	1	0,014	0,907	> 0,1
L1:L2	59.966	1	59.966	681,464	<2E-16	< 0,001
L1:EA2	2.551	1	2.551	28,986	2,86E-05	< 0,001
L2:L3	6.069	1	6.069	68,964	6,51E-08	< 0,001
L2:EA2	10.446	1	10.446	118,709	7,34E-10	< 0,001
EA1:Wsub2	2.552	1	2.552	28,998	2,86E-05	< 0,001
Resíduos	1.760	20	88			
Total	371.045	31				

Inspecionando a tabela da ANOVA, pode-se confirmar que os efeitos dos fatores *L1*, *L2*, *L3* e *EA2* são estatisticamente significantes, assim como as interações entre eles que foram analisadas. Embora a interação a *EA1:Wsub2* tenha efeito significante, o efeito principal dos fatores *EA1* e *Wsub2* não são estatisticamente significantes. Diante disso, considera-se como variáveis de projeto para o ajuste da resposta estática os fatores *L1*, *L2*, *L3* e *EA2*.

6.2.2 Ajuste da resposta estática

Como indicado na seção anterior, o vetor das variáveis de projeto para o estudo de otimização é definido como

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} L1 & L2 & L3 & EA2 \end{bmatrix}^T \tag{6.3}$$

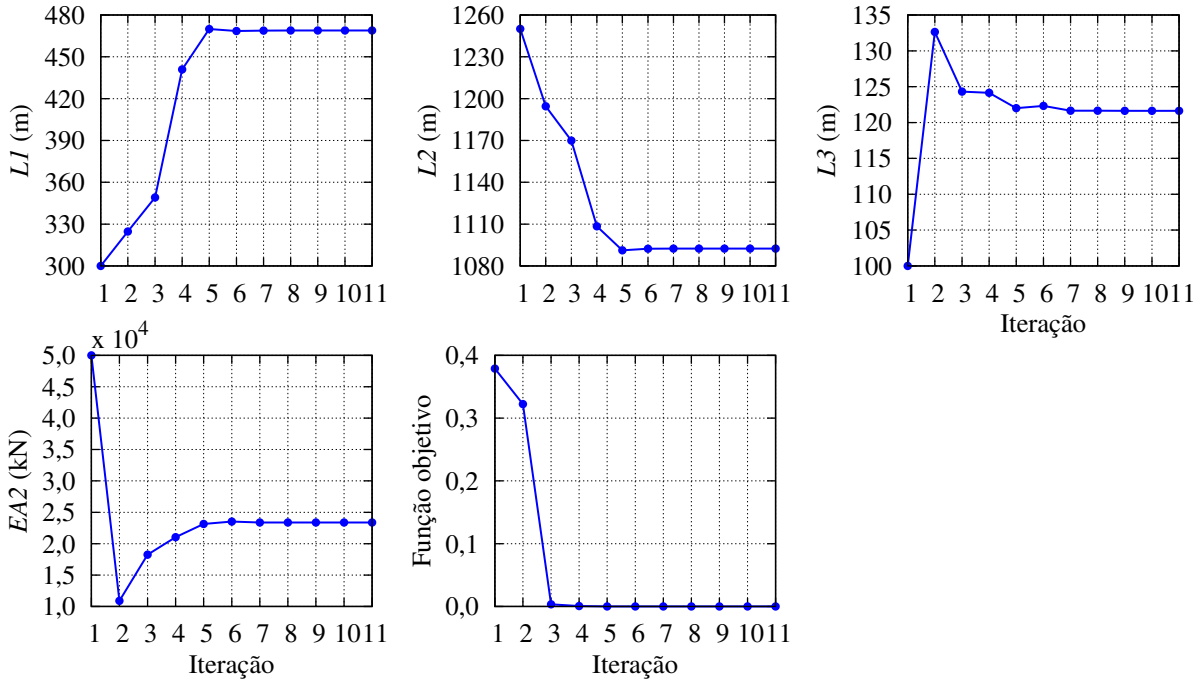
Os demais fatores (*EA1*, *Wsub1* e *Wsub2*) são tratados como variáveis de estado pelo Dakota ao longo do processo de otimização. Os valores iniciais das variáveis de projeto são definidos pelos valores nominais da Tabela 14, assim como o valores das variáveis de estado.

Então, dar-se-á seguimento com a otimização de projeto, resultando na solução ótima a seguir

$$\mathbf{x}^* = \begin{bmatrix} 468{,}86\,\text{m} & 1.092{,}41\,\text{m} & 121{,}64\,\text{m} & 23.372{,}87\,\text{kN} \end{bmatrix}^T \tag{6.4}$$

onde a função objetivo chegou ao valor de 1,197E-5 em 11 iterações, após 3 min e 54,4 s. O Dakota realizou 11 avaliações da função objetivo e 10 avaliações do gradiente, como ele possui quatro compontes, tem-se um total de 51 avaliações de função. Lembrando que avaliação do gradiente é realizada numericamente usando diferenças finitas avançadas de primeira-ordem. O comportamento das variáveis de projeto e da função objetivo durante o processo de otimização é mostrado na Figura 36.

Figura 36 – Evolução do processo de otimização (Caso 2).



A comparação entre a força de restauração dos sistemas truncado e completo, assim como a comparação da tração de topo da Linha 1, pode ser graficamente vista na Figura 37. É visível a concordância entre as curvas dessas duas comparações, sinalizando que o ajuste das variáveis de projeto resultou em um sistema de ancoragem truncado similar ao sistema completo.

A Figura 38 mostra o erro percentual do sistema truncado em relação ao sistema completo ao longo dos incrementos de *offset*, tanto para a força de restauração como para a tração de topo da Linha 1. Pelo gráfico, pode-se ver que o erro máximo está próximo de 0,3%, que ocorreu na tração de topo da Linha 1. Consequentemente, devido a simetria do problema, o erro máximo é o mesmo em todas as outras linhas. Considerando apenas a força de restauração o erro máximo fica abaixo de 0,2%. Isso demonstra que os resultados obtidos são excelentes quanto ao ajuste da resposta estática.

Com o objetivo de verificar a eficiência da metodologia proposta para um fator de truncamento maior, o caso foi refeito considerando uma profundidade truncada de 450 m, que leva a um fator de truncamento de 4, de acordo com a Equação (5.3). Como será

Figura 37 – Comparações entre as respostas dos sistemas truncado e completo (Caso 2).

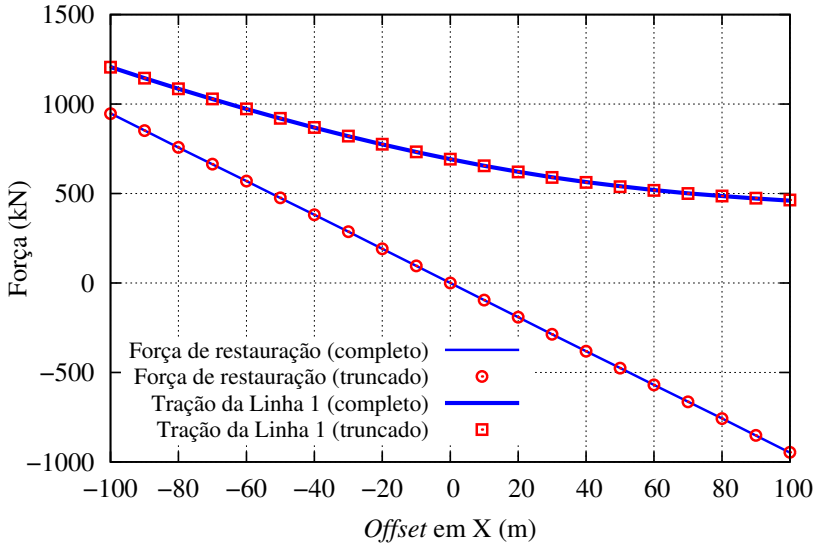
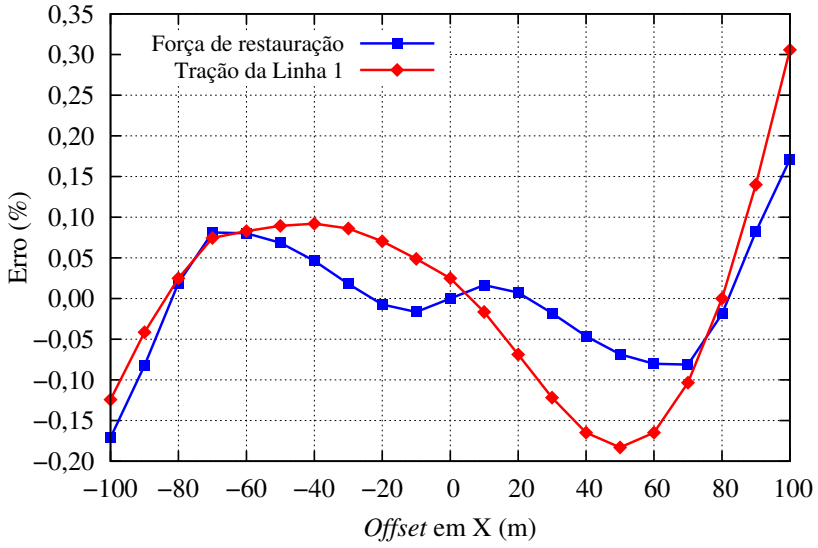


Figura 38 – Erro percentual entre as respostas dos sistemas truncado e completo (Caso 2).



visto, os novos resultados não diferem muito daqueles encontrados para a profundidade truncada de 900 m.

Os ajustes necessários decorrentes da alteração do fator de truncamento foram realizados antes de iniciar o processo de otimização. Por exemplo, a redefinição do valor inicial das variáveis de projeto e das variáveis de estado usado as Equações (5.4) a (5.6). Então, para esse novo trucamento, o projeto ótimo encontrado é expresso pelo vetor

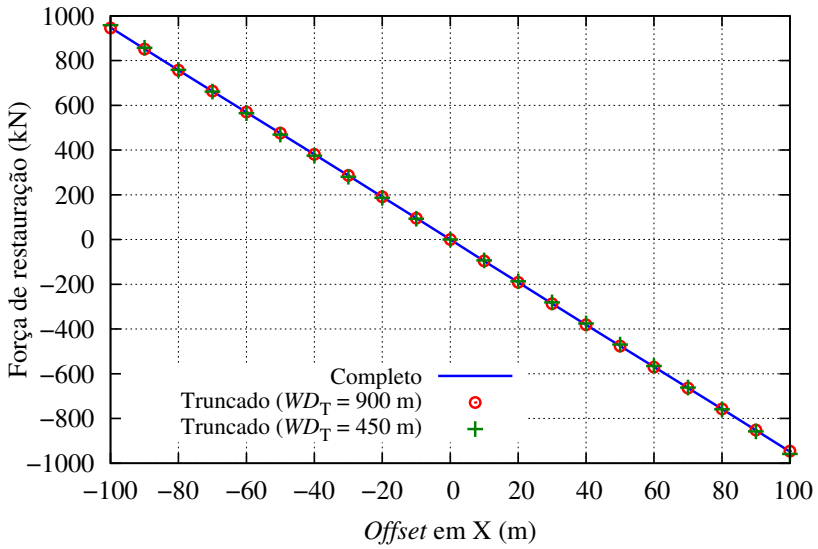
$$\mathbf{x}^* = \begin{bmatrix} 320{,}64\,\text{m} & 469{,}17\,\text{m} & 68{,}01\,\text{m} & 7.731{,}64\,\text{kN} \end{bmatrix}^T \tag{6.5}$$

cujo valor da função objetivo nesse ponto é 1,222E-4.

A Figura 39 compara a força de restauração do sistema na profundidade completa

com a dos sistemas nas profundidades truncadas de 900 m e 450 m. Como se pode notar, as curvas são quase as mesmas, demonstrando que o fator de truncamento elevado não influenciou significativamente na busca pelo melhor sistema de ancoragem truncado equivalente.

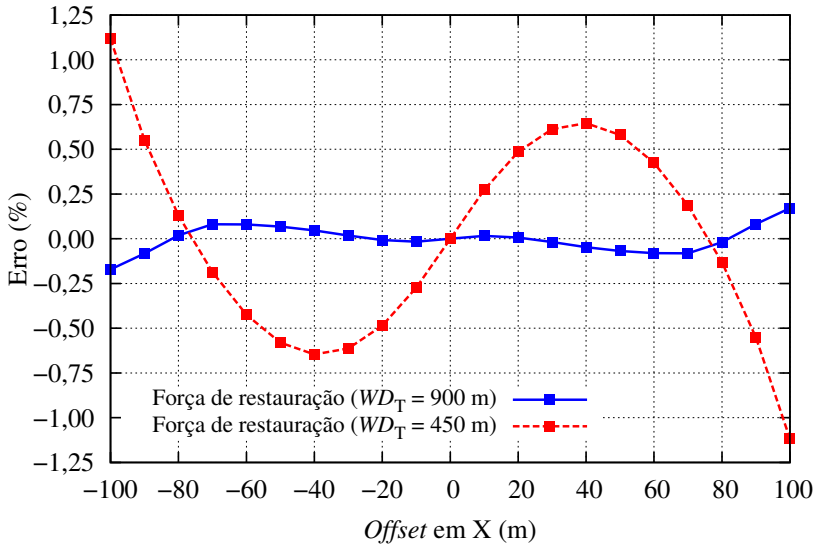
Figura 39 – Comparação da forção de restauração entre o sistema completo e os sistemas truncados nas profundidades de 900 m e 450 m.



Com o objetivo de quantificar e comparar o erro dos sistemas truncados nas profundidades de 900 m e 450 m, construiu-se o gráfico da Figura 40. É perceptível o aumento do erro percentual para o sistema na profundidade de 450 m, atingindo um valor máximo em torno de 1%. Todavia, o erro permanece muito pequeno, de modo que não compromete o projeto ótimo obtido (Equação (6.5)).

De forma semelhante, pode-se fazer uma comparação da tração de topo das linhas nas profundidades de 900 m e 450 m, mas como não foram encontrados diferenças consideráveis, especialmente quando comparadas com a força de restauração, estes resultados não são apresentados.

Figura 40 – Comparação do erro percentual entre o sistema completo e os sistemas truncados nas profundidades de 900 m e 450 m.



6.3 Caso 3: Semissubmersível ancorada com 12 linhas em catenária

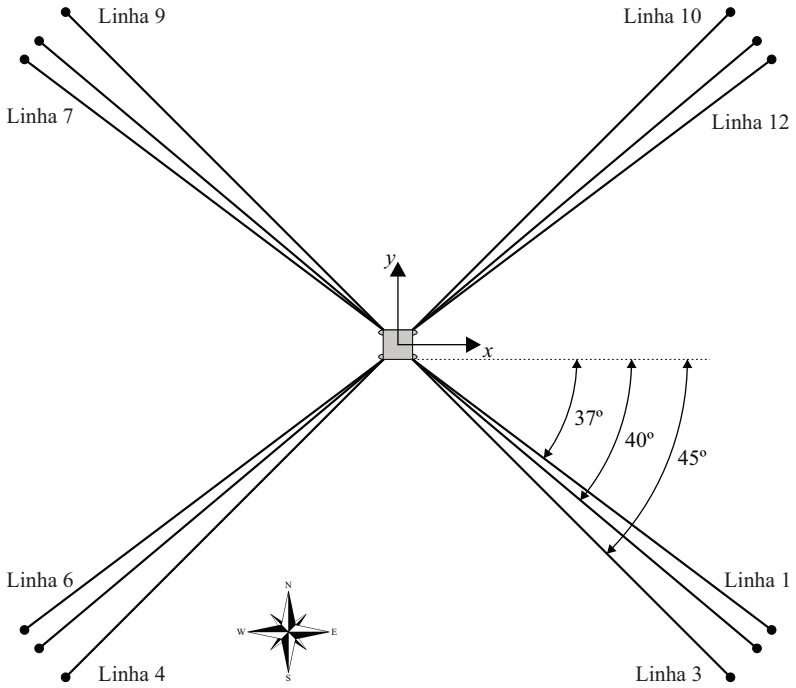
O problema abordado neste caso envolve um sistema de ancoragem que consiste de quatro grupos de três linhas de ancoragem em catenária, compostas por três segmentos cada. Os segmentos inferior e superior das linhas de ancoragem são amarras, respectivamente, com elo K4 com malhete e R4 sem malhete, e o segmento central é um cabo de aço. O arranjo das linhas de ancoragem no plano horizontal pode ser visto na Figura 41. O sistema está instalado em uma profundidade de 1.000 m com uma pré-tração por linha de 2.500 kN, resultando em um raio de ancoragem próximo de 2.750 m. A Tabela 17 lista as propriedades de cada um dos três segmentos que compõe as linhas de ancoragem.

Tabela 17 – Propriedades dos segmentos das linhas de ancoragem (Caso 3).

Segmento	Diâmetro (m)	Comprimento (m)	Rigidez axial (kN)	Peso submerso (kN/m)	Peso no ar (kN/m)
Inferior	0,090	1.000,0	711.480,0	1,3916	1,45
Central	0,160	1.500,0	235.242,0	0,0400	0,24
Superior	0,084	450,0	620.340,0	1,2152	1,27

Este caso é baseado no trabalho de Ji e Xu (2014), em que foi realizado um estudo com uma semissubmersível projetada para operar no Mar do Sul da China. No estudo, o objetivo principal foi investigar a viabilidade do método de ensaio com modelo híbrido para sistemas flutuantes em águas profundas com grande fator de truncamento. Para isso, foram realizados ensaios de modelos reduzidos, em um tanque de laboratório oceânico, baseados nas similaridades estáticas e dinâmicas do sistema de profundidade completa. Além disso, propôs fórmulas empíricas para homogeneização dos principais parâmetros das

Figura 41 – Ilustração do sistema de ancoragem distribuída da semissubmersível formado por 12 linhas em catenária.



linhas de ancoragem para utilização em sistemas de ancoragem na profundidade truncada.

