

MÉTODO DA REDUÇÃO DE DIMENSÃO UNIVARIADA APLICADO NA
ANÁLISE DE FADIGA DE ESTRUTURAS DE CABEÇAS DE POÇOS DE
PETRÓLEO CONSIDERANDO O EFEITO SIMULTÂNEO DE ONDAS DE MAR
LOCAL E DE *SWELL*

Augusto Ruschel

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

Orientador(es): Luis Volnei Sudati Sagrilo

Fernando Jorge Mendes de Sousa

Rio de Janeiro
Abril de 2021

MÉTODO DA REDUÇÃO DE DIMENSÃO UNIVARIADA APLICADO NA
ANÁLISE DE FADIGA DE ESTRUTURAS DE CABEÇAS DE POÇOS DE
PETRÓLEO CONSIDERANDO O EFEITO SIMULTÂNEO DE ONDAS DE MAR
LOCAL E DE *SWELL*

Augusto Ruschel

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

Orientadores: Luis Volnei Sudati Sagrilo

Fernando Jorge Mendes de Sousa

Aprovada por: Prof. Luis Volnei Sudati Sagrilo

Prof. Fernando Jorge Mendes de Sousa

Dr. Paulo Mauricio Videiro

Dr. Emílio César Cavalcante Melo da Silva

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

ABRIL DE 2021

Ruschel, Augusto

Método da Redução de Dimensão Univariada aplicado na análise de fadiga de estruturas de cabeças de poços de petróleo considerando o efeito simultâneo de ondas de mar local e de *swell* / Augusto Ruschel. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2021.

XII, 74 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Luis Volnei Sudati Sagrilo

Fernando Jorge Mendes de Sousa

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2021.

Referências Bibliográficas: p.67-70.

1. Fadiga probabilística. 2. Cabeça de poço. 3. UDRM. 4. Simulação Monte Carlo. 5. *Offshore*. I. Sagrilo, Luis Volnei Sudati *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

A tarefa não é tanto ver aquilo que ninguém viu,
mas pensar aquilo que ninguém ainda pensou
sobre aquilo que todo mundo vê.

Arthur Schopenhauer

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao Professor Luis Volnei Sudati Sagrilo, orientador deste trabalho, pelo acolhimento num momento de dificuldades. Obrigado por ter confiado no meu potencial. Sou muito grato pela paciência, correções e por estar sempre disponível para perguntas e discussões.

Agradeço a todos os outros professores pelos conhecimentos e experiências repassados ao longo do mestrado.

Agradeço principalmente às três pessoas que mais amo, meus pais, José e Claudete, e à minha namorada, Daniela, devido ao amor, à compreensão nos momentos de ausência e ao contínuo suporte deles, pois foi essencial para o meu desenvolvimento, não só como aluno, mas também como pessoa.

Agradeço aos meus colegas de curso e aos meus colegas do LACEO pela ajuda no desenvolvimento do trabalho e pelas sugestões de soluções.

Por fim, gostaria de agradecer à CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior), à COPPE (Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa em Engenharia) e à PETROBRAS pelo apoio financeiro.

A todos aqueles que sempre torceram por mim, meus sinceros agradecimentos.

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

MÉTODO DA REDUÇÃO DE DIMENSÃO UNIVARIADA APLICADO NA
ANÁLISE DE FADIGA DE ESTRUTURAS DE CABEÇAS DE POÇOS DE
PETRÓLEO CONSIDERANDO O EFEITO SIMULTÂNEO DE ONDAS DE MAR
LOCAL E DE *SWELL*

Augusto Ruschel

Abril/2021

Orientadores: Luis Volnei Sudati Sagrilo

Fernando Jorge Mendes Sousa

Programa: Engenharia Civil

Devido à observação de movimentos dinâmicos em estruturas de cabeça do poço durante operações de perfuração, a fadiga destes elementos estruturais tornou-se uma grande preocupação para a indústria do petróleo. Uma das causas mais importantes é a ação das ondas na unidade flutuante à qual o *riser* está conectado. As ondas podem ser classificadas a partir de sua origem. As ondas de mar local são as geradas pelo vento local. Já as ondas de *swell* são aquelas geradas em uma localização distante e que alcançam a região de interesse. Não é comum lidar com esses dois tipos de ondas de forma independente e simultânea em uma análise de fadiga tradicional, principalmente devido ao alto custo computacional associado à modelagem adequada de ambas as fontes de onda. Assim, este trabalho propõe o uso do Método de Redução de Dimensão Univariada (UDRM) para calcular o dano à fadiga em estruturas de cabeça de poço considerando os efeitos de ondas de mar local e de *swell*. A principal vantagem deste procedimento é que ele reduz drasticamente o número de simulações numéricas do sistema estrutural exigidas na avaliação de fadiga. A metodologia foi aplicada a dois estudos de caso considerando as condições ambientais da costa brasileira. A precisão dos resultados e a eficiência do UDRM foram comparadas aos obtidos por meio de uma abordagem baseada na Simulação Monte Carlo. Os resultados da comparação indicam que o UDRM é uma alternativa viável para a avaliação da vida em fadiga de estruturas *offshore* sujeitas a mares bimodais, com significativa redução dos custos computacionais das análises.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

UNIVARIATE DIMENSION REDUCTION METHOD APPLIED IN FATIGUE
ANALYSIS OF OIL WELLHEAD STRUCTURES CONSIDERING THE
SIMULTANEOUS EFFECT OF WIND-SEA AND SWELL WAVES

Augusto Ruschel

April/2021

Advisors: Luis Volnei Sudati Sagrilo

Fernando Jorge Mendes Sousa

Department: Civil Engineering

Due to the observation of dynamic motions in wellhead structures during drilling operations, wellhead fatigue became a major concern for the oil industry. One of the most important causes is the wave action on the floating unit to which the riser is connected. Waves can be classified from their origin. The local sea waves are those generated by the local wind. Swell waves are those generated in a distant location that reach the region of interest. It is not common to deal with these two types of waves independently and simultaneously in a traditional fatigue analysis, mainly due to the high computational cost associated with the adequate modeling of both wave sources. Thus, this work proposes the use of the Univariate Dimension Reduction Method (UDRM) to calculate the fatigue damage in wellhead structures considering the effects of wind-sea and swell waves. The main advantage of this procedure is that it drastically reduces the number of numerical simulations of the structural system required in the assessment of fatigue. The methodology is applied to two case studies considering the environmental conditions of the Brazilian coast. The results and efficiency of the UDRM are compared to those obtained through an approach based on the Monte Carlo Simulation. The comparison's results indicate UDRM is a feasible alternative for calculating the fatigue lives of offshore wellhead structures subjected to sea and swell waves, reducing substantially the computational costs of the required analyses.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	1
2	SISTEMA DE PERFURAÇÃO DE POÇOS DE PETRÓLEO	
	SUBMARINOS	4
2.1	DESCRIÇÃO DA ESTRUTURA DO RISER DE PERFURAÇÃO.....	4
2.1.1	Sonda	5
2.1.2	Sistema tracionador	5
2.1.3	Junta telescópica.....	6
2.1.4	Riser de perfuração	7
2.1.5	Junta flexível.....	8
2.1.6	LMRP e BOP	9
2.1.7	Cabeça de poço	10
2.2	OPERAÇÕES	12
3	MODELAGEM DOS PARÂMETROS AMBIENTAIS	14
3.1	INTRODUÇÃO	14
3.2	BASE DE DADOS AMBIENTAIS	16
3.3	DISTRIBUIÇÕES DE PROBABILIDADE UTILIZADAS	16
3.3.1	Distribuição marginal de H_s	16
3.3.2	Distribuição condicional de T_p dado H_s	18
4	ANÁLISE DE FADIGA	21
4.1	CONCEITOS BÁSICOS DE FADIGA.....	21
4.1.1	Contagem de ciclos por Rainflow	24
4.1.2	Método de Rayleigh para Análise de Fadiga Espectral	26
4.2	ANÁLISE DE FADIGA NO LONGO PRAZO	28
4.2.1	Método do Diagrama de Dispersão.....	29
4.2.2	Métodos Eficientes para Estimativa de Fadiga	32
4.2.3	Estimativa de Fadiga Utilizando a Simulação Monte Carlo	32
5	MÉTODO DA REDUÇÃO DA DIMENSÃO UNIVARIADA	36
5.1	FORMULAÇÃO TEÓRICA DO UDRM	36
5.2	TESTES INICIAIS COM RAOs TEÓRICOS.....	40
6	ANÁLISE DE FADIGA DA CABEÇA DE POÇO DURANTE A ETAPA	
	DE PERFURAÇÃO	44
6.1	DESCRIÇÃO DOS MODELOS E CONDIÇÕES ASSUMIDAS	44
6.2	RESULTADOS	54

7	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	
	65	
7.1	CONCLUSÕES	65
7.2	RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	66
8	BIBLIOGRAFIA	67
	ANEXO A – DECOMPOSIÇÃO ADITIVA	71

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Desenho esquemático de um sistema de perfuração offshore (adaptado de [8]).	5
Figura 2.2 – Tracionador de cilindros de ação direta [9].	6
Figura 2.3 – Junta telescópica.	7
Figura 2.4 – Riser de perfuração [9].	8
Figura 2.5 – Junta flexível [9].	9
Figura 2.6 – LMRP e BOP [10].	10
Figura 2.7 – Desenho esquemático da cabeça de poço (adaptado de [11]).	11
Figura 2.8 – Etapas de perfuração de um poço (adaptado de [12]).	13
Figura 3.1 – Gráfico de contorno para dados de dispersão original (linha contínua) e modelo ajustado (linha tracejada) – Exemplo de onda de mar local direção NE.	19
Figura 3.2 – Gráfico de contorno para dados de dispersão original (linha contínua) e modelo ajustado (linha tracejada) – Exemplo de onda de mar local direção E.	19
Figura 3.3 – Gráfico de contorno para dados de dispersão original (linha contínua) e modelo ajustado (linha tracejada) – Exemplo de onda de swell direção SE.	20
Figura 3.4 – Gráfico de contorno para dados de dispersão original (linha contínua) e modelo ajustado (linha tracejada) – Exemplo de onda de swell direção S.	20
Figura 4.1 – Curva D para estruturas expostas ao ar da DNVGL-RP-C203 [22].	22
Figura 4.2 – Exemplo de uma série de tensões regular.	24
Figura 4.3 – Exemplo de uma série de tensões irregular.	25
Figura 4.4 – Exemplo de contagem de ciclos de uma série irregular [20].	26
Figura 4.5 – Histograma de Dispersão de Onda.	29
Figura 4.6 – Diagrama de Dispersão Planificado.	30
Figura 5.1 – Comparação UDRM x Diagrama de Dispersão ($m = 3$ and $\xi = 0.05$)...	42
Figura 5.2 – Comparação UDRM x Diagrama de Dispersão ($m = 3$ and $\xi = 0.10$)...	42
Figura 5.3 – Comparação UDRM x Diagrama de Dispersão ($m = 5$ and $\xi = 0.05$)...	43
Figura 6.1 – Navio sonda [9].	45
Figura 6.2 – Semissubmersível de perfuração [9].	45
Figura 6.3 – Visão geral do sistema de fundo – poço ultra profundo.	47
Figura 6.4 – Visão geral do sistema de fundo – poço profundo.	48
Figura 6.5 – Características da cabeça de poço – poço ultra profundo.	49

Figura 6.6 – Características da cabeça de poço – poço profundo.....	50
Figura 6.7 – Pontos da seção transversal dos tubos para análise de fadiga.....	53
Figura 6.8 – Dano à fadiga estimado por Simulação Monte Carlo para a 1ª solda do Condutor (poço ultra profundo).....	56
Figura 6.9 – Dano à fadiga estimado por Simulação Monte Carlo para a 1ª solda do Condutor (poço profundo).....	57
Figura 6.10 – Comparação da vida à fadiga por UDRM (11 pontos de integração) com a abordagem pela Simulação Monte Carlo para o Revestimento de Superfície do poço ultra profundo.	59
Figura 6.11 – Comparação da vida à fadiga por UDRM (11 pontos de integração) com a abordagem pela Simulação Monte Carlo para o Condutor do poço ultra profundo.....	60
Figura 6.12 – Comparação da vida à fadiga por UDRM (11 pontos de integração) com a abordagem pela Simulação Monte Carlo para o Revestimento de Superfície do poço profundo.	61
Figura 6.13 – Comparação da vida à fadiga por UDRM (11 pontos de integração) com a abordagem pela Simulação Monte Carlo para o Condutor do poço profundo.	62

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Probabilidade de ocorrência por combinação de direção considerada	16
Tabela 5.1 – Coordenadas e pesos para 7 pontos de integração por Gauss-Hermite [33].	39
Tabela 6.1 – Dados das juntas soldadas e rosqueadas para o poço ultra profundo.	54
Tabela 6.2 – Dados das juntas soldadas e rosqueadas para o poço profundo.....	54
Tabela 6.3 – Resultados dos danos à fadiga do UDRM em função do número de pontos de integração normalizados pelo dano obtido com 11 pontos para o poço ultra profundo.	55
Tabela 6.4 – Resultados dos danos à fadiga do UDRM em função do número de pontos de integração normalizados pelo dano obtido com 11 pontos para o poço profundo. ...	55
Tabela 6.5 – Coeficientes de variação (CoVs) para a abordagem pela Simulação Monte Carlo usando 3000 amostras (poço ultra profundo).	57
Tabela 6.6 – Coeficiente de variação (CoVs) para a abordagem pela Simulação Monte Carlo usando 3000 amostras (poço profundo).....	58
Tabela 6.7 – Resultados de dano à fadiga por UDRM normalizados pelo dano obtido com a Simulação Monte Carlo (poço ultra profundo).....	63
Tabela 6.8 – Resultados de dano à fadiga por UDRM normalizados pelo dano obtido com Simulação Monte Carlo (poço profundo).	63

1 INTRODUÇÃO

Com o avanço, nos últimos anos, na exploração de petróleo em águas cada vez mais profundas, tem-se observado que existe uma grande demanda por metodologias capazes de estimar o dano à fadiga de maneira mais eficiente, devido ao considerável custo computacional atrelado a essas análises. Além disso, esse aumento de profundidade tem levantado algumas preocupações com relação à fadiga de estruturas das cabeças dos poços de petróleo [1]-[4]. REINÁS et al. [2] sugerem que a repetição de etapas de completação e de intervenção e a introdução de novos sistemas de perfuração, maiores e mais pesados, são elementos que trazem à tona a necessidade de se estudar a capacidade à fadiga de poços existentes e novos poços. MACKE et al. [4] levantam o assunto sobre como as análises atuais podem estar sendo feitas com um alto nível de conservadorismo e estudam como abordar melhor esse assunto.

Nestas estruturas, danos por fadiga podem ser induzidos durante as operações de perfuração, completação ou intervenção devido a tensões dinâmicas geradas por ações ambientais, principalmente por ondas do mar (fadiga induzida por ondas) e correntes marinhas (*Vortex Induced Vibrations* ou VIV) [5]. Este trabalho foca apenas em danos de fadiga induzidos por ondas.

Em relação às ondas do mar, alguns locais do oceano, como os do Brasil, experimentam a ação simultânea de pelo menos dois tipos de ondas. As primeiras são as geradas pelo vento local, que neste trabalho serão chamadas de ondas de mar local. As segundas são aquelas geradas em locais distantes e que se propagam para o local de interesse, as chamadas ondas de *swell*. É incomum considerar a ação simultânea de ambas as ondas em análises de fadiga, devido aos altos custos computacionais envolvidos ao usar o procedimento tradicional baseado em diagramas de dispersão de ondas, como será comentado na seção 4.2.1 deste trabalho.

As ondas de mar local e de *swell* podem ser consideradas fenômenos aleatórios independentes devido à sua natureza física. A partir da observação simultânea de parâmetros ambientais (incluindo os parâmetros de ondas devido ao mar local e de *swell*), essas ondas podem ser classificadas de acordo com a direção da incidência em, por exemplo, 8 setores de 45°, cada um tendo sua própria distribuição de probabilidade

conjunta de altura de onda significativa (H_S) e período de pico espectral (T_P). Para cada combinação de direções o dano à fadiga pode ser estimado a partir de uma integral quádrupla no domínio $H_S - T_P$ de mar local e de *swell*. Entretanto, essa integral quádrupla seria inviável de ser solucionada numericamente.

Inspirado por MONSALVE-GIRALDO et al. [6], este trabalho investiga a possibilidade de utilizar o Método de Redução de Dimensão Univariada (*Univariate Dimension Reduction Method - UDRM*) para resolver esse problema, olhando especificamente para o caso de estruturas de cabeças de poço. A principal vantagem desta abordagem é que ela transforma o cálculo da integral quádrupla no cálculo de quatro integrais unidimensionais, reduzindo significativamente o esforço computacional necessário para avaliar o dano de fadiga.

A precisão e eficiência do UDRM é verificada na análise de dois estudos de casos correspondentes às avaliações de fadiga de dutos tubulares (condutor e de revestimento) durante as operações de perfuração de dois poços de petróleo localizados na costa do Brasil. O primeiro poço é perfurado com uma unidade semissubmersível, enquanto o segundo é perfurado com uma unidade flutuante do tipo navio-sonda. Os resultados obtidos em ambos os estudos são comparados com aqueles obtidos por uma abordagem baseada na Simulação Monte Carlo.

Após esta Introdução é apresentada no Capítulo 2 uma breve descrição da estrutura utilizada em poços de petróleo no mar, principalmente as voltadas à operação de perfuração. Um resumo breve sobre outras operações que induzem esforços dinâmicos na estrutura da cabeça de um poço de petróleo, tais como intervenção e completação, é também apresentado. O Capítulo 3 é dedicado a uma apresentação sucinta sobre modelagem de parâmetros ambientais relevantes no projeto de estruturas oceânicas, onde também se descreve a modelagem utilizada neste trabalho. Já no Capítulo 4, um breve resumo sobre conceitos de análise de fadiga é exposto, apresentando também metodologias de análise de fadiga probabilística utilizadas como forma de comparação para a metodologia investigada neste trabalho. Após a apresentação desses conceitos introdutórios, no Capítulo 5 é apresentada a metodologia avaliada nesse trabalho, i.e., técnica de redução de dimensão univariada (UDRM), a qual é empregada nos casos de estudo reportados no Capítulo 6. Por último, as

conclusões dos resultados obtidos e as recomendações para trabalhos futuros são apresentadas no Capítulo 7.

2 SISTEMA DE PERFURAÇÃO DE POÇOS DE PETRÓLEO SUBMARINOS

A fim de viabilizar a exploração de petróleo em ambientes *offshore* se faz necessária a perfuração de poços que permitam a ligação dos reservatórios onde o petróleo está localizado com o meio externo, ou seja, o fundo do mar. No caso da região do Pré-Sal da Bacia de Santos, por exemplo, esse procedimento é realizado em lâminas d'água superiores a 2000 m, além de ter que perfurar camadas de rocha sedimentar e de sal que, somadas, podem chegar a 7000 m [7]. A complexidade dessa tarefa exige o que há de mais moderno em termos de projeto e de equipamentos. Esse capítulo tem como objetivo fazer um breve resumo da estrutura utilizada na cabeça de um poço de petróleo.

2.1 DESCRIÇÃO DA ESTRUTURA DO RISER DE PERFURAÇÃO

Um sistema típico de perfuração de um poço de petróleo submarino pode ser dividido, de forma simplificada, em quatro partes: sonda, sistema de topo, *riser* de perfuração e sistema de fundo. Denomina-se sonda a embarcação ou plataforma onde o sistema de topo está conectado, sendo este o responsável por manter a estrutura de perfuração o mais estável possível. O sistema de topo é composto principalmente pelo tracionador e pela junta telescópica, e tem como função suavizar a transferência dos movimentos das ondas impostas à sonda para o *riser*. O *riser* de perfuração é a tubulação que cria um canal de ligação entre o poço e a sonda. Por último, o sistema de fundo, o qual consiste do LMRP (*Lower Marine Riser Package*) e do BOP (*Blowout Preventer*), é o responsável por fazer a ligação do *riser* com o poço de maneira segura. A Figura 2.1 ilustra um desenho esquemático de um sistema de perfuração submarina.

Os próximos tópicos apresentam descrições mais detalhadas de cada um desses componentes.

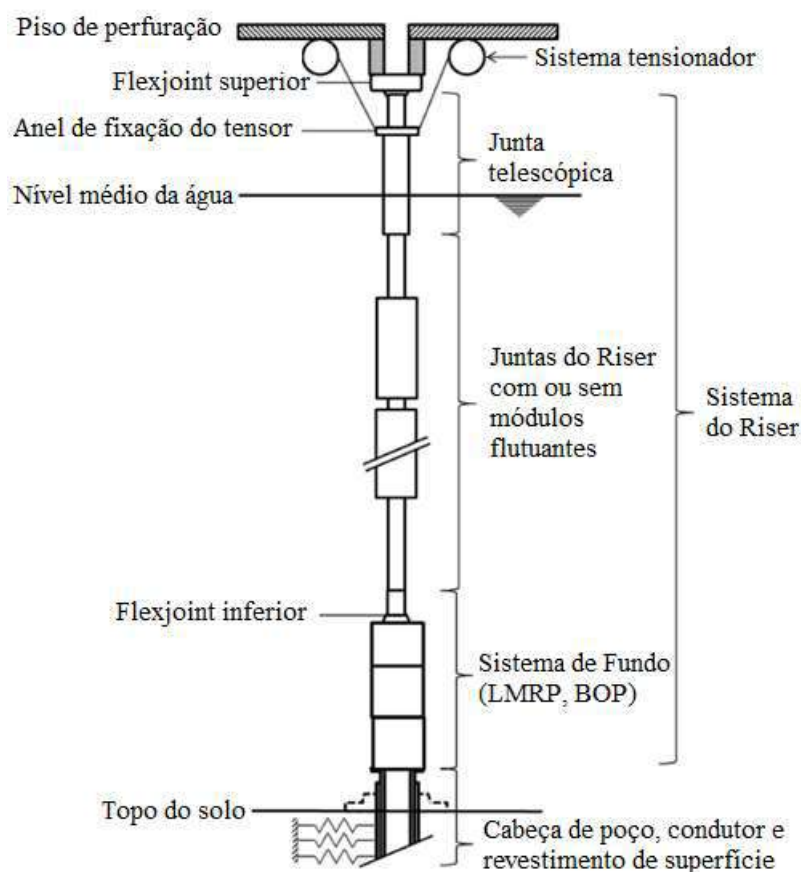


Figura 2.1 – Desenho esquemático de um sistema de perfuração offshore (adaptado de [8]).

2.1.1 Sonda

As sondas podem ser divididas em dois grupos: as fixas e as flutuantes. As fixas têm como vantagem um menor custo de operação, porém esse tipo de estrutura se torna inviável em lâminas d'água profundas, que é o caso dos reservatórios de grande parte do Pós-Sal e também do Pré-Sal. Nesses casos, estruturas flutuantes são opções mais adequadas. Elas exigem, entretanto, o emprego de recursos que garantam que a unidade permaneça na locação (como, por exemplo, um sistema de posicionamento dinâmico), além de sistemas compensadores de movimentos, para minimizar o efeito dos movimentos verticais da plataforma (tensionadores, por exemplo).

2.1.2 Sistema tracionador

O sistema tracionador age como um compensador de movimentos (principalmente os verticais), minimizando a transferência de deslocamentos e rotações que as ondas

impõem na sonda para o *riser*. Ele funciona através da aplicação de tração no *riser*, garantindo, desta maneira, que o *riser* não sofra com problemas de instabilidade global, além de mantê-lo, o mais possível, em uma posição estável. O tracionador estabelece sua ligação com o *riser* de perfuração através de cabos de aço ou de cilindros de ação direta. Seja cabo ou cilindro, a ligação é feita entre o *deck* da sonda e o anel tracionador, funcionando como um sistema passivo de compensação de movimentos. A Figura 2.2 mostra a ligação de um tracionador de cilindros de ação direta no anel tracionador.



Figura 2.2 – Tracionador de cilindros de ação direta [9].

2.1.3 Junta telescópica

A junta telescópica conecta o *riser* ao sistema tracionador e à embarcação. A conexão com o *riser* se dá pelo barrilete externo, a ligação com o tracionador, seja por cabos ou por cilindros de ação direta, é feita pelo anel tracionador e a junção com a

embarcação é feita pelo barrilete interno. Dessa maneira, como o barrilete interno pode se mover livremente pelo barrilete externo, a sonda pode se mover livremente sem transferir movimentos verticais ao *riser*. A Figura 2.3 traz um desenho esquemático de uma junta telescópica.

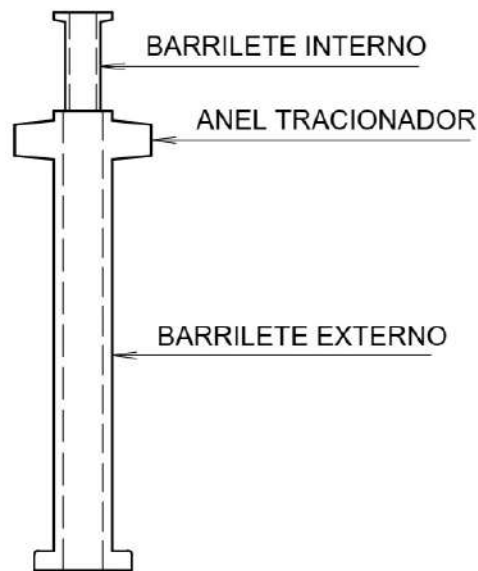


Figura 2.3 – Junta telescópica.

2.1.4 Riser de perfuração

Riser é a nomenclatura atribuída aos dutos que conectam as plataformas ou embarcações ao fundo do mar. Mais especificamente, o *riser* de perfuração é a tubulação responsável por fazer a conexão da sonda com o poço de petróleo. Além de servir como um protetor da coluna de perfuração, o *riser* de perfuração tem também como função sustentar os dutos auxiliares (*kill*, *choke*, entre outros), suportar o sistema de fundo (LMRP e BOP) durante a sua instalação e fornecer passagem para os fluídos do poço à sonda ou vice-versa. É comum que esses *risers*, como maneira de aliviar a tração no topo, possuam elementos flutuadores acoplados. A Figura 2.4 apresenta um segmento de *riser* de perfuração.

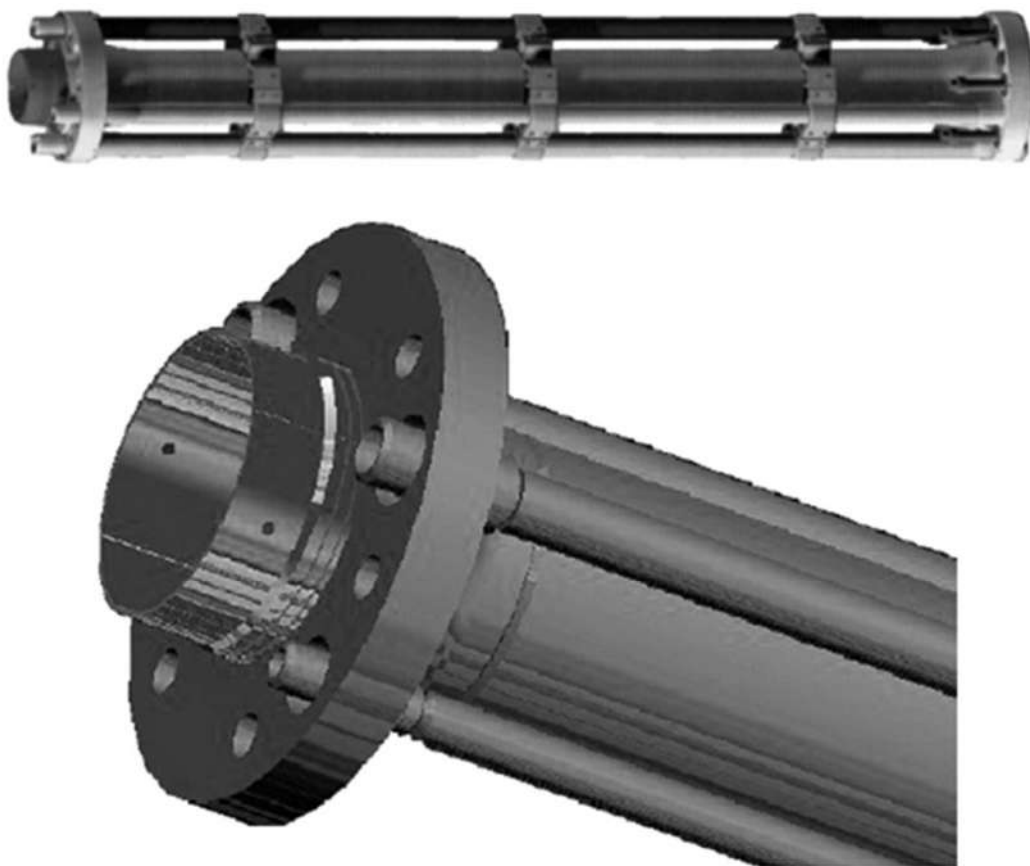


Figura 2.4 – Riser de perfuração [9].

2.1.5 Junta flexível

Junta flexível, ou do inglês *flex joint*, é uma conexão que permite certo grau de rotação entre os elementos conectados a ela, reduzindo a transferência de momentos fletores. Quando o desalinhamento angular atinge o limite tolerável, a junta se comporta como uma ligação rígida, transferindo esforços entre os elementos. Normalmente, um *riser* de perfuração possui duas juntas flexíveis. Uma delas conecta o barrilete interno da junta telescópica à sonda e a outra conecta o *riser* de perfuração ao LMRP. Em alguns casos são adotadas juntas flexíveis intermediárias a esses pontos. A Figura 2.5 apresenta um exemplo de uma junta flexível.

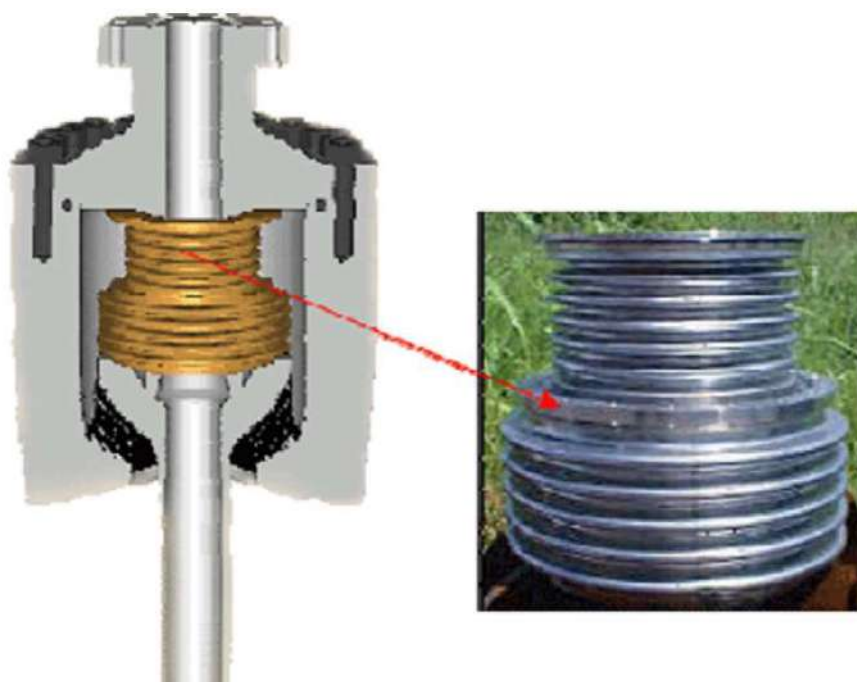


Figura 2.5 – Junta flexível [9].

2.1.6 LMRP e BOP

O LMRP (*Lower Marine Riser Package*) e o BOP (*Blowout Preventor*) fazem parte do sistema de fundo que liga o *riser* de perfuração com o poço de petróleo. O LMRP é um dispositivo mecânico que conecta o *riser* de perfuração ao BOP. É nele que se encontra o *control pod*, que provê o controle hidráulico ao sistema. Além disso, o LMRP é responsável por ser um dispositivo de desconexão entre o *riser* e o BOP em casos de deriva da sonda.

O BOP é uma válvula especializada ou um dispositivo mecânico usado para selar, controlar e monitorar poços de petróleo e gás com o objetivo de evitar *blowouts*, ou seja, a liberação descontrolada de petróleo bruto ou gás natural de um poço. É um dos equipamentos mais importantes de todo o sistema de perfuração, pois provê segurança contra falhas que podem levar à perda do poço, dos equipamentos de perfuração e da contaminação do ambiente marítimo. A Figura 2.6 ilustra estes dois componentes.

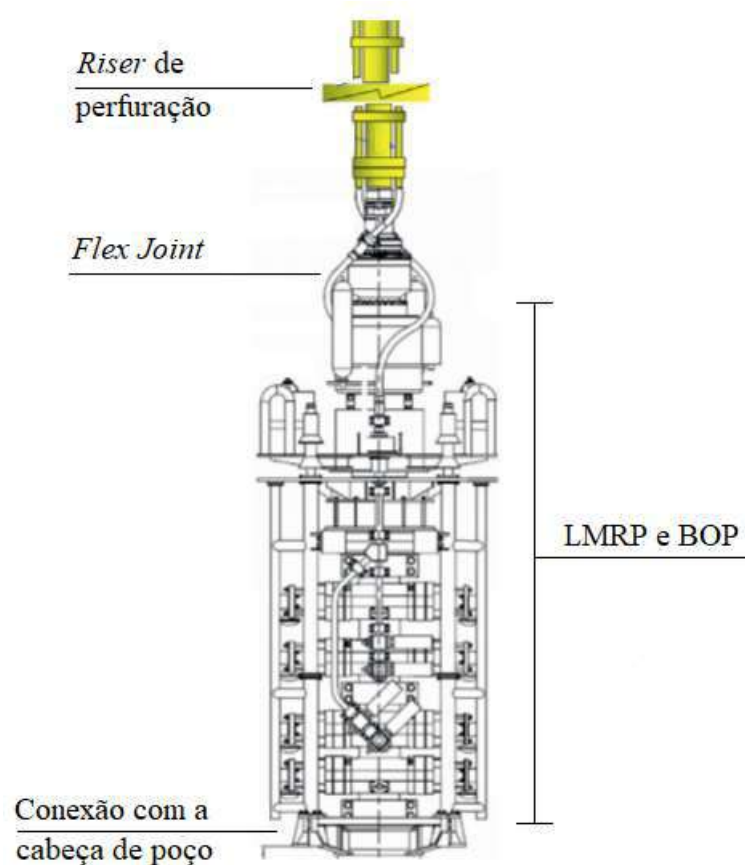


Figura 2.6 – LMRP e BOP [10].

2.1.7 Cabeça de poço

A estrutura da cabeça de poço é composta, basicamente, pelos alojadores de alta e baixa pressão, pelo condutor e pelo revestimento de superfície. Como pode ser observado na Figura 2.7, o alojador de alta pressão, onde se conecta o BOP durante a etapa de perfuração ou a árvore de natal durante a etapa de produção, está conectado ao revestimento de superfície e se apoia no alojador de baixa pressão, o qual está ligado ao condutor. Esta estrutura tem como finalidade prover estabilidade e vedação do poço durante toda sua vida útil. Além disso, é responsável por suportar os carregamentos impostos durante as etapas de perfuração, completção e intervenção.

A conexão do alojador de baixa pressão com o condutor e a do alojador de alta pressão com o revestimento de superfície são feitas através de soldas. Além disso, a estrutura típica do condutor e do revestimento de superfície é formada por tubos com

conectores soldados nas extremidades, unidos por conexões rosqueadas. Levando em conta que juntas soldadas e elementos com geometrias complexas (como é o caso de conectores rosqueados) são naturalmente sujeitos à concentração de tensões, essas juntas costumam ser os pontos de maiores danos à fadiga. Neste trabalho, conforme ilustrado na Figura 2.7, chama-se de “1ª solda” todas as soldas dos alojadores no condutor e no revestimento de superfície, e de 1º conector e “2ª solda” a primeira emenda desses dutos.

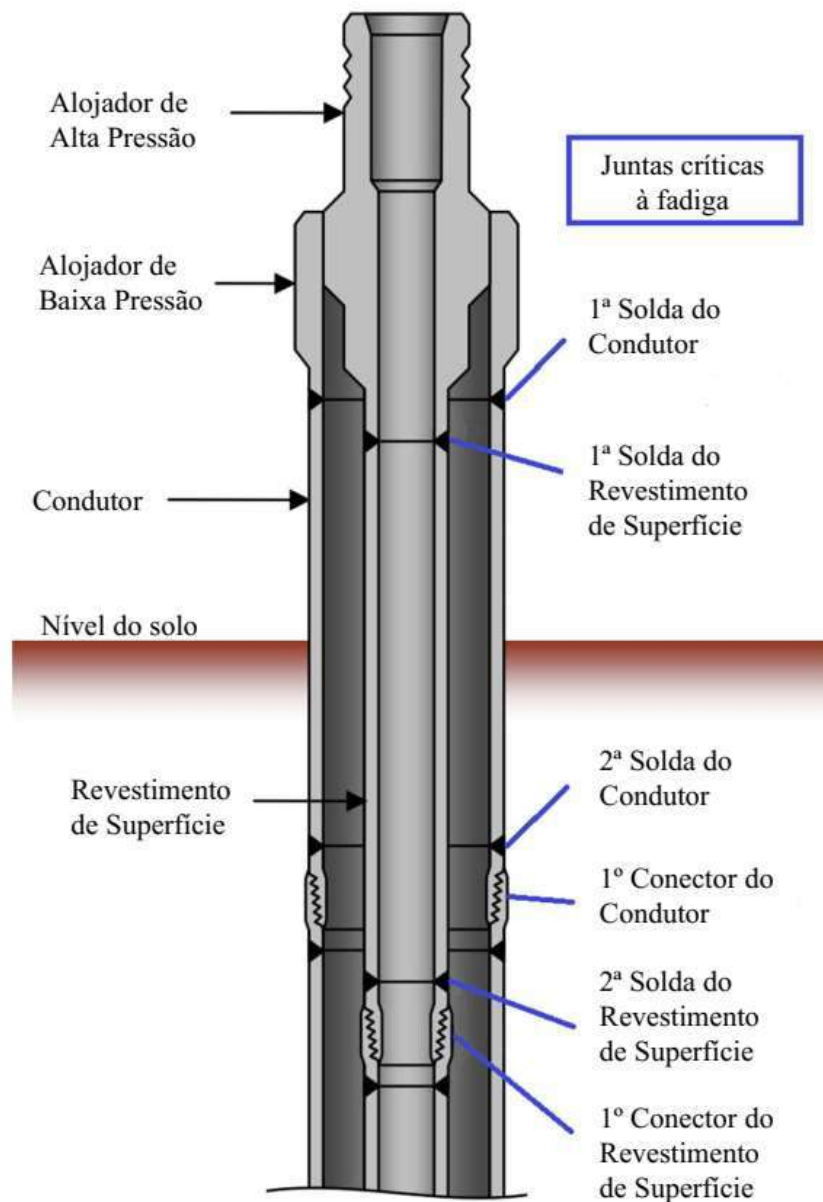


Figura 2.7 – Desenho esquemático da cabeça de poço (adaptado de [11]).

2.2 OPERAÇÕES

Esforços dinâmicos que podem induzir danos de fadiga nos componentes estruturais da cabeça de um poço de petróleo ocorrem sempre que este estiver conectado a uma unidade flutuante durante uma operação submarina. Em outras palavras, os carregamentos de fadiga atuantes na estrutura do poço são governados pelas operações nele realizadas. As principais operações que induzem esforços dinâmicos na cabeça de um poço de petróleo são: perfuração, completação e intervenção (*workover*, do inglês). Durante a fase de produção a cabeça de um poço de petróleo não fica sujeita a esforços dinâmicos e, portanto, não se associa fadiga a esta fase de operação.

A perfuração de um poço se inicia pela instalação do condutor, o qual deve ser instalado até uma determinada profundidade que seja suficiente para suportar o peso da cabeça do poço, do revestimento de superfície e do sistema de fundo. De acordo com a DNV-RP-E104 [12], o condutor pode ser instalado por jateamento, cravação ou por perfuração e cimentação.

Depois que o condutor e o alojador de baixa pressão estão instalados, o revestimento de superfície, junto com o alojador de alta pressão, pode ser instalado. Essa etapa é normalmente realizada através de perfuração seguida de cimentação. O nível e a qualidade de cimentação desta etapa podem ter um impacto significativo na resposta à fadiga do poço. Terminada essa etapa, o sistema de fundo e o *riser* de perfuração podem ser finalmente conectados ao alojador de alta pressão. A partir deste momento, até a desconexão do *riser*, esforços dinâmicos são transmitidos para a estrutura do poço.

Terminada a perfuração do poço, passa-se para a operação de completação, que pode ocorrer na mesma intervenção ou em uma futura. A completação de um poço incorpora as etapas necessárias para transformar um poço perfurado em um de produção. Essas etapas podem incluir o revestimento do furo, cimentação, perfuração do revestimento para criar acesso aos depósitos de hidrocarbonetos, em alguns casos o preenchimento de material filtrante e, por fim, a instalação da árvore de natal.

A Figura 2.8 apresenta algumas das etapas descritas acima: a) condutor instalado; b) perfuração para instalação do revestimento de superfície; c) revestimento de

superfície instalado e cimentado; d) conexão do sistema de fundo à cabeça de poço; e) perfuração para instalação das camadas intermediárias; f) conclusão do poço e conexão da árvore de natal.

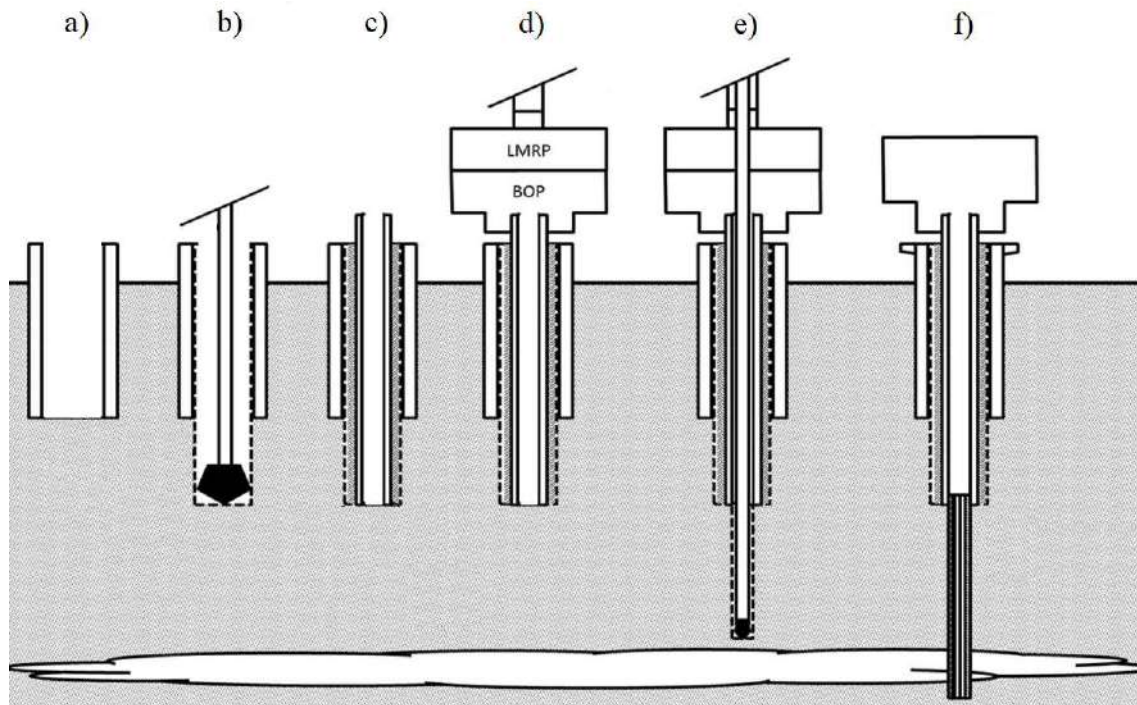


Figura 2.8 – Etapas de perfuração de um poço (adaptado de [12]).

Por fim, em alguns casos se fazem necessárias operações de *workover*, que são intervenções que podem ocorrer ao longo da vida útil do poço. De acordo com DNV-RP-E104 [12], essas operações podem variar em duração e complexidade. Os *workovers* podem ser realizados usando um *riser* de *workover* ou através de um *riser* de perfuração ou produção.

Neste o trabalho, o foco concentra-se a análise de fadiga durante a fase de perfuração de um poço de petróleo. Entretanto, a metodologia desenvolvida pode ser facilmente estendida às outras operações.

3 MODELAGEM DOS PARÂMETROS AMBIENTAIS

3.1 INTRODUÇÃO

Como será visto mais adiante, uma etapa fundamental na análise de fadiga é a identificação dos ciclos de tensão que atuam na estrutura. No caso de uma estrutura de cabeça de poço, a variação de tensões em seus componentes é resultante principalmente da movimentação da sonda devido às ações ambientais (onda, vento e corrente), que induz esforços dinâmicos na cabeça do poço através do *riser* de perfuração (ou completação ou de intervenção). A passagem da corrente marítima pode induzir vibrações induzidas por vórtices (VIV) no *riser* e, conseqüentemente, gerar esforços dinâmicos na cabeça do poço [5]. Entretanto, a fadiga induzida por VIV não é objeto do presente trabalho.

Na análise de fadiga de estruturas de cabeças de poços de petróleo, principalmente aqueles localizados em águas profundas, é comum considerar a fadiga induzida pelas ondas, uma vez que os efeitos dos demais parâmetros ambientais (vento e corrente) sobre o flutuante são “absorvidos” pelo sistema de posicionamento dinâmico da sonda.

As ondas do mar, tanto aquelas devidas ao mar local quanto as ondas de *swell*, constituem processos aleatórios não estacionários no tempo. Entretanto, durante curtos períodos de tempo (usualmente de 3-h de duração) estes processos apresentam uma determinada estacionariedade estatística. Desta forma, é comum representar as ondas por dois parâmetros (altura de onda significativa H_S e período de pico espectral T_P), uma direção principal de incidência e uma densidade espectral apropriada (ver, por exemplo, [13]) para cada um destes períodos curtos (ou períodos de curto-prazo).

Com as informações dos parâmetros ambientais relativos a cada período de curto-prazo, além das informações sobre o comportamento dinâmico da unidade flutuante sob a ação de ondas (por exemplo, através de RAOs de movimentos), é possível modelar (por elementos finitos) e simular numericamente por programas especializados, como o ANFLEX [14], um sistema completo envolvendo a unidade flutuante de perfuração, o *riser*, o LMRP, o BOP e a cabeça de poço, e obter como resposta séries de esforços

globais que podem ser utilizadas para obter as correspondentes séries de tensões que são necessárias para a estimativa de fadiga.

Entretanto, o dano à fadiga acumula-se para cada período de curto-prazo em que a estrutura está em operação. O acúmulo deste dano pode ser feito de várias formas, sendo que as mais elegantes e eficientes (como será visto mais adiante) utilizam as distribuições de probabilidades conjunta dos parâmetros ambientais. Para definição destas distribuições parte-se de uma base de dados contendo uma série histórica de observações simultâneas de parâmetros de onda, vento e corrente, com os correspondentes dados observados em cada período de curto-prazo. Considerando especificamente os dados de onda de mar local e de *swell*, os dados podem ser separados por direção de incidência (como, por exemplo, em 8 setores de 45°), e para cada uma destas direções modelam-se, tanto para as ondas de sea quanto as de *swell*, distribuições conjuntas de H_s e T_p .

A modelagem de duas ou mais variáveis aleatórias quaisquer pode ser descrita por uma função cumulativa conjunta de probabilidades (ver, por exemplo, [15]). Um exemplo de modelo de distribuição conjunta de H_s e T_p (mar local ou *swell*) pode ser definido através do modelo condicional (ver, por exemplo, [16]):

$$f_{H_s, T_p}(h, t) = f_{H_s}(h) f_{T_p|H_s}(t|h) \quad (3.1)$$

onde $f_{H_s}(h)$ é a função densidade de probabilidades da distribuição ajustada para a altura significativa de onda H_s , e $f_{T_p|H_s}(t|h)$ é a função densidade de probabilidades da distribuição ajustada para o período de pico T_p , no entanto, condicionada aos valores de H_s .

A seguir descreve-se a modelagem de distribuição conjunta de H_s e T_p , tanto para as ondas devido ao mar local quanto para as ondas de *swell*, utilizada no desenvolvimento deste trabalho.

É importante ressaltar que, devido às suas distintas origens, as ondas devido ao mar local e as ondas de *swell* são assumidas como fenômenos estatisticamente independentes.

3.2 BASE DE DADOS AMBIENTAIS

Todos os métodos apresentados utilizados neste trabalho são baseados na mesma base de dados ambiental, que possui aproximadamente 25 anos de parâmetros ambientais simultâneos de ondas de mar local e de *swell*. Esses parâmetros incluem a altura de onda significativa H_s , o período de pico do espectro T_p e a direção de incidência θ para ambos os tipos de onda. Inicialmente, as observações das ondas de mar local e de *swell* foram separadas de acordo com a direção de incidência em 8 setores de 45° cada (N, NE, E, SE, S, SW, W, NW). Devido à baixa incidência de dados simultâneos de mar local e *swell* em dadas combinações de incidência foram somente consideradas as combinações de direções (e respectivas probabilidades de ocorrência) apresentadas na Tabela 3.1.

		SWELL					TOTAL
		NE	E	SE	S	SW	
MAR LOCAL	N	2,34%	3,79%	1,44%	0,76%	-	8,3%
	NE	3,15%	12,48%	12,83%	9,52%	0,54%	38,5%
	E	0,54%	2,93%	8,71%	9,01%	0,36%	21,6%
	SE	0,39%	1,45%	3,72%	6,44%	0,83%	12,8%
	S	0,96%	1,72%	1,98%	4,53%	1,75%	10,9%
	SW	1,33%	1,60%	1,10%	2,07%	1,71%	7,8%
TOTAL		8,7%	24,0%	29,8%	32,3%	5,2%	100%

Tabela 3.1 – Probabilidade de ocorrência por combinação de direção considerada

3.3 DISTRIBUIÇÕES DE PROBABILIDADE UTILIZADAS

Para representar os estados de mares do banco de dados foi adotada uma abordagem de modelagem condicional conforme a apresentada na Equação (3.1). A seguir são apresentadas as distribuições utilizadas para modelar H_s e T_p dado H_s .

3.3.1 Distribuição marginal de H_s

Para as distribuições marginais H_s , dois modelos de distribuição de probabilidades apresentaram os melhores ajustes. Estes modelos foram a distribuição de Weibull de 3

parâmetros e o modelo Lonowe [17], que é uma combinação das distribuições Lognormal e Weibull de 3 parâmetros, conforme apresentado nas seguintes equações:

$$f_{H_s}(h) = \begin{cases} f_{w3p}(h) \\ ou \\ f_{ln}(h), & h \leq h_r \\ f_{w3p}(h), & h > h_r \end{cases} \quad (3.2)$$

$$F_{H_s}(h) = \begin{cases} F_{w3p}(h) \\ ou \\ F_{ln}(h), & h \leq h_r \\ F_{w3p}(h), & h > h_r \end{cases} \quad (3.3)$$

onde

$$f_{ln}(h) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}h\xi_h} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln(h) - \lambda_h}{\xi_h} \right)^2 \right] \quad (3.4)$$

$$F_{ln}(h) = \Phi \left[\frac{\ln(h) - \lambda_h}{\xi_h} \right] \quad (3.5)$$

$$f_{w3p}(h) = \frac{(h - \varepsilon_h)^{\kappa_h - 1}}{\alpha_h^{\kappa_h}} \kappa_h \exp \left[-\left(\frac{h - \varepsilon_h}{\alpha_h} \right)^{\kappa_h} \right] \quad (3.6)$$

$$F_{w3p}(h) = 1 - \exp \left[-\left(\frac{h - \varepsilon_h}{\alpha_h} \right)^{\kappa_h} \right] \quad (3.7)$$

onde $f_{H_s}(h)$ e $F_{H_s}(h)$ correspondem a função densidade e cumulativa de probabilidades, respectivamente, de H_s , λ_h e ξ_h são parâmetros da distribuição Lognormal de H_s , ε_h , α_h e κ_h são os parâmetros de localização, de escala e de forma da distribuição Weibull de 3 parâmetros de H_s , e h_r é o valor H_s onde as funções de distribuição acumuladas $F_{ln}(h)$ e $F_{w3p}(h)$ são iguais. Os parâmetros destas

distribuições são calculados utilizando o método dos momentos (ver, por exemplo, [15]).

3.3.2 Distribuição condicional de T_p dado H_s

Para as distribuições condicionais de T_p dado H_s , a recomendação da DNVGL [18] foi seguida, a qual recomenda que a distribuição seja uma Lognormal com parâmetros dependentes de H_s , conforme apresentado nas seguintes equações:

$$f_{T_p|H_s}(t, h) = \frac{1}{\sqrt{2\pi t} \xi_t(h)} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln(t) - \lambda_t(h)}{\xi_t(h)} \right)^2 \right] \quad (3.8)$$

$$F_{T_p|H_s}(t, h) = \Phi \left(\frac{\ln(t) - \lambda_t(h)}{\xi_t(h)} \right) \quad (3.9)$$

onde

$$\lambda_t(h) = a_1 + a_2 \cdot h^{a_3} \quad (3.10)$$

$$\xi_t(h) = b_1 + b_2 \cdot \exp(h \cdot b_3) \quad (3.11)$$

onde $f_{T_p|H_s}(t, h)$ e $F_{T_p|H_s}(t, h)$ correspondem às funções densidade e cumulativa, respectivamente, da distribuição lognormal condicional, $\lambda_t(h)$ e $\xi_t(h)$ são parâmetros da distribuição Lognormal de T_p e os parâmetros a_i e b_i , $i = 1, 2, 3$, foram ajustados aos dados através da abordagem de mínimos quadrados não-linear (ver, por exemplo, [19]). As Figuras 3.1 a 3.4 mostram algumas das comparações entre as distribuições de probabilidade conjuntas $H_s - T_p$ empíricas e modeladas.

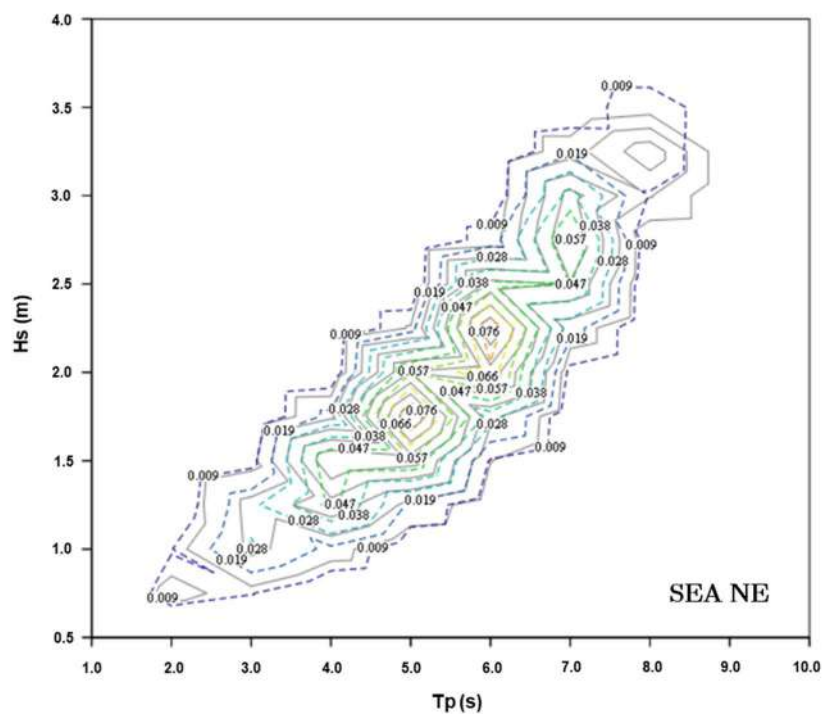


Figura 3.1 – Gráfico de contorno para dados de dispersão original (linha contínua) e modelo ajustado (linha tracejada) – Exemplo de onda de mar local direção NE.

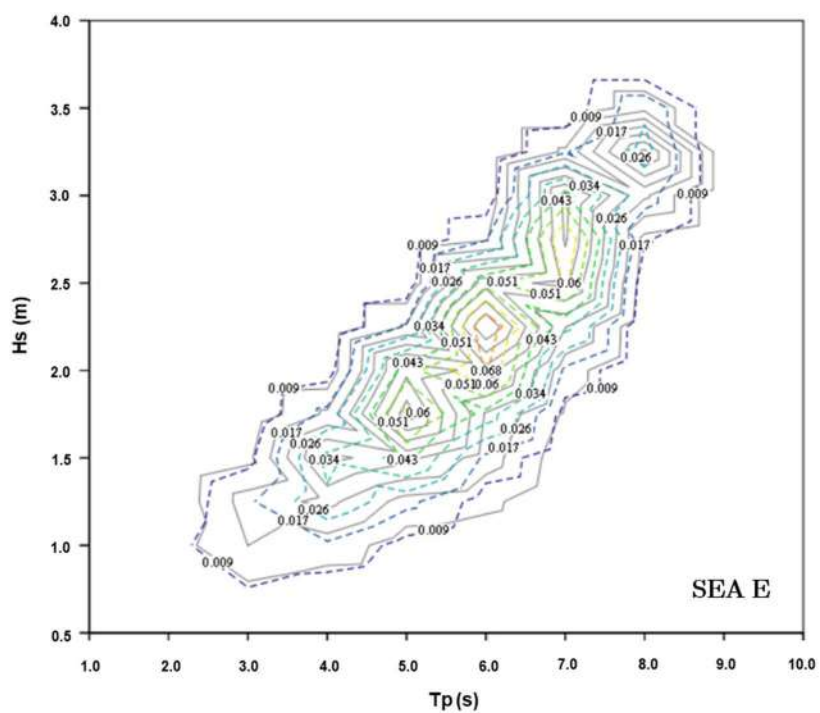


Figura 3.2 – Gráfico de contorno para dados de dispersão original (linha contínua) e modelo ajustado (linha tracejada) – Exemplo de onda de mar local direção E.

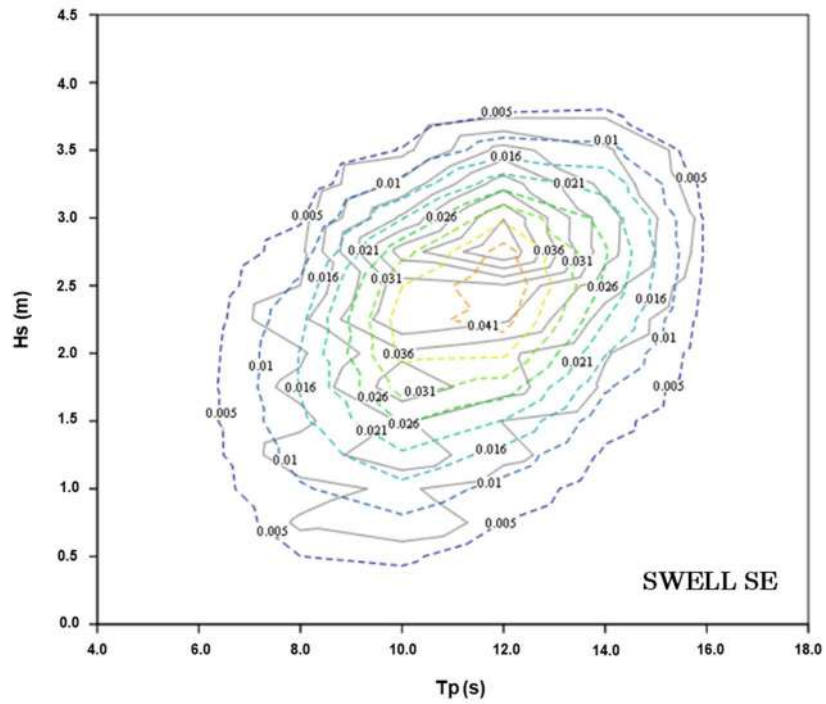


Figura 3.3 – Gráfico de contorno para dados de dispersão original (linha contínua) e modelo ajustado (linha tracejada) – Exemplo de onda de swell direção SE.

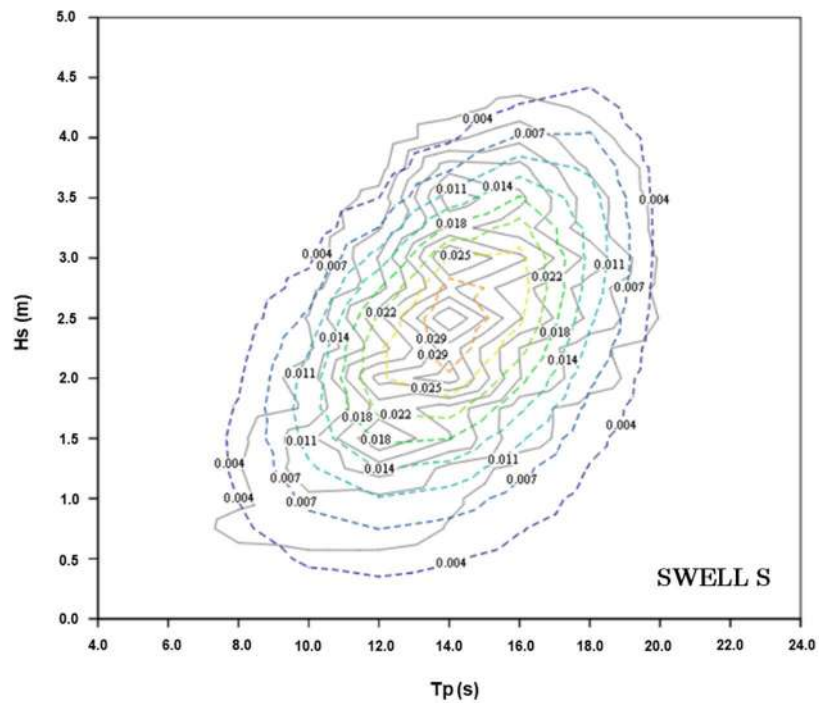


Figura 3.4 – Gráfico de contorno para dados de dispersão original (linha contínua) e modelo ajustado (linha tracejada) – Exemplo de onda de swell direção S.

4 ANÁLISE DE FADIGA

Estruturas oceânicas estão sujeitas a carregamentos cíclicos, os quais geram variações de tensões, responsáveis por danos físicos microscópicos aos materiais envolvidos. É importante ressaltar que esses danos ocorrem mesmo com tensões bem abaixo da tensão última, sendo acumulados com o tempo, podendo evoluir para uma trinca ou outros danos macroscópicos que levem à falha do componente (ver, por exemplo, [20]). Este processo de dano e falha devido a carregamentos cíclicos é chamado de fadiga.

4.1 CONCEITOS BÁSICOS DE FADIGA

A falha por fadiga passa por três estágios: iniciação da trinca, propagação da trinca e início da fratura instável [21]. Para elementos não soldados, a etapa de iniciação da trinca representa uma porcentagem considerável da vida à fadiga. Já para elementos soldados, trincas microscópicas são sempre encontradas nas soldas devido ao processo de soldagem, o que elimina a etapa de iniciação, e faz com que a maior parte da vida à fadiga seja na fase de propagação da trinca.

A avaliação da vida à fadiga no projeto de estruturas pode ser realizada por diversas metodologias, tais como: ensaio do componente ou protótipo; curvas S-N; mecânica da fratura; entre outros. Apenas a metodologia baseada nas curvas S-N da DNVGL [22] foi utilizada neste trabalho. As curvas S-N são curvas experimentais que correlacionam o número de ciclos que uma determinada variação de tensão levaria o componente estrutural à falha. Matematicamente, a curva S-N é expressa por:

$$N = \frac{K}{\Delta S^m} \quad (4.1)$$

onde N é igual ao número limite de ciclos, ΔS é a variação de tensão e K e m são parâmetros da curva S-N obtidos por ensaios experimentais, que podem depender da faixa de tensão (no caso de curvas S-N bilineares). Curvas S-N são dependentes de diversos fatores, dentre os quais se destacam os materiais que compõem uma estrutura, suas condições de operação, e a qualidade da solda ou sua ausência (material base). A

Figura 4.1 apresenta um exemplo de curva S-N, sendo essa a curva D bilinear da DNVGL [22] para estruturas expostas ao ar.

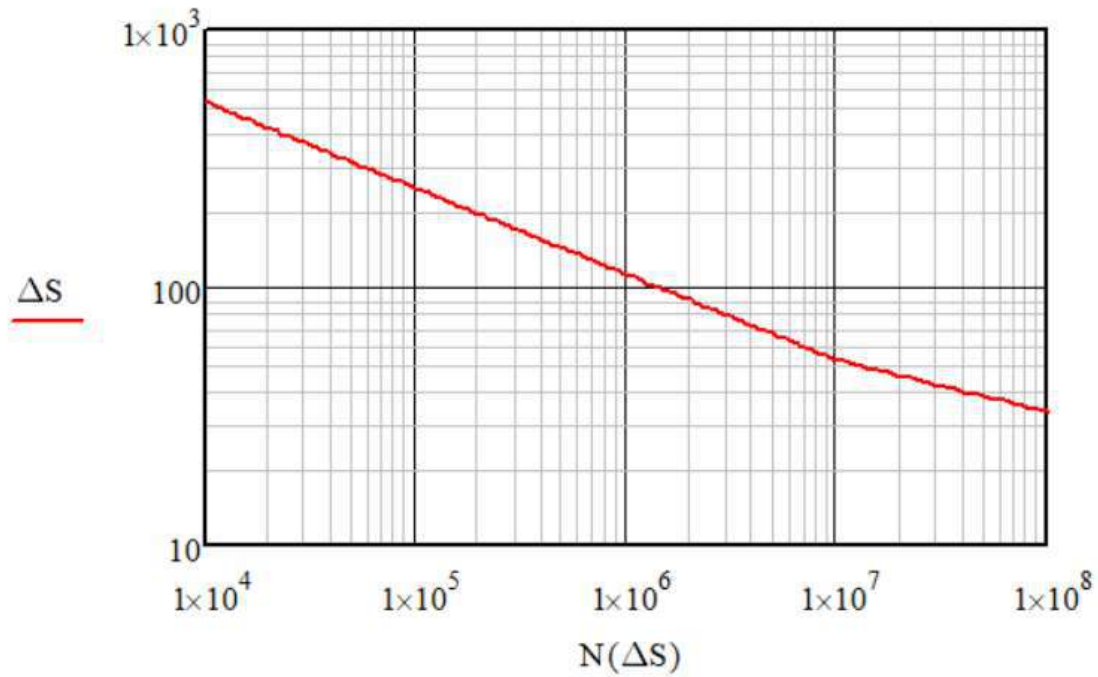


Figura 4.1 – Curva D para estruturas expostas ao ar da DNVGL-RP-C203 [22].

O cálculo de vida em fadiga com base nas curvas S-N para uma estrutura submetida a um regime variável de ciclos de variação de tensão faz uso da regra linear de acúmulo de danos ou Regra de Miner (ver, por exemplo, [20]). Neste procedimento, inicialmente são identificados os números de ciclos n_i para cada um dos correspondentes ciclos de variação de tensão ΔS_i . A partir destas informações é definido um dano associado de fadiga, definido pela seguinte fórmula:

$$d_i = \frac{n_i}{N_i} = \frac{n_i}{K \Delta S_i^{-m}} \quad (4.2)$$

onde N_i é o número limite de ciclos para a variação de tensão ΔS_i estabelecido pela curva S-N. O dano total acumulado é assumido como sendo a soma de todos os dados individuais, i.e.,

$$D_T = \sum_{i=1}^{N_c} d_i \quad (4.3)$$

onde N_c é o número de casos de variações de tensões identificados. Assume-se que a falha por fadiga ocorre quando o dano total acumulado seja igual a unidade, i.e., $D_T = 1$. Supondo que a contagem/identificação de ciclos $(n_i, \Delta S_i)$ tenha sido feita para um período de tempo T , a vida útil de fadiga é definida por:

$$VU = \frac{T}{D_T} \quad (4.4)$$

Quando se trata de fadiga de estruturas marítimas, usualmente calcula-se o dano de fadiga associado a cada período de curto-prazo e depois estima-se estatisticamente o dano total acumulado no período de um ano. Assim a vida útil corresponde exatamente ao inverso do dano anual. Mais especificamente, considerando somente as ações de onda devido ao mar local e as de *swell*, cada período de curto-prazo (também identificado como estado de mar) pode ser caracterizado por:

$$\mathbf{s}_i = (h_{s_{1i}} \quad t_{p_{1i}} \quad \theta_{1i} \quad h_{s_{2j}} \quad t_{p_{2j}} \quad \theta_{2j}) \quad (4.5)$$

onde h_s é a altura significativa de onda, t_p é o período de pico da onda, θ é a direção de incidência, o índice 1 se refere às ondas de mar local e o índice 2, às de *swell*.

Para cada estado de mar obtém-se por simulação computacional uma série temporal de tensões (ou o corresponde espectro de tensões) no ponto de interesse, identificam-se os ciclos de tensão e aplica-se a regra de Miner para obter o correspondente dano de curto-prazo $d_i = d(\mathbf{s}_i)$. O dano total acumulado em um ano pode ser obtido por:

$$D_{1-yr} = 2920 \left(\sum_{i=1}^{N_s} d(\mathbf{s}_i) p_i \right) \quad (4.6)$$

onde N_S é o número de estados de mar característicos/típicos da locação, p_i a correspondente probabilidade de ocorrência de cada um deles e 2920 é o número de estados de mar de 3-h que ocorrem no período de um ano.

Como mencionado anteriormente, dependendo da situação, as tensões podem ser caracterizadas por uma série temporal ou um espectro (ou ambos) de tensões. Nestes casos a identificação dos ciclos de tensão pode ser feita, respectivamente, por técnicas baseadas no domínio do tempo, sendo a mais conhecida a técnica de contagem de ciclos Rainflow [23], ou por procedimentos baseados no domínio da frequência, onde os mais conhecidos são o método de Rayleigh e o procedimento de Dirlik (ver, por exemplo, [24]). A seguir o procedimento Rainflow e o método de Rayleigh serão brevemente descritos.

4.1.1 Contagem de ciclos por Rainflow

No caso de estruturas expostas a carregamentos regulares no tempo (harmônicos), como os da Figura 4.2, a contagem dos ciclos se faz de maneira muito simples. Porém, para estruturas submetidas a carregamentos irregulares, como os da Figura 4.3, essa contagem se torna complicada, pois não é óbvio como os eventos individuais devem ser isolados e definidos como ciclos para que a regra de acumulação de dano linear possa ser empregada.

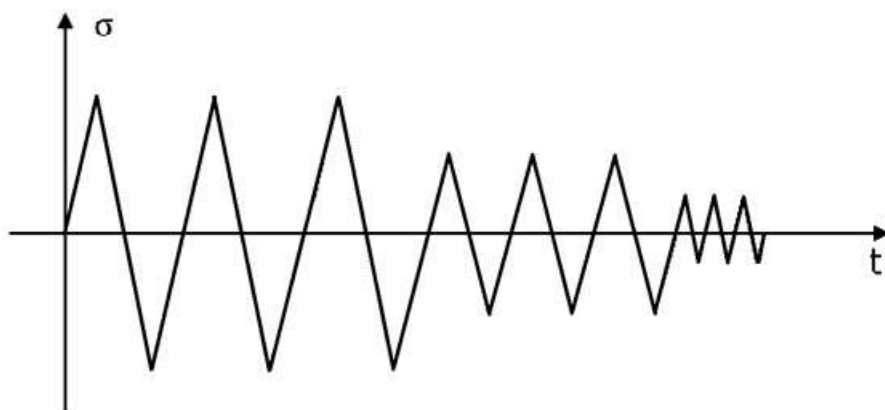


Figura 4.2 – Exemplo de uma série de tensões regular.

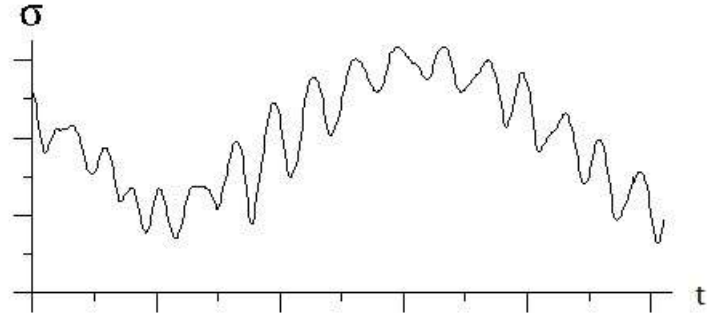


Figura 4.3 – Exemplo de uma série de tensões irregular.

Na contagem de ciclos pela técnica Rainflow [23] uma série irregular de tensões é inicialmente definida somente pela série de picos e vales do sinal no tempo, os quais são pontos em que a direção de tensão muda. Além disso, deve ser levada em conta a variação de tensão entre esses picos e vales. Para que um ciclo seja identificado e contado, alguns critérios devem ser levados em conta. Uma combinação de pico-vale-pico ou vale-pico-vale é considerada um ciclo se o terceiro ponto for absolutamente maior do que o primeiro. Dowling [20] apresenta, adaptado de [25], um simples exemplo dessa metodologia sendo empregada, o qual pode ser observado na Figura 4.4. Primeiramente, muda-se a origem do ciclo, levando o trecho A-D para o final da série temporal, para então iniciar a contagem dos ciclos. Neste exemplo são identificados 4 ciclos: E-F, com variação 4 e média 1; A-B com variação 3 e média -0.5; H-C com variação 7 e média 0.5; D-G com variação 9 e média 0.5.

Em resumo, o procedimento Rainflow constitui-se de um algoritmo numérico que identifica numa série temporal de tensões todos os ciclos de variação individualmente, e que no seu final pode agrupar todos os ciclos em pares $(n_i, \Delta S_i)$, que por sua vez podem ser diretamente usados na Regra de Miner. Na grande maioria das vezes o tempo simulado T_{sim} numa análise numérica para obter uma série temporal de tensões não é igual ao período de curto-prazo T_S dos parâmetros ambientais. Desta forma, o dano de curto-prazo d_i deve ser estimado por:

$$d_i = \frac{T_S}{T_{sim}} d_{sim}$$

onde d_{sim} é o dano total acumulado a partir da série com duração T_S processada pelo Rainflow.

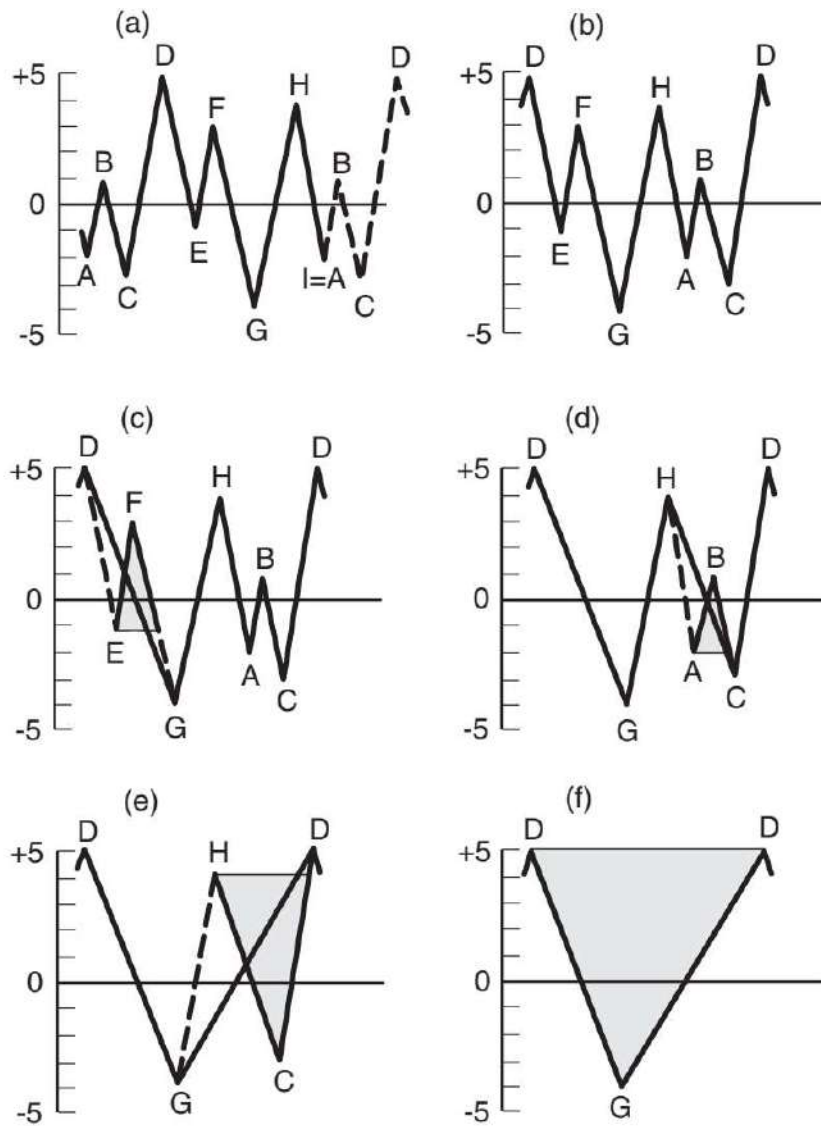


Figura 4.4 – Exemplo de contagem de ciclos de uma série irregular [20].

4.1.2 Método de Rayleigh para Análise de Fadiga Espectral

O método de Rayleigh parte da hipótese de que a série temporal de tensões se constitui de um processo aleatório Gaussiano e de banda estreita (ver, por exemplo, [21]). Como mostrado a seguir, neste caso basta conhecer a densidade espectral das tensões para se realizar o cálculo de fadiga. Para descrição deste procedimento, vamos assumir que a densidade espectral das tensões para um estado de mar s_i é dada por

$S_\sigma(\omega, h_{s_1}, t_{p_1}, h_{s_2}, t_{p_2})$, onde ω é a frequência em rad/s e os índices 1 e 2 são para mar local e *swell*, respectivamente.

Se o processo é de banda estreita e Gaussiano, a distribuição de picos de tensão é a distribuição de Rayleigh, dada por

$$f_S(s) = \frac{s}{m_0} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{s}{m_0}\right)^2} \quad (4.7)$$

onde m_0 é o momento de ordem zero do espectro de tensões. O momento do espectro de tensões, de ordem n , pode ser obtido por:

$$m_n(h_{s_1}, t_{p_1}, h_{s_2}, t_{p_2}) = \int_0^\infty w^n S_\sigma(\omega, h_{s_1}, t_{p_1}, h_{s_2}, t_{p_2}) dw \quad (4.8)$$

Num processo de banda estreita cada cruzamento pela média do sinal está associado a um ciclo de tensão cuja variação total correspondente ΔS equivale a duas vezes a amplitude do seu pico. Levando isto em consideração e considerando uma curva S-N linear, após alguns desenvolvimentos matemáticos, obtêm-se a expressão do dano de curto-prazo $d_i = d(s_i)$ que é dada por

$$d_i = \frac{(v_0(s_i)T_S)(2\sqrt{2})^m}{K} m_0(s_i)^{\frac{m}{2}} \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \quad (4.9)$$

onde, $s_i = (h_{s_1}, t_{p_1}, h_{s_2}, t_{p_2})$, K e m são os parâmetros da curva S-N, e $\Gamma(\cdot)$ é a função Gamma, dada por

$$\Gamma(m) = \int_0^\infty y^{m-1} e^{-y} dy \quad (4.10)$$

Já $v_0(s_i)$ representa a frequência de cruzamento zero do processo aleatório, dada por:

$$v_0(\mathbf{s}_i) = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{m_2(\mathbf{s}_i)}{m_0(\mathbf{s}_i)}} \quad (4.11)$$

Neste procedimento, o espectro de tensões exerce um papel preponderante. Ele pode ser obtido diretamente aplicando-se a transformada de Fourier a uma série temporal de tensões [21] ou através de uma análise no domínio da frequência (quando aplicável). Uma maneira de se obter o espectro de resposta de tensões é com o uso de um RAO (*Response Amplitude Operator*), i.e., $RAO_\sigma(w)$. Este parâmetro usualmente é dependente da direção de incidência da onda e, desta forma, no presente trabalho, considerando a incidência simultânea de mar local e de *swell*, ele pode ser representado como:

$$\begin{aligned} S_\sigma(\omega, h_{s_1}, t_{p_1}, h_{s_2}, t_{p_2}) = \\ = RAO_\sigma(w)^2 S_1(w, h_{s_1}, t_{p_1}) + RAO_\sigma(w)^2 S_2(w, h_{s_2}, t_{p_2}) \end{aligned} \quad (4.12)$$

onde $S_1(.)$ e $S_2(.)$ são os espectros de elevação do mar local e de *swell*, respectivamente. Neste trabalho, no caso do estudo teórico apresentado no item 5.2, foi adotado o espectro Pierson-Moskovitz modificado [13]; já nos estudos de caso apresentados no Capítulo 6, onde são apresentadas análises de fadiga de duas estruturas de cabeças de poços de petróleo na costa brasileira, foi adotado o espectro de JONSWAP [26].

4.2 ANÁLISE DE FADIGA NO LONGO PRAZO

Como já mencionado anteriormente, a análise de fadiga de uma estrutura marítima deve considerar todas as possíveis condições ambientais para se obter uma estimativa do dano acumulado no período de um ano, para assim estimar a vida útil à fadiga. Dependendo do tipo de análise estrutural exigida, o cálculo de vida à fadiga pode tornar-se excessivamente caro do ponto de vista computacional, devido ao grande número de simulações numéricas requeridas. De alguma forma, procura-se agrupar as condições ambientais similares de forma a diminuir o número de simulações. A seguir

apresenta-se uma abordagem usual de projeto que é baseada nos diagramas de dispersão de ondas.

4.2.1 Método do Diagrama de Dispersão

Uma forma de reduzir o número de simulações numéricas é agrupar dados ambientais com características semelhantes. Isso geralmente é feito usando um diagrama de dispersão de onda. Nesta modelagem, para cada direção de incidência de onda, um histograma tridimensional de pares de ocorrências simultâneas H_s e T_p é montado com base nos dados simultâneos observados em campo, conforme mostrado na Figura 4.5. Este método consiste em dividir o intervalo de variação de H_s em N_{H_s} subdivisões de comprimento Δh e o intervalo de variação de T_p em N_{T_p} subdivisões de comprimento Δt . Cada célula tem então três valores representativos, sendo estes a altura da onda h_{s_i} , o período de pico da onda t_{p_j} e o número de ocorrências $n_{i,j}$ observadas dentro da faixa correspondente. A Figura 4.6 ilustra melhor essa divisão, apresentando esse diagrama de maneira planificada. Esta representação no presente caso é feita tanto para as ondas devido ao mar local quanto para aquelas de *swell*.

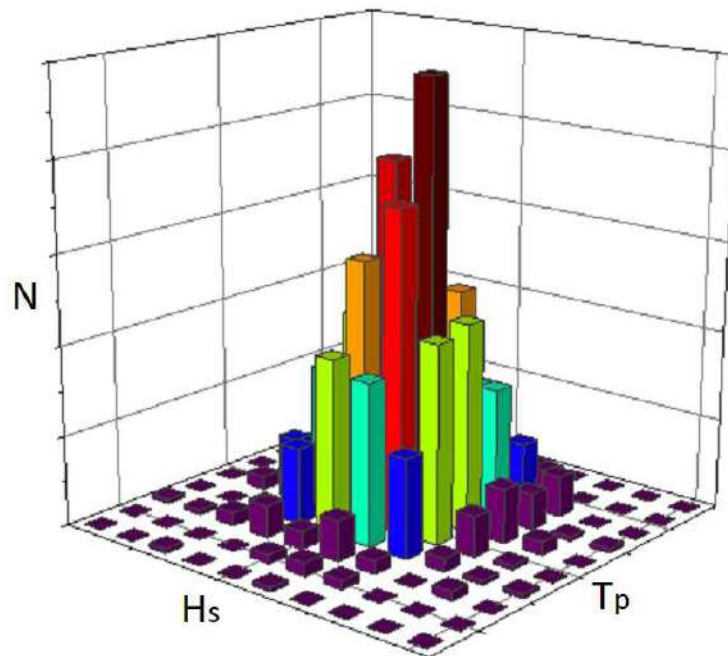


Figura 4.5 – Histograma de Dispersão de Onda.

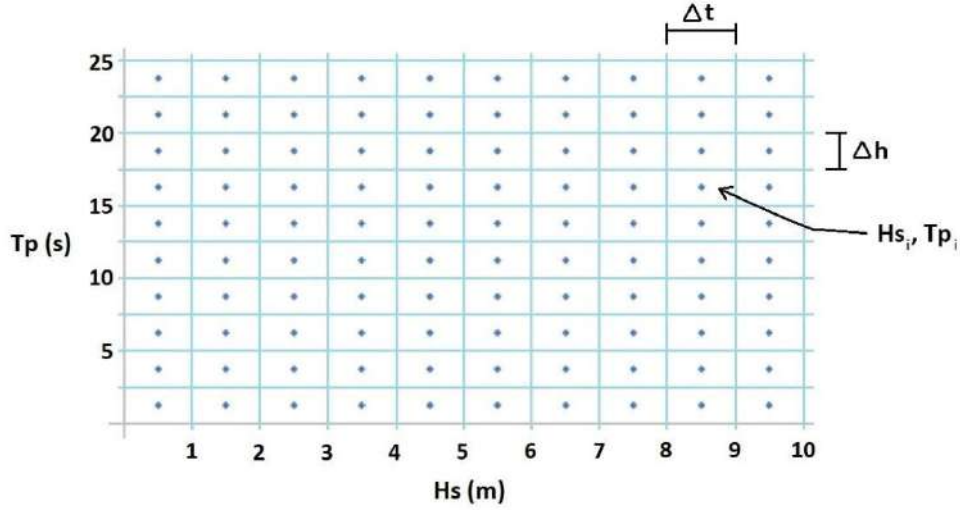


Figura 4.6 – Diagrama de Dispersão Planificado.

A partir disso, para uma combinação de ondas de mar local vindo da direção θ_1^i e ondas de *swell* vindo da direção θ_2^j , o dano de fadiga médio de curto-prazo pode ser expresso como uma soma ponderada dos danos obtidos para cada subdivisão, ou seja:

$$\bar{d}_{\theta_1^i, \theta_2^j} = \sum_{k=1}^{N_{Hs_1}} \sum_{l=1}^{N_{Tp_1}} \sum_{m=1}^{N_{Hs_2}} \sum_{n=1}^{N_{Tp_2}} d^{i,j}(h_1^k, t_1^l, h_2^m, t_2^n) \gamma_{k,l}^{\theta_1^i} \gamma_{m,n}^{\theta_2^j} \quad (4.13)$$

onde $d^{i,j}(h_1^k, t_1^l, h_2^m, t_2^n)$ é o dano de fadiga de curto-prazo para o conjunto de parâmetros ambientais $s = (h_1^k, t_1^l, h_2^m, t_2^n)$, $\gamma_{k,l}^{\theta_1^i}$ é a frequência relativa de ocorrência de cada intervalo de onda do mar local vindo da direção θ_1^i e centrado em $(H_s = h_1^k, T_p = t_1^l)$, e $\gamma_{m,n}^{\theta_2^j}$ é a frequência relativa de ocorrência de cada intervalo de onda de *swell* vindo da direção θ_2^j e centrado em $(H_s = h_2^m, T_p = t_2^n)$. Essas frequências relativas podem ser obtidas por:

$$\gamma_{k,l}^{\theta_1^i} = \frac{n_{k,l}}{N_{\theta_1^i}} = f_{H_s, T_p}^{\theta_1^i}(h_1^k, t_1^l) \Delta h_1 \Delta t_1 \quad (4.14)$$

$$\gamma_{m,n}^{\theta_2^j} = \frac{n_{m,n}}{N_{\theta_2^j}} = f_{H_s, T_p}^{\theta_2^j}(h_2^m, t_2^n) \Delta h_2 \Delta t_2$$

onde $n_{k,l}$ é o número total de ondas do mar local observadas na célula representada por $(H_s = h_1^k, T_p = t_1^l)$, $N_{\theta_1^i}$ é o número de ondas do mar local identificadas no banco de dados com direção de incidência θ_1^i , $f_{H_s, T_p}^{\theta_1^i}(h_1^k, t_1^l)$ é a distribuição conjunta de probabilidades de H_s e T_p do mar local vindo na direção θ_1^i , $n_{m,n}$ é o número total de ondas de *swell* observadas na célula representada por $(H_s = h_2^m, T_p = t_2^n)$, $N_{\theta_2^j}$ é o número de ondas de *swell* identificadas no banco de dados com direção de incidência θ_2^j e $f_{H_s, T_p}^{\theta_2^j}(h_2^m, t_2^n)$ é a correspondente distribuição conjunta de H_s e T_p para as ondas de *swell* vindas da direção θ_2^j . A definição destas distribuições conjuntas foi apresentada no Capítulo 3.

Assim, o dano anual pode ser calculado de acordo com a seguinte equação:

$$D_{1-y} = 2920 \sum_{i=1}^{N_{\theta_1}} \sum_{j=1}^{N_{\theta_2}} \bar{d}_{i,j} p_{\theta_1^i, \theta_2^j} \quad (4.15)$$

onde N_{θ_1} é o número de direções de incidência de onda do mar local consideradas, N_{θ_2} é o número de direções de incidência de onda de *swell* consideradas e $p_{\theta_1^i, \theta_2^j}$ é a frequência relativa observada de cada combinação de direções de incidência de mar local e *swell* (veja Capítulo 3).

Deve ser observado que o número de simulações numéricas necessárias para estimar a vida à fadiga é da ordem de $N_{Hs1} \times N_{Tp1} \times N_{Hs2} \times N_{Tp2}$ para cada combinação de direção de mar local com outra de *swell*. Porém, é facilmente notado que, mesmo para malhas de histograma muito grosseiras, como a da Figura 4.6 ($N_{Hs1} \times N_{Tp1} \times N_{Hs2} \times N_{Tp2} = 10$), o número total de simulações numéricas necessárias para resolver esta combinação de mar local com outra de *swell* é de 10000. Além disso, considerando casos reais onde o número total de combinações de ondas de mar local e *swell* é da ordem de 20-40, o custo computacional torna-se muito alto, tornando este procedimento numérico inviável. Por esse motivo, neste trabalho, este método foi utilizado apenas no exemplo teórico apresentado no Capítulo 5, pois neste exemplo as simulações computacionais são resolvidas rapidamente.

4.2.2 Métodos Eficientes para Estimativa de Fadiga

A busca por métodos mais eficientes para a análise de fadiga de estruturas marítimas tem desafiado vários pesquisadores nos últimos tempos. Low and Cheung [27], Monsalve-Giraldo et al. [28] e Monsalve-Giraldo et al. [6] investigaram os métodos da Perturbação e da Aproximação Assintótica. Monsalve-Giraldo et al. [6] investigaram o uso de uma equação exponencial paramétrica para caracterizar o dano à fadiga no espaço Hs-Tp e facilitar o cálculo do dano a fadiga. Monsalve-Giraldo et al. [6] também propuseram o uso do Método da Redução de Dimensão Univariada (UDRM), desenvolvido por Rahman and Xu [29], para resolver de forma mais eficiente o cálculo da fadiga de longo-prazo. Entretanto, observa-se que os métodos da Perturbação e da Aproximação Assintótica dependem de derivadas de ordem alta do dano de curto-prazo (maior que 2), derivadas estas que são difíceis de serem obtidas numericamente para estruturas reais, onde o dano é calculado por simulações no domínio do tempo. O método da Aproximação Assintótica tem mais um inconveniente, que é a sua aplicação individual para cada ponto da estrutura, i.e., para cada *hot spot* investigado podem ser necessárias análises estruturais de curto-prazo, que não são necessariamente utilizadas para outros pontos. No caso do uso de uma equação paramétrica [30], a forma da mesma não é conhecida a priori. Diferentemente desses métodos, o UDRM [6] não depende de derivadas e nem de equações paramétricas, sendo de aplicação mais direta. Por este motivo este método foi o escolhido para o desenvolvimento do presente trabalho e será descrito no Capítulo 5.

Deve-se ressaltar que todos os métodos mencionados acima usam algum tipo de aproximação e, até o presente momento, não há um procedimento que possa prever o erro de uma dada estimativa. Desta forma, no presente trabalho o erro relacionado as estimativas feitas com o UDRM foi avaliando utilizando a integração completa pelo diagrama de dispersão (quando possível) e através da Simulação Monte Carlo descrita a seguir.

4.2.3 Estimativa de Fadiga Utilizando a Simulação Monte Carlo

A Simulação Monte Carlo (ver, por exemplo, [31]) é utilizada como forma de obter estimativas numéricas para problemas envolvendo estimativas estocásticas nos

quais é inviável, ou mesmo impossível, obter uma solução analítica ou determinística. Este método numérico foi utilizado neste trabalho como forma de validação da metodologia estudada neste trabalho.

É interessante observar que fazendo-se as devidas substituições, tomando $\Delta h \rightarrow 0$ e $\Delta t \rightarrow 0$, e retirando-se os sub-índices i e j das direções do mar local e de *swell*, respectivamente, a Eq. (4.16) pode ser expressa como:

$$\bar{d}_{\theta_1, \theta_2} = \int_0^\infty \int_0^\infty \int_0^\infty \int_0^\infty d(h_1, t_1, h_2, t_2) f_{H_s, T_p}^{\theta_1}(h_1, t_1) f_{H_s, T_p}^{\theta_2}(h_2, t_2) dh_1 dt_1 dh_2 dt_2 \quad (4.16)$$

A equação acima expressa o dano médio à fadiga de curto-prazo para uma combinação de mar local com um mar de *swell* na forma de uma integral, que em Probabilidade e Estatística significa o valor médio ou esperado na função $d(h_1, t_1, h_2, t_2)$. Na forma discreta, esta média pode ser também simplesmente expressa por:

$$\bar{d}_{\theta_1, \theta_2} \approx \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N d_i = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N d(h_1^i, t_1^i, h_2^i, t_2^i) \quad (4.17)$$

onde N é o número total de valores discretos conhecidos de parâmetros ambientais do mar local e do *swell* $(h_1^i, t_1^i, h_2^i, t_2^i)$, e $d_i = d(h_1^i, t_1^i, h_2^i, t_2^i)$ é o dano de curto-prazo associado a cada um destes i 's, calculado a partir do conjunto de parâmetros de onda de mar local e de *swell* $(h_1^i, t_1^i, h_2^i, t_2^i)$. Esta estimativa parte da hipótese de que estes conjuntos simultâneos de dados $(h_1^i, t_1^i, h_2^i, t_2^i)$ são disponíveis.

A Simulação Monte Carlo é uma técnica numérica que gera artificialmente e aleatoriamente, a partir de $f_{H_s, T_p}^{\theta_1}(h_1, t_1)$ e $f_{H_s, T_p}^{\theta_2}(h_2, t_2)$, N conjuntos de pontos $(h_1^i, t_1^i, h_2^i, t_2^i)$, $i = 1, 2, \dots, N$, de forma que as expressões acima possam vir a ser estimadas. Obviamente, N também corresponde ao número de simulações numéricas necessárias para a estimativa do dano à fadiga.

Observa-se que se a probabilidade de ocorrência das combinações de mar local com *swell* também for inserida no processo de simulação, o dano médio de curto-prazo considerando todo o espaço aleatório (direções e intensidades) pode ser expresso por:

$$\bar{d} \approx \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N d_i = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N d(h_1^i, t_1^i, h_2^i, t_2^i) \quad (4.18)$$

onde N é o número total de simulações numéricas e $d_i = d(h_1^i, t_1^i, h_2^i, t_2^i)$ é o dano de curto-prazo associado à cada simulação i , onde também gera-se artificialmente uma direção de incidência para o mar local $\theta_1 = \theta_1^i$ e outra para o mar de *swell* $\theta_2 = \theta_2^i$ a partir da distribuição discreta de ocorrências p_{θ_1, θ_2} . Ou seja, inicialmente simula-se um par direções θ_1^i e θ_2^i e depois gera-se artificialmente, a partir das correspondentes distribuições conjuntas de H_S e T_p , os correspondentes valores (h_1^i, t_1^i) e (h_2^i, t_2^i) .

E para obter o dano anual, basta multiplicar a média do dano de fadiga de curto-prazo pelo número de estados de mar no período de um ano (2920 para períodos de curto-prazo de 3h):

$$D_{1-yr} = 2920\bar{d} \quad (4.19)$$

A precisão da estimativa do dano de fadiga através da Simulação Monte Carlo depende do número de simulações N . Uma maneira de verificar a precisão da estimativa, a partir da teoria estatística de inferência [31], é monitorar/observar o coeficiente de variação δ_d do dano estimado por fadiga de curto-prazo em função de N , que é dado por:

$$\delta_d(N) = \frac{s_d}{\bar{d}\sqrt{N}} \quad (4.20)$$

onde \bar{d} é o valor médio do dano de curto-prazo calculado com N amostras, definido pela Eq. (4.18), e s_d é o desvio padrão correspondente deste parâmetro, que é calculado como:

$$s_d = \left(\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (d_i - \bar{d})^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (4.21)$$

Este procedimento permite monitorar o número de simulações a serem realizadas para alcançar um nível desejado de precisão, ou seja, durante o processo de simulação, o coeficiente de variação pode ser estimado e o processo é interrompido assim que um valor máximo aceitável δ_{tol} for alcançado. Como será mostrado mais tarde, o número de simulações para esta abordagem baseada em MCS é da ordem de 3000 para o δ_{tol} ficar em torno de 5%.

5 MÉTODO DA REDUÇÃO DA DIMENSÃO UNIVARIADA

A resolução numérica da integral quádrupla expressa pela Eq. (4.16) por técnicas tradicionais é muito custosa do ponto de vista computacional, devido ao elevado número de pontos de integração (que significam simulações numéricas da estrutura em análise) requeridos. Entretanto, este formato de equação, que na prática é um valor esperado (ou média), é comumente encontrado em problemas de Mecânica Estocástica e, na literatura, existem algumas propostas de alternativas eficientes de solução. Um destes procedimentos é o Método da Redução de Dimensão Univariada (do inglês, *Univariate Dimension Reduction Method* - UDRM) proposto por Rahman e Xu [29] para resolver integrais estocásticas envolvendo expectativas de funções dependentes de um grande número de variáveis aleatórias. Nesta metodologia, a solução de uma integral N-dimensional é dada pela solução de N integrais unidimensionais. Monsalve-Giraldo et al. [6] aplicaram este procedimento para resolver o problema de fadiga para condições de mares unimodais. Aqui, o UDRM é expandido para tratar com a análise de fadiga quando as ações simultâneas de ondas de mar local e de *swell* são consideradas.

5.1 FORMULAÇÃO TEÓRICA DO UDRM

Conforme comentado anteriormente, a solução numérica da Eq. (4.16) não é uma tarefa fácil. Porém, por se tratar do cálculo do dano médio de curto-prazo, este é passível de ser resolvido pela abordagem proposta por Rahman e Xu [29]. Esta abordagem é feita num espaço de integração simétrico (veja Anexo A). Desta forma, no presente caso, é necessário primeiro transformar os domínios originais $H_s - T_p$ em um domínio de integração simétrico, que pode ser composto por variáveis independentes Normais padrão. Isso é obtido por meio da Transformação de Rosenblatt [32], fazendo a equivalência estatística correspondente de quatro variáveis Normais padrão (variáveis com distribuição Gaussiana de média zero e desvio padrão igual a unidade) U_1, \dots, U_4 com $H_{s_1}, T_{p_1}, H_{s_2}, T_{p_2}$, respectivamente. Matematicamente esta transformação é expressa por:

$$\begin{aligned}
u_1(h_1) &= \Phi^{-1}[F_{H_S}^{\theta_1}(h_1)] \\
u_2(t_1, h_1) &= \Phi^{-1}[F_{T_P|H_S}^{\theta_1}(t_1|h_1)] \\
u_3(h_2) &= \Phi^{-1}[F_{H_S}^{\theta_2}(h_2)] \\
u_4(t_2, h_2) &= \Phi^{-1}[F_{T_P|H_S}^{\theta_2}(t_2|h_2)]
\end{aligned} \tag{5.1}$$

onde $\Phi(.)$ corresponde à função cumulativa de probabilidades de uma variável Gaussiana padrão, $\Phi^{-1}(.)$ à sua inversa, e $F_{H_S}^{\theta_1}(h_1)$, $F_{T_P|H_S}^{\theta_1}(t_1|h_1)$, $F_{H_S}^{\theta_2}(h_2)$ e $F_{T_P|H_S}^{\theta_2}(t_2|h_2)$ são as funções cumulativas das distribuições de probabilidade conjuntas dos parâmetros do mar local e de *swell*, respectivamente, apresentadas nas Eqs. (3.3) e (3.9). Assim, devido à independência estatística garantida pela Transformada de Rosenblatt, a distribuição de probabilidade conjunta de todas U_i pode ser descrita por:

$$f_{U_1, U_2, U_3, U_4}(u_1, u_2, u_3, u_4) = \phi(u_1)\phi(u_2)\phi(u_3)\phi(u_4) \tag{5.2}$$

onde $\phi(.)$ é a função de distribuição de probabilidade de uma distribuição Gaussiana padrão, expressa por:

$$\phi(u) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{u^2}{2}\right) \tag{5.3}$$

E, de acordo com as seguintes mudanças de domínio de integração:

$$f_{H_S, T_P}^{\theta_1}(h_1, t_1) = \phi(u_1) \cdot \phi(u_2) \cdot \frac{du_1}{dh_1} \cdot \frac{du_2}{dt_1} \tag{5.4}$$

$$f_{H_S, T_P}^{\theta_2}(h_2, t_2) = \phi(u_3) \cdot \phi(u_4) \cdot \frac{du_3}{dh_2} \cdot \frac{du_4}{dt_2} \tag{5.5}$$

$$d'(u_1, u_2, u_3, u_4) = d(hs_1(u_1), tp_1(u_1, u_2), hs_2(u_3), tp_2(u_3, u_4)) \quad (5.6)$$

pode-se reescrever a Eq. (4.16) conforme a equação:

$$\bar{d}_{\theta_1, \theta_2} = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} d'(u_1, u_2, u_3, u_4) \phi(u_1) \phi(u_2) \phi(u_3) \phi(u_4) du_1 du_2 du_3 du_4 \quad (5.7)$$

onde $d'(u_1, u_2, u_3, u_4)$ é o dano de curto-prazo calculado com os parâmetros ambientais de mar local e de *swell* correspondentes (h_1, t_1) e (h_2, t_2) associados a (u_1, u_2) e (u_3, u_4) , estabelecidos pela inverso da Transformação de Rosenblatt. Embora ambas as Eqs. (4.16) e (5.7) sejam integrais de 4 dimensões, a Eq. (5.7) tem como diferencial o fato de possuir um domínio de integração simétrico com relação à origem. Por esta razão, o procedimento de aproximação de decomposição aditiva (veja Anexo A) proposto por Rahman e Xu [29] pode ser aplicado, o qual pode ser descrito pela seguinte expressão:

$$\begin{aligned} d'(u_1, \dots, u_m) &= d'(u_1, 0, \dots, 0) + d'(0, u_2, \dots, 0) + \dots + d'(0, 0, \dots, u_m) \\ &\quad - (m-1) \cdot d'(0, 0, \dots, 0) \end{aligned} \quad (5.8)$$

onde m é ordem da integral original (no presente caso $m = 4$).

Substituindo a aproximação matemática apresentada acima na Eq. (5.7) e, lembrando que $\int_{-\infty}^{\infty} \phi(x) dx = 1$, obtém-se:

$$\begin{aligned} \bar{d}_{\theta_1, \theta_2} &= \int_{-\infty}^{\infty} d'(u_1, 0, 0, 0) \phi(u_1) du_1 + \int_{-\infty}^{\infty} d'(0, u_2, 0, 0) \phi(u_2) du_2 \\ &\quad + \int_{-\infty}^{\infty} d'(0, 0, u_3, 0) \phi(u_3) du_3 + \int_{-\infty}^{\infty} d'(0, 0, 0, u_4) \phi(u_4) du_4 - 3d'(0, 0, 0, 0) \end{aligned} \quad (5.9)$$

Desta forma, a solução requer a avaliação de quatro integrais unidimensionais, que podem ser resolvidas por qualquer técnica de quadratura numérica, ao invés de uma integral quádrupla. Considerando que são integrais impróprias na forma exponencial, a técnica de integração numérica da quadratura de Gauss-Hermite (conforme, por

exemplo, [33]) parece ser muito apropriada. Neste método, uma integral é aproximada por um somatório representado por:

$$\int_{-\infty}^{\infty} f(u) \cdot e^{-u^2} du = \sum_{i=1}^n w_i \cdot f(u_i) \quad (5.10)$$

onde n é o número de pontos de integração, u_i são as coordenadas dos pontos de integração, w é o peso atribuído a cada ponto e $f(u_i)$ é o valor da função $f(\cdot)$ avaliada no ponto u_i . Os u_i 's e w_i 's associados a n pontos de integração podem ser encontrados em livros de cálculo numérico (por exemplo, [33]) ou em bibliotecas de rotinas *opensource*, encontradas em programas como o Python. Particularmente para o presente problema é conveniente escolher um número ímpar de pontos de integração, porque o ponto de origem, associado a $d'(0,0,0,0)$, será necessário no cálculo dos 5 termos da Eq. (5.9). Na verdade, o número total de avaliações de fadiga de curto-prazo, ou seja, o número total de simulações numéricas do sistema estrutural, para cada combinação (θ_1, θ_2) de ondas de mar local e de *swell*, é $4(n - 1) + 1 = 4n - 3$. A Tabela 5.1 apresenta um exemplo de coordenadas e pesos para 7 pontos de integração por Gauss-Hermite.

u_i	w_i
2,652	0,00097
1,674	0,05452
0,816	0,42561
0	0,81026
-0,816	0,42561
-1,674	0,05452
-2,652	0,00097

Tabela 5.1 – Coordenadas e pesos para 7 pontos de integração por Gauss-Hermite [33].

Como forma de avaliar o desempenho do uso do UDRM para problemas de fadiga considerando a ação simultânea de ondas de mar local e de *swell*, neste trabalho foram realizados alguns estudos de caso. Inicialmente foi desenvolvido um estudo que trata de

uma análise simplificada de fadiga realizada no domínio da frequência, usando um RAO (*Response Amplitude Operator*) teórico para calcular o espectro de resposta de tensões, com o objetivo principal de identificar o número mínimo de pontos de integração necessários neste tipo de problema. Os resultados deste caso serão apresentados na próxima seção deste capítulo. Na sequência, visando o principal objetivo deste trabalho, o foco foi direcionado para a análise de fadiga das cabeças de poços de petróleo durante a etapa de perfuração. Dois exemplos reais com características diferentes foram analisados, sendo os resultados destes casos apresentados no Capítulo 6.

5.2 TESTES INICIAIS COM RAOs TEÓRICOS

O exemplo teórico se baseia na metodologia de análise de fadiga no domínio da frequência, discutida na seção 4.1.2. Para este teste operacional foi utilizado um RAO de tensões teórico, idealizado como:

$$RAO_{\sigma}(w) = \frac{1}{\sqrt{\left(1 - \left(\frac{w}{w_n}\right)^2\right)^2 + \left(2\xi \frac{w}{w_n}\right)^2}} \quad (5.11)$$

onde ξ e w_n são a taxa de amortecimento e a frequência natural do sistema, respectivamente.

Neste estudo de caso, implementado em Mathcad [34], foram feitas diversas análises de fadiga variando os parâmetros ξ e w_n do RAO, bem como o número de pontos de integração e a inclinação da curva S-N, com o objetivo de avaliar o desempenho do UDRM nestas diversas circunstâncias. Os parâmetros arbitrados para o modelo são: amortecimento estrutural $\xi = 0.05$ e 0.10 e frequência natural $w_n = 0.5, 1.0, 1.5, 2.0$ e ∞ (rad/s), sendo que as frequências foram selecionadas visando cobrir as faixas de T_P onde os danos de fadiga tendem a ser maiores, por conta da maior quantidade de ocorrências ($T_P \leq 12.5s$). O número de pontos de integração usados na quadratura de Gauss-Hermite foram 3, 5, 7, 9, 11 e 13, e os parâmetros da curva S-N foram $m = 3$ e 5 .

Os resultados foram avaliados para todas as combinações de direções de mar local e *swell* definidas no Capítulo 3. Os espectros de mar tanto para as ondas de mar local quanto de *swell* foram representados pelo espectro Pierson-Moskovitz modificado (como citado por [13]). Para verificar os resultados do UDRM, o dano foi calculado usando o método do diagrama de dispersão discretizando a altura de onda H_s de 0 a 10 m e o período de pico T_p de 0 a 25 s, com um número de subdivisões $N_{Hs} = N_{Tp} = 40$ para todas as distribuições conjuntas utilizadas. Para realizar este procedimento, 76.800.000 cruzamentos de RAO com espectros de mar foram necessários para cada configuração de amortecimento, frequência natural e inclinação da curva S-N investigada. Na realidade, este seria o número de análises estruturais necessárias para este procedimento (diagrama de dispersão) para qualquer tipo de estrutura em análise, se fosse mantida a mesma discretização.

Os resultados dos danos obtidos pelo UDRM são normalizados em relação aos obtidos pela integração completa através do Método do Diagrama de Dispersão. Por este motivo, o parâmetro K da curva S-N torna-se irrelevante. Os resultados apresentados na Figura 5.1 correspondem aos parâmetros $m = 3$ e $\xi = 0.05$, na Figura 5.2 correspondem aos parâmetros $m = 3$ e $\xi = 0.10$ e na Figura 5.3 correspondem aos parâmetros $m = 5$ e $\xi = 0.05$.

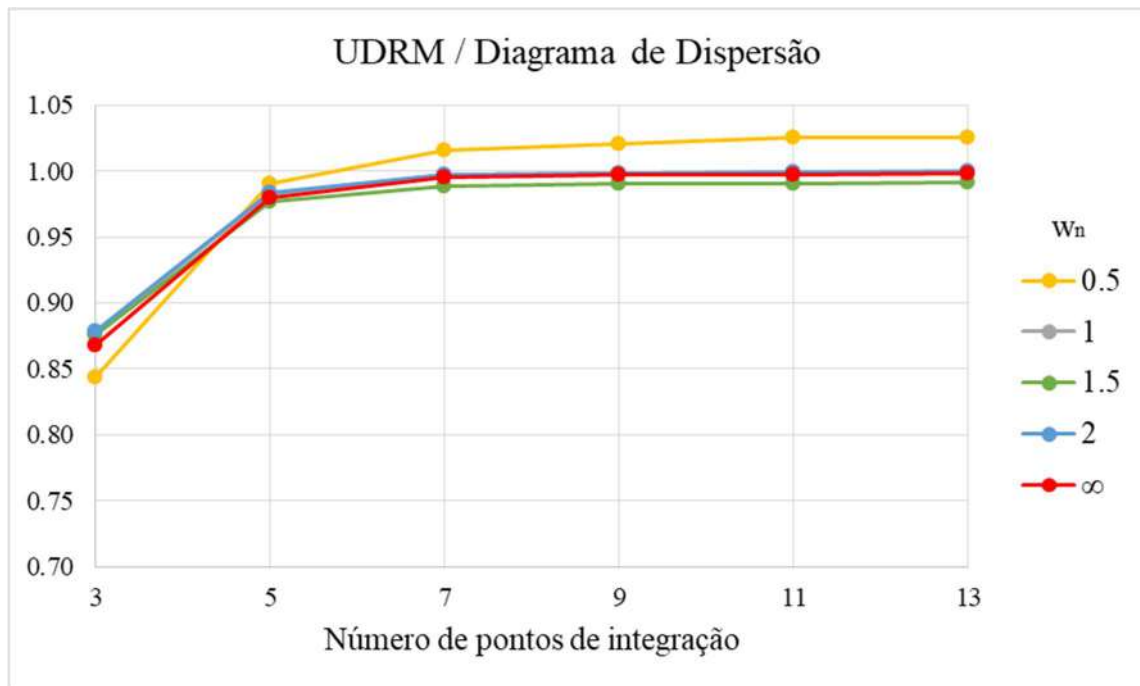


Figura 5.1 – Comparação UDRM x Diagrama de Dispersão ($m = 3$ and $\xi = 0.05$).

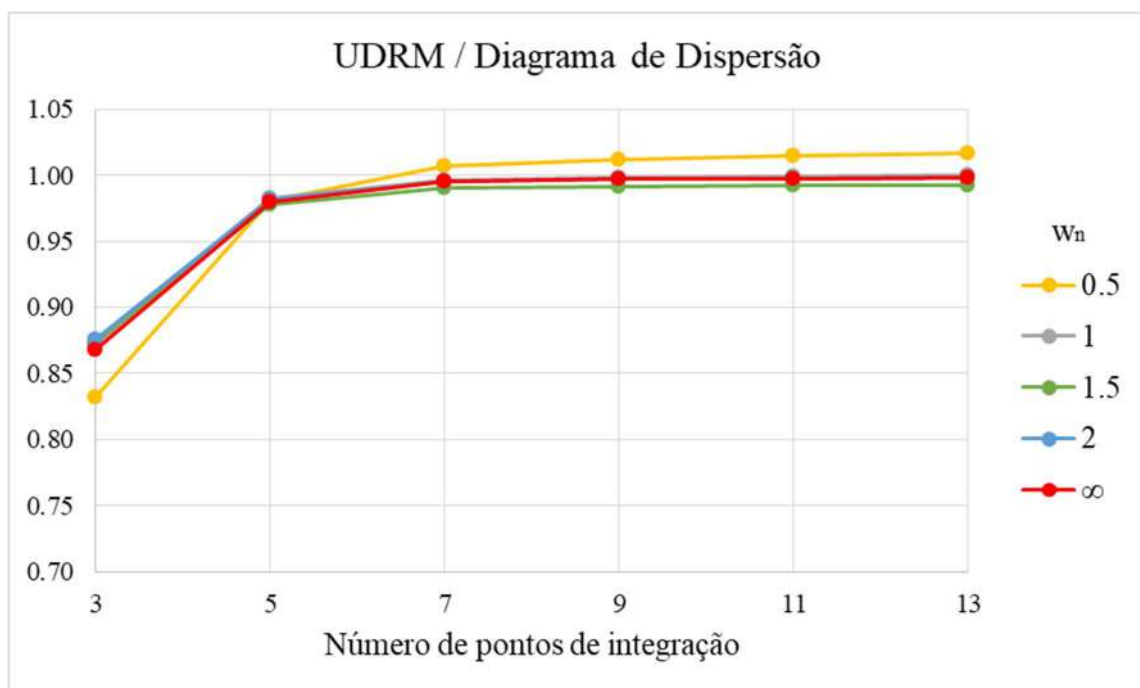
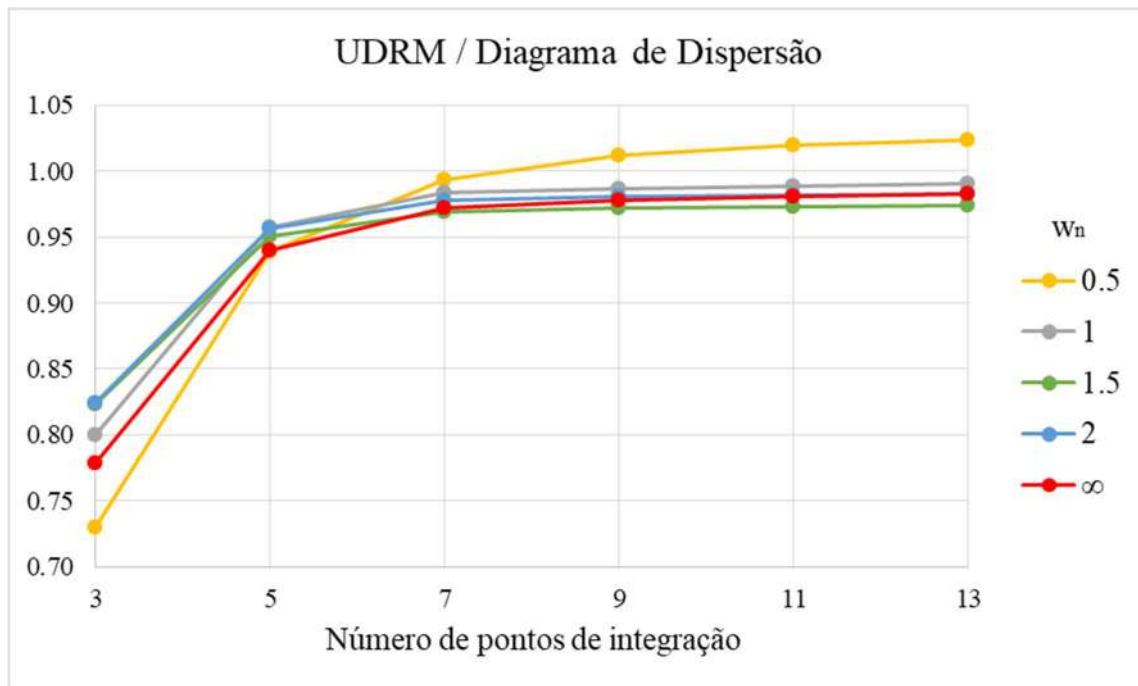


Figura 5.2 – Comparação UDRM x Diagrama de Dispersão ($m = 3$ and $\xi = 0.10$).



*Figura 5.3 – Comparação UDRM x Diagrama de Dispersão
($m = 5$ and $\xi = 0.05$).*

A partir desses resultados pode-se concluir que, para este modelo simplificado, independentemente da frequência natural, taxa de amortecimento e inclinação da curva S-N, os resultados estabilizam com 9 pontos de integração, também podendo ser possível usar apenas 7. Além disso, para este modelo, a taxa de amortecimento parece não ter impacto significativo, mas o parâmetro m da curva S-N acrescenta certa instabilidade aos resultados, pois amplifica as pequenas diferenças que surgem nas tensões atuantes. Deve-se notar mais uma vez que o número de análises exigidas pela UDRM é insignificante em comparação com a integração completa pelo Diagrama de Dispersão.

6 ANÁLISE DE FADIGA DA CABEÇA DE POÇO DURANTE A ETAPA DE PERFURAÇÃO

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos com o método UDRM na avaliação de fadiga de componentes estruturais de cabeças de poços. Nestes exemplos foi considerada a ação simultânea de ondas devidas ao mar local e ondas de *swell* durante a fase de perfuração de dois poços de petróleo em lâminas d'água distintas, com unidades flutuantes de perfuração distintas. Os resultados e a eficiência computacional do UDRM são validados e comparados com relação à técnica baseada na Simulação de Monte Carlo.

6.1 DESCRIÇÃO DOS MODELOS E CONDIÇÕES ASSUMIDAS

Os casos de estudo deste capítulo abrangem a avaliação de danos por fadiga de duas estruturas de cabeça de poço distintas. Eles estão associados aos processos de perfuração de dois poços localizados na costa do Brasil. O primeiro é um poço localizado numa lâmina d'água de aproximadamente 2.000m, identificado como poço ultra profundo, cujo riser de perfuração está conectado a uma unidade flutuante do tipo navio sonda, a qual é ilustrada na Figura 6.1. O segundo corresponde a um poço numa lâmina d'água de 950m, identificado como poço profundo, perfurado usando uma unidade flutuante semissubmersível, como pode ser visto na Figura 6.2. Embora em locais distintas, para fins deste trabalho, as mesmas condições ambientais (definidas no Capítulo 3) foram assumidas para as duas localidades.



Figura 6.1 – Navio sonda [9].



Figura 6.2 – Semissubmersível de perfuração [9].

A estratégia adotada neste trabalho para avaliação dos danos de fadiga para os dois exemplos selecionados consiste em construir modelos completos das estruturas envolvidas no processo de perfuração, executar análises dinâmicas globais no domínio do tempo e, finalmente, computar os danos acumulados nas regiões de interesse. Para tanto, foram utilizados os programas ANFLEX [14] (para os dois primeiros passos) e POSFAL [36] (para o último passo).

Conforme mencionado no Capítulo 2, os modelos numéricos completos das estruturas envolvidas no processo de perfuração consistem na representação das unidades de perfuração e na modelagem dos sistemas de tensionadores / juntas telescópicas, *risers* de perfuração, sistemas de fundo (incluindo BOPs e LMRPs), cabeças de poço e, finalmente, condutores e revestimentos. Durante o processo de perfuração, após a descida do revestimento de superfície, outros revestimentos são instalados. Neste trabalho, entretanto, optou-se por representar apenas os revestimentos de superfície nos modelos, visto que os tubos instalados em fases posteriores da perfuração ficam sujeitos a cargas dinâmicas por menos tempo, e tendem a contribuir menos para as rigidezes das estruturas localizadas abaixo do *mudline* (nível do solo marinho).

O programa ANFLEX [14] utiliza tubos, discretizados através de elementos de viga tridimensionais não-lineares, para representar os *risers* de perfuração, os sistemas de fundo, os condutores e os revestimentos de superfície. Desta forma, os BOPs e LMRPs, que são estruturas de geometrias bastante complexas, foram modelados através de tubos equivalentes, de rigidez muito elevada. Já os tensionadores, as juntas flexíveis de topo e de fundo, os contatos entre condutor e revestimento, além da interação entre o solo e os condutores, foram modelados através de molas não-lineares.

A Figura 6.3 e a Figura 6.4 apresentam visões gerais dos sistemas de fundo para os dois exemplos, ao passo que a Figura 6.5 e a Figura 6.6 apresentam visões mais detalhadas das estruturas das cabeças de poços.

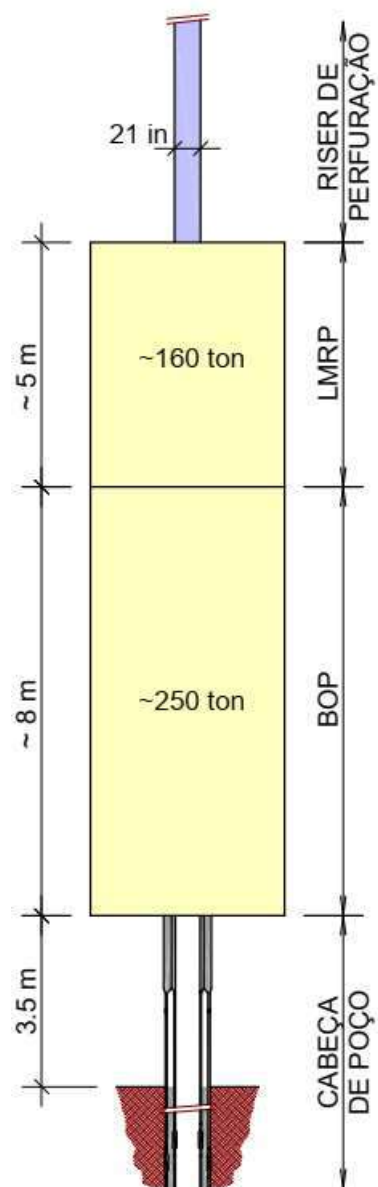


Figura 6.3 – Visão geral do sistema de fundo – poço ultra profundo.

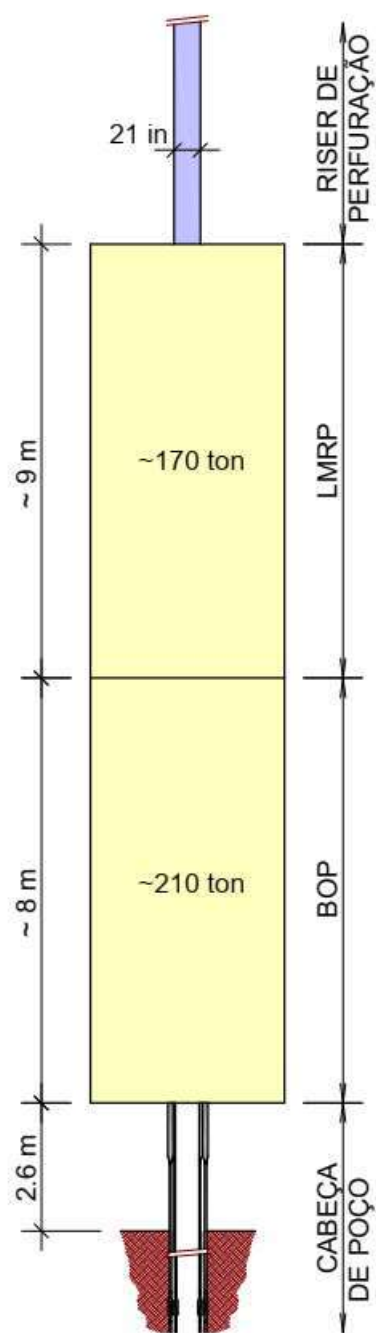


Figura 6.4 – Visão geral do sistema de fundo – poço profundo.

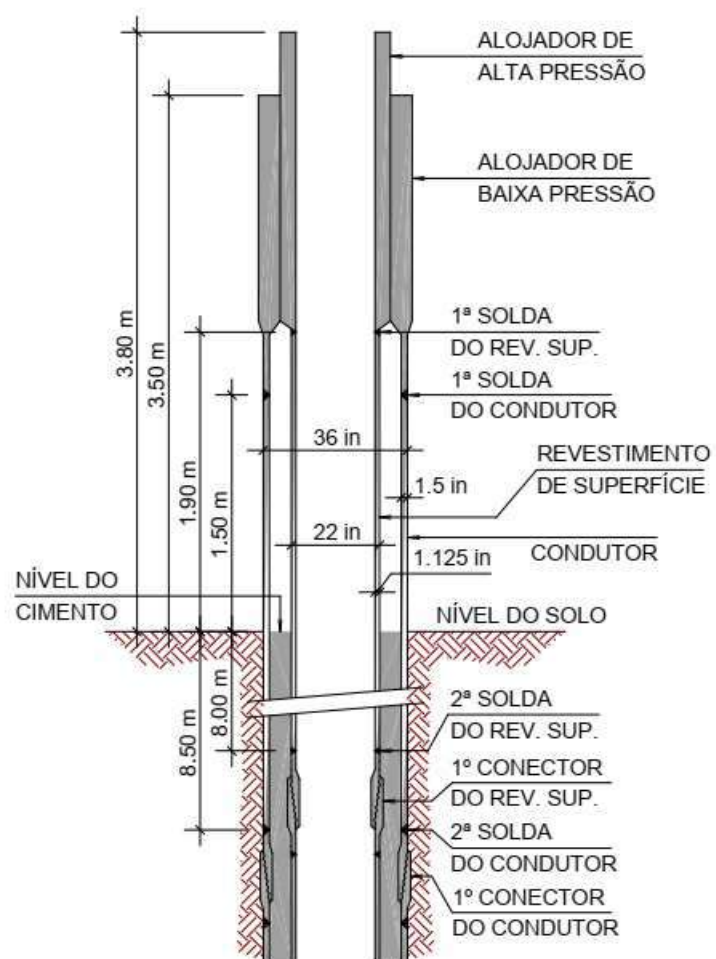


Figura 6.5 – Características da cabeça de poço – poço ultra profundo.

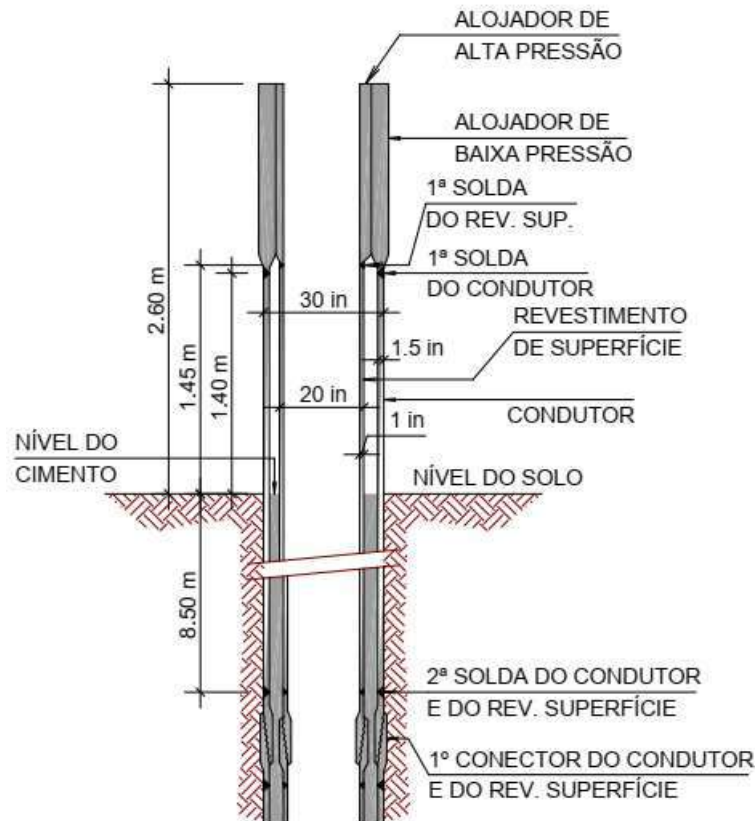


Figura 6.6 – Características da cabeça de poço – poço profundo.

No exemplo do poço profundo, o condutor é composto por um tubo de 100m de comprimento, ao passo que no exemplo do poço ultra profundo o condutor tem comprimento de 50m. Já os revestimentos de superfície possuem comprimentos maiores; para reduzir os tamanhos dos modelos, entretanto, ambos os revestimentos foram modelados como tubos de 100m de comprimento. Para compatibilizar as condições de contorno nos nós que representam os pontos de truncamento dos revestimentos, foram aplicadas cargas concentradas, de modo a representar os pesos dos trechos retirados, além de molas lineares, para representar as rigidezes.

Os contatos entre os condutores e os revestimentos de superfície consideraram o nível de cimento entre os tubos. Neste estudo, foi assumido que o cimento preenche todo o espaço até o nível do solo. A modelagem de contato para esta interface através de molas de rigidez radial elevada e rigidez axial nula (sendo o eixo axial coincidente com a vertical) permitiu que os tubos tivessem movimentos desacoplados axialmente, e solidários na direção radial.

A interação solo-estrutura foi avaliada horizontalmente por meio de curvas P-Y, com o modelo de melhor ajuste de Zakeri [34], e verticalmente por meio de curvas T-Z [8]. Para gerar as propriedades das molas, o solo foi suposto de camada única, de peso específico 5 kN/m^3 para o poço profundo e 10 kN/m^3 para o poço ultra profundo. As curvas de resistência do solo foram supostas lineares, com coeficiente angular de $1,35 \text{ kN/m}^3$ e coeficiente linear nulo.

Os *risers* de perfuração foram considerados como tubos de 21” de diâmetro externo, com flutuação variada ao longo da profundidade, e as lamas de perfuração possuem pesos específicos de 12,5 ppg para o exemplo do poço ultra profundo, e 9,7 ppg para o poço profundo.

Os sistemas tensionadores conectados às unidades de perfuração foram modelados através do uso de sistemas de molas não lineares. Os movimentos das unidades de perfuração foram simulados a partir de funções de transferência de primeira ordem (RAOs), e foram impostos aos modelos como movimentos prescritos no topo do sistema de conexão. As funções que definem as rigidezes dos tensionadores foram ajustadas de modo a garantir que as trações entre os LMRPs e os BOPs fossem de 100 kips. Este valor de tração tem como objetivo garantir que, no caso de desconexão dos *risers* de perfuração, os LMRPs se afastem dos BOPs. Desta forma, considerando as unidades de perfuração em suas posições médias e os *risers* sem a ação de ondas e correntes, a tração no topo do *riser* perfurando o poço ultra profundo é de 5300 kN, e no caso do poço profundo, 4300 kN.

Para cada condição ambiental $\mathbf{s} = (h_1, t_1, \theta_1, h_2, t_2, \theta_2)$ requerida na análise de fadiga, uma simulação no domínio do tempo foi realizada impondo um deslocamento fixo de 1% da lâmina d’água na direção de propagação das ondas de mar local θ_1 . O aproamento da unidade flutuante foi considerado alinhado à direção de incidência das ondas de mar local θ_1 , mesmo que a onda de *swell* tivesse maior magnitude. Nestas análises, tanto para as ondas devido ao mar local quanto as de *swell*, foi assumido o espectro JONSWAP [26] como o modelo representativo das elevações da superfície do mar. As simulações foram de 4000 s de duração (400 s de *cutoff* e 3600s de resposta útil) para cada condição ambiental. Os tempos de CPU de cada análise foram de

aproximadamente 30 min para o poço profundo e 50 min para o ultra profundo, em um processador semelhante a um Intel Core i7 com 32 GB de memória RAM.

O dano por fadiga de curto-prazo $d_i = d(s_i)$ foi estimado com a ajuda do programa POSFAL [36], que transforma as séries temporais de esforços axiais e de momentos fletores do ANFLEX em séries temporais de tensões em 16 pontos da seção transversal de cada junta selecionada para análise, sendo 8 pontos na parede externa e 8 na parede interna, defasados de 45° (Figura 6.7). Essas séries temporais de tensões são a entrada de um algoritmo Rainflow disponível no POSFAL usado para identificar os ciclos de tensão e, em seguida, calcular o dano de fadiga final de acordo com a regra de Miner, usando a curva S-N designada para a junta. Deve-se ressaltar que os condutores e revestimentos foram analisados separadamente, ou seja, para uma mesma cota z medida a partir do *mudline* foram analisadas duas juntas (uma do condutor, outra do revestimento).

As curvas S-N D e E da DNVGL [22] foram adotadas nas análises para ligações soldadas, sendo D para os pontos das paredes externas (onde se consegue um melhor acabamento de solda) e E para as paredes internas (onde é mais difícil o acesso), com SCF (*Stress Concentration Factor*) de 1.3. Para os conectores, a curva S-N B1 da DNVGL [22] foi adotada, com SCF de 3.5. Ambos SCFs foram arbitrados. Já no material base, ou seja, o que não é uma junta soldada ou um conector, foi adotada a curva B1 da DNVGL [22], sem consideração de SCF nesse caso.

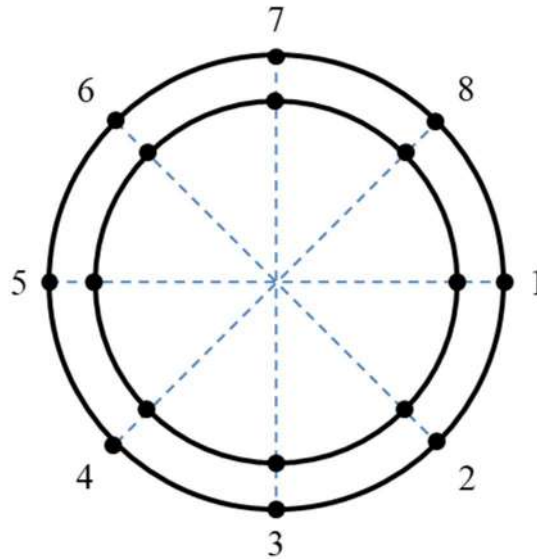


Figura 6.7 – Pontos da seção transversal dos tubos para análise de fadiga.

Pode-se observar, através da Figura 6.5 e da Figura 6.6, que as estruturas possuem duas soldas acima do nível do solo, que ligam os condutores aos alojadores de baixa pressão, e os revestimentos de superfície aos alojadores de alta pressão. Tanto os condutores como os revestimentos de superfície foram considerados compostos por sequências de tubos com 10m de comprimento cada. Por isso, a cada 10 m de tubo, tanto nos condutores como nos revestimentos de superfície, existem conectores rosqueados, que são soldados a cada uma das extremidades que se ligam (Figura 6.5 e Figura 6.6). Assim, as juntas que representam ligações entre tubos foram analisadas de duas formas: como juntas soldadas ou como juntas rosqueadas. Devido à discretização das malhas de elementos finitos, ambas juntas foram consideradas no mesmo nível.

A Tabela 6.1 e a Tabela 6.2 trazem um resumo de onde essas juntas estão localizadas, além de qual SCF e curva S-N foram adotadas, para os modelos de poço ultra profundo e profundo, respectivamente, onde “z” representa o nível relacionado ao nível do solo ($z = 0$), sendo que para cima do solo z é positivo e, para baixo, negativo. Conforme já comentado, as indicações de curvas D e E para análise de uma mesma junta significa que a parede externa do tubo foi analisada com curva D, ao passo que a parede interna foi analisada com curva E.

	Junta	z (m)	Curva S-N da DNVGL	SCF
Revestimento de Superfície	1ª solda	1.90	D e E	1.3
	2ª solda	-8.00	D e E	1.3
	1º conector	-8.00	B1	3.5
Condutor	1ª solda	1.50	D e E	1.3
	2ª solda	-8.50	D e E	1.3
	1º conector	-8.50	B1	3.5

Tabela 6.1 – Dados das juntas soldadas e rosqueadas para o poço ultra profundo.

	Junta	z (m)	Curva S-N da DNVGL	SCF
Revestimento de Superfície	1ª solda	1.40	D e E	1.3
	2ª solda	-8.50	D e E	1.3
	1º conector	-8.50	B1	3.5
Condutor	1ª solda	1.45	D e E	1.3
	2ª solda	-8.50	D e E	1.3
	1º conector	-8.50	B1	3.5

Tabela 6.2 – Dados das juntas soldadas e rosqueadas para o poço profundo.

6.2 RESULTADOS

A Tabela 6.3 e a Tabela 6.4 mostram os resultados dos danos por fadiga obtidos por UDRM para o poço ultra profundo e para o poço profundo, respectivamente, variando o número de pontos de integração na quadratura de Gauss-Hermite. Nessas tabelas, os resultados apresentados são os danos críticos, entre os 16 pontos analisados, para cada junta soldada / rosqueada dos dois *risers*. Conforme mostrado a partir da Figura 6.10 mais adiante, as juntas soldadas e rosqueadas dos condutores e revestimentos de superfície apresentam danos significativamente maiores do que os obtidos para os trechos de material base.

Os resultados apresentados foram normalizados em relação aos obtidos com 11 pontos de integração. Estas tabelas também mostram o número de análises estruturais necessárias para cada caso para processar as 29 combinações de mar local e *swell* descritas no Capítulo 3, além de apresentar o tempo médio de simulação computacional, em dias. Como pode ser visto, 9 pontos de integração são de fato suficientes, mas ao usar 7 pontos de integração os resultados obtidos não ficam muito distantes daqueles obtidos com 11 pontos de integração (diferenças máximas de 7%). Para uma avaliação mais rápida da fadiga, mesmo os resultados obtidos com 5 pontos de integração podem ser úteis.

Número de pontos de integração		5	7	9	11
Número de simulações computacionais		493	725	957	1189
Tempo médio de simulação (em dias)		3.9	5.7	7.5	9.3
Revestimento de Superfície	1ª solda	1.13	1.07	0.97	1
	2ª solda	1.16	1.07	0.98	1
	1º conector	1.14	1.07	0.97	1
Condutor	1ª solda	1.06	1.02	1.02	1
	2ª solda	1.12	1.07	1.01	1
	1º conector	1.13	1.07	1.00	1

Tabela 6.3 – Resultados dos danos à fadiga do UDRM em função do número de pontos de integração normalizados pelo dano obtido com 11 pontos para o poço ultra profundo.

Número de pontos de integração		5	7	9	11
Número de simulações computacionais		493	725	957	1189
Tempo médio de simulação (em dias)		2.1	3.1	4.2	5.2
Revestimento de Superfície	1ª solda	0.97	1.00	1.00	1
	2ª solda	0.99	1.00	1.00	1
	1º conector	0.98	0.99	1.00	1
Condutor	1ª solda	0.97	0.99	0.99	1
	2ª solda	0.97	0.99	0.99	1
	1º conector	0.97	0.99	0.99	1

Tabela 6.4 – Resultados dos danos à fadiga do UDRM em função do número de pontos de integração normalizados pelo dano obtido com 11 pontos para o poço profundo.

A Figura 6.8 e a Figura 6.9 mostram o comportamento dos danos por fadiga estimados pela técnica Simulação Monte Carlo (MCS) para a 1ª solda do condutor para o poço ultra profundo e profundo, respectivamente, analisados considerando 3.000 amostras, ou seja, simulações numéricas. O intervalo de confiança de 95% dos resultados também é apresentado nestas figuras. Os CoVs (coeficientes de variação - δ) dos resultados estimados para 3.000 amostras são mostrados na Tabela 6.5 e na Tabela 6.6 para os poços ultra profundo e profundo, respectivamente. Pode-se observar que, considerando todos os pontos críticos investigados neste trabalho, 3000 simulações numéricas são quase que suficientes para obter um CoV (δ) de 5% no dano por fadiga estimado pela abordagem baseada em MCS. Os danos por fadiga obtidos pelo UDRM, normalizados pelos resultados obtidos usando 3000 amostras usando abordagem baseada em MCS, também estão incluídos na Figura 6.8 e na Figura 6.9.

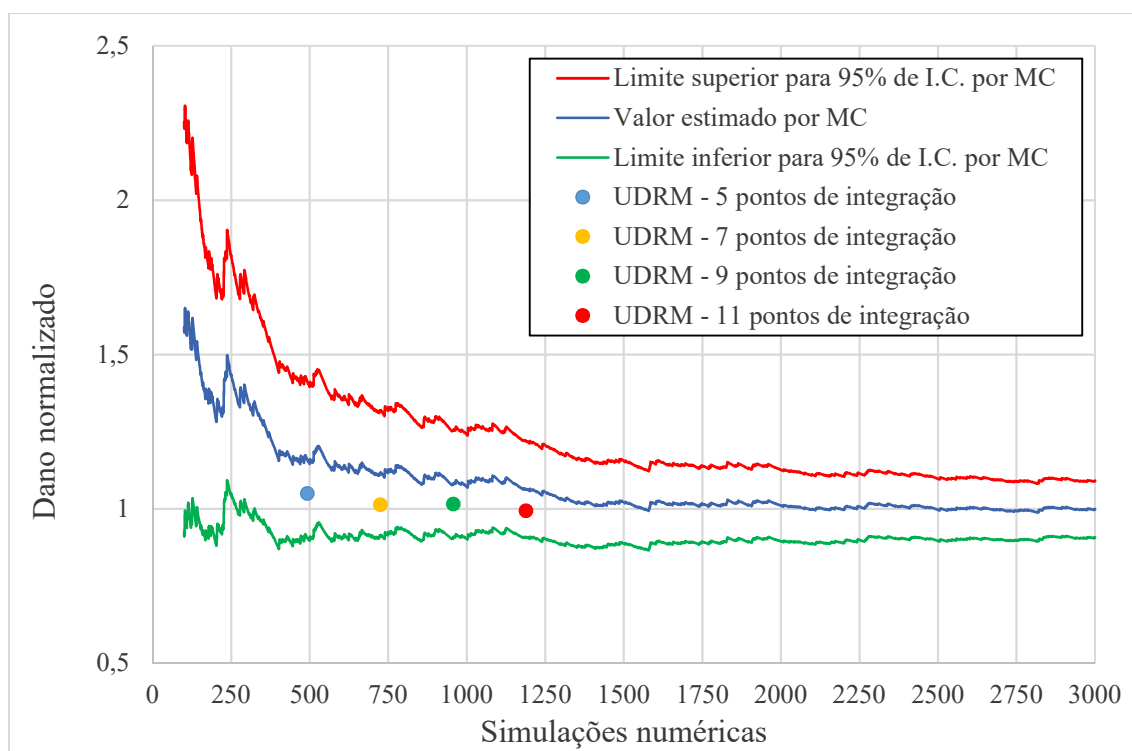


Figura 6.8 – Dano à fadiga estimado por Simulação Monte Carlo para a 1ª solda do Condutor (poço ultra profundo).

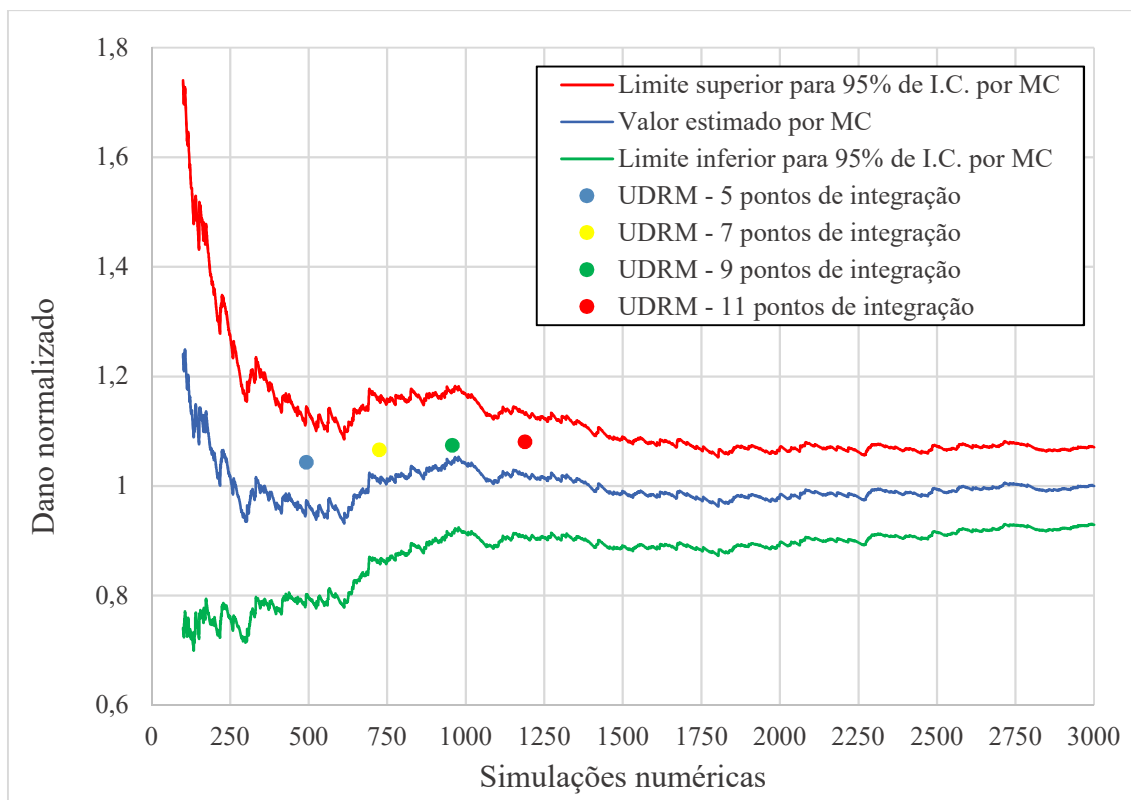


Figura 6.9 – Dano à fadiga estimado por Simulação Monte Carlo para a 1ª solda do Condutor (poço profundo).

CoV para 3000 simulações por Monte Carlo		
Revestimento de Superfície	1ª solda	4.85%
	2ª solda	5.13%
	1º conector	5.14%
Condutor	1ª solda	4.67%
	2ª solda	4.62%
	1º conector	4.62%

Tabela 6.5 – Coeficientes de variação (CoVs) para a abordagem pela Simulação Monte Carlo usando 3000 amostras (poço ultra profundo).

CoV para 3000 simulações por Monte Carlo		
Revestimento de Superfície	1ª solda	4.06%
	2ª solda	3.91%
	1º conector	3.74%
Condutor	1ª solda	3.61%
	2ª solda	3.15%
	1º conector	3.40%

Tabela 6.6 – Coeficiente de variação (CoVs) para a abordagem pela Simulação Monte Carlo usando 3000 amostras (poço profundo).

Verificando-se, então, que o número de simulações numéricas para a Simulação Monte Carlo foi suficiente para satisfazer as condições preestabelecidas ($\delta \cong 5\%$), partiu-se para a comparação entre as duas metodologias. A Figura 6.10 e a Figura 6.11 apresentam os resultados de vida à fadiga para o poço ultra profundo para o revestimento de superfície e para o condutor, respectivamente, enquanto que a Figura 6.12 e a Figura 6.13 mostram os mesmos resultados, mas para o poço profundo. Em ambos os casos, os resultados estão normalizados pela vida útil obtida pela Simulação Monte Carlo na junta que apresentou a menor vida útil, que foi o 1º conector do condutor. Além disso, em todas as figuras estão sendo comparados os resultados com 11 pontos de integração com os resultados obtidos pela simulação por Monte Carlo.

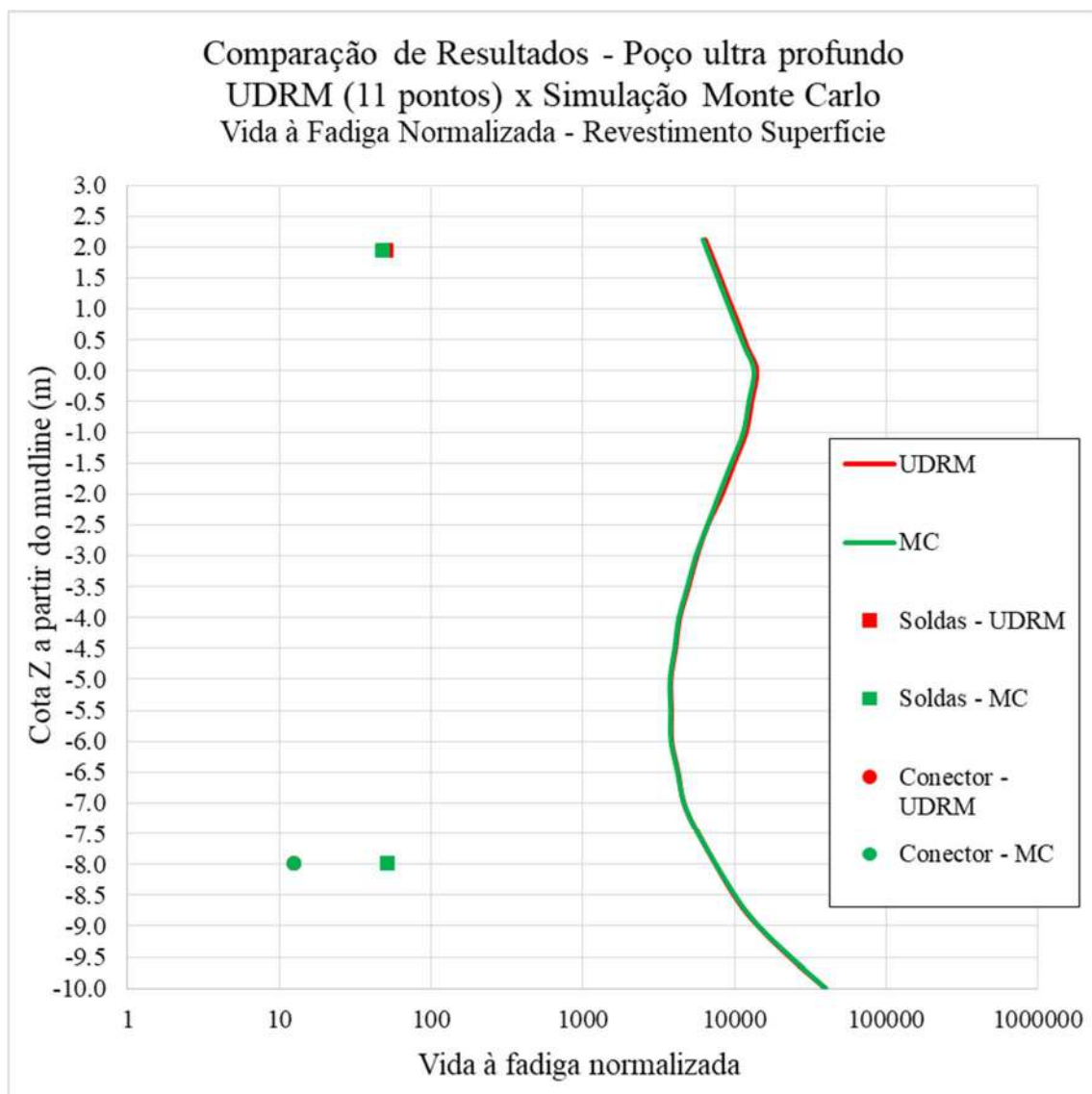


Figura 6.10 – Comparação da vida à fadiga por UDRM (11 pontos de integração) com a abordagem pela Simulação Monte Carlo para o Revestimento de Superfície do poço ultra profundo.

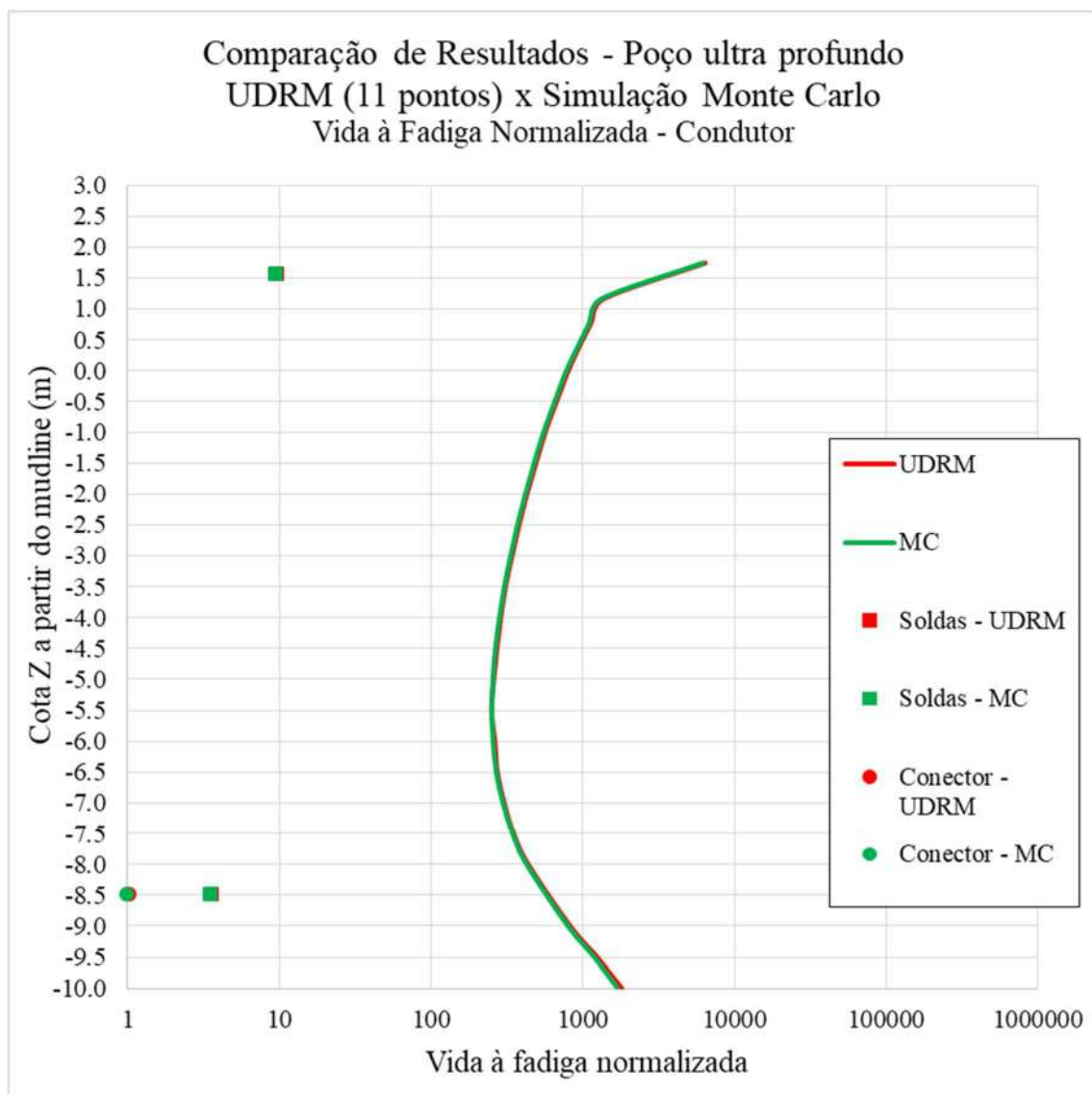


Figura 6.11 – Comparação da vida à fadiga por UDRM (11 pontos de integração) com a abordagem pela Simulação Monte Carlo para o Condutor do poço ultra profundo.

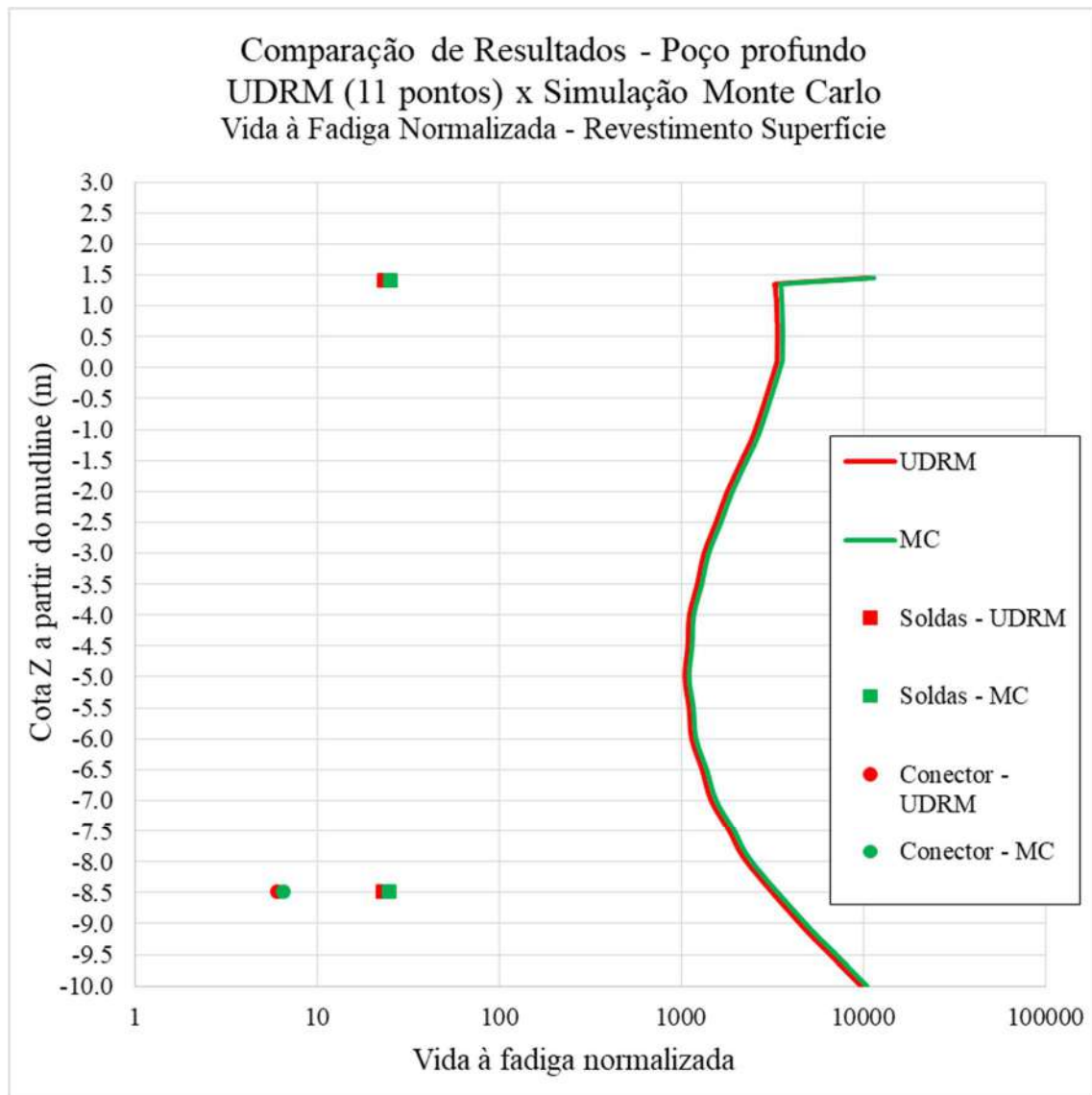
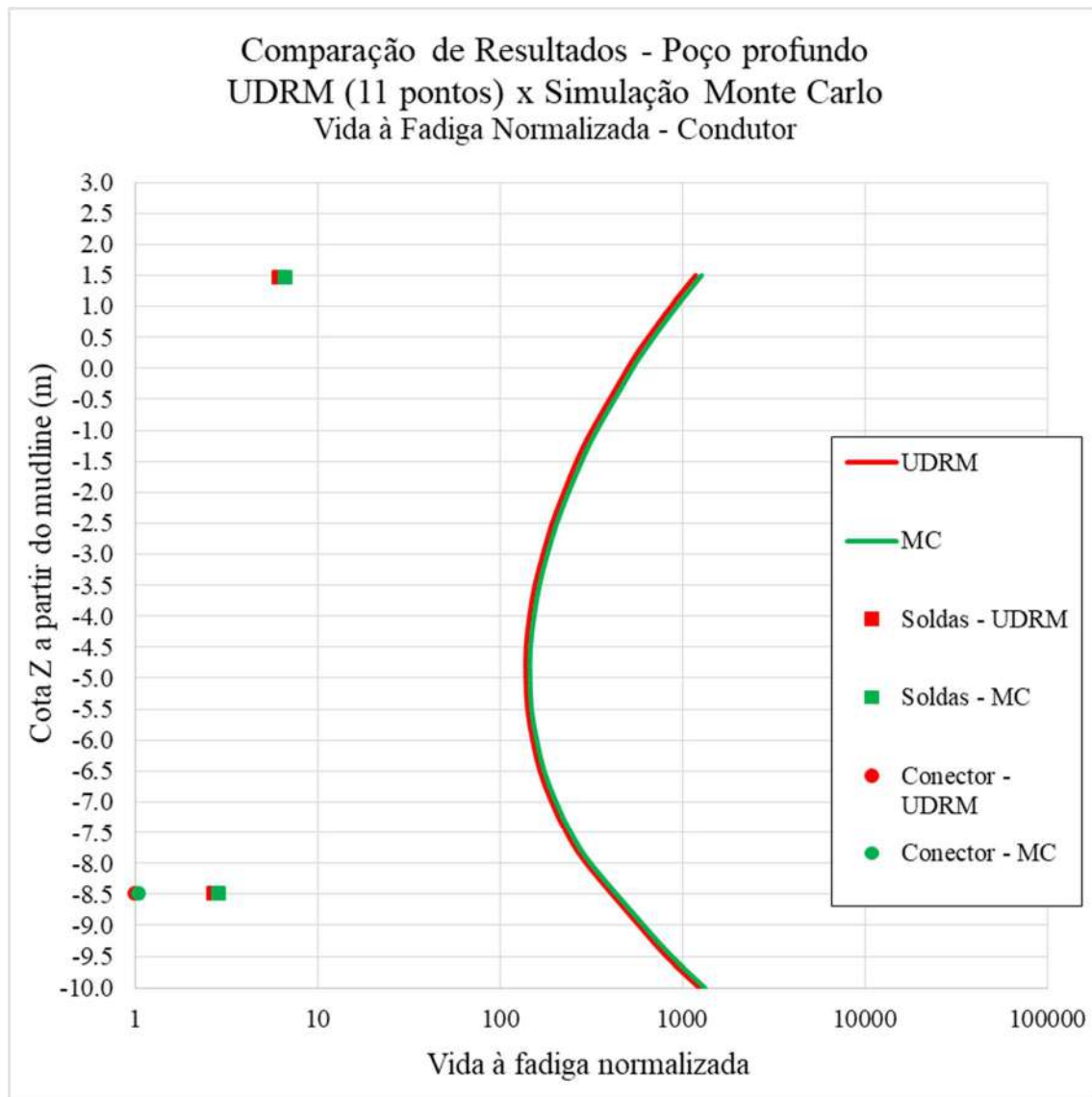


Figura 6.12 – Comparação da vida à fadiga por UDRM (11 pontos de integração) com a abordagem pela Simulação Monte Carlo para o Revestimento de Superfície do poço profundo.



*Figura 6.13 – Comparação da vida à fadiga por UDRM
 (11 pontos de integração) com a abordagem pela Simulação
 Monte Carlo para o Condutor do poço profundo.*

Como pode ser observado pelos resultados apresentados nas figuras anteriores, quando comparados aos obtidos com a abordagem baseada em MCS, o UDRM prevê resultados muito bons ao longo de todo condutor e revestimento de superfície. Para precisar melhor essa diferença, a Tabela 6.7 e a Tabela 6.8 apresentam a razão dos danos totais de fadiga entre o UDRM e a simulação Monte Carlo para o poço ultra profundo e o poço profundo, respectivamente, para os seis pontos mais críticos da estrutura mencionados anteriormente. Os resultados foram normalizados em relação ao valor médio obtido pela Simulação Monte Carlo em cada junta.

Método		UDRM	UDRM	UDRM	UDRM	Simulação
Número de pontos de integração		5	7	9	11	Monte Carlo
Número de simulações computacionais		493	725	957	1189	3000
Tempo médio de simulação (em dias)		3.9	5.7	7.5	9.3	23.4
Revestimento de Superfície	1ª solda	1.09	1.03	0.94	0.96	1
	2ª solda	1.15	1.07	0.97	1.00	1
	1º conector	1.15	1.08	0.98	1.01	1
Condutor	1ª solda	1.05	1.01	1.02	0.99	1
	2ª solda	1.09	1.05	0.99	0.98	1
	1º conector	1.10	1.03	0.97	0.97	1

Tabela 6.7 – Resultados de dano à fadiga por UDRM normalizados pelo dano obtido com a Simulação Monte Carlo (poço ultra profundo).

Método		UDRM	UDRM	UDRM	UDRM	Simulação
Número de pontos de integração		5	7	9	11	Monte Carlo
Número de simulações computacionais		493	725	957	1189	3000
Tempo médio de simulação (em dias)		2.1	3.1	4.2	5.2	13.0
Revestimento de Superfície	1ª solda	1.05	1.07	1.08	1.08	1
	2ª solda	1.07	1.07	1.08	1.08	1
	1º conector	1.06	1.07	1.08	1.08	1
Condutor	1ª solda	1.04	1.07	1.07	1.08	1
	2ª solda	1.04	1.06	1.06	1.07	1
	1º conector	1.03	1.06	1.06	1.06	1

Tabela 6.8 – Resultados de dano à fadiga por UDRM normalizados pelo dano obtido com Simulação Monte Carlo (poço profundo).

Embora o número de simulações numéricas necessárias para a abordagem baseada em MCS não seja proibitivo, tal como quando se usa a abordagem padrão com base nos diagramas de dispersão de ondas, o número de simulações necessárias para o UDRM para a avaliação de fadiga considerando a modelagem de ondas de mar local e de *swell* é ainda menor. Considerando 5 pontos de integração para a UDRM, apenas 493 simulações computacionais são necessárias nos casos do presente estudo.

Considerando o tempo médio de processamento de 30 e 50 min para o poço profundo e ultra-profundo, respectivamente, podemos estimar o tempo total de

processamento para cada metodologia. Considerando 7 pontos de integração como parâmetro, por ter apresentado bons resultados em ambos modelos, leva-se quatro vezes menos tempo nas análises por UDRM do que nas análises pelo método baseado na Simulação por Monte Carlo. E para se ter uma ideia melhor de tempo estimado em dias, para o poço profundo se levaria 3,1 dias para o UDRM e 13,0 dias para o MCS. Já para o poço ultra profundo, levar-se-ia 5,7 dias para o UDRM e 23,4 dias para o MCS.

7 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

7.1 CONCLUSÕES

Este trabalho investigou a possibilidade de usar o Método de Redução de Dimensão Univariada (UDRM) para a avaliação da fadiga de estruturas de cabeça de poço quando ondas de mar local e de *swell* são consideradas como dois fenômenos simultâneos e estatisticamente independentes na análise. Este procedimento permite a solução da integral de fadiga de longo prazo de quatro dimensões por meio do cálculo de quatro integrais de uma dimensão por meio de transformações matemáticas baseadas na abordagem proposta por Rahman e Xu [29].

O procedimento foi aplicado na estimativa de fadiga de estruturas de cabeças de poços pertencentes a dois poços distintos, e os resultados alcançados foram comparados aos obtidos com uma abordagem baseada na Simulação Monte Carlo. Foi observado que o UDRM previu resultados muito bons ao longo de toda tubulação dos dois poços quando pelo menos 7 pontos de integração são usados na quadratura de Gauss-Hermite para resolver as integrais unidimensionais. Além disso, o número de simulações numéricas necessárias para a avaliação total da fadiga, considerando todas as combinações possíveis de direções de incidência de mar local e de *swell* nestes casos práticos, foi inferior a 1000.

Assim sendo, com base nos resultados obtidos neste trabalho, pode-se dizer que o UDRM é uma alternativa viável, em termos de precisão e eficiência computacional, a avaliação de danos por fadiga de estruturas de cabeças de poço submarinas quando as ondas de mar local e de *swell* são consideradas na análise como dois fenômenos distintos e independentes. Além disso, comparando-se com a metodologia baseada na simulação por Monte Carlo, a metodologia estudada neste trabalho, quando consideramos 7 pontos de integração, consegue estimar a vida a fadiga quatro vezes mais rápido.

7.2 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Tendo em vista que este trabalho validou a empregabilidade desta metodologia utilizando como casos de estudos a avaliação de dano à fadiga de duas estruturas de poços de petróleo impostas a carregamentos devido à ação simultânea de ondas de mar local e de *swell*, propõe-se como trabalho futuro investigar a aplicabilidade desta mesma metodologia empregada a outros tipos de estrutura *offshore*, como *risers* de produção em suas diferentes possíveis configurações.

Seria interessante também estudar uma maneira de se estimar o erro atrelado às análises de UDRM. Uma abordagem a ser analisada poderia se basear na diferença obtida entre as expansões em séries de Taylor das decomposições aditivas usadas nessa metodologia (ver Anexo A).

Por último, poder-se-ia estudar o impacto da inclusão das ações do vento e da corrente marítima na metodologia.

8 BIBLIOGRAFIA

- [1] DNVGL., 2018, “*Wellhead Fatigue Analysis*”, DNVGL-RP-E104, Det Norske Veritas, Hovik, Norway.
- [2] REINÅS, L., SÆTHER, M., HØRTE, T., GRYTØYR, G., 2011, “Wellhead Fatigue Analysis Method”. *Proc. of the 30th International Conference on Ocean, Offshore and Artic Engineering*, Paper OMAE2011-50026, Rotterdam, The Netherlands.
- [3] HØRTE, T., GRYTØYR, G., RUSSO, M., HOFSTAD, M., REINÅS, L., 2015, “Wellhead fatigue, effect of directional and annual variation in weather for a sequence of drilling operations”. *Proc. of the 34th International Conference on Ocean, Offshore and Artic Engineering*, Paper OMAE2015-41944, St. John’s, Canada.
- [4] MACKE, M., HØRTE, T., ARONSEN, K.H., GRYTØYR, G., 2017, “Wellhead fatigue analysis: how conservative is conservative enough?”. *Proc. of the 36th International Conference on Ocean, Offshore and Artic Engineering*, Paper OMAE2017-61838, Trondheim, Norway.
- [5] HOPPER, C., 1983. “Vortex-Induced Oscillations of Long Marine Drilling Riser”. *Proc. Deep Offshore Technology (DOT)*, Valleta, Malta.
- [6] MONSALVE-GIRALDO, J.S., DANTAS, C.M.S., SAGRILO, L.V.S., 2016, “Probabilistic fatigue analysis of marine structures using univariate dimension-reduction method”, *Marine Structures*, v. 50, pp. 189-204.
- [7] Pré-sal Petróleo, “*O pré-Sal*”. (<https://www.presalpetroleo.gov.br/ppsa/o-pre-sal/caracteristicas>). Acesso em 3 de maio de 2021.
- [8] API, 2014, “*Geotechnical and Foundation Design Considerations*”. API RP 2GEO.
- [9] BAI, Y., BAI, Q. 2010. “*Subsea Engineering Handbook*”. Elsevier. Houston USA.
- [10] CRUMPTON, R., 2018. “*Well Control for Completions and Interventions*”. Elsevier. Cambridge, USA.

- [11] LIM, T.K., KOSKA, R., TELLIER, E., 2013, “Overcoming Installation Challenges to Wellhead and Conductor Fatigue”, *Proceedings of the 32th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, Paper OMAE2013-11112, Nantes, França.
- [12] DNVGL, 2018, “*Wellhead fatigue analysis*” DNVGL-RP-E104, Det Norske Veritas, Hovik, Noruega.
- [13] PIERSON, W.J., MOSKOWITZ, L.A., 1964, “Proposed Spectral Form for Fully Developed Wind Seas Based on the Similarity Theory of S. A. Kitaigorodskii”, *Journal of Geophysical Research*, v. 69, pp. 5181-5190.
- [14] PETROBRAS/CENPES-COPPE/UFRJ, 2013, ANFLEX User’s Manual, version 7.2.3r13.8.
- [15] ANG, A.H.S., TANG, W., 1975, “*Probability Concepts in Engineering Planning and Design*”. Vol. I, John Wiley and Sons, New York.
- [16] JOHANNESSEN, K.; MELING, T. S.; HAVER, S., 2001, “Joint Distribution for Wind and Waves in the Northern North Sea”. *Proceeding of the International Offshore and Polar Engineering Conference*, Stavanger, Noruega.
- [17] MATHISEN, J., BITNER-GREGERSEN E., 1990, “Joint distribution for significant wave height and wave zero-up-crossing period”, *Applied Ocean Research*, v. 2, n. 2.
- [18] DNVGL, 2014, “*Environmental Conditions and Environmental Loads*” DNVGL-RP-C205, Det Norske Veritas, Hovik, Noruega.
- [19] FAN, J., 2012, “The modified Levenberg-Marquardt method for nonlinear equations with cubic convergence”, *Mathematics of Computation*, v. 81, pp. 447-466.
- [20] DOWLING, N.E., 2012, “*Mechanical Behavior of Materials: Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue*”, 4th Ed., Pearson, Harlow.

- [21] NAESS, A.A., 1985, “*Fatigue Handbook: Offshore Steel Structures*”, Tapir, Trondheim.
- [22] DNV GL., 2016, “*Fatigue Design of Offshore Steel Structures*”, DNV-RP-C203, Hovik, Noruega.
- [23] MATSUSHI, M., ENDO, T., 1968. “Fatigue of metals subjected to varying stress”. *Japan Society of Mechanical Engineering*.
- [24] BARLTROP, N.D.P. AND ADAMS, A.J., 1991, “*Dynamics of Fixed Marine Structures*”, Butterworth-Heinemann Ltd, Oxford, Inglaterra.
- [25] ASTM, 2017, “*Standart Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis*”, ASTM E1049 – 85, ASTM International.
- [26] HASSELMANN, K., et al., 1973, “Measurements of wind-wave growth and swell decay during the Joint North Sea Wave Project (JONSWAP)”. *Deutschen Hydrographischen Zeitschrift: Ergänzungsheft*, n. 12.
- [27] LOW, Y.M., CHEUNG, S.H., 2012, “On the long-term fatigue assessment of mooring and riser systems”. *Ocean Engineering*, v. 53, pp. 60-71.
- [28] GIRALDO, J.S.M, SAGRILO, L.V.S., DANTAS, C.M.S., 2015, “Efficient Probabilistic fatigue analysis of a riser suspended and moored by chains”. *Proceedings of the 34th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, Paper OMAE2015-41289, Newfoundland and Labrador, Canada.
- [29] RAHMAN, S., XU, H., 2004, “A Univariate Dimension-Reduction Method for Multi-Dimensional Integration in stochastic mechanics”. *Probabilistic Engineering Mechanics*, v. 19, pp. 393-408.
- [30] GIRALDO, J.S.M, VIDEIRO, P.M., DE SOUZA, F.J.M., SAGRILO, L.V.S., 2019, “Parametric interpolation method for probabilistic fatigue analysis of steel risers”. *Applied Ocean Research*, v. 90.
- [31] ANG, A.H.S., TANG, W., 1975, “*Probability Concepts in Engineering Planning and Design*”. Vol. I, John Wiley and Sons, New York.

- [32] ROSENBLATT, M., 1952, “Remarks on a Multivariate Transformation”, *The Annals of Mathematical Statistics*, v. 23, n. 3, pp. 470-472.
- [33] ABRAMOWITZ, M., STEGUN, I.A., 1972 “*Handbook of mathematical functions*”, Dover, New York.
- [34] PARAMETRIC TECHNOLOGY CORPORATION (PTC), 2010, “Mathcad® 15.0 User’s Guide”.
- [35] ZAKERI, A., CLUKEY, E.C., KEBADZE, E.B., JEANJEAN, P., 2016, “Fatigue Analysis of Offshore Well Conductors: Part I & Part II”. *Applied Ocean Research*, v. 57, pp. 78-113.
- [36] PETROBRAS/CENPES-COPPE/UFRJ, 2010, *POSFAL User’s Manual*.

ANEXO A – DECOMPOSIÇÃO ADITIVA

Neste anexo procura-se apresentar uma análise do grau de aproximação da decomposição aditiva utilizada para expressar a função do dano de fadiga de curto-prazo no Método da Redução de Dimensão Univariada. Baseada em Rahman and Xu [29], esta avaliação é feita com base na expansão em Série de Taylor da função original que representa o dano de curto-prazo e sua correspondente decomposição aditiva.

Para verificar a representação por decomposição aditiva, será considerada inicialmente uma análise de fadiga de uma estrutura sob a ação um único tipo de mar (mar local ou swell). No espaço reduzido das variáveis normais padrão (U_1, U_2) a integral que representa o dano de fadiga de longo-prazo é dada por (veja Capítulo 5):

$$d_{LT} = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} d'(u_1, u_2) \phi(u_1) \phi(u_2) du_1 du_2 \quad (\text{A.1})$$

onde $d'(u_1, u_2)$ é o dano de curto prazo para uma condição com $h_s = F_{Hs}^{-1}(\Phi(u_1))$ e $t_p = F_{Tp|Hs}^{-1}(\Phi(u_2)|h_s)$, $\phi(\cdot)$ é função cumulativa de uma variável Normal padrão. Deve-se observar que para duas variáveis normais padrão, tem-se os seguintes resultados analíticos:

$$\begin{aligned} E(U_1^j) &= E(U_2^j) = 0 \text{ para } j = 1, 2, 3 \\ E(U_1^j) &= E(U_2^j) = j - 1 \text{ para } j = 2, 4 \\ E(U_1^j U_2^k) &= 0 \text{ para } j \text{ ou } k \text{ ímpares} \\ E(U_1^j U_2^k) &= 1 \text{ para } j = k = 2 \end{aligned} \quad (\text{A.2})$$

sendo

$$\begin{aligned}
E(f(U_1)) &= \int_{-\infty}^{+\infty} f(u_1) \phi(u_1) du_1 \\
E(h(U_2)) &= \int_{-\infty}^{+\infty} h(u_2) \phi(u_2) du_2
\end{aligned} \tag{A.3}$$

$$E(f(U_1, U_2)) = \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} f(u_1, u_2) \phi(u_1) \phi(u_2) du_1 du_2$$

O domínio de integração de $d'(u_1, u_2)$ na expressão (A.1) é simétrico em relação a origem ($u_1 = 0, u_2 = 0$). Expandindo-se $d'(u_1, u_2)$ em Série de Taylor tem-se:

$$\begin{aligned}
d'(u_1, u_2) &= d'(0,0) + \frac{\partial d'}{\partial u_1}(0,0)u_1 + \frac{\partial d'}{\partial u_2}(0,0)u_2 + \frac{1}{2!} \frac{\partial^2 d'}{\partial u_1^2}(0,0)u_1^2 \\
&+ \frac{1}{2!} \frac{\partial^2 d'}{\partial u_2^2}(0,0)u_2^2 + \frac{1}{2!} \frac{\partial^2 d'}{\partial u_1 \partial u_2}(0,0)u_1 u_2 \\
&+ \frac{1}{3!} \frac{\partial^3 d'}{\partial u_1^3}(0,0)u_1^3 + \frac{1}{3!} \frac{\partial^3 d'}{\partial u_2^3}(0,0)u_2^3 \\
&+ \frac{1}{2!} \frac{\partial^3 d'}{\partial u_1 \partial u_2}(0,0)u_1^2 u_2 + \frac{1}{2!} \frac{\partial^3 d'}{\partial u_1 \partial u_2^2}(0,0)u_1 u_2^2 \\
&+ \frac{1}{4!} \frac{\partial^4 d'}{\partial u_1^4}(0,0)u_1^4 + \frac{1}{4!} \frac{\partial^4 d'}{\partial u_2^4}(0,0)u_2^4 \\
&+ \frac{1}{3!} \frac{\partial^4 d'}{\partial u_1^3 \partial u_2}(0,0)u_1^3 u_2 + \frac{1}{3!} \frac{\partial^4 d'}{\partial u_1 \partial u_2^3}(0,0)u_1 u_2^3 \\
&+ \frac{1}{2! 2!} \frac{\partial^4 d'}{\partial u_1^2 \partial u_2^2}(0,0)u_1^2 u_2^2 + \frac{1}{3!} \frac{\partial^4 d'}{\partial u_1 \partial u_2^3}(0,0)u_1 u_2^3 + \dots
\end{aligned} \tag{A.4}$$

que substituída na Eq. (A.1) usando as propriedades definidas na Eq. (A.2) resulta em:

$$\begin{aligned}
d_{LT} = d'(0,0) + \frac{1}{2!} \frac{\partial^2 d'}{\partial u_1^2}(0,0) + \frac{1}{2!} \frac{\partial^2 d'}{\partial u_2^2}(0,0) + \frac{3}{4!} \frac{\partial^4 d'}{\partial u_1^4}(0,0) \\
+ \frac{3}{4!} \frac{\partial^4 d'}{\partial u_2^4}(0,0) + \frac{1}{2! 2!} \frac{\partial^4 d'}{\partial u_1^2 \partial u_2^2}(0,0) + \dots
\end{aligned} \tag{A.5}$$

Agora, considerando a decomposição aditiva para $d'(u_1, u_2)$, i.e.,

$$\hat{d}(u_1, u_2) = d'(u_1, 0) + d'(0, u_2) - d'(0,0) \tag{A.6}$$

onde cada um dos primeiros dois termos do lado direito é uma função de apenas uma variável e pode também ser subsequentemente expandido na série de Taylor em $(u_1 = 0, u_2 = 0)$, obtem-se:

$$\begin{aligned}
\hat{d}(u_1, u_2) = d'(0,0) + \frac{\partial d'}{\partial u_1}(0,0)u_1 + \frac{\partial d'}{\partial u_2}(0,0)u_2 + \frac{1}{2!} \frac{\partial^2 d'}{\partial u_1^2}(0,0)u_1^2 \\
+ \frac{1}{2!} \frac{\partial^2 d'}{\partial u_2^2}(0,0)u_2^2 + \frac{1}{3!} \frac{\partial^3 d'}{\partial u_1^3}(0,0)u_1^3 + \frac{1}{3!} \frac{\partial^3 d'}{\partial u_2^3}(0,0)u_2^3 \\
+ \frac{1}{4!} \frac{\partial^4 d'}{\partial u_1^4}(0,0)u_1^4 + \frac{1}{4!} \frac{\partial^4 d'}{\partial u_2^4}(0,0)u_2^4 + \dots
\end{aligned} \tag{A.7}$$

Substituindo-se a Eq. (A.7) na Eq. (A.1) e integrando-se (usando novamente as propriedades da Eq. (A.2)), tem-se:

$$\begin{aligned}
\hat{d}_{LT} = d'(0,0) + \frac{1}{2!} \frac{\partial^2 d'}{\partial u_1^2}(0,0) + \frac{1}{2!} \frac{\partial^2 d'}{\partial u_2^2}(0,0) \\
+ \frac{3}{4!} \frac{\partial^4 d'}{\partial u_1^4}(0,0) + \frac{3}{4!} \frac{\partial^4 d'}{\partial u_2^4}(0,0) + \dots
\end{aligned} \tag{A.8}$$

Observando as Eqs. (A.5) e (A.8), tem-se:

$$d_{LT} - \hat{d}_{LT} = \frac{1}{2!2!} \frac{\partial^4 d'}{\partial u_1^2 \partial u_2^2} (0,0) + \dots \quad (\text{A.9})$$

Esse resultado acima indica que a decomposição aditiva $\hat{d}(u_1, u_2)$ e $d'(u_1, u_2)$ quando expandidos em Série de Taylor na origem do espaço reduzido até os termos de quarta ordem se equivalem, exceto pela diferença definida pela Eq. (A.9).

Os resultados apresentados acima podem ser expandidos para o caso de N variáveis no espaço reduzido [26]. A mesma equivalência é observada, porém, neste caso a diferença expressa na Eq. (A.9) contém outros termos cruzados.