



**Rafael Dias**

## **Efeito da Degradação do Solo na Fadiga de Cabeças de Poço Submarinas**

**Dissertação de Mestrado**

Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, do Departamento de Engenharia Mecânica da PUC-Rio.

Orientador: Prof. Anderson Pereira

Rio de Janeiro  
Outubro de 2020



**Rafael Dias**

## **Efeito da Degradação do Solo na Fadiga de Cabeças de Poço Submarinas**

Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da PUC-Rio. Aprovada pela Comissão Examinadora:

**Prof. Anderson Pereira**

Orientador

Departamento de Engenharia Mecânica – PUC-Rio

**Prof. Ivan Fábio Mota de Menezes**

Departamento de Engenharia Mecânica – PUC-Rio

**Prof. João Carlos Ribeiro Plácido**

Departamento de Engenharia Mecânica – PUC-Rio

Rio de Janeiro, 05 de Outubro de 2020

Todos os direitos reservados. A reprodução, total ou parcial do trabalho, é proibida sem a autorização da universidade, do autor e do orientador.

### **Rafael Dias**

Graduou-se em Engenharia Mecânica pela Universidade Tecnológica Federal do Paraná (2010). Ingressou na Petrobras em 2011, onde atua na área de perfuração de poços marítimos.

#### Ficha Catalográfica

Dias, Rafael

Efeito da Degradação do Solo na Fadiga de Cabeças de Poço Submarinas / Rafael Dias; orientador: Anderson Pereira. – 2020.

88 f: il. color. ; 30 cm

Dissertação (mestrado) - Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Mecânica, 2020.

Inclui bibliografia

1. Engenharia Mecânica – Teses. 2. Engenharia de Petróleo – Teses. 3. Fadiga de Cabeça de Poço. 4. Degradação do Solo. 5. Dinâmica de Risers. I. Pereira, Anderson. II. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Mecânica. III. Título.

CDD: 621

## Agradecimentos

Em primeiro lugar, gostaria de agradecer à minha esposa, Juliana Medeiros, por todo o amor, carinho e paciência nesse período exigente da minha vida.

Agradeço também aos meus pais e irmão, que mesmo longe sempre estão me apoiando em tudo que faço.

Agradeço ao meu colega da Petrobras Fernando Bastos, o qual sempre me apoiou e encorajou nessa empreitada.

Agradeço ao meu orientador Anderson Pereira e ao professor Ivan Menezes, que acreditaram no meu potencial desde o início do curso e sempre apontaram alternativas quando as dificuldades começaram a aparecer. Sem eles não teria conseguido entregar esta dissertação.

Agradeço à PUC-Rio pela oportunidade de estudar com uma bolsa de isenção de mensalidades no mestrado.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

## Resumo

Dias, Rafael; Pereira, Anderson. **Efeito da Degradação do Solo na Fadiga de Cabeças de Poço Submarinas**. Rio de Janeiro, 2020. 88p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

A perfuração de poços marítimos em águas profundas e ultra-profundas é feita por sondas de perfuração flutuantes, que se conectam ao poço no leito marinho por meio do riser de perfuração. Essa conexão transmite esforços dinâmicos para a cabeça de poço e revestimentos, provocando fadiga nessa estrutura.

Levantou-se a hipótese de que as características dinâmicas do sistema mudam quando há aplicação de um carregamento elevado devido à deriva da sonda após uma falha do sistema elétrico, alterando o dano acumulado por fadiga.

A primeira etapa do trabalho envolveu a simulação estática deste carregamento extremo em um modelo solo-estaca em elementos finitos 3D. Com base nos resultados obtidos, realizou-se uma análise dinâmica para dois tipos de solo e duas lâminas d'água diferentes.

Concluiu-se que o solo menos rígido sofre pouca influência sobre o dano acumulado, enquanto que para o solo mais rígido aumenta-se em cerca de 50% o dano acumulado.

## Palavras-chave

Fadiga de Cabeça de Poço; Degradação do Solo; Dinâmica de Risers.

## Abstract

Dias, Rafael; Pereira, Anderson (Advisor). **Effect of soil degradation on the fatigue of subsea wellheads**. Rio de Janeiro, 2020. 88p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

The drilling of offshore oilwells in deep and ultra-deep waters is done by floating drilling rigs, which connect to the well in the seabed through the drilling riser. This connection transmits dynamic efforts to the wellhead and casings, causing fatigue in this structure.

We formulated the hypothesis that dynamic characteristics of the system change when a high load is applied if the rig drifts after a blackout, changing the accumulated damage from fatigue.

At first, we have simulated the consequences of this extreme load using a soil-pile model in Abaqus, a 3D finite element software. Based on the results obtained, a dynamic analysis was performed for two different soil types and two different water depths.

It was concluded that the less rigid soil is only a little sensitive to the degradation of soil condition, meanwhile the more rigid soil increases the accumulated damage by about 50 %.

## Keywords

Wellhead Fatigue; Soil Degradation; Riser Dynamics.

# Sumário

<b>1</b>	<b>Introdução</b>	<b>13</b>
1.1	Motivação	13
1.2	Objetivos	16
1.2.1	Objetivo Geral	16
1.2.2	Objetivos Específicos	16
1.3	Estrutura do Trabalho	16
<b>2</b>	<b>Revisão Bibliográfica</b>	<b>18</b>
2.1	Relatos de Falhas	18
2.2	Fatores que influenciam a fadiga de SCPS	18
2.3	Metodologia para análise da vida à fadiga	22
2.4	Validação da metodologia com dados experimentais	31
<b>3</b>	<b>Metodologia</b>	<b>36</b>
3.1	Análise Local	36
3.1.1	Validação - viga engastada sujeita a momento fletor	36
3.1.2	Validação - viga apoiada sobre fundação elástica	38
3.1.3	Modelo constitutivo para o solo	39
3.2	Análise Global	42
3.2.1	Movimentos da Embarcação	42
3.2.2	Forças Hidrodinâmicas	45
3.2.3	Modelagem do Solo	47
3.2.4	A simulação e contabilização da fadiga	48
<b>4</b>	<b>Resultados e Discussões</b>	<b>50</b>
4.1	Análise Local	50
4.1.1	Dados	50
4.1.2	Resultados	51
4.2	Análise Global	51
4.2.1	Efeito da degradação do solo: Análise estática	52
4.2.2	Efeito da degradação do solo: Análise dinâmica	55
<b>5</b>	<b>Conclusão e Trabalhos Futuros</b>	<b>62</b>
5.1	Sugestão de trabalhos futuros	63
5.1.1	Análise local	63
5.1.2	Análise global	63
	<b>Referências bibliográficas</b>	<b>65</b>
<b>A</b>	<b>Códigos-Fonte das análises</b>	<b>73</b>
A.1	Geração da Condição de Contorno Superior	73
A.2	Geração do modelo global no Abaqus	75

## Lista de figuras

Figura 1.1	Consumo de energia proveniente do petróleo (em exajoules) para 2050. Dados fornecidos em [1]	13
Figura 1.2	Corte de um SCPS demonstrando a montagem do conjunto [66].	14
Figura 1.3	Esquema de perfuração de um poço marítimo (adaptado de [2])	15
Figura 2.1	Influência do diâmetro do condutor na fadiga do SCPS devido a VIV [6]	19
Figura 2.2	Influência da profundidade do primeiro conector na fadiga do SCPS devido a VIV [6]	19
Figura 2.3	Influência da tensão de topo na fadiga do SCPS devido a VIV [6]	20
Figura 2.4	Parâmetros de um sistema de 3 <sup>a</sup> geração e um de 6 <sup>a</sup> geração [10]	21
Figura 2.5	Proposta de [13] para os casos de carregamento a serem escolhidos	21
Figura 2.6	Comparação entre as molas p-y do modelo da API RP 2GEO e de [31]	22
Figura 2.7	Sistema de ancoragem de BOP [17]	23
Figura 2.8	Modelagem local para um SCPS [2]	24
Figura 2.9	Condições de contorno inferiores para o modelo global [2]	25
Figura 2.10	Contagem de ciclos para a simulação de um determinado estado de mar [2]	25
Figura 2.11	Contabilização do dano total durante a intervenção [2]	26
Figura 2.12	Parte do modelo local de SCPS, destacando o microanular formado entre cimento e revestimento de superfície [20]	27
Figura 2.13	Condições de contorno inferiores para o modelo global [21]	28
Figura 2.14	Efeito da queda do nível de cimento no interior do revestimento condutor [21]	29
Figura 2.15	Esquemático para cálculo do momento fletor atuante no SCPS [31]	30
Figura 2.16	Influência dos efeitos térmicos na fadiga [33]	31
Figura 2.17	Modelagem global proposta em [37]	32
Figura 2.18	Comparação da previsão de fadiga em projeto com a mensurada [39]	33
Figura 2.19	LVDT adaptado entre flanges do BOP [44]	33
Figura 2.20	Ponto de rotação aparente do LMRP [49]	34
Figura 2.21	Calibração do modelo de solo com base no ponto de rotação aparente [49]	35
Figura 3.1	Perfil do ABP, com cotas em metros demonstrando a localização da primeira solda e do ombro de carga	37
Figura 3.2	Perfil do AAP, com cotas em metros demonstrando a localização da primeira solda e do ombro de carga	37

Figura 3.3	Validação do modelo de viga engastada	38
Figura 3.4	Malha estrutural para o problema da viga apoiada sobre fundação elástica	39
Figura 3.5	Validação do modelo de viga engastada apoiada em fundação elástica	40
Figura 3.6	Esquema de uma análise de <i>riser</i> acoplada, indicando os vários componentes do sistema [61]	43
Figura 3.7	Superposição de ondas para compor elevação do mar [62]	44
Figura 3.8	Movimentos característicos de uma embarcação [63]	46
Figura 3.9	Possível série temporal de tensões para um estado de mar específico	48
Figura 3.10	Contagem de intervalos - ASTM E1049-85	48
Figura 4.1	Deformação permanente do solo com menor rigidez após aplicação de esforço variável	52
Figura 4.2	Deformação permanente do solo com maior rigidez após aplicação de esforço variável	52
Figura 4.3	Deslocamento para o solo menos rígido	53
Figura 4.4	Deslocamento para o solo mais rígido	53
Figura 4.5	Tensão no condutor para o solo menos rígido	54
Figura 4.6	Tensão no condutor para o solo mais rígido	54
Figura 4.7	Tensão para o solo menos rígido	55
Figura 4.8	Envelopes de deformação máxima do condutor em uma intervenção	57
Figura 4.9	Dano acumulado no conector entre AAP e BOP	58
Figura 4.10	Dano acumulado no conector da primeira junta de revestimento condutor	58
Figura 4.11	Dano acumulado no conector entre AAP e BOP para LDA de 500 e 2000 m	59
Figura 4.12	Dano acumulado no conector da primeira junta de revestimento condutor para LDA de 500 e 2000 m	60
Figura 4.13	Dano acumulado no conector entre AAP e BOP	60
Figura 4.14	Dano acumulado no primeiro conector do revestimento condutor.	61

## Lista de tabelas

Tabela 3.1	Parâmetros para a obtenção da solução analítica dada pela equação (3-11)	38
Tabela 3.2	Matriz de dispersão de ondas para o trabalho	49
Tabela 4.1	Carregamentos para análise local	51
Tabela 4.2	Parâmetros para cada segmento do riser, BOP, SCPS e revestimentos	56

## Lista de Símbolos

### Siglas

- AAP – Alojador de Alta Pressão  
ABP – Alojador de Baixa Pressão  
BOP – *Blowout Preventer*  
DNV – *Det Norske Veritas*  
JIP – *Joint Industry Project*  
LFJ – *Lower Flex Joint*  
LMRP – *Lower Marine Riser Package*  
RAO – *Response Amplitude Operator*  
SCPS – Sistema de Cabeça de Poço Submarina  
SCF – *Stress Concentration Factor*  
STF – *Stress Transfer Function*  
UFJ – *Upper Flex Joint*

### Símbolos Latinos

- $a$  – Amplitude da onda [m]  
 $a_c$  – Aceleração do riser [ $m/s^2$ ]  
 $a_f$  – Aceleração da água [ $m/s^2$ ]  
 $C_A$  – Coeficiente de massa adicionada [-]  
 $C_D$  – Coeficiente de arrasto [-]  
 $C_M$  – Coeficiente de inércia do fluido [-]  
 $d$  – Deflexão [m]  
D – Diâmetro de uma viga [m]  
E – Módulo de Young de uma viga [Pa]  
 $E_s$  – Módulo de Young do solo [Pa]

$E_u$  – Módulo de Young do solo em condição não-drenada [Pa]

$H_s$  – Altura de onda significativa [m]

$I$  – Momento inercial de área [ $m^4$ ]

$\mathbf{I}$  – Matriz identidade

$k$  – Número de onda [-]

$k$  – Módulo de rigidez do solo [ $N/m^3$ ]

$L$  – Comprimento de uma viga [m]

$M_0$  – Momento aplicado a uma viga [ $N \cdot m$ ]

$p$  – Força lateral exercida pelo solo [N]

$p'$  – Parcela volumétrica das tensões atuantes [Pa]

$P$  – Força lateral aplicada a uma viga [N]

$q$  – Parcela distorcional [Pa]

$S_u$  – Resistência não-drenada ao cisalhamento [Pa]

$S(\omega)$  – Espectro de ondas [ $m^2/Hz$ ]

$t$  – Tempo [s]

$T_p$  – Período da onda com pico de energia [s]

$u$  – Pressão de poros [Pa]

$v_{rel}$  – Velocidade relativa entre *riser* e água [m/s]

$y$  – Deslocamento lateral do solo [m]

### Símbolos Gregos

$\alpha_m$  – Grau de liberdade  $m$  de uma embarcação [m] ou [rad]

$\delta$  – Deflexão de uma viga [m]

$\delta\epsilon$  – Deformação do solo [-]

$\phi$  – Fase da onda [rad]

$\mu$  – Rigidez relativa do solo [-]

$\nu_s$  – Coeficiente de Poisson do solo [-]

$\rho$  – Massa específica da água [ $kg/m^3$ ]

$\sigma$  – Tensão total no solo [Pa]

$\sigma'$  – Tensão efetiva no solo [Pa]

$\omega$  – Frequência angular da onda [rad/s]

$\theta$  – Ângulo de incidência da onda em relação ao eixo  $x$  [rad]

$\eta$  – Elevação do mar em um plano  $x$ - $y$  [m]

# 1 Introdução

## 1.1 Motivação

A indústria do petróleo possui grande importância na economia global, tendo em vista que 57% da energia do mundo em 2018 foi produzida a partir de combustíveis fósseis [1], movimentando cerca de US\$ 1,6 trilhões somente pelas 12 maiores companhias listadas em bolsas de valores. Ela deve continuar relevante nas próximas décadas (Figura 1.1) se a economia de baixo carbono for implantada gradualmente ou mesmo para uma transição acelerada por novas políticas públicas (cenários “Business-as-usual” e “Rapid”, conforme definidos pela BP em [1]).

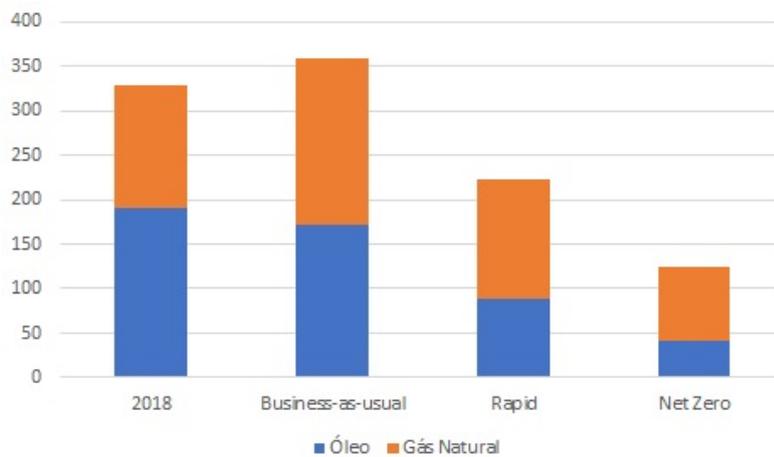


Figura 1.1: Consumo de energia proveniente do petróleo (em exajoules) para 2050. Dados fornecidos em [1]

Com raras exceções, as grandes reservas de petróleo são acessíveis somente após perfurar um poço através de camadas de rochas de alguns quilômetros de espessura. Além disso, em muitos casos esta reserva está situada em alto-mar e é impraticável utilizar sondas de perfuração que se apoiam no leito marinho (plataformas fixas e *jackups*). Desta forma, a construção e manutenção do poço é feita a partir de uma embarcação flutuante, que vai estar sujeita a movimentos causados pela corrente marítima, passagem de ondas e vento incidente.

O poço é construído, então, a partir do leito marinho. As duas primeiras fases constituem o início de poço, que usualmente atinge profundidades de 600 até 1200 m abaixo do leito marinho. A primeira fase é composta pelo Alojador de Baixa Pressão (ABP) e por um revestimento condutor unido a ele por meio de uma solda, e normalmente se restringe aos primeiros 80 m. Esse conjunto é análogo a uma fundação, já que todos os outros revestimentos e coluna de produção se apoiam sobre ele. A segunda fase, por sua vez, contempla o Alojador de Alta Pressão (AAP), onde ficam os pontos de ancoragem dos próximos revestimentos, soldado ao revestimento de superfície.

O conjunto AAP e ABP e outros equipamentos auxiliares é conhecido como Sistema de Cabeça de Poço Submarina (SCPS). Na Figura 1.2 vemos um modelo em corte do SCPS MS-800, da Baker-Hughes.



Figura 1.2: Corte de um SCPS demonstrando a montagem do conjunto [66].

A extremidade do AAP contém um ponto para conexão do *Blowout Preventer* (BOP), cuja função é impedir o vazamento de óleo para o ambiente durante a construção do poço. O BOP é descido por um tubo conhecido como *riser* de perfuração, que é o duto de conexão entre a sonda e o poço. Entre o BOP e o riser temos a Lower Flex Joint (LFJ) e entre o riser e a mesa rotativa temos a Upper Flex Joint (UFJ), cujas funções são absorver a transmissão de

movimento rotacional da sonda ao poço. A Figura 1.3 ilustra o arranjo geral mencionado.

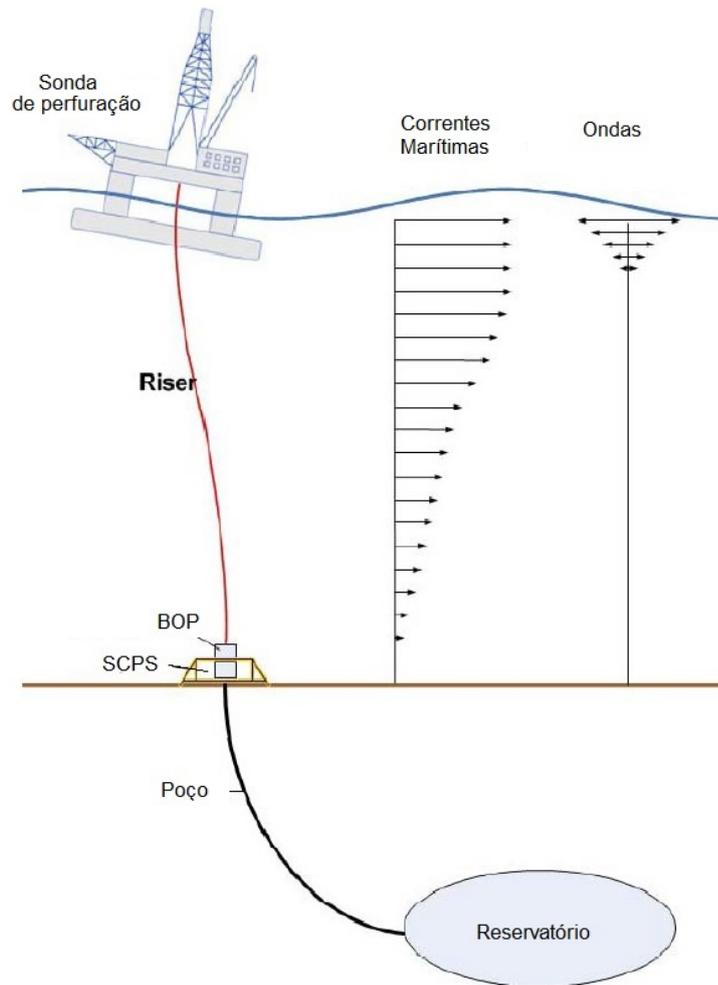


Figura 1.3: Esquema de perfuração de um poço marítimo (adaptado de [2])

O *riser* de perfuração permite estabelecer um circuito fechado para circulação do fluido de perfuração, evitando o seu despejo no mar, além de servir como guia e proteção das ferramentas que são descidas no poço. Apesar de exercer este papel fundamental, os *risers* de perfuração têm um grande inconveniente: eles transmitem parte do movimento da embarcação à estrutura do poço, além de serem susceptíveis à vibração por geração de vórtices (*Vortex Induced Vibration* ou VIV), causando o acúmulo de dano por fadiga.

Após um evento de quebra de um SCPS [2], o interesse pelo assunto ressurgiu na indústria. Percebeu-se que a busca por campos de petróleo em lâmina d'água profunda e ultra-profunda trouxe uma duração cada vez maior da perfuração e a necessidade de BOPs e risers mais robustos, o que pode ter contribuído para o reaparecimento de um problema que não era relatado há muitos anos.

## 1.2

### Objetivos

#### 1.2.1

##### Objetivo Geral

Uma sonda de perfuração com sistema dinâmico de posicionamento mantém-se sobre o poço dentro de um raio de tolerância. Ela corrige sua posição por meio de *thrusters* que, assim como todos os outros equipamentos da sonda, é alimentado por um sistema de geração de energia a diesel. Ocasionalmente, esse sistema falha e a sonda começa a derivar, afastando-se do centro do poço.

O principal objetivo desta dissertação é investigar o comportamento do dano à fadiga no SCPS após uma desconexão de emergência da sonda. Atualmente, o BOP é desconectado antes que haja o risco de danificar mecanicamente o SCPS ou equipamentos da sonda, quando já ocorreu um deslocamento significativo da sonda. A hipótese levantada para esta dissertação é que permitir tal deslocamento vai provocar uma degradação da capacidade lateral do solo, alterando a distribuição e severidade das cargas dinâmicas percebidas pelo SCPS.

#### 1.2.2

##### Objetivos Específicos

- Avaliar numericamente a formação de um *gap* entre o condutor e o solo após o carregamento da desconexão de emergência;
- Criar um modelo para a análise global de riser no programa de elementos finitos Abaqus;
- Avaliar a influência de diferentes solos, profundidade de degradação do solo e lâminas d'água no dano por fadiga.

## 1.3

### Estrutura do Trabalho

O atual trabalho foi estruturado em cinco capítulos. O Capítulo 1 tem como objetivo situar o estudo proposto dentro do contexto a que pertence. Introduzimos conceitos básicos da engenharia de petróleo que permitam que leitores pouco familiarizados à mesma entendam o escopo da dissertação.

O Capítulo 2 recapitula o esforço de toda a indústria para entender o problema na última década, mostrando a evolução das abordagens teórico-numéricas e a validação com medições in-situ de movimento e tensões.

No Capítulo 3 apresentaremos a metodologia de simulação a ser utilizada. A primeira parte abordará os aspectos do modelo local do SCPS, que conta

com um modelo tridimensional do SCPS e do solo ao seu redor. Em seguida, será mostrado o modelo global para análise de *riser*, em um cenário hipotético de águas profundas.

O Capítulo 4 discutirá os resultados. Será mostrado o estudo paramétrico discutido na seção anterior.

Por fim, no capítulo 5 será feita a conclusão do trabalho, discutindo suas limitações e ideias para aprofundamento dos estudos.

## 2

### Revisão Bibliográfica

#### 2.1

##### Relatos de Falhas

Existem poucos relatos disponíveis na literatura sobre a falha por fadiga dos SCPS. O primeiro relato identificado é o feito por Hopper [3] em 1983, que estudou uma falha de revestimento de superfície no Mar do Norte (UK). Ele concluiu que a vida à fadiga da solda entre o Alojador de Alta Pressão (AAP) e o revestimento de superfície foi excedida devido à Vibração Induzida por Vórtices (VIV).

King [4] reportou em 1990 um caso ocorrido no campo de Beryl, Mar do Norte, em que foi percebido um problema de estabilidade da cabeça do poço durante a reperfuração do mesmo. Não foi possível corrigir o problema com uma cimentação adicional e o poço teve de ser abandonado. Uma análise pós-falha apontou como causa-raiz a quebra da primeira solda abaixo do leito marinho.

Duas décadas depois, Reinås *et al.* [2] apresentaram um poço onde foi detectado movimentação lateral anormal do BOP, em 2005. Essa movimentação também foi atribuída à quebra da primeira solda do revestimento condutor. Houve um esforço conjunto entre o operador (Statoil) e a empresa certificadora DNV (Det Norske Veritas) para elaborar um procedimento de avaliação da fadiga, o que resultou em mais 5 casos suspeitos. Formou-se então o Joint Industry Project (JIP) “*Structural Well Integrity*”, com envolvimento de toda a indústria, que culminou na publicação da DNVGL-RP-0142 [5], uma prática recomendada sobre o assunto.

#### 2.2

##### Fatores que influenciam a fadiga de SCPS

Shen *et al.* [6] analisam alguns fatores que impactam a fadiga em condutores considerando o carregamento imposto por VIV. O caso base utilizado por eles tem 1500 m de lâmina d'água e um condutor de 36 polegadas de diâmetro em um solo genérico modelado com molas p-y da API RP 2GEO [7]. Eles demonstraram que o uso de condutores de maior diâmetro, contra-

intuitivamente, diminui a vida à fadiga do sistema BOP-condutor (Figura 2.1). Isto ocorre porque a frequência natural do sistema aumenta provocando um acúmulo maior de dano quando o sistema entra em ressonância. Outro resultado importante obtido por eles é que aprofundar o primeiro conector do condutor, passando de 10 metros para 14 metros de profundidade, é o suficiente para aumentar em 3 vezes a vida à fadiga (Figura 2.2) .

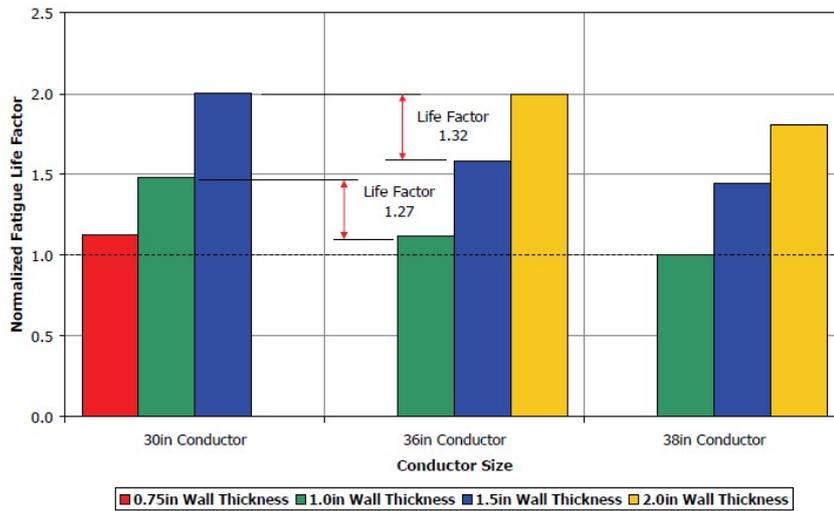


Figura 2.1: Influência do diâmetro do condutor na fadiga do SCPS devido a VIV [6]

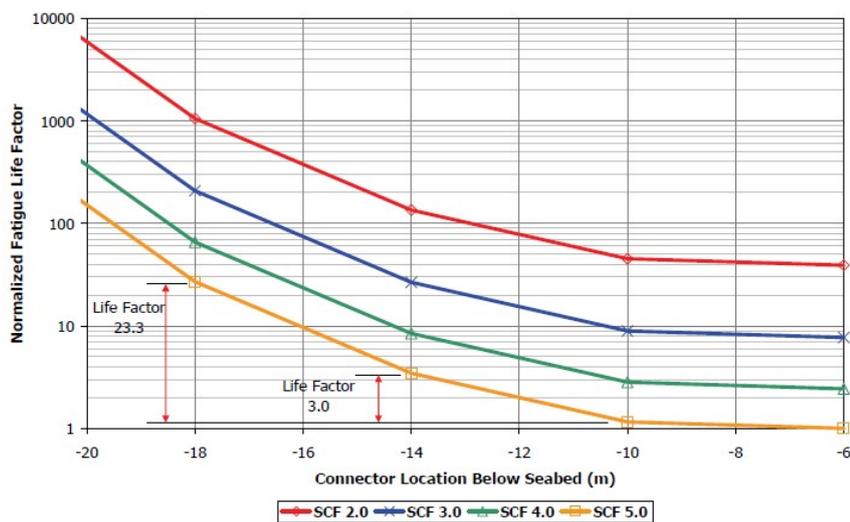


Figura 2.2: Influência da profundidade do primeiro conector na fadiga do SCPS devido a VIV [6]

Um fator que deve ser considerado é o sistema tensionador de *riser*, já que a tração de topo aplicada influencia a frequência natural do sistema. Em ambientes com correntes marítimas uniformes, tanto a diminuição quanto o aumento da tensão de topo melhoram a vida em fadiga, enquanto que em

correntes altamente cisalhadas, como é o caso de águas profundas e ultra-profundas, somente o aumento da tensão funciona (Figura 2.3).

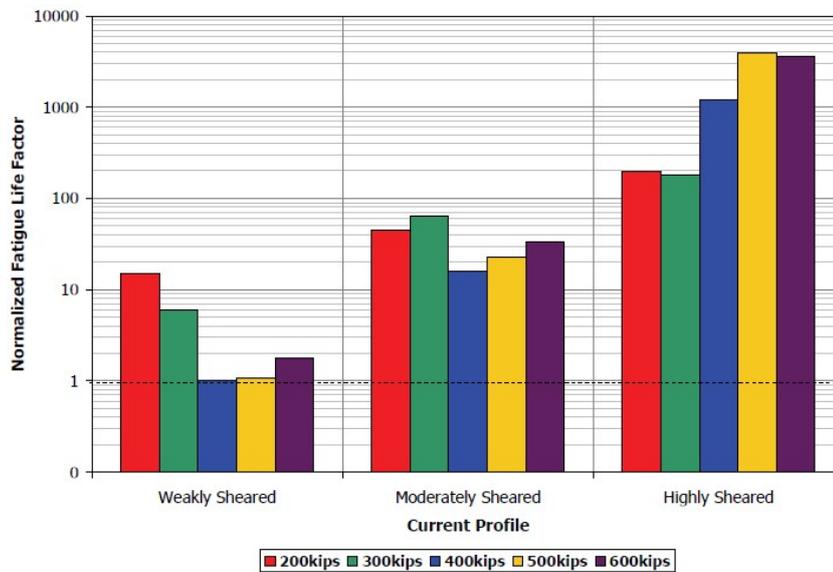


Figura 2.3: Influência da tensão de topo na fadiga do SCPS devido a VIV [6]

Por sua vez, Evans & McGrail [8] avaliam o impacto de alguns fatores quando o carregamento imposto por ondas é avaliado. O primeiro fator analisado é o impacto da sonda de perfuração. Cada sonda tem um *riser* de perfuração com rigidez diferente, BOPs de tamanhos e pesos diferentes e resposta a carregamentos hidrodinâmicos diferentes. Desta forma, entre duas sondas diferentes eles obtiveram um fator de dobro de vida. A sazonalidade das ondas também leva a uma diferença significativa, sendo obtido um valor maior para intervenções durante o inverno. Ao contrário do resultado obtido para VIV, para ondas o tamanho do condutor é determinante ao dano de fadiga, resultando em um menor dano para um condutor de maior diâmetro. A classificação das soldas é outro fator importante citado por eles. A norma DNV RP-C203 [9] prevê uma série de curvas representativas de juntas soldadas, sendo uma solda “B1” a com melhor vida à fadiga e a solda “W3” a pior. Uma solda circumferencial de um único lado sem pós-tratamentos é classificada como do tipo “F”, porém, usinagens e desbastes feitos de modo a diminuir concentradores de tensão podem elevá-la à classe “C” melhorando em 25 vezes a vida à fadiga esperada.

Greene & Williams [10] também avaliaram o efeito de uma sonda de 3ª geração contra uma sonda de 6ª geração na vida à fadiga. Entre as mudanças, estão o sistema de *riser*, a rigidez da *flex joint*, e altura e peso do BOP, além da resposta às ondas (Figura 2.4). Os resultados indicam que a utilização de uma sonda de 3ª geração pode estender a vida à fadiga em cerca de uma ordem de grandeza.

Variable	6 <sup>th</sup> Generation Rig	3 <sup>rd</sup> Generation Rig
Riser wall thickness	3/4 inch	1/2 inch
BOP stack weight	730 kips	450 kips
BOP stack height	46ft	33ft
LFJ stiffness	68 ft.kips/deg	20 ft.kips/deg

Figura 2.4: Parâmetros de um sistema de 3<sup>a</sup> geração e um de 6<sup>a</sup> geração [10]

Holm *et al.* [11] investigaram outros fatores que podem diminuir o conservadorismo