Ji e Xu (2014) realizaram um ensaio na escala 1:50 em um tanque oceânico de 4 m de profundidade (*Basin of China Ship Scientific Research Center*), cuja profundidade truncada máxima é de 200 m, resultando em um fator de truncamento de 5, dado pela Equação (5.3).

A seguir são apresentados os resultados referentes à otimização de projeto para a resposta estática considerando as linhas de ancoragem homogeneizadas.

6.3.1 Ajuste da resposta estática: linha homogeneizada

Para realizar a homogeneização proposta por Ji e Xu (2014), considerando uma linha de ancoragem com três segmentos, são utilizadas as equações a seguir

$$L = L_1 + L_2 + L_3 \tag{6.6}$$

$$EA = \frac{EA_1 EA_2 EA_3 L}{EA_2 EA_3 L_1 + EA_1 EA_3 L_2 + EA_1 EA_2 L_3} \tag{6.7}$$

$$Wsub = \frac{Wsub_1 L_1 + Wsub_2 L_2 + Wsub_3 L_3}{L} \tag{6.8}$$

onde L, EA e $Wsub$ correspondem, respectivamente, ao comprimento, à rigidez axial e ao peso submerso homogeneizados. Os subscritos 1, 2 e 3 são referências aos segmentos da linha de ancoragem.

Com o objetivo de realizar uma comparação com os resultados do trabalho de Ji e Xu (2014), deve-se homogeneizar as linhas de ancoragem do sistema na profundidade completa, cujas propriedades estão na Tabela 17. Por consequência, obtém-se um sistema de ancoragem homogênea na profundidade completa, com propriedades definidas na Tabela 18. Os valores referentes ao diâmetro e peso no ar não foram mostrados nessa tabela, pois não são necessários para a otimização estática, sendo utilizadas para a otimização dinâmica, que será vista na Seção 6.3.3.

Tabela 18 – Propriedades das linhas de ancoragem homogeneizadas (Caso 3).

Comprimento (m)	Rigidez axial (kN)	Peso submerso (kN/m)
2.950,0	346.759,3	0,6774

Similarmente aos casos anteriores, realiza-se um estudo de DOE para avaliar os fatores que mais influenciam a resposta do problema. Assim, define-se os valores nominais usando as Equações (5.4) a (5.6) com um fator de truncamento de 5, previamente definido, e os dados da Tabela 18. Em seguida, calcula-se os níveis baixo e alto de cada fator. A Tabela 19 sumariza essas valores para cada um dos fatores considerados.

Tabela 19 – Especificação dos fatores e valores de níveis baixo e alto para o caso das linhas homogeneizadas.

Fator	Descrição	Unidade	Valor nominal	Nível baixo (−)	Nível alto (+)
L	Comprimento	m	590,0	531,0	649,0
EA	Rigidez axial	kN	69.351,9	62.416,7	76.287,1
$Wsub$	Peso submerso	kN/m	3,387	3,0483	3,7257

Da mesma forma que o Caso 1, utiliza-se um experimento fatorial 2^{3-1}_{III}, com a relação de definição $I = ABC$ (matriz de planejamento da Tabela 10). Os fatores A, B e C correspondem, respectivamente, aos fatores L, EA e $Wsub$ da tabela anterior. Assim, seguindo a metodologia, combinando o planejamento da Tabela 10 com os fatores e seus respectivos níveis da Tabela 19, pode-se avaliar cada experimento para obtenção da variável de resposta.

Analisando os resultados, não foi possível excluir nenhum dos fatores considerados, dessa forma, o vetor das variáveis de projeto é dado por

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} L & EA & Wsub \end{bmatrix}^T \tag{6.9}$$

cujos valores para o projeto inicial correspondem aos valores nominais da Tabela 19.

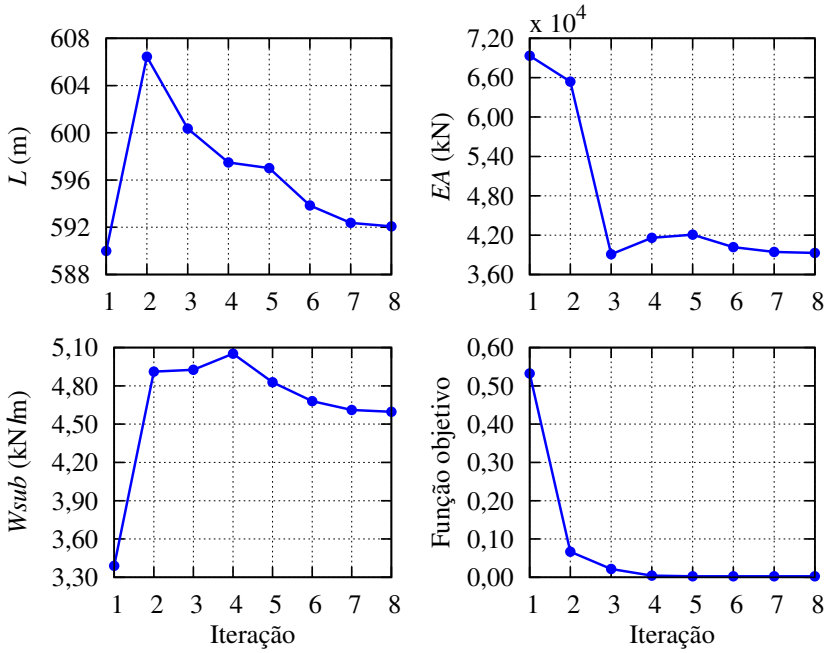
Em vista disso, realiza-se o processo de otimização, que necessitou de 8 iterações para convergir, gastando 5 min e 18,6 s. O valor menor encontrado da função objetivo foi

de 2,777E-3, corresponde ao ponto ótimo

$$\mathbf{x}^* = \begin{bmatrix} 592{,}1\,\text{m} & 39.284{,}5\,\text{kN} & 4{,}597\,\text{kN/m} \end{bmatrix}^T \tag{6.10}$$

Para isso o Dakota precisou avaliar 8 vezes a função objetivo, assim como o gradiente dela, totalizando 32 avaliações de função devido as três componentes do gradiente. O histórico de iterações do processo de otimização para as variáveis de projeto e a função objetivo pode ser visto na Figura 42

Figura 42 – Evolução do processo de otimização para o caso das linhas homogeneizadas.



Por sua vez, Ji e Xu (2014) utilizam o método iterativo do trabalho de Waals e van Dijk (2004) para encontrar o projeto do sistema de ancoragem equivalente na profundidade truncada, sendo mostrado na Tabela 20 juntamente com o projeto ótimo obtido na Equação (6.10).

Tabela 20 – Comparação de projetos de sistemas de ancoragem truncado equivalente para o caso das linhas homogeneizadas.

Projeto truncado	Comprimento (m)	Rigidez axial (kN)	Peso submerso (kN/m)
Ji e Xu (2014)	530,0	70.686,0	5,758
Este trabalho	592,1	39.284,5	4,597

Graficamente, pode-se comparar a força de restauração dos dois projetos da Tabela 20 com a força de restauração do sistema completo, conforme a Figura 43. De maneira similar, pode-se comparar a tração de topo da Linha 1 dos sistemas truncados com o sistema completo, como pode ser visto na Figura 44. Nos dois gráficos é possível perceber

uma maior diferença entre o sistema truncado de Ji e Xu (2014) e o sistema completo, especialmente quando comparado ao projeto obtido neste estudo. Para que seja possível a comparação entre os dois projetos truncados, utilizou-se um procedimento gráfico para extrair os pontos das curvas da força de restauração e da tração de topo do trabalho de Ji e Xu (2014).

Figura 43 – Comparação entre as forças de restauração dos sistemas truncados com a força no sistema completo.

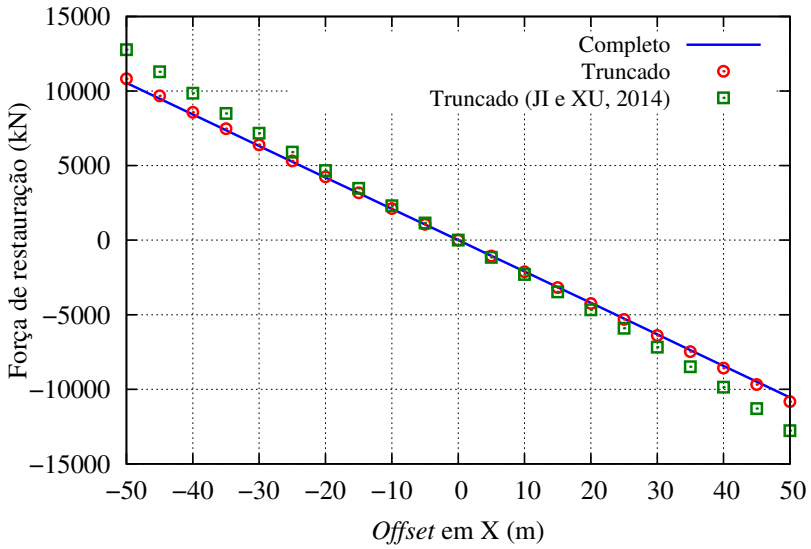
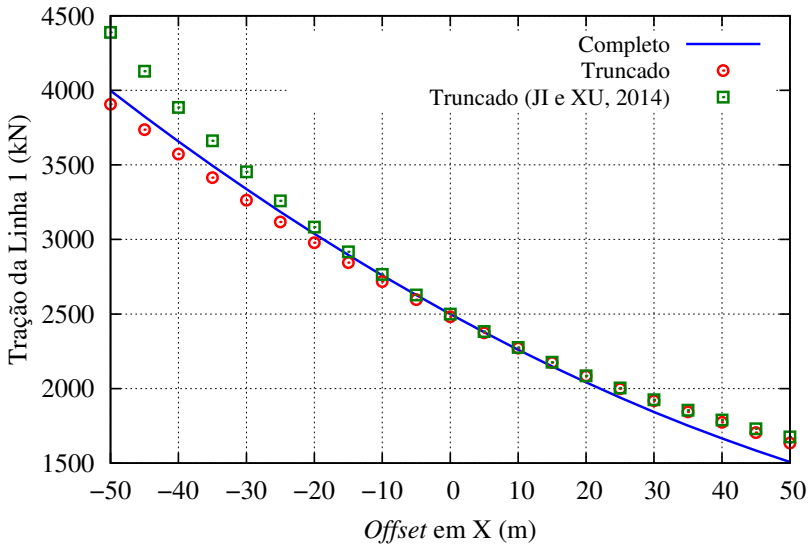


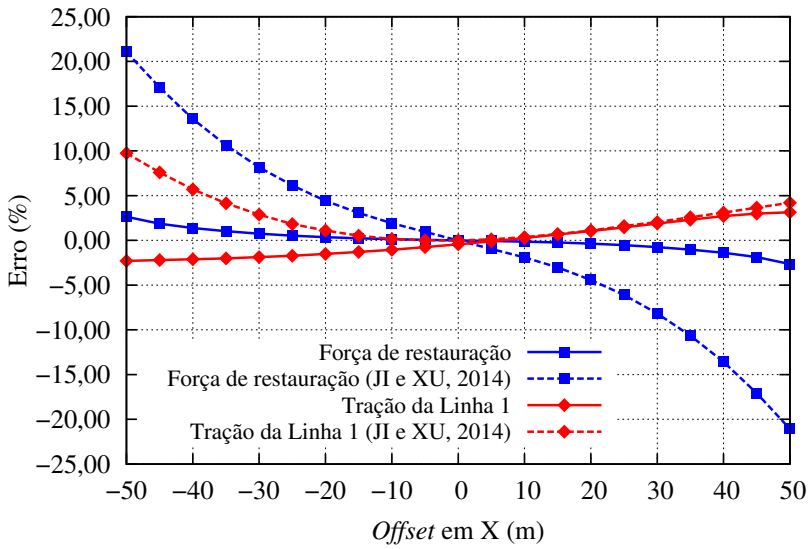
Figura 44 – Comparação entre as trações de topo da Linha 1 dos sistemas truncados com a tração no sistema completo.



Em termos quantitativos, a diferença entre as curvas comparadas nas Figuras 43 e 44 pode ser medida pelo erro percentual relativo ao sistema na profundidade completa, graficamente mostrado na Figura 45. Analisando o gráfico, tem-se que o erro máximo

está em torno de 20%, ocorrendo na força de restauração. Considerando apenas a tração da Linha 1, o erro máximo fica em torno de 10%. Ambos referentes ao trabalho de Ji e Xu (2014). Para o sistema truncado equivalente obtido neste trabalho, o erro máximo foi inferior a 3,0%, para a força de restauração e 3,5% para a tração de topo da Linha 1, mantendo-se nesse limite para todas as linhas, os quais são valores aceitáveis.

Figura 45 – Erro percentual entre as respostas dos sistemas truncados e do sistema completo.



6.3.2 Ajuste da resposta estática: linha não-homogeneizada

Embora tenha tido bons resultados, decidiu-se refazer o estudo para um sistema de ancoragem truncado não-homogeneizado. Este novo estudo tem como objetivo verificar a influência da homogeneização na qualidade do projeto ótimo do sistema truncado. O estudo foi refeito seguindo a metodologia proposta, tal como foi aplicada no casos anteriores.

Assim, considera-se como fatores para o estudo de DOE o comprimento, a rigidez axial e o peso submerso de cada segmento, totalizando nove fatores por linha de ancoragem. Em seguida, calcula-se o valor nominal através das Equações (5.4) a (5.6) usando os dados do sistema completo (Tabela 17) e um fator de truncamento de 5, como no anterior. Feito isso, pode-se obter os níveis baixo e alto de cada fator, resultando na Tabela 21.

Seguindo a mesma metodologia, para realização dos experimentos, deve-se combinar a matriz de planejamento[1] 2^{9-3}_{IV} (com $I = ABCDG = ACEFH = CDEFJ$), com os dados dos fatores da Tabela 21, considerando o fator A como $L1$, B como $L2$ e assim sucessivamente. Na sequência, os experimentos são avaliados usando o Dakota juntamente com Dynasim para obtenção da variável de resposta. Feito isso, pode-se analisar os

[1] Pode ser obtida em <http://www.itl.nist.gov/div898/handbook/pri/section3/eqns/2to9m3.txt>

Tabela 21 – Especificação dos fatores e valores de níveis baixo e alto para o caso das linhas não-homogeneizadas.

Fator	Descrição	Unidade	Valor nominal	Nível baixo (−)	Nível alto (+)
L1	Comprimento do seg. inferior	m	200	180	220
L2	Comprimento do seg. central	m	300	270	330
L3	Comprimento do seg. superior	m	90	81	99
EA1	Rigidez axial do seg. inferior	kN	142.296	128.066	156.526
EA2	Rigidez axial do seg. central	kN	47.048	42.343	51.753
EA3	Rigidez axial do seg. superior	kN	124.068	111.661	136.475
Wsub1	Peso submerso do seg. inferior	kN/m	6,958	6,262	7,654
Wsub2	Peso submerso do seg. central	kN/m	0,200	0,180	0,220
Wsub3	Peso submerso do seg. superior	kN/m	6,076	5,468	6,684

resultados que envolve o efeito principal e de interação, assim como a tabela da ANOVA. Com esta análise, chegou-se a conclusão que cinco fatores influenciam a variável de resposta, definindo-os como variáveis de projeto para o estudo de otimização através vetor $\mathbf{x}$ como

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} L1 & L2 & L3 & EA2 & Wsub1 \end{bmatrix}^T \tag{6.11}$$

Os fatores restantes, *EA1*, *EA3*, *Wsub2* e *Wsub3*, são definidos como variáveis de estado no Dakota. O projeto inicial para o estudo de otimização utiliza os dados de valor nominal da Tabela 21.

Diante disso, realiza-se a otimização de projeto. Como resultado tem-se a seguinte solução ótima

$$\mathbf{x}^* = \begin{bmatrix} 383{,}3\,\text{m} & 85{,}6\,\text{m} & 144{,}7\,\text{m} & 6.314{,}9\,\text{kN} & 20{,}093\,\text{kN/m} \end{bmatrix}^T \tag{6.12}$$

Foram necessárias 40 iterações para convergir, concluídas em 31 min e 23,7 s. O Dakota avaliou a função objetivo 40 vezes e o gradiente 29 vezes, como o gradiente tem cinco componentes, tem-se um total de 185 avaliações de função.

A Figura 46 mostra uma comparação das trações de topo da Linha 1 entre os sistemas truncados homogeneizados e não-homogeneizados, tendo como referência o sistema de ancoragem na profundidade completa. Analisando o gráfico, pode-se notar uma melhor concordância da resposta do sistema truncado não-homogeneizado com o sistema completo.

Além disso, observando o gráfico de barras da Figura 47, percebe-se uma redução no valor do erro máximo percentual do sistema não-homogeneizado em comparação ao sistema homogeneizado. Se com o sistema homogeneizado o erro máximo estava abaixo de 3,5%, agora tem-se um erro abaixo de 0,5% com o sistema não-homogeneizado.

Não foram apresentados resultados comparativos da força de restauração, pois não seriam perceptíveis graficamente. Contudo, pode-se afirmar que o erro máximo para o sistema não-homogeneizado ficou abaixo de 0,05%, contra 3% do sistema homogeneizado.

Figura 46 – Comparação entre as trações da Linha 1 dos sistemas truncados homogêneo e não-homogêneo.

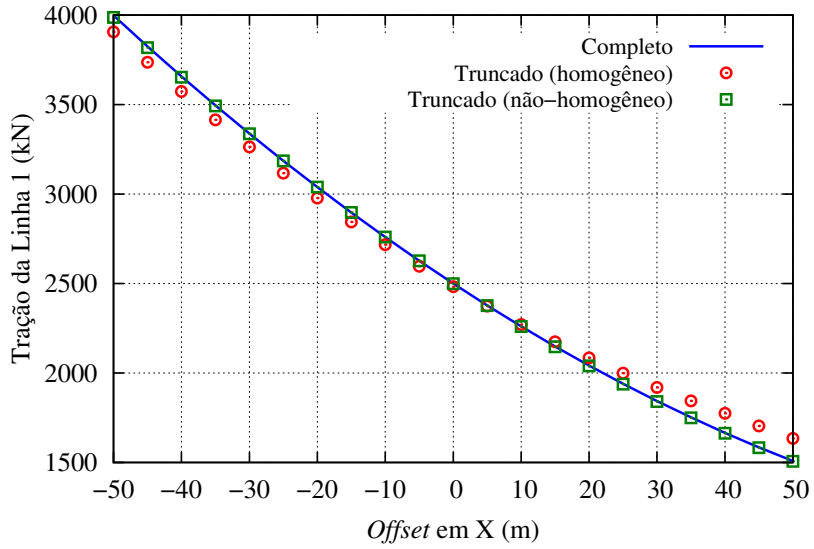
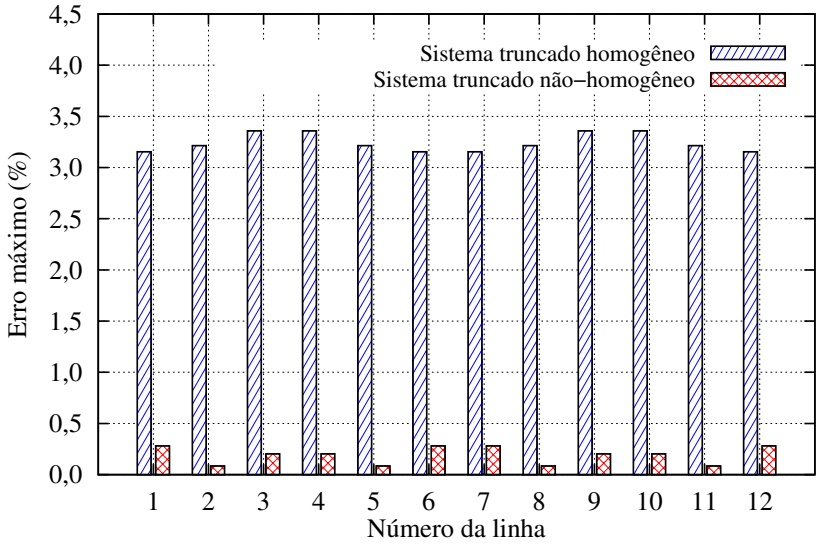


Figura 47 – Comparação do erro percentual máximo das trações da Linha 1 para os sistemas truncados homogêneo e não-homogêneo.



Diante do que foi mostrado para os dois sistemas truncados (homogeneizado e não-homogeneizado), observa-se naturalmente uma melhoria no que diz respeito a resposta estática para o sistema não-homogeneizado. Todavia, deve-se reconhecer que demandou um esforço maior do processo de otimização, que, nesse caso, necessitou de 40 iterações para convergir contra 8 iterações do sistema homogêneo. Considerando o número de avaliações de função, tem-se 185 (não-homogeneizado) contra 32 (homogeneizado). Além disso, deve-se ponderar também questões relacionadas com a viabilidade para execução de ensaio em escala reduzida.

Na seção a seguir, com o intuito de continuar a comparação com Ji e Xu (2014), será considerado o projeto ótimo do sistema de ancoragem truncado homogeneizado, levando em conta a resposta dinâmica, dado pela Equação (6.10).

6.3.3 Ajuste da resposta dinâmica

Finalizado o ajuste das variáveis de projeto quanto a similaridade da resposta estática, tem-se início ao ajuste das variáveis de projeto do problema dinâmico, de modo que o sistema de ancoragem truncado equivalente tenha efeitos dinâmicos similares ao sistema de ancoragem completo.

Parte dos dados referentes ao sistema completo foram previamente definidos no preâmbulo deste caso (Seção 6.3), tais como: profundidade, raio de ancoragem, fator de truncamento e propriedades das linhas de ancoragem. Resta definir as características da semissubmersível utilizada neste caso, sumarizadas na Tabela 22, ressalta-se que o centro de gravidade é definido em relação a quilha.

Tabela 22 – Principais características da semissubmersível.

Parâmetro	Unidade	Valor
Comprimento	m	85,00
Largura	m	85,00
Pontal	m	50,00
Calado	m	27,50
Deslocamento	ton	76.648,78
Volume	m^3	74.779,30
Centro de gravidade		
X	m	0,00
Y	m	0,00
Z	m	24,00

Porém, a comparação da resposta dinâmica com o trabalho de Ji e Xu (2014) ficará prejudicada, pois os dados disponíveis não são suficientes, especialmente aqueles relacionados com a semissubmersível. Por esse motivo, os dados da semissubmersível utilizada diferem do supracitado trabalho. Ainda assim, decidiu-se manter o caso por apresentar características distintas em relação aos demais casos, principalmente o fator de truncamento elevado e a homogeneização das linhas de ancoragem.

Para proceder com ajuste da resposta dinâmica, considera-se o projeto ótimo do sistema de ancoragem truncado estaticamente equivalente, dado pela Equação (6.10). Então, o comprimento, a rigidez axial e peso submerso das linhas de ancoragem serão mantidos inalterado durante o processo de otimização dinâmica. Como discutido na Seção 5.1, as variáveis de projeto para ajuste da resposta dinâmicas são diâmetro e massa. Como o peso submerso não pode ser modificado no decorrer da otimização, definiu-se a massa como variável de projeto. De fato, será utilizado o peso no ar por

unidade de comprimento, em vez da densidade de massa linear, meramente por questão de compatibilidade com o Dynasim.

Dessa forma, como as linhas de ancoragem do sistema truncado são formadas por apenas um segmento, tem-se apenas um fator para estudo de DOE, por razões óbvias o estudo foi descartado. Assim, a Tabela 23 lista os dados das linhas de ancoragem do sistema truncado. Observa-se que os dados de comprimento, rigidez axial e peso submerso correspondem ao projeto ótimo da Equação (6.10). Os dados referentes ao diâmetro e ao peso no ar foram obtidos através de manipulação de dados da Tabela 17 e da própria Tabela 23 de maneira que o peso submerso não fosse modificado.

Tabela 23 – Propriedades das linhas de ancoragem do sistema truncado (Caso 3).

Diâmetro (m)	Comprimento (m)	Rigidez axial (kN)	Peso submerso (kN/m)	Peso no ar (kN/m)
0,29	592,1	39.284,5	4,597	5,246

Por consequência, o vetor das variáveis de projeto é escrito como

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} Wair \end{bmatrix} \tag{6.13}$$

onde *Wair* corresponde ao peso no ar por unidade de comprimento, tendo valor inicial dado pela Tabela 23.

De acordo com o Waals e van Dijk (2004), a plataforma semissubmersível tem rigidez limitada para *heave*, *roll* e *pitch* devido à área de flutuação limitada. Assim, a pretensão vertical do sistema de ancoragem pode afetar o calado (*draft*), o compasso (*trim*) e a banda (*heel*) da embarcação, uma descrição desses termos podem ser encontradas no Apêndice B. Além disso, a baixa rigidez vertical do flutuante pode causar movimentos acoplados devido ao sistema de ancoragem. Por exemplo, se há um avanço do flutuante os ângulos pretensão são modificados, resultando em momentos de *pitch* por causa do acoplamento com *surge*. Assim, como a otimização de projeto será realizado com cargas aplicadas na direção *surge*, a função objetivo deverá considerar apenas os movimentos em *surge* e *heave*, a rotação em *pitch* e a força de restauração, eliminando os demais termos.

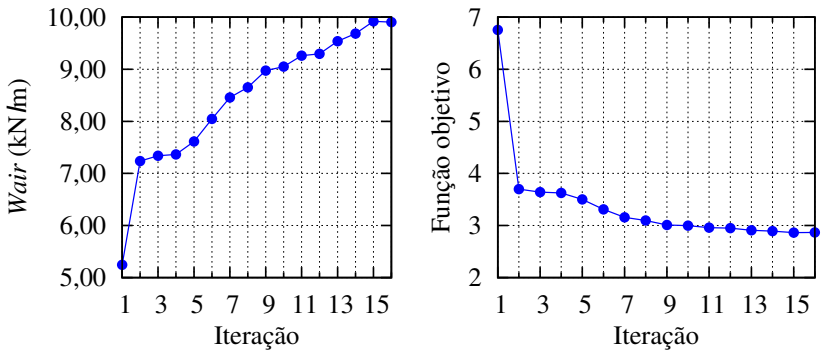
Durante o processo de otimização, Dakota chama Dynasim para realização das simulações dinâmica para um tempo de 1.000 s, aplicando uma onda irregular em *surge* dada pelo espectro de JONSWAP com um ângulo de incidência de 180°, um período de pico de 16 s, uma altura de onda significativa de 13,7 m, e um fator de intensificação de pico de 1,64, que é similar a onda usada por Ji e Xu (2014).

Como resultado da otimização de projeto, a solução ótima para a semissubmersível ancorada em catenária é

$$\mathbf{x}^* = \begin{bmatrix} 9{,}905\,\mathrm{kN/m} \end{bmatrix} \tag{6.14}$$

onde a função objetivo alcançou o valor de 2,865 após 16 interações. Como comparação, em Ji e Xu (2014), o peso no ar para o projeto do sistema truncado foi de 8,6 kN/m (calculado indiretamente pela diâmetro e peso submerso). Na Figura 48 pode ser visto o histórico do processo de otimização para a variável de projeto e a função objetivo.

Figura 48 – Evolução do processo de otimização do problema dinâmico (Caso 3).



Para avaliar a qualidade do projeto ótimo do sistema truncado, elaborou-se a Tabela 24 para comparar a resposta dinâmica dos sistemas truncado e completo, usando algumas estatísticas calculadas a partir das séries temporais, tais como: média, desvio padrão, máximo e mínimo. Além disso, foram utilizadas as estatísticas de valor extremo presentes no Dynasim para a comparação do valor mais provável, dadas pelas distribuições de probabilidade de Rayleigh e Weibull, representado por $\mathrm{MPV_R}$ e $\mathrm{MPV_W}$, respectivamente. Essa tabela mostra a comparação dessas estatísticas, para as posições em *surge* e *heave*, rotação de *pitch* e tração de topo da Linha 4, entre os sistemas truncado e completo, bem como os erros percentuais máximos e mínimos dentre todas as linhas. A Linha 4 foi escolhida porque obteve erros máximos percentuais para o desvio padrão e $\mathrm{MPV_R}$ considerando as 12 linhas.

Então, como pode ser visto na Tabela 24, o ajuste do peso no ar, através da otimização, resultou em uma boa adequação da resposta dinâmica do sistema truncado, comparado ao sistema completo. Nota-se que os desvios padrão das linhas de ancoragem são bastante diferentes em comparação com as outras medidas estatísticas. Isso significa que os dados estão mais dispersos em torno da média, mas não o suficiente para afetar significativamente a resposta quanto a média e os valores mais prováveis de Rayleigh e Weibull. Deve-se reconhecer que as trações de topo das linhas de ancoragem não fizeram parte diretamente do ajuste de variáveis de projeto. Assim, é aceitável encontrar medidas estatísticas com maior erro quando se compara as respostas das linhas de ancoragem.

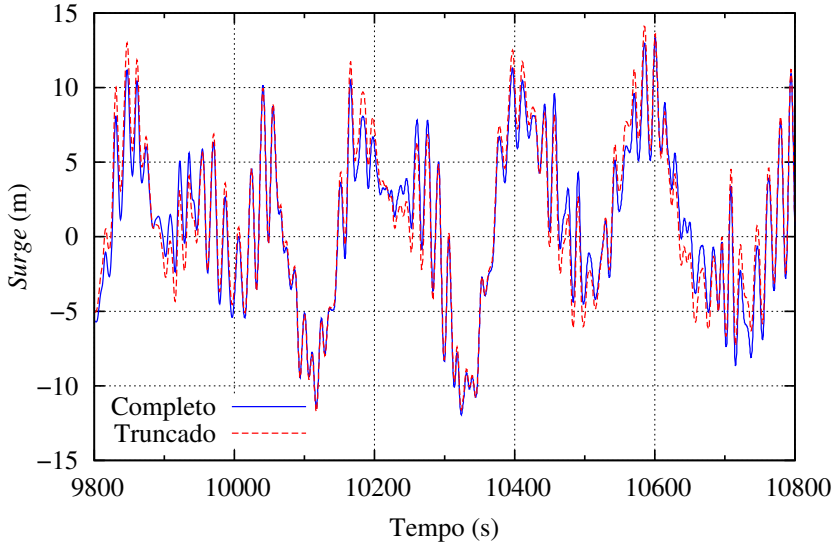
Com interesse em verificar o comportamento dinâmico do projeto ótimo do sistema truncado para um tempo de simulação maior, realizou-se uma simulação de três horas (10.800 s), mantendo-se a mesma condição de onda. Uma comparação gráfica da resposta dinâmica entre os sistemas truncado e completo pode ser vista nas Figuras 49 a 51,

Tabela 24 – Comparações estatísticas entre o projeto ótimo do sistema truncado e o sistema completo (Caso 3).

	Média	Desvio padrão	Máximo	Mínimo	MPV_R	MPV_W
Surge (m)						
Truncado	1,643	5,330	17,318	-12,840	15,967	17,618
Completo	1,831	4,863	16,879	-11,002	15,250	16,905
Erro (%)	10,27	9,60	2,60	16,71	4,71	4,22
Heave (m)						
Truncado	-28,064	1,441	-24,238	-32,397	-23,975	-24,396
Completo	-27,697	1,427	-23,969	-31,964	-23,647	-24,081
Erro (%)	1,33	0,96	1,12	1,35	1,39	1,31
Pitch (m)						
Truncado	0,016	1,125	2,892	-3,483	3,254	2,984
Completo	0,032	1,110	2,803	-3,489	3,228	2,963
Erro (%)	49,68	1,31	3,20	0,19	0,80	0,71
Line 4 (kN)						
Truncado	2.485,29	149,72	2.952,18	2.104,12	2.917,10	2.965,57
Completo	2.536,54	119,50	2.942,00	2.248,04	2.874,86	2.922,66
Erro (%)	2,02	25,29	0,35	6,40	1,47	1,47
Dentre todas as linhas						
Erro mín. (%)	1,88	0,51	0,04	4,89	0,06	1,05
Erro máx. (%)	2,05	25,29	3,00	6,40	1,47	1,66

respectivamente, para a posição em *surge*, a rotação em *pitch* e a tração de topo da Linha 4.

Figura 49 – Comparação do histórico de posição em *surge* (Caso 3).



Observando essas figuras é possível notar que a similaridade entre as respostas dos dois sistemas é aceitável. Embora exista uma diferença mais acentuada entre as curvas da

Figura 50 – Comparação do histórico de rotação em *pitch* (Caso 3).

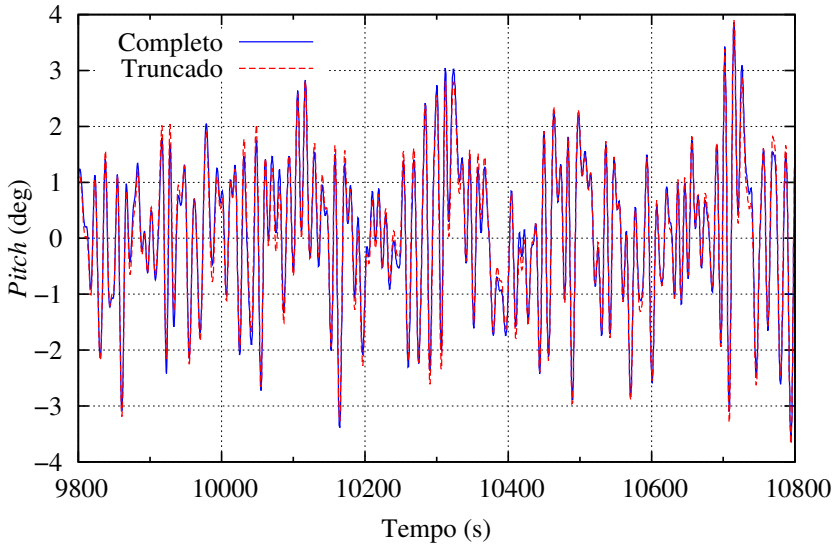


Figura 51 – Comparação do histórico de tração de topo da Linha 4 (Caso 3).

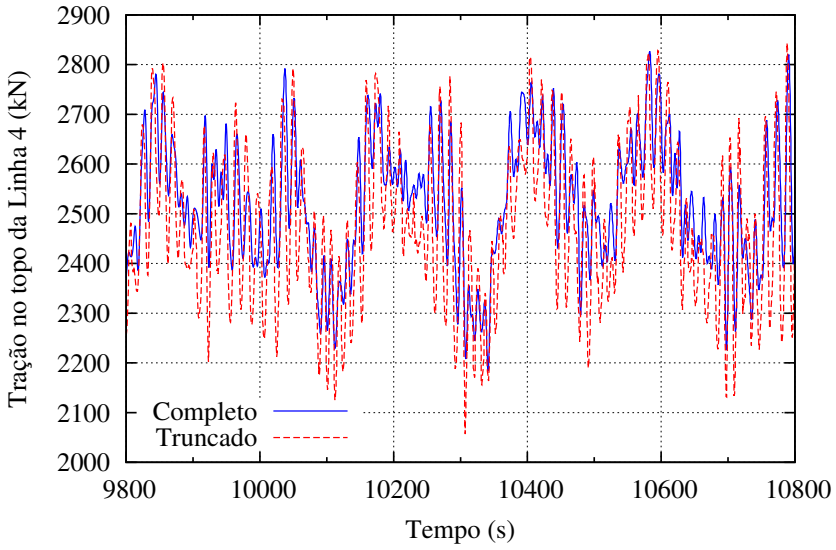


Figura 51, pode-se afirmar que o comportamento do sistema não foi prejudicado. Como será visto mais adiante, essa diferença irá refletir basicamente nos valores de desvio padrão das trações de topo das linhas de ancoragem. Por isso é importante para quantificar a diferença entre as curvas, podendo utilizar as mesmas estatísticas já discutidas anteriormente na Tabela 24. Sendo assim, compilou-se na Tabela 25 os dados relativos a uma simulação de três horas. Comparando com a Tabela 24, conclui-se que o erros percentuais são semelhantes.

É importante ressaltar que os dados acima comparados, obtidos com uma simulação de três horas, utilizou um sistema truncado otimizado para uma simulação de apenas 1.000 s. Por conseguinte, o projeto ótimo do sistema truncado é capaz de representar o

sistema completo para um tempo de simulação acima daquele utilizado no processo de otimização, o que é excelente.

Tabela 25 – Comparações estatísticas entre o projeto ótimo do sistema truncado e o sistema completo para a simulação de três horas (Caso 3).

	Média	Desvio padrão	Máximo	Mínimo	MPV_R	MPV_W
Surge (m)						
Truncado	1,081	5,609	20,186	-16,497	20,856	21,542
Completo	1,108	5,163	18,548	-15,231	19,377	20,622
Erro (%)	2,45	8,63	8,83	8,31	7,63	4,46
Heave (m)						
Truncado	-28,065	1,491	-23,697	-33,318	-22,638	-23,451
Completo	-27,698	1,477	-23,379	-32,946	-22,320	-23,136
Erro (%)	1,33	0,92	1,36	1,13	1,43	1,36
Pitch (m)						
Truncado	0,077	1,202	4,969	-4,862	4,479	4,404
Completo	0,086	1,195	5,163	-4,655	4,464	4,547
Erro (%)	10,38	0,55	3,75	4,45	0,34	3,14
Linha 4 (kN)						
Truncado	2.472,86	153,20	2.986,51	1.991,99	3.036,41	2.997,88
Completo	2.522,91	124,58	2.970,76	2.120,36	2.973,11	3.011,63
Erro (%)	1,98	22,97	0,53	6,05	2,13	0,46
Dentre todas as linhas						
Erro mín. (%)	1,95	0,52	0,31	0,84	0,48	0,46
Erro máx. (%)	2,03	22,97	3,73	6,05	2,13	3,91

Diante dos bons resultados obtidos até o momento, decidiu-se avaliar o projeto ótimo do sistema truncada através de simulações dinâmicas de três horas de duração para diferentes condições de onda. Para tanto, definiu-se um conjunto com 16 condições de onda, listadas na Tabela 26, usando um espectro de JONSWAP com diferentes parâmetros de onda, tais como: período de pico (Tp), altura de onda significativa (Hs), ângulo de incidência (β), e um fator de intensificação de pico (γ). Entre as 16 condições, há oito ângulos de incidência distintos, que representam estados de mar entre *rough*[2] e *high*[3] (ITTC, 2012).

Após as simulações, os resultados foram analisados seguindo as mesmas medidas estatísticas utilizadas anteriormente. No entanto, dada a grande quantidade de dados, decidiu-se usar o valor mais provável da distribuição Rayleigh para comparação das respostas dos sistemas truncados e completos, sumarizados na Tabela 27. Não são apresentados resultados para a rotação de *yaw*, pois resultaram em valores muito pequenos, ficando abaixo de 0,06°.

[2] Altura de onda entre 2,5 m e 4,0 m
[3] Altura de onda entre 6,0 m e 9,0 m

Tabela 26 – Condições de onda para avaliar projeto ótimo do sistema truncado.

Onda	Tp (s)	Tz (s)	Hs (m)	β (deg)	γ
1	4,5	3,18	2,5	0	3,06
2	10,0	7,07	4,0	0	2,07
3	5,0	3,53	3,5	45	2,90
4	12,5	8,84	5,5	45	1,85
5	5,5	3,89	4,5	90	2,77
6	15,0	10,60	7,0	90	1,69
7	4,5	3,18	2,5	135	3,06
8	10,0	7,07	4,0	135	2,07
9	5,0	3,53	3,5	180	2,90
10	12,5	8,84	5,5	180	1,85
11	5,5	3,89	4,5	225	2,77
12	15,0	10,60	7,0	225	1,69
13	4,5	3,18	2,5	270	3,06
14	10,0	7,07	4,0	270	2,07
15	5,0	3,53	3,5	315	2,90
16	12,5	8,84	5,5	315	1,85

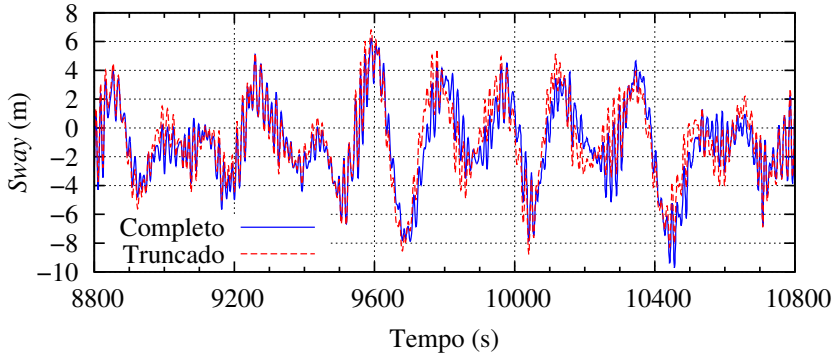
Tabela 27 – Erro percentual de $\mathrm{MPV_R}$ para as 16 condições de onda (Caso 3).

Onda	*Surge*	*Sway*	*Heave*	*Roll*	*Pitch*
1	15,58	0,00	1,28	0,00	19,65
2	**24,54**	0,00	1,26	0,00	5,96
3	11,43	15,92	1,28	**24,52**	14,72
4	20,26	0,97	1,26	2,27	2,53
5	0,00	9,19	1,26	14,64	0,00
6	0,00	7,01	1,31	2,25	0,00
7	14,76	8,69	1,28	21,83	**34,55**
8	22,80	**18,59**	1,26	5,20	5,59
9	2,69	0,00	1,28	0,00	22,22
10	14,53	0,00	1,26	0,00	3,45
11	5,75	1,78	1,28	5,53	15,11
12	13,78	0,76	1,31	2,00	1,83
13	0,00	2,95	1,28	10,33	0,00
14	0,00	6,84	1,25	3,40	0,00
15	13,55	2,72	1,28	14,57	16,86
16	17,63	0,85	1,26	1,74	2,08

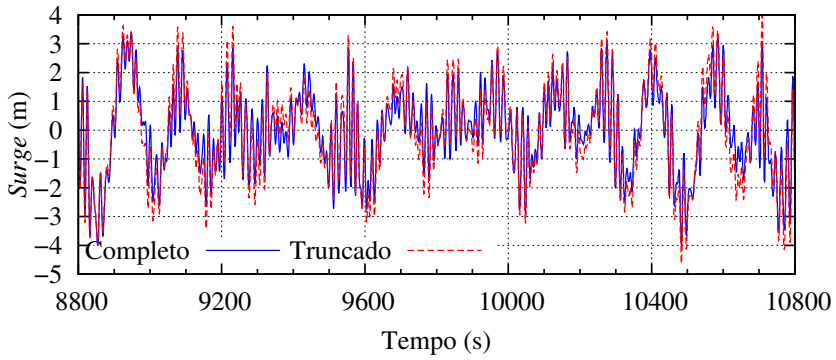
Embora tenham sido encontrados alguns erros percentuais elevados, em geral, os resultados foram satisfatórios. É interessante notar que para os períodos de pico mais elevados, o que corresponde as ondas de número par (Tabela 26), as rotações de *roll* e *pitch* resulta em pequenos valores de erros percentuais. Acredita-se que possa estar relacionado com a onda irregular utilizada na otimização, cujo período de pico também é elevado. Assim, analisa-se em detalhe as condições de onda 6 e 12, uma vez que têm um período de pico próxima ao da onda utilizada na otimização. De fato, observando a Figura 52, pode-se notar que os resultados são muito bons nessas condições, isto é, quando se têm ondas com características semelhantes a que foi usada na otimização.

Figura 52 – Comparações de resposta dos casos similares a condição de onda utilizada na otimização.

(a) Comparação do histórico de posição em *sway* para a onda nº 6.



(b) Comparação do histórico de posição em *surge* para a onda nº 12.



Em contraste a isso, selecionou-se alguns casos com erros percentuais mais elevados, para mostrar graficamente a diferença entre os sistemas truncado e completo, como mostra a Figura 53. Pode-se visualizar comparações para as condições das ondas de números 2, 3, 7 e 8, respectivamente, nos graus de liberdade *surge*, *roll*, *sway* e *pitch*, em destaque na Tabela 27. Em relação as Figuras 53a e 53b, pode-se notar uma diferença entre as curvas, havendo uma dispersão maior para a curva do sistema truncada, mas ao mesmo tempo observa-se um comportamento semelhante entre elas. Por outro lado, observa-se claramente a diferença nas curvas das Figuras 53c e 53d, inclusive, estando fora de fase em certos instantes de tempo. Deve ser salientado que ao longo de toda a simulação, os ângulos devido as rotações em *roll* e *pitch*, para essas duas condições de onda são inferiores a 0,6°. Assim, pode-se dizer que as diferenças vistas nessas figuras não prejudicou significativamente o comportamento do sistema de flutuante.

6.3.4 Comentários finais

Diante do que foi visto neste caso, pode-se afirmar que o projeto ótimo do sistema truncado possui melhor concordância para condições de onda semelhantes a otimização, o que era obviamente esperado.

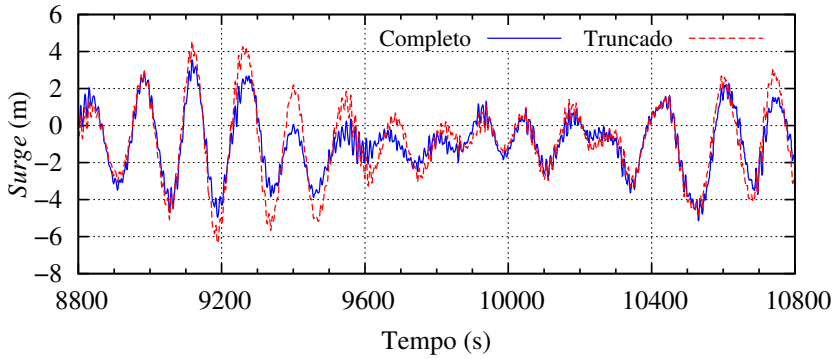
No entanto, é importante lembrar que as linhas de ancoragem foram homogeneizadas resultando em apenas um segmento por linha, o que naturalmente diminui a semelhança com o modelo original. Por um lado, isso é bom porque a simplificação do modelo permitiu acelerar o processo de otimização, devido à redução do espaço de projeto. Por outro, pode prejudicar a eficiência da otimização, uma vez que essa redução diminui o número de projetos possíveis, haja vista a diferença mostrada entre o sistema truncado homogeneizado e não-homogeneizado para a otimização da resposta estática.

No que diz respeito as simulações realizadas para gerar os resultados da Tabela 27, utilizou-se um *cluster* de computadores devido ao elevado custo computacional. Para esse estudo, foram alocados quatro nós do *cluster* do LCCV/UFAL <http://www.lccv.ufal.br>, onde cada um tem oito núcleos. Assim, foi possível avaliar simultaneamente simulações de quatro condições de onda, em que cada uma usa oito *threads* OpenMP. Deve-se lembrar que cada uma das 16 condições de onda exige duas simulações: uma para o sistema truncado e outro para o sistema completo. Assim, para o caso em questão, se todas estas simulações fossem realizadas em um computador *monocore* seriam necessários cerca de 418 min (≈ 7 h), mas com os recursos alocados no *cluster* foi reduzido para cerca de 36 min.

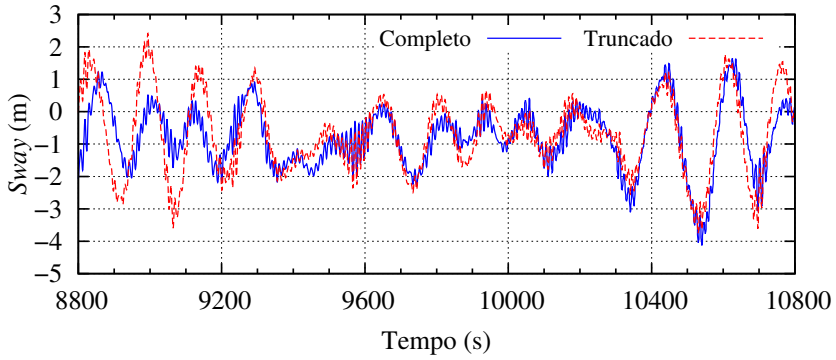
É importante dizer que a otimização de projeto usando o Dakota em paralelo não apresentou nenhum ganho de desempenho, em vez disso, identificou-se perda de desempenho. Uma explicação para essa perda de desempenho pode estar relacionado ao pequeno número de processos MPI alocados pelo Dakota. O número de processos depende da quantidade de variáveis de projeto e da rotina de diferenciação finita selecionados para a otimização. Assim, para n variáveis usando diferenças finitas avançadas no cálculo do gradiente, tem-se $n + 1$ simultaneidades. Portanto, como neste caso há somente uma variável de projeto, o Dakota realiza execução simultânea com apenas duas iterações.

Figura 53 – Comparação de respostas dos graus de liberdade com erros percentuais elevados (Caso 3).

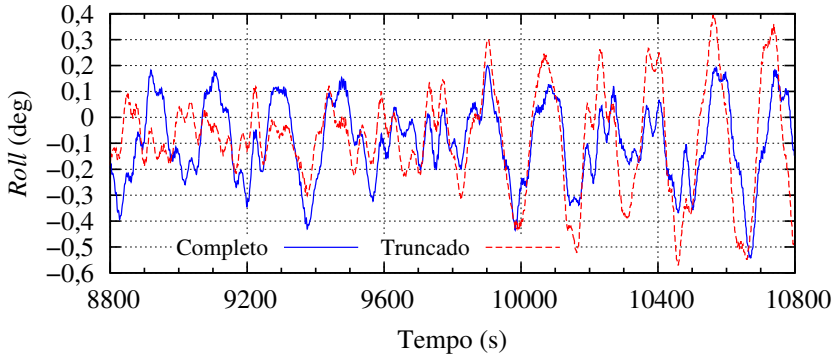
(a) Comparação do histórico de posição em *surge* para a onda nº 2.



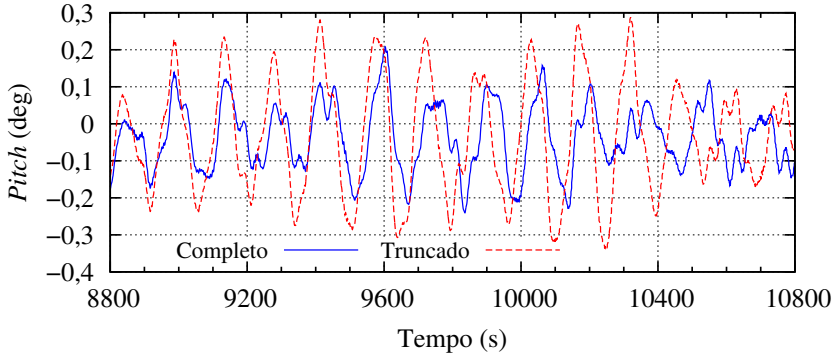
(b) Comparação do histórico de posição em *sway* para a onda nº 8.



(c) Comparação do histórico de rotação em *roll* para a onda nº 3.



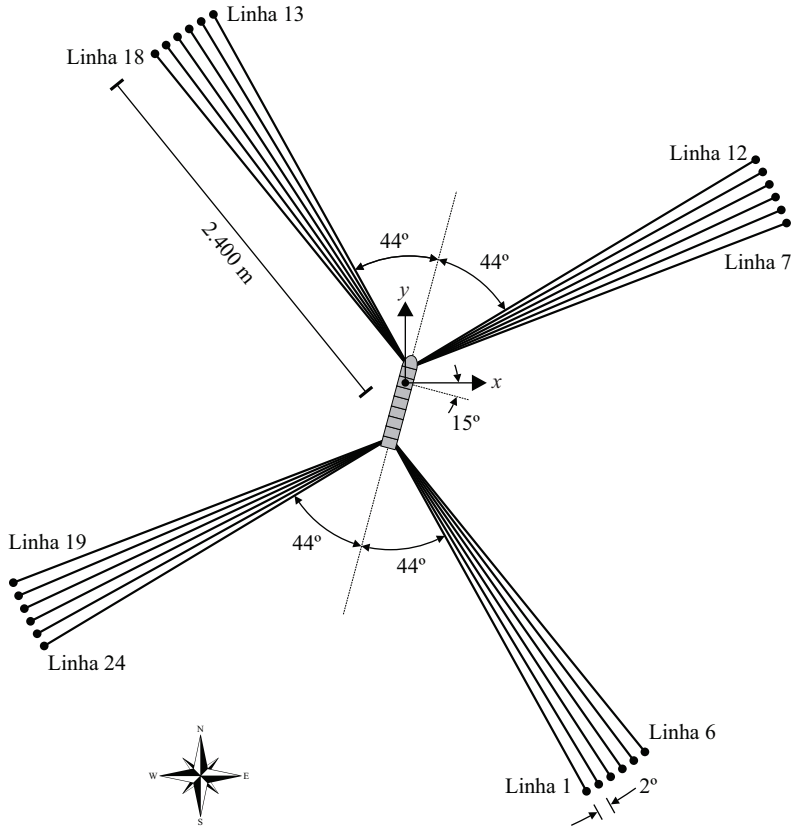
(d) Comparação do histórico de rotação em *pitch* para a onda nº 7.



6.4 Caso 4: FPSO ancorado com 24 linhas *semi-taut*

O sistema de ancoragem deste caso é formado por quatro grupos de seis linhas de ancoragem *semi-taut*, onde cada linha é composta por sete segmentos, alternando entre amarras e cabos de poliéster, com os segmentos de extremidade sendo de amarras. Essa composição da linha de ancoragem é comum nos sistemas de ancoragem reais para águas ultraprofundas. As linhas de ancoragem estão arranjadas no plano horizontal tal como mostrado na Figura 54. O sistema está instalado em uma profundidade de 2.120 m com um raio de ancoragem de 2.400 m. As propriedades dos segmentos das linhas de ancoragem são encontrados na Tabela 28, ordenados do leito marinho à superfície livre da água.

Figura 54 – Ilustração do sistema de ancoragem do FPSO amarrado por 24 linhas *semi-taut*.



Deseja-se realizar um ensaio em escala 1:90 em um tanque oceânico de 15 m, fornecendo uma profundidade máxima para truncamento de 1.350 m. Contudo, adotou-se uma profundidade truncada de 1.272 m, que resulta em um fator de truncamento de 1,67 aproximadamente, calculado pela Equação (5.3). O raio de ancoragem ficou em torno de 1.440 m.

Definido os dados gerais, a seguir são apresentados e discutidos os resultados referentes a otimização de projeto para a resposta estática.

Tabela 28 – Propriedades dos segmentos das linhas de ancoragem (Caso 4).

Segmento	Diâmetro (m)	Comprimento (m)	Rigidez axial (kN)	Peso submerso (kN/m)	Peso no ar (kN/m)
1	0,22	291,0	1.097.440,0	2,483	2,853
2	0,16	920,0	183.210,0	0,072	0,274
3	0,22	11,4	1.097.440,0	2,483	2,853
4	0,16	920,0	183.210,0	0,072	0,274
5	0,22	11,4	1.097.440,0	2,483	2,853
6	0,16	920,0	183.210,0	0,072	0,274
7	0,22	150,0	1.097.440,0	2,483	2,853

6.4.1 Ajuste da resposta estática

Primeiramente, assim como nos outros casos, realiza-se um estudo para identificar os fatores que mais influenciam a variável de resposta (função objetivo). Para isso, faz-se necessário definir os valores nominais do sistema truncado para um fator de truncamento de 1,67, a partir dos dados da Tabela 28, através das Equações (5.4) a (5.6). Em seguida, calcula-se os valores dos níveis baixo e alto de cada fator. Esses valores estão reunidos na Tabela 29 para cada um dos fatores considerados.

Tabela 29 – Especificação dos fatores e valores de níveis baixo e alto (Caso 4).

Fator	Descrição	Unidade	Valor nominal	Nível baixo (−)	Nível alto (+)
L1	Comprimento do seg. 1	m	174,6	157,1	192,1
L2	Comprimento dos seg. 2, 4 e 6	m	552,0	496,8	607,2
L3	Comprimento dos seg. 3 e 5	m	6,8	6,1	7,5
L4	Comprimento do seg. 7	m	90,0	81,0	99,0
EA1	Rigidez axial dos seg. 1, 3, 5 e 7	kN	658.464	592.617	724.310
EA2	Rigidez axial dos seg. 2, 4 e 6	kN	109.926	98.933	120.918
Wsub1	Peso submerso dos seg. 1, 3, 5 e 7	kN/m	4,14	3,73	4,55
Wsub2	Peso submerso dos seg. 2, 4 e 6	kN/m	0,12	0,11	0,13

De maneira análoga ao que já foi mostrado, monta-se uma matriz de planejamento[4] 2^{8-3}_{IV} (com $I = ABCF = ABDG = BCDEH$). Para realização dos experimentos, essa matriz foi combinada com os fatores e os níveis da Tabela 29, fazendo $A = L1$, $B = L2$, $C = L3$ etc.

Processados os resultados, chegou-se a conclusão que os fatores *L1*, *L2*, *L4*, *Wsub1* e *Wsub2* exercem maior influência sobre a variável de resposta. Portanto, eles são considerados como variáveis de projeto para as análise de otimização, com vetor $\mathbf{x}$ definido como

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} L1 & L2 & L4 & Wsub1 & Wsub2 \end{bmatrix}^T \tag{6.15}$$

[4] Também pode ser obtida em <http://www.itl.nist.gov/div898/handbook/pri/section3/eqns/2to8m3.txt>

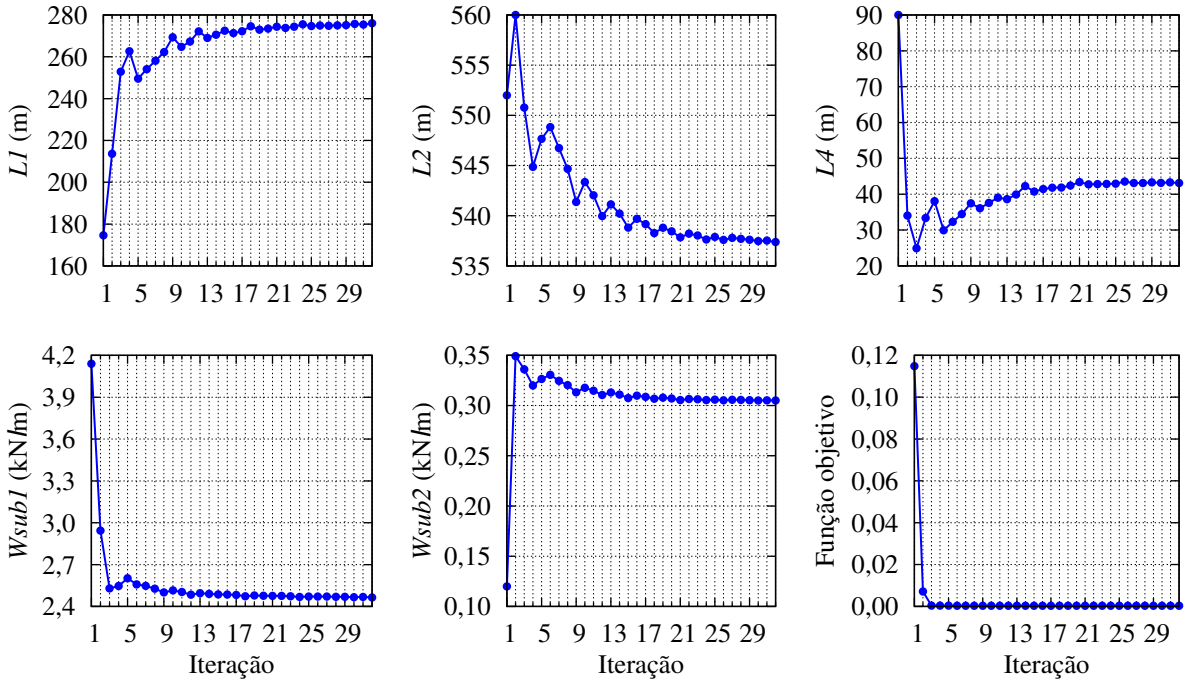
Consequentemente, os fatores *L3*, *EA1* e *EA2* são tratados como variáveis de estado no Dakota, definidas pelos valores nominais dos fatores da Tabela 29, assim como os valores inicias das variáveis de projeto.

Concluída a otimização, o projeto ótimo encontrado foi

$$\mathbf{x}^* = \begin{bmatrix} 276{,}0\,\text{m} & 537{,}4\,\text{m} & 43{,}1\,\text{m} & 2{,}464\,\text{kN/m} & 0{,}305\,\text{kN/m} \end{bmatrix}^T \tag{6.16}$$

onde a função objetivo alcançou o valor 3,16959E-4. A convergência ocorreu após 32 iterações e levou 13 min e 10 s. O Dakota realizou 137 avaliações de função, das quais 32 referem-se as avaliações da função objetivo, e 105 referem-se as 21 avaliações do vetor gradiente, que possui cinco componentes, lembrando que o Dakota foi configurado para usar diferenças finitas avançadas de primeira ordem no cálculo do gradiente. Pode-se ver na Figura 55 o histórico de iterações do estudo de otimização para as variáveis de projeto e a função objetivo.

Figura 55 – Evolução do processo de otimização (Caso 4).

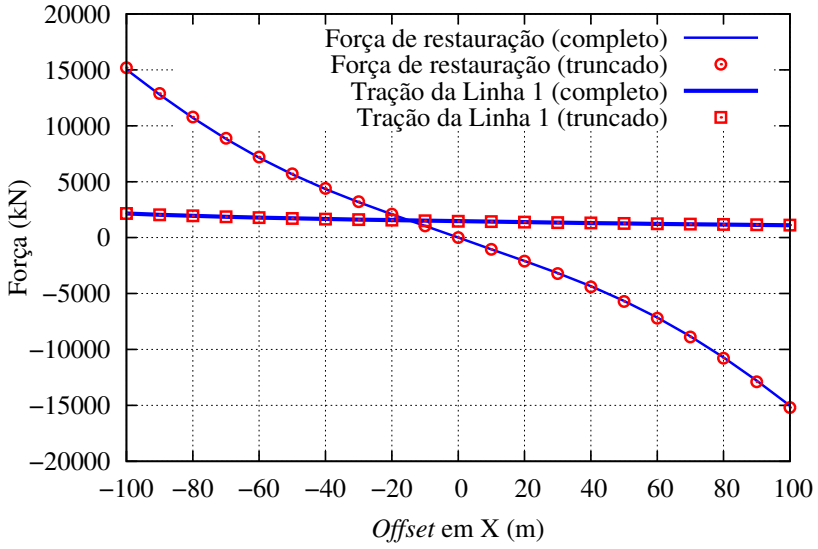


Deve-se recordar que as otimizações estáticas realizadas nos casos anteriores foram executadas com *offsets* aplicados na direção *surge*. Diferentemente dos demais, a otimização deste caso foi conduzida com *offsets* aplicados na direção x do sistema global de coordenadas, o qual está representado na Figura 54. Isso significa que as trações de topo de todas as linhas apesentam comportamentos distintos ao longo dos *offsets*. Com isso, pode-se avaliar a qualidade dos resultados em uma situação em que o processo de otimização não ocorre em um eixo de simetria.

Observa-se na Figura 56 as curvas da força de restauração dos sistemas truncado e completo, bem como as curvas da tração de topo da Linha 1. Como se pode constatar, as

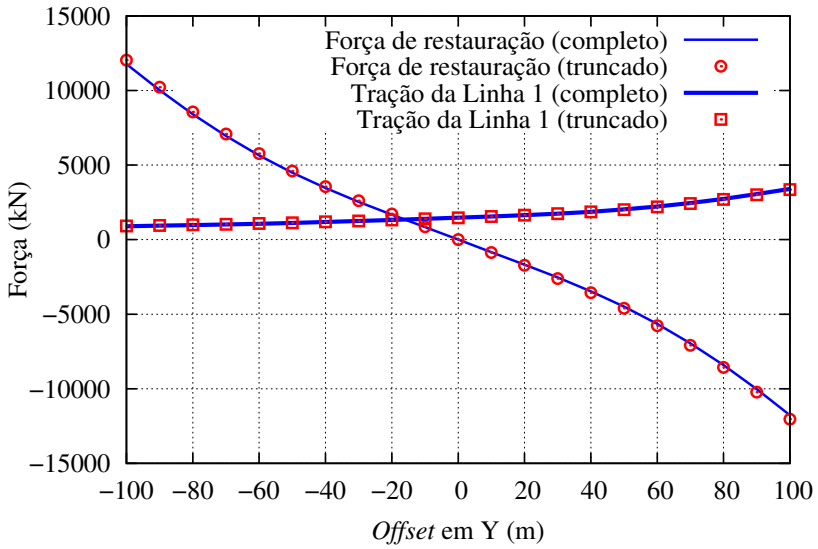
duas comparações são bastante semelhantes para os *offsets* aplicados na direção do eixo x global.

Figura 56 – Comparações entre as respostas dos sistemas truncado e completo (Caso 4).



Como uma forma de verificar o projeto ótimo, avaliou-se também a resposta na direção ortogonal à utlizada no processo de otimização (direção do eixo y global). Então, pode-se verificar na Figura 57 um gráfico análogo ao anterior. Mais uma vez, as duas comparações são bastante semelhantes. Acredita-se que existe a mesma tendência em outras direções.

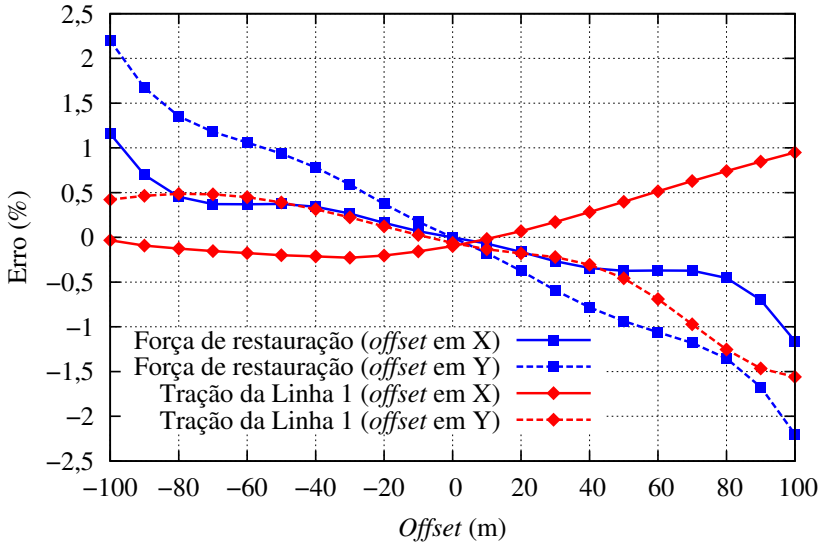
Figura 57 – Comparações entre as respostas dos sistemas truncado e completo considerando *offsets* na direção y (Caso 4).



Visualmente, não é possível perceber as diferenças entre as curvas apresentadas. Diante disso, elaborou-se o gráfico da Figura 58, que compara, em termos percentuais, o

erro entre os sistemas truncado e completo para as curvas das Figuras 56 e 57. Analisando o gráfico, constata-se que o erro máximo é inferior a 2,5%, o que é aceitável.

Figura 58 – Erro percentual entre as respostas dos sistemas truncado e completo (Caso 4).



Os erros percentuais máximos entre as respostas de tração de topo, das 24 linhas de ancoragem dos sistemas truncado e completo, podem ser encontrados nas Figuras 59 e 60. Como pode ser visto, considerando os dois gráficos, o erro é inferior a 1,7%. Além disso, levando em consideração os grupos de linhas do sistema de ancoragem (Figura 54), percebe-se claramente uma diferença no erro médio de cada grupo. Por exemplo, analisando o gráfico com erros na direção x (Figura 59), observa-se que os grupos de linhas 1–6 e 13–18 têm erros menores que os grupos de linhas 7–12 e 19–24. Ainda que pequena, essa diferença existe devido ao passeio da plataforma não coincidir com os eixos de simetria do sistema, ocasionando esforços de tração diferentes para esses grupos de linha. Isso é um indicativo de que a metodologia proposta é eficiente em sistemas não simétricos.

Na próxima seção será realizado o ajuste da resposta dinâmica, tomando como ponto de partida o sistema de ancoragem truncado estaticamente equivalente obtido nesta seção.

Figura 59 – Erro máximo percentual das trações das linhas de ancoragem – direção x (Caso 4).

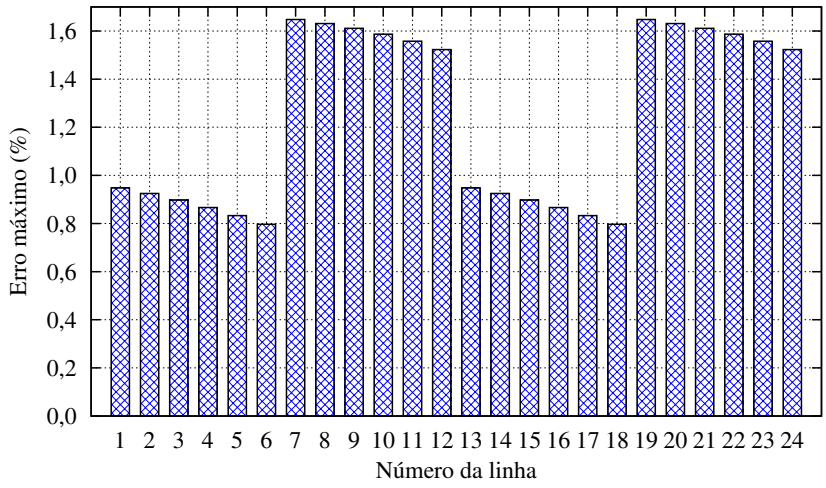
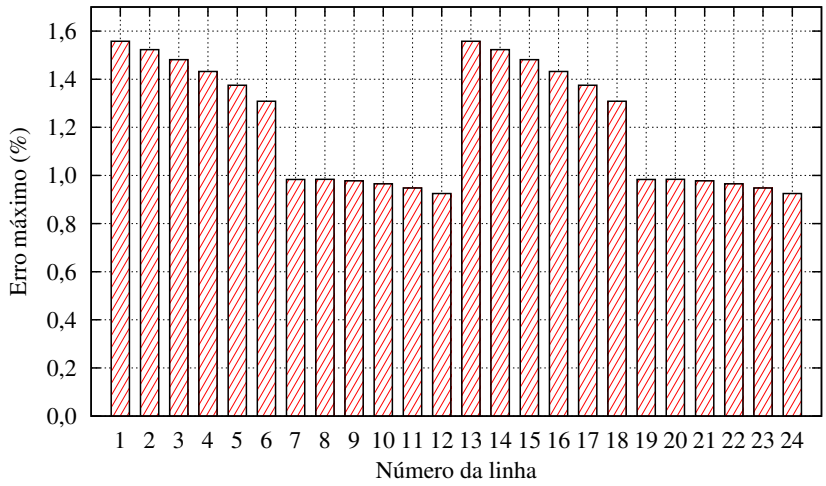


Figura 60 – Erro máximo percentual das trações das linhas de ancoragem – direção y (Caso 4).



6.4.2 Ajuste da resposta dinâmica

Concluída a otimização estática com êxito, o passo seguinte consiste em encontrar um sistema truncado equivalente que consiga representar de maneira satisfatória os efeitos dinâmicos do sistema completo.

Para isso, faz-se necessário especificar os dados referentes ao FPSO utilizado, que são listados na Tabela 30, onde o centro de gravidade é definido em relação a quilha. Outros dados necessários, como profundidade do sistema, raio de ancoragem, fator de truncamento e propriedades das linhas de ancoragem, foram definidos previamente no início da descrição deste caso (Seção 6.4).

Também são necessários dados do projeto ótimo do sistema truncado equivalente

Tabela 30 – Principais características do FPSO.

Parâmetro	Unidade	Valor
Comprimento	m	315,50
Largura	m	59,00
Pontal	m	30,20
Calado	m	14,27
Deslocamento	ton	206.918,80
Volume	m^3	201.872,00
Centro de gravidade		
X	m	0,00
Y	m	0,00
Z	m	18,97

encontrado na seção anterior, que ajustou a resposta estática. Tais dados são obtidos da Tabela 29 e da Equação (6.16). Salienta-se que o comprimento, a rigidez axial e peso submerso das linhas de ancoragem não podem ser modificados no processo de otimização dinâmica. Como no caso anterior, tem-se apenas uma variável possível por segmento, que corresponde ao peso no ar por unidade de comprimento. Embora haja sete segmentos (Tabela 28), existem apenas dois tipos de materiais (amarra e poliéster), consequentemente, dois fatores. Diante disso, como são necessários pelo menos três fatores para o fatorial fracionado, o estudo de DOE não foi realizado.

Por conseguinte é necessário definir as propriedades do sistema truncado inicial, que estão reunidas na Tabela 31. Os dados referentes ao comprimento, à rigidez axial e ao peso submerso correspondem as variáveis de projeto e de estado. Em destaque estão os dados do projeto ótimo (Equação (6.16)), os demais vieram da Tabela 29. Quanto ao diâmetro e o peso no ar, definiu-se de forma a manter o peso submerso. Assim, calculou-se primeiramente o peso no ar, usando os dados da Tabela 28 e, por analogia a Equação (5.6), em seguida, o diâmetro.

Tabela 31 – Propriedades das linhas de ancoragem do sistema truncado (Caso 4)

Segmento	Diâmetro (m)	Comprimento (m)	Rigidez axial (kN)	Peso submerso (kN/m)	Peso no ar (kN/m)
1	0,54	**276,0**	658.464,0	**2,46**	4,75
2	0,13	**537,4**	109.926,0	**0,31**	0,45
3	0,54	6,8	658.464,0	**2,46**	4,75
4	0,13	**537,4**	109.926,0	**0,31**	0,45
5	0,54	6,8	658.464,0	**2,46**	4,75
6	0,13	**537,4**	109.926,0	**0,31**	0,45
7	0,54	**43,1**	658.464,0	**2,46**	4,75

Diante do que foi colocado, o vetor das variáveis de projeto fica assim estabelecido

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} Wair1 & Wair2 \end{bmatrix}^T \tag{6.17}$$

onde *Wair1* representa o peso no ar por unidade de comprimento para os segmentos 1, 3, 5 e 7. Por consequência, *Wair2* representa o peso no ar para os segmentos 2, 4 e 6. O projeto inicial é definido pela Tabela 31.

Tipicamente, um FPSO tem uma tonelagem de deslocamento maior do que a massa do sistema de ancoragem, resultando em um pequeno acoplamento *surge-pitch*, tal como outros. Então, foca-se a atenção para os três modos no plano horizontal (*surge*, *sway* e *yaw*). Portanto, no que diz respeito ao processo de otimização, são desconsiderados os termos da função objetivo (Equação (5.12)) concernentes a posição em *heave* e as rotações em *roll* e *pitch*. Além disso, como a otimização de projeto é realizada na direção *surge*, também são eliminados da função objetivo os termos relacionados aos graus de liberdade *sway* e *yaw*.

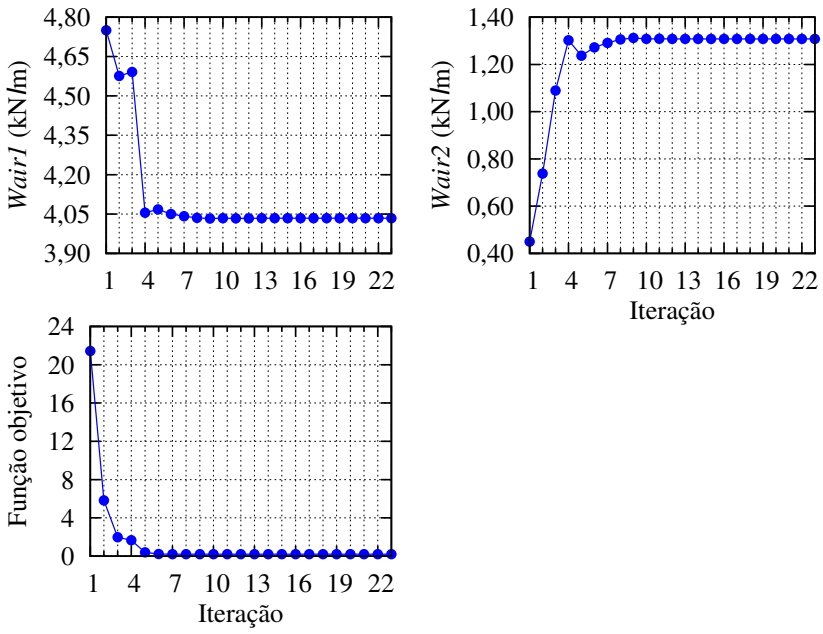
Para o processo de otimização dinâmica, são realizadas simulações de 1.000 s com carga de onda regular e um deslocamento inicial da plataforma de 50 m, ambos na direção *surge*. O ângulo de incidência da onda relativo ao FPSO é de 180° com um período de 9,5 s e uma altura de onda de 4,5 m.

Concluída a otimização, tem-se como ponto ótimo

$$\mathbf{x}^* = \begin{bmatrix} 4{,}03\,\text{kN/m} & 1{,}31\,\text{kN/m} \end{bmatrix} \tag{6.18}$$

tendo sido necessárias 23 iterações até convergir, com a função objetivo chegando ao valor de 2,10686E-1. A Figura 61 mostra o comportamento das variáveis de projeto e da função objetivo ao longo do processo de otimização.

Figura 61 – Evolução do processo de otimização do problema dinâmico (Caso 4).



Para análise dos dados obtidos, foram utilizadas as mesmas medidas estatísticas para avaliar a qualidade do projeto ótimo, resultando na Tabela 32. A tabela mostra a comparação dessas estatísticas para a posição em *surge* e a tração de topo de Linha 15, entre os sistemas truncados e cheio de profundidade, bem como os erros máximos e mínimos percentuais considerando todas as linhas. Estão sendo apresentadas as estatísticas da Linha 15 porque obtiveram erros percentuais elevados em quase todas as medidas avaliadas, quando comparados aos das outras linhas. Através da análise dos resultados da Tabela 32, pode-se perceber que o projeto ótimo do sistema truncado conseguiu reproduzir o comportamento do sistema completo, haja vista os erros percentuais obtidos.

Tabela 32 – Comparações estatísticas entre o projeto ótimo do sistema truncado e o sistema completo (Caso 4).

	Média	Desvio padrão	Máximo	Mínimo	MPV_R	MPV_W
Surge (m)						
Truncado	6,824	6,505	20,749	-10,861	23,872	29,347
Completo	6,921	6,671	21,516	-11,507	24,403	31,996
Erro (%)	1,40	2,48	3,56	5,61	2,18	8,28
Linha 15 (kN)						
Truncado	1.520,85	46,01	1.637,43	1.395,32	1.656,87	1.651,04
Completo	1.525,87	49,78	1.653,97	1.392,36	1.672,15	1.667,25
Erro (%)	0,33	7,57	1,00	0,21	0,91	0,97
Dentre todas as linhas						
Erro mín. (%)	0,02	4,66	0,45	0,18	0,29	0,22
Erro máx. (%)	0,34	7,76	1,07	0,47	0,92	0,97

Semelhante ao que foi feito no Caso 3, realizou-se uma simulação com o objetivo de verificar o comportamento da resposta dinâmica do sistema truncado usando o projeto ótimo. Contudo, neste caso, realizou-se uma simulação dinâmica de três horas (10.800 s) com uma onda irregular em *surge*, dada pelo espectro de JONSWAP com um período de pico de 9 s, uma altura de onda significativa de 4,5 m, e um fator de intensificação de pico de 2,18. Assim, manteve-se o mesmo ângulo de incidência da onda regular usado no processo de otimização. Nas Figuras 62 e 63, pode-se visualizar graficamente as diferença das respostas dos sistemas truncado e completo, que compara respectivamente a posição em *surge* e a tração de topo da Linha 6.

Visualmente, percebe-se que as curvas comparadas são bastante semelhantes. No entanto, é importante quantificar a diferença entre essas curvas, usar as mesmas medidas estatísticas já discutidas, resultando na Tabela 33. Desta vez, apresentam-se estatísticas para a Linha 6, ao invés da Linha 15, pois foi a linha de ancoragem com erros percentuais mais elevados. Ao comparar esses dados com Tabela 32, pode-se afirmar que os erros percentuais são semelhantes entre si. Isso significa que o projeto ótimo do sistema truncado é capaz de representar o sistema completo em uma condição ambiental diferente daquela

Figura 62 – Comparação do histórico de posição em *surge* (Caso 4).

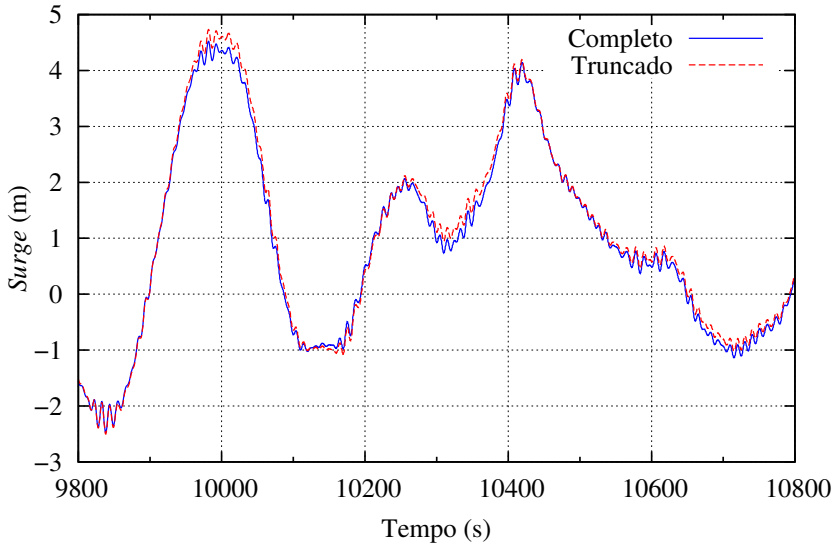
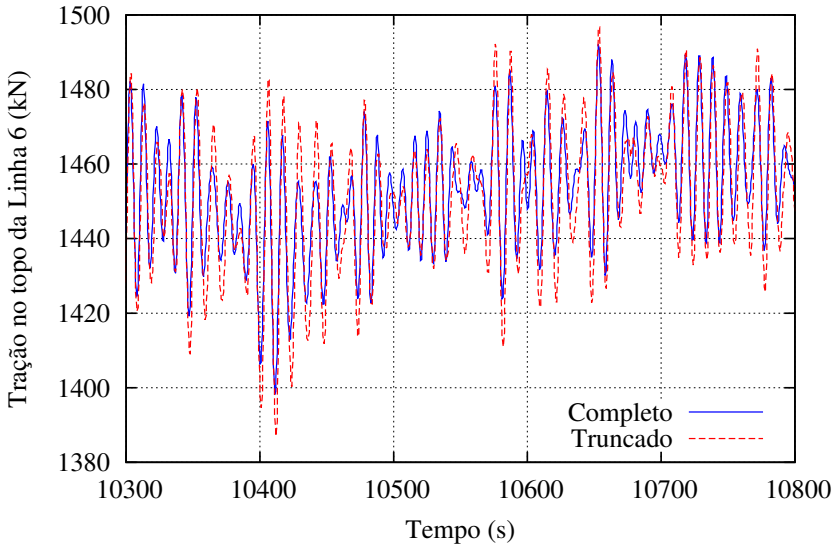


Figura 63 – Comparação do histórico de tração de topo da Linha 6 (Caso 4).



usada no processo de otimização.

Como no outro caso, avalia-se o projeto ótimo do sistema truncado para uma simulação de três horas, em diferentes condições de onda (Tabela 26). Realizadas as simulações e as análises dos resultados, concluiu-se que o sistema truncado equivalente representa satisfatoriamente bem o sistema na profundidade completa, considerando todas as condições ambientais simuladas. Como ocorreu no Caso 3, utilizou-se o valor mais provável da distribuição Rayleigh para comparação desses resultados, como mostra a Tabela 34. Conforme se pode perceber, dentre todos os valores, o erro máximo está abaixo de 15%, ocorrendo na condição de onda nº 12 para um estado de mar *high* (ITTC, 2012), que é um erro tolerável. Assim, pode-se afirmar que o sistema de ancoragem equivalente

Tabela 33 – Comparações estatísticas entre o projeto ótimo do sistema truncado e o sistema completo para a simulação de três horas (Caso 4).

	Média	Desvio padrão	Máximo	Mínimo	MPV_R	MPV_W
Surge (m)						
Truncado	1,094	2,430	9,610	-5,672	9,404	10,147
Completo	1,010	2,399	9,384	-5,692	9,220	10,173
Erro (%)	8,27	1,29	2,41	0,35	1,99	0,25
Linha 6 (kN)						
Truncado	1.450,95	22,54	1.521,35	1.368,09	1.534,31	1.527,09
Completo	1.452,96	20,09	1.518,59	1.379,91	1.527,15	1.523,79
Erro (%)	0,14	12,20	0,18	0,86	0,47	0,22
Dentre todas as linhas						
Erro mín. (%)	0,14	3,01	0,10	0,45	0,05	0,00
Erro máx. (%)	0,16	12,20	0,36	0,92	0,47	0,33

na profundidade truncada apresenta um comportamento dinâmico semelhante ao sistema de ancoragem na profundidade completa.

Tabela 34 – Erro percentual de MPV_R para as 16 condições de onda (Caso 4)

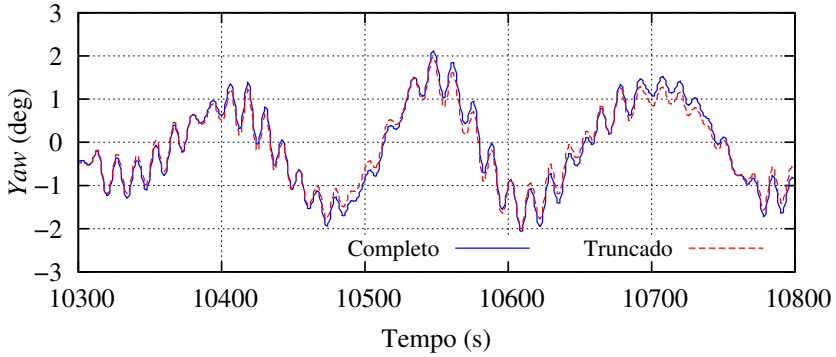
Onda	*Surge*	*Sway*	*Yaw*
1	10,96	0,00	0,00
2	1,46	0,00	0,00
3	3,55	3,96	6,77
4	11,90	7,12	9,06
5	0,00	0,37	0,00
6	0,00	10,11	0,00
7	1,09	0,59	5,90
8	6,79	2,03	7,06
9	2,76	0,00	0,00
10	4,44	0,00	0,00
11	2,10	1,73	11,62
12	6,39	3,38	**14,55**
13	0,00	1,17	0,00
14	0,00	1,51	0,00
15	8,65	0,12	8,02
16	**12,18**	2,59	10,09

Ainda assim, mostra-se na Figura 64 a diferença entre os sistemas truncado e completo para os graus de liberdade *yaw* e *surge* das condições de onda de números 12 e 16, respectivamente, em destaque na tabela anterior. Para os dois gráficos mostrados, pode-se notar claramente uma similaridade entre as curvas dos sistemas truncado e completo, até mesmo para essas condições de onda, que têm erros percentuais mais elevados.

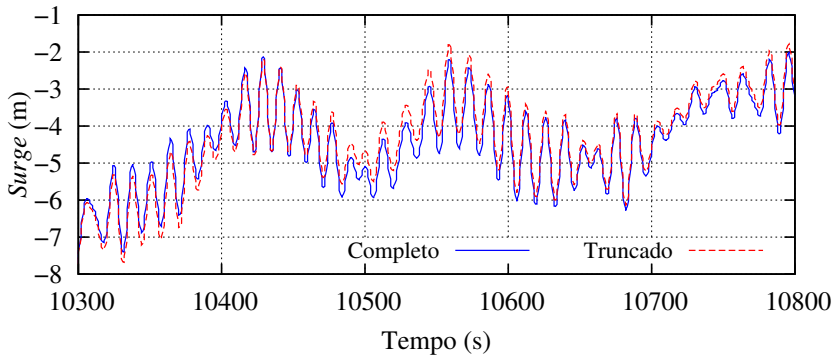
Assim como no caso anterior, utilizou-se um *cluster* de computadores para avaliar as 16 condições de onda, que demanda um alto custo computacional. A título de comparação, se todas essas simulações fossem realizadas em um único computador *monocore* levaria cerca de 1.133 min ($\approx$ 19 h). Todavia, com os recursos alocados no *cluster*, esse tempo foi

Figura 64 – Comparação de respostas dos graus de liberdade com erros percentuais elevados (Caso 4).

(a) Comparação do histórico de rotação em *yaw* para a onda nº 12.



(b) Comparação do histórico de posição em *surge* para a onda nº 16.



reduzido para aproximadamente 66 min, o que é significativo. Também tentou-se utilizar os recursos de paralelismo do Dakota, mas, como no outro caso, os resultados não foram satisfatórios.

7 Considerações finais

Cada vez mais o cenário de instalação de plataformas de produção petróleo e gás torna-se difícil em decorrência da profundidade e das condições ambientais severas. O dimensionamento de sistemas de ancoragem para suportar estas condições durante todo o período de produção requer um estudo aprofundado. Ensaios de modelo em escala são essenciais para se verificar o comportamento hidrodinâmico dessas estruturas. Preferencialmente, esses ensaios devem ser realizados em tanques oceânicos de laboratórios que possam acomodar o sistema de ancoragem completo. No entanto, devido a limitações de tamanho destes tanques, os ensaios de modelo para sistema flutuantes em águas ultraprofundas se tornou um desafio.

Nesse contexto, este trabalho apresentou uma sistemática para encontrar um sistema de ancoragem truncado equivalente maximizando a concordância com o sistema completo, quanto às características estáticas e dinâmicas, através da utilização de ferramentas de otimização. Para isso, discutiu-se o modelo de otimização adotado, apresentando as variáveis de projeto relacionadas com os aspectos estáticos e dinâmicos dos sistemas de ancoragem, assim como as funções objetivos adequadas para ajustar as respostas estática e dinâmica entre os sistemas truncado e completo.

Junto a isso, apresentou-se a ferramenta de otimização Dakota usada para encontrar o projeto ótimo do sistema de ancoragem truncado, ao tempo que se descreveu os passos necessários para realizar o acoplamento com o simulador numérico Dynasim. Isso possibilitou que o Dakota pudesse avaliar as funções objetivos, uma vez que elas necessitam das respostas estáticas e dinâmicas dos sistemas de ancoragem truncado e completo obtidas a partir do Dynasim.

Para um eficiente estudo de otimização, utilizou-se a metodologia de planejamento de experimentos para auxiliar na identificação das variáveis de projeto que exercem maior influência sobre as respostas estáticas e dinâmicas dos sistemas de ancoragem. Para isso, utilizou-se o planejamento fatorial fracionado, por ser adequado ao tipo de estudo requerido neste trabalho. Foram discutidas as métricas estatísticas normalmente empregadas para analisar um planejamento fatorial, tendo sido utilizado um exemplo passo-a-passo para explicar como se dá a interpretação dos dados.

Com o intuito de verificar a metodologia proposta neste trabalho foram analisados quatro estudos de caso, a saber: (i) um FPSO Turret ancorado com 3 linhas *taut-leg*; (ii) uma semissubmersível ancorada com 4 linhas em catenária; (iii) uma semissubmersível ancorada com 12 linhas em catenária; e (iv) um FPSO ancorado com 24 linhas *semi-taut*.

7.1 Síntese dos resultados dos estudos de caso

No primeiro caso, o FPSO encontra-se ancorado em uma profundidade de 2.000 m, cuja profundidade de truncamento foi definida em 800 m, o que representa um fator de truncamento de 2,5. Este caso envolveu somente o ajuste da resposta estática. O estudo de DOE considerou três fatores, que foram mantidas como variáveis de projeto para o estudo de otimização. A solução ótima foi obtida em apenas quatro interações. Comparando as respostas dos sistemas truncado e completo, o erro máximo em relação as trações das linhas de ancoragem ficou abaixo de 4% e para a força de restauração abaixo de 8%, que são valores aceitáveis.

No segundo caso, a plataforma semissubmersível é ancorada a 1.800 m de profundidade, sendo realizada uma comparação para duas profundidades de truncamento 900 m e 450 m, cujos fatores de truncamento são 2,0 e 4,0, respectivamente. Como no outro caso, realizou-se apenas o ajuste da resposta estática. O estudo de planejamento de experimentos envolveu 7 fatores. Os detalhes envolvendo a análise de experimentos foram apresentados, chegando a conclusão que quatro fatores eram estatisticamente significantes. Assim, conduziu-se a otimização de projetos considerando quatro variáveis de projeto para as duas profundidades tratadas. O projeto ótimo foi alcançado após 11 interações para ambas as profundidades. A comparação dos casos de profundidade truncada de 900 m e 450 m com o sistema completo apresentou, respectivamente, um erro máximo em torno de 0,3% e 1,0%. O aumento, ainda que pequeno, é decorrente do aumento do fator de truncamento, que é natural. Embora exista essa diferença, os resultados obtidos foram excelentes.

No terceiro caso, a plataforma 7 semissubmersível está instalada em uma profundidade de 1.000 m, considerou-se um fator de truncamento de 5, que resulta em uma profundidade de truncamento de 200 m. Este caso é baseado no trabalho de Ji e Xu (2014), que propuseram um sistema truncado com linhas homogeneizadas. A particularidade desse caso propiciou que a metodologia proposta fosse testada simultaneamente para uma condição bem distinta, em que as linhas do sistema de ancoragem são homogeneizadas e o fator de truncamento é elevado. Consequentemente, o estudo de DOE envolveu apenas três fatores, chegando a conclusão que todos deveriam ser tradados como variáveis de projeto. Após 8 iterações, o projeto ótimo da resposta estática foi obtido. Comparando as respostas com o sistema completo, o erro máximo ficou a abaixo de 3,5%, contra 20% do projeto encontrado por Ji e Xu (2014). Aproveitou-se a oportunidade para fazer uma comparação com um sistema truncado não-homogeneizado, como seria feito normalmente, resultando em erros máximos inferiores a 0,5%. Nos dois casos, os resultados obtidos são muito bons, tendo obtido uma melhorara no caso da linha não-homogeneizada. Em contrapartida, houve um aumento considerável no número de interações do processo de otimização, como esperado.

Ainda sobre o terceiro caso de estudo, o processo de otimização dinâmica mostrou que o sistema truncado homogeneizado foi capaz de reproduzir o comportamento do sistema completo para a condição de onda usada na otimização de projetos. Todavia, deve-se reconhecer que foram encontradas diferenças percentuais elevadas com relação ao valor mais provável da distribuição de Rayleigh para algumas condições de onda verificadas. Ainda assim, o projeto ótimo truncado foi capaz de reproduzir satisfatoriamente o comportamento do sistema completo, especialmente para condições de onda semelhantes a da otimização. O projeto ótimo foi obtido após 16 iterações. As simulações dinâmicas, para as 16 condições de onda, foram realizadas em 36 min no *cluster* de computadores, resultando em uma redução de 91,4% do tempo caso fossem realizadas em um computador *monocore*, ressaltando a importância de explorar as ferramentas de computação de alto desempenho disponíveis.

No quarto caso, o FPSO está ancorado em uma profundidade de 2.120 m. Adotou-se uma profundidade truncada de 1.272 m, que corresponde a um fator de truncamento de 1,67, aproximadamente. Para o estudo de planejamento de experimentos foram considerados 8 fatores e, após análise dos dados, conclui-se que 5 deles eram estatisticamente significantes. Portanto, o processo de otimização estática envolveu 5 variáveis de projeto, sendo a solução ótima alcançada após 32 interações. Para as condições verificadas, o erro máximo não ultrapassou 2,5%, o que representa um ótimo resultado. Deve-se salientar que o processo de otimização estática foi conduzido em uma direção não coincidente com os eixos de simetria do sistema de ancoragem, diferentemente dos casos anteriores. Isso é um indicativo de que a metodologia proposta possa ser utilizada com sucesso em sistemas de ancoragem assimétricos. Com relação ao ajuste da resposta dinâmica, os resultados alcançados também foram muito bons. O sistema truncada conseguiu reproduzir um comportamento equivalente ao sistema completo em todos os casos avaliados. Em relação ao processo de otimização dinâmica, o projeto ótimo foi alcançado após 23 iterações. As condições de onda usadas na verificação do projeto ótimo, que foram realizados no *cluster* de computadores, levou 66 min. Isto representa uma redução de 94,2%, caso fosse utilizado um único computador *monocore*.

7.2 Conclusões gerais e contribuições

Portanto, diante do que foi apresentado, pode-se afirmar que a metodologia proposta mostrou ser bastante eficiente, tendo sido avaliada para plataformas e sistemas de ancoragem distintos. O modelo de otimização proposto foi adequado incorrendo em bons resultados, com erros dentro de um valor tolerável. Com relação a otimização dinâmica, deve-se salientar que o projeto ótimo foi encontrado para uma simulação dinâmica de apenas 1.000 s, e uma condição de onda em *surge*, obtendo excelentes resultados para a simulação de três horas e diferentes condições de onda. Dakota demonstrou ser uma ferra-

menta de otimização adequada para a metodologia proposta neste trabalho, permitindo uma integração descomplicada com o simulador Dynasim. O *cluster* de computadores utilizado foi importante, pois permitiu a simulação de várias condições das ondas em um curto espaço de tempo. Destaca-se, no entanto, que a execução do Dakota em paralelo não trouxe qualquer benefício para os casos analisados, acredita-se que este fato esteja relacionado com o nível de paralelismo e número de variáveis de projeto.

Por fim, é válido destacar as principais contribuições deste trabalho no contexto dos sistemas de ancoragem truncado:

1. Consideração das características estáticas e dinâmicas na busca do sistema truncado equivalente.

   Não foram encontrados trabalhos equivalentes usando algoritmos de otimização para encontrar o projeto ideal.

2. Emprego de planejamento de experimentos (DOE) para identificar as variáveis de projeto relevantes.

   Este trabalho é possivelmente o primeiro a utilizar essa metodologia para selecionar as variáveis de estatisticamente significativas para otimização do sistema truncado.

3. Utilização uma estratégia de otimização (baseada em gradiente) que explora a estrutura da função objetivo através do método dos mínimos quadrados.

   Praticamente todos os trabalhos encontrados utilizam técnicas de otimização que não são baseadas em gradiente, como os métodos evolucionários. Adicionalmente, também não foram encontrados trabalhos correlatos que utilizassem ferramentas de otimização gratuita, a exemplo do Dakota.

4. Verificação do projeto ótimo para condições ambientais distintas.

   Nos trabalhos estudados o sistema truncado era confrontado com o sistema completo apenas na direção do processo de otimização. Nesse sentido, a utilização do *cluster* foi importante pois viabilizou a realização de todas as simulações de verificação.

5. Definição de uma metodologia viável para especificação de sistemas de ancoragem truncado equivalente.

   A metodologia foi testada para diferentes cenários (plataformas e sistemas de ancoragem), inclusive para fatores de truncamento elevado.

7.3 Sugestões para trabalhos futuros

Como desdobramento deste trabalho, pode-se propor os seguintes estudos futuros:

1. Verificar a metodologia proposta para configurações assimétricas de sistemas de ancoragem.

2. Incluir o truncamento dos *risers* no processo de otimização.

3. Considerar a utilização da transformada discreta de Fourier no ajuste da resposta dinâmica.

4. Utilizar otimização multiobjetivo a fim de evitar o uso de função objetivo com parâmetros de ponderação.

5. Empregar o planejamento de experimentos para avaliar a influência dos fatores para mais de uma variável de resposta.

6. Investigar a influência do percentual adotado para definir os níveis dos fatores na análise de DOE.

7. Utilizar *otimização robusta*, através de otimização multiobjetivo, para garantir não apenas o ótimo da esperança (média) como também do segundo momento central (variância), por exemplo.

Referências

ADAMS, B. M.; BAUMAN, L. E.; BOHNHOFF, W. J.; DALBEY, K. R.; EBEIDA, M. S.; EDDY, J. P.; ELDRED, M. S.; HOUGH, P. D.; HU, K. T.; JAKEMAN, J. D.; SWILER, L. P.; VIGIL, D. M. *DAKOTA, A multilevel parallel object-oriented framework for design optimization, parameter estimation, uncertainty quantification, and sensitivity analysis: Version 5.4 user's manual*. [S.l.]: Sandia National Laboratories Albuquerque, NM, 2009. Citado 2 vezes nas páginas 61 e 68.

ADAMS, B. M.; SWILER, L. P.; HOOPER, R.; LEWIS, A.; MCMAHAN, J. A.; SMITH, R. C.; WILLIAMS, B. J. *User guidelines and best practices for CASL VUQ analysis using Dakota*. [S.l.], 2014. Citado 3 vezes nas páginas 61, 73 e 79.

ANFLEX. *Análise não linear de risers e linhas de ancoragem*. Rio de Janeiro, RJ, 2013. Citado na página 40.

ARORA, J. S. *Introduction to Optimum Design*. [S.l.]: Academic Press, 2011. ISBN 9780123813756. Citado na página 56.

BAARHOLM, R.; FYLLING, I.; STANSBERG, C. T.; ORITSLAND, O. Model testing of ultra-deepwater floater systems: truncation and software verification methodology. In: *Proc. of 25th OMAE conf.* [S.l.: s.n.], 2006. Citado na página 22.

BAARHOLM, R.; PALAZZO, F. G. Hybrid verification of a DICAS moored FPSO. In: INTERNATIONAL SOCIETY OF OFFSHORE AND POLAR ENGINEERS. *The Fourteenth International Offshore and Polar Engineering Conference*. [S.l.], 2004. Citado na página 22.

BAARHOLM, R.; STANSBERG, C. T.; FYLLING, I.; LEE, M.; MA, W. A robust procedure for ultra deepwater model testing. In: INTERNATIONAL SOCIETY OF OFFSHORE AND POLAR ENGINEERS. *The Seventeenth International Offshore and Polar Engineering Conference*. [S.l.], 2007. Citado na página 22.

BARREIRA, R. A. *Avaliação do Método Híbrido com Truncagem das Linhas para a Simulação da Dinâmica de Plataformas Oceânicas*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Oceânica) — Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Rio de Janeiro, 2008. Citado na página 20.

BAUDUIN, C.; NACIRI, M. A contribution on quasi-static mooring line damping. *Transactions-American Society of Mechanical Engineers Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, American Society Mechanical Engineers, v. 122, n. 2, p. 125–133, 2000. Citado na página 54.

BRASIL. *O petróleo no Brasil*. 2009. Acessado em outubro de 2013. Disponível em: <http://blog.planalto.gov.br/o-petroleo-no-brasil/>. Citado na página 16.

BYRD, R. H.; SCHNABEL, R. B.; SHULTZ, G. A. Parallel quasi-newton methods for unconstrained optimization. *Mathematical Programming*, Springer, v. 42, n. 1-3, p. 273–306, 1988. Citado na página 68.

CALADO, V.; MONTGOMERY, D. C. *Planejamento de Experimentos usando o Statistica*. [S.l.]: E-Papers Serviços Editoriais, 2003. ISBN 9788587922830. Citado na página 46.

CHAKRABARTI, S. *Handbook of offshore engineering* 2 – *volumeset*. [S.l.]: Elsevier Science, 2005. ISBN 9780080523811. Citado 12 vezes nas páginas 15, 17, 18, 19, 25, 26, 28, 29, 31, 32, 33 e 34.

CHEN, X.; ZHANG, J.; JOHNSON, P.; IRANI, M. Studies on the dynamics of truncated mooring line. In: *Proceedings on the 10th ISOPE Conference*. Seattle, WA, USA: [s.n.], 2000. II, p. 94–101. Citado na página 54.

CORRÊA, D. C. *Avaliação e redução de downtime em operações de alívio utilizando navios com sistemas de posicionamento dinâmico*. 253 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Oceânica) — Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Rio de Janeiro, 2012. Citado na página 38.

DENNIS JR, J. E.; GAY, D. M.; WELSCH, R. E. Algorithm 573: NL2SOL – An adaptive nonlinear least-squares algorithm [E4]. *ACM Transactions on Mathematical Software (TOMS)*, ACM, v. 7, n. 3, p. 369–383, 1981. Citado na página 62.

FAN, T.; QIAO, D.; OU, J. Optimized design of equivalent truncated mooring system based on similarity of static and damping characteristics. In: *Proceedings of the Twenty-second* 2012 *International Offshore and Polar Engineering Conference*. Rhodes, Greece: [s.n.], 2012. Citado 4 vezes nas páginas 22, 44, 53 e 54.

FAN, T.; QIAO, D.; OU, J. Innovative approach to design truncated mooring system based on static and damping equivalent. *Ships and Offshore Structures*, Taylor & Francis, v. 9, n. 6, p. 557–568, 2014. Citado 3 vezes nas páginas 22, 53 e 54.

FELIX-GONZALEZ, I.; MERCIER, R. S. Optimized design of statically equivalent mooring systems. *Ocean Engineering*, Elsevier, v. 111, p. 384–397, 2016. Citado 2 vezes nas páginas 22 e 53.

FUCATU, C. H. *Desenvolvimento de um simulador dinâmico para análise de navios amarrados*. Dissertação (Mestrado) — Departamento de Engenharia Naval da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 1998. Citado 2 vezes nas páginas 37 e 38.

FYLLING, I. J.; STANSBERG, C. T. Model testing of deepwater floating production systems: strategy for truncation of moorings and risers. In: *Proceedings of 17th DOT Conference, Vitoria, Brazil*. [S.l.: s.n.], 2005. p. 1–4. Citado 2 vezes nas páginas 22 e 53.

GAY, D. M. Usage summary for selected optimization routines. *Computing science technical report*, v. 153, p. 1–21, 1990. Citado na página 62.

GILL, P. E.; MURRAY, W.; WRIGHT, M. H. *Practical optimization*. [S.l.]: Academic press London, 1981. v. 5. Citado na página 61.

GRANT, R. G.; LITTON, R. W.; MAMIDIPUDI, P. Highly compliant *HCR* riser model tests and analysis. In: *Proceedings on Offshore Technology Conference*. Houston, TX, USA: [s.n.], 1999. OTC Paper No. 10973. Citado na página 19.

HULBERT, G. M.; CHUNG, J. Explicit time integration algorithms for structural dynamics with optimal numerical dissipation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, v. 137, n. 2, p. 175–188, oct 1996. ISSN 00457825. Citado na página 43.

HUSE, E.; KLEIVEN, G.; NIELSEN, F. G. Large scale model testing of deep sea risers. In: *Proceedings on Offshore Technology Conference*. Houston, TX, USA: [s.n.], 1998. OTC Paper No. 8701. Citado na página 19.

ISLAM, M. F.; LYE, L. M. Combined use of dimensional analysis and modern experimental design methodologies in hydrodynamics experiments. *Ocean Engineering*, Pergamon, v. 36, n. 3, p. 237–247, 2009. Citado na página 44.

ITTC. Report from the Ocean Engineering Committee. In: *Proceedings of 25th International Towing Tank Conference (ITTC)*. Fukuoka, Japan: [s.n.], 2008. Citado na página 21.

ITTC. Report from the Performance of Ships in Service Committee. In: *Proceedings of 27th International Towing Tank Conference (ITTC)*. Copenhagen, Denmark: [s.n.], 2012. Citado 2 vezes nas páginas 98 e 112.

JI, C.; XU, S. Verification of a hybrid model test method for a deep water floating system with large truncation factor. *Ocean Engineering*, Elsevier, v. 92, p. 245–254, dec 2014. ISSN 00298018. Citado 12 vezes nas páginas 22, 71, 85, 86, 87, 88, 89, 90, 93, 94, 95 e 116.

KESHAVARZ, L. *Analysis of mooring system for a floating production system*. Dissertação (Mestrado) — Norwegian University of Science and Technology, Department of Marine Technology, 2011. Citado 3 vezes nas páginas 25, 35 e 36.

LEE, C. H. *WAMIT Theory Manual*. [S.l.]: Massachusetts Institute of Technology, Department of Ocean Engineering, 1995. Citado na página 39.

LINDMAN, H. R. *Analysis of Variance in Experimental Design*. [S.l.]: Springer New York, 2012. ISBN 9781461397229. Citado na página 50.

LOVIE, P. The First FPSO in the US Gulf of Mexico: The 14-Year Journey. *Journal of Petroleum Technology*, Society of Petroleum Engineers, v. 62, n. 04, p. 36–39, feb 2015. ISSN 0149-2136. Citado na página 15.

MARTINS, M. A. L.; LAGES, E. N.; SILVEIRA, E. S. S. Compliant vertical access riser assessment: DOE analysis and dynamic response optimization. *Applied Ocean Research*, Elsevier, v. 41, p. 28–40, 2013. Citado na página 44.

MOLINS, C.; TRUBAT, P.; GIRONELLA, X.; CAMPOS, A. Design optimization for a truncated catenary mooring system for scale model test. *Journal of Marine Science and Engineering*, Multidisciplinary Digital Publishing Institute, v. 3, n. 4, p. 1362–1381, 2015. Citado 2 vezes nas páginas 22 e 53.

MONTGOMERY, D. C. *Design and analysis of experiments*. 5th. ed. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2000. ISBN 0471316490. Citado 4 vezes nas páginas 44, 45, 46 e 49.

MORÉ, J. J. The levenberg-marquardt algorithm: implementation and theory. In: *Numerical analysis*. [S.l.]: Springer, 1978. p. 105–116. Citado na página 62.

MOTTA, R. S.; AFONSO, S. M. B.; LYRA, P. R. M. A modified NBI and NC method for the solution of N-multiobjective optimization problems. *Structural and Multidisciplinary Optimization*, Springer, v. 46, n. 2, p. 239–259, 2012. Citado na página 61.

NISHIMOTO, K.; FUCATU, C. H.; MASETTI, I. Q. Dynasim–A time domain simulator of anchored FPSO. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, American Society of Mechanical Engineers, v. 124, n. 4, p. 203–211, 2002. Citado na página 37.

NIST/SEMATECH. *NIST/SEMATECH e-Handbook of Statistical Methods*. 2016. Disponível em: <http://www.itl.nist.gov/div898/handbook/>. Acesso em: 12 jan. 2016. Citado na página 80.

Offshore Magazine. Norway: Composite riser, tether could cut TLP displacement by 10000 t. *Offshore Magazine*, v. 62, n. 4, Abril 2002. Disponível em: <http://www.offshore-mag.com/articles/print/volume-62/issue-4/news/norway-composite-riser-tether-could-cut-tlp-displacement-by-10000-t.html>. Citado na página 18.

Offshore Magazine. *2013 Deepwater Solutions & Records for Concept Selection*. 2013. Acessado em outubro de 2013. Disponível em: <http://www.offshore-mag.com/content/dam/offshore/print-articles/Volume%2073/05/0513OS_DeepwaterPoster.pdf>. Citado na página 17.

Offshore Magazine. *2015 Deepwater Solutions & Records for Concept Selection*. Houston, Texas: [s.n.], 2015. Poster. Accessed December 2015. Disponível em: <http://www.offshore-mag.com/content/dam/offshore/print-articles/volume-75/05/0515-DeepwaterPoster040815ADS.pdf>. Citado na página 15.

OKENYI, K. C.; OMEKE, J. E. Well Performance Optimization Using Experimental Design Approach. In: *Nigeria Annual International Conference and Exhibition*. [S.l.]: Society of Petroleum Engineers, 2013. ISBN 978-1-61399-210-4. Citado na página 44.

PEREIRA, F. R. *Confrontação numérico-experimental da dinâmica de sistema flutuante, considerando seu acoplamento com linhas de produção*. Dissertação (Mestrado) — Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2010. Citado na página 39.

PETROBRAS. *Nossa História*. 2013. Acessado em outubro de 2013. Disponível em: <http://www.petrobras.com.br/pt/quem-somos/nossa-historia/>. Citado na página 16.

ROSSI, R. R. *Cabos de poliéster para ancoragem de plataformas oceânicas em águas ultraprofundas*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, 2002. Citado 3 vezes nas páginas 17, 41 e 55.

SILVEIRA, E. S. S.; LAGES, E. N.; FERREIRA, F. M. G. DOOLINES: an object-oriented framework for non-linear static and dynamic analyses of offshore lines. *Engineering with Computers*, Springer-Verlag, v. 28, n. 2, p. 149–159, 2012. ISSN 0177-0667. Citado na página 40.

STANSBERG, C. T.; KARLSEN, S. I.; WARD, E. G. Model Testing for Ultradeep Waters. *Offshore Technology Conference*, p. 1–9, 2004. ISSN 01603663. Citado na página 22.

STANSBERG, C. T.; ORMBERG, H.; ORITSLAND, O. Challenges in Deep Water Experiments: Hybrid Approach. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, v. 124, n. 2, p. 90, 2002. ISSN 08927219. Citado 5 vezes nas páginas 18, 20, 22, 54 e 55.

STANSBERG, C. T.; YTTERVIK, R.; ORITSLAND, O.; KLEIVEN, G. Hydrodynamic model test verification of a floating platform system in 3000 m water depth. In: *Proceedings of Offshore Mechanics and Arctic Engineering Conference*. New Orleans, LA: [s.n.], 2000. Paper No. OMAEOO-4145. Citado na página 21.

TELFORD, J. K. A brief introduction to design of experiments. *Johns Hopkins APL Technical Digest*, v. 27, p. 224–232, 2007. Citado na página 44.

VESELIS, T.; FULTON, T.; TULE, J.; HUNTLEY, M. Polyester mooring for Red Hawk among first in GoM. *Offshore Magazine*, v. 65, n. 9, Setembro 2005. Disponível em: <http://www.offshore-mag.com/articles/print/volume-65/issue-9/construction-installation/polyester-mooring-for-red-hawk-among-first-in-gom.html>. Citado na página 17.

WAALS, O. J.; VAN DIJK, R. R. T. Truncation methods for deep water mooring systems for a catenary moored FPSO and a semi taut moored semi submersible. *DOT Conference, New Orleans*, p. 24–1, 2004. Citado 7 vezes nas páginas 23, 54, 55, 56, 57, 88 e 94.

WESTWOOD, J. Deepwater markets and gamechanger technologies. In: . [S.l.]: Deep Offshore Technology, 2003. Citado na página 16.

ZHANG, H.; GAO, W.; WANG, Q.; JIANG, J.; ZHAO, Z. Investigation on optimization design of an equivalent water depth truncated mooring system based on INSGA-II. *Journal of Marine Science and Application*, Harbin Engineering University, v. 11, n. 2, p. 208–215, 2012. ISSN 1671-9433. Citado 2 vezes nas páginas 22 e 53.

ZHANG, H.; HUANG, S.; GUAN, W. Optimal design of equivalent water depth truncated mooring system based on baton pattern simulated annealing algorithm. *China Ocean Engineering*, Springer, v. 28, p. 67–80, 2014. Citado 2 vezes nas páginas 22 e 53.

ZHANG, H.; SUN, Z.; YANG, J.; GAO, M. Investigation on optimization design of equivalent water depth truncated mooring system. *Science in China Series G: Physics Mechanics and Astronomy*, Science China Press, co-published with Springer, v. 52, p. 277–292, 2009. ISSN 1672-1799. Citado 3 vezes nas páginas 22, 44 e 53.

Apêndices

APÊNDICE A – Movimento do navio

Para definir o movimento do navio, deve-se considerar 6 graus de liberdade como ilustrada na Figura 65. Pode-se decompor o movimento do navio em três translações e três rotações:

***Surge* (avanço)** corresponde ao movimento linear ao longo do eixo x.

***Sway* (deriva)** corresponde ao movimento linear ao longo do eixo y.

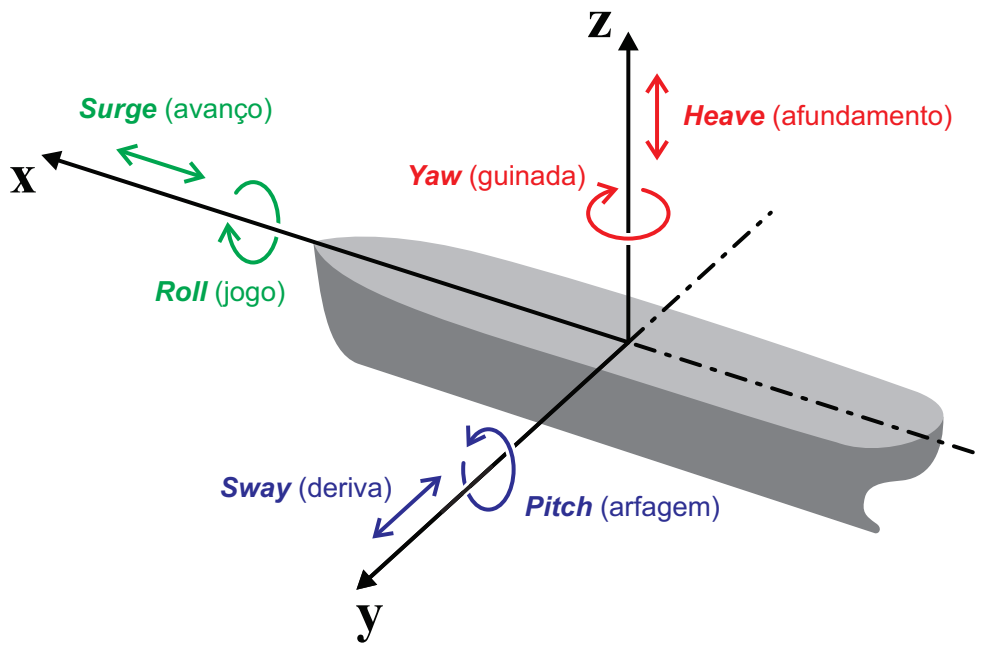
***Heave* (afundamento)** corresponde ao movimento linear ao longo do eixo z.

***Roll* (jogo)** corresponde ao movimento de rotação do navio em torno do eixo x.

***Pitch* (arfagem)** corresponde ao movimento de rotação do navio em torno do eixo y.

***Yaw* (guinada)** corresponde ao movimento de rotação do navio em torno do eixo z.

Figura 65 – Movimentos decompostos do navio.



APÊNDICE B – Estabilidade do navio

Estabilidade é a capacidade do navio de retornar ao seu equilíbrio inicial após cessar a ação externa que lhe tirou do equilíbrio, tais como: vento, onda, movimentação de carga etc.

Equilíbrio é o termo usado para descrever um navio que está flutuando, onde as forças peso e empuxo são iguais e estão na mesma linha vertical, sem que haja a influência de forças externas, ou seja, apenas peso e empuxo, conforme Figura 66.

Equilíbrio estável é quando o centro de gravidade (CG) do navio está abaixo do metacentro (M), de modo que após cessada a força pertubadora ele volta ao equilíbrio inicial (vide Figura 66).

Equilíbrio instável é quando o centro de gravidade (CG) está acima do metacentro (M) do navio, situação em que o navio não retorna para a posição inicial depois de submetido a uma força externa.

Banda (heel) ou adernamento é a inclinação do navio para um dos bordos (boroeste ou bombordo) decorrente, normalmente, de uma avaria ou de uma distribuição de cargas inadequada, como ilustra a Figura 67 O ato de aprumar o navio é o mesmo que tirar a banda.

Sem compasso (even keel) é quando o calado a vante e a ré são iguais, não havendo compasso, mostrado na Figura 68.

Compasso (trim) é quando o calado a vante e a ré apresentam uma diferença acima do projetado. Quando o calado a ré é maior que o a vante, diz-se que o navio está derrabado, o contrário é dito que o navio está abicado, como ilustra a Figura 69.

Flutuação direita é quando o navio não tem banda e compasso, diz-se que está em flutuação direita.

Figura 66 – Navio em equilíbrio.

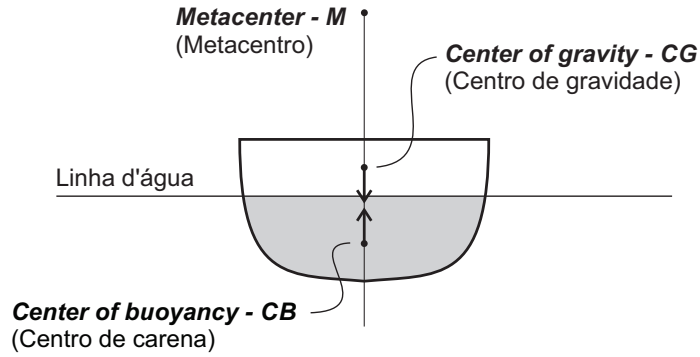


Figura 67 – Navio adernado (com banda).

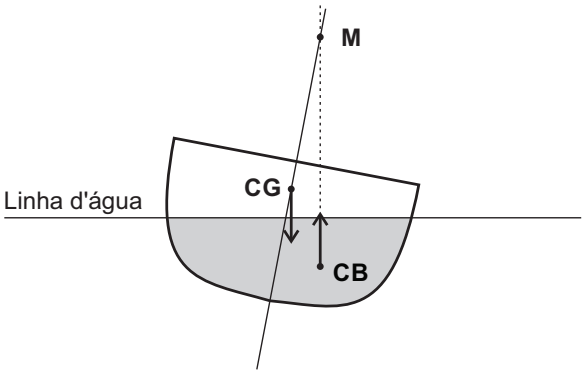


Figura 68 – Navio sem compasso (em águas parelhas).

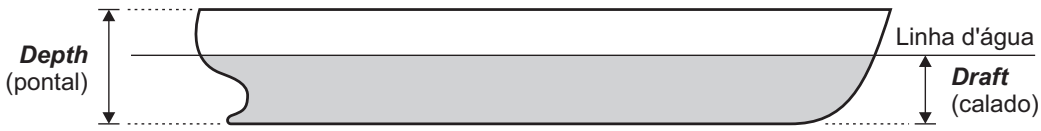
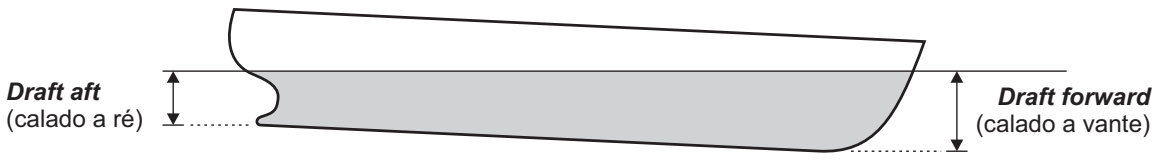



Figura 69 – Navio abicado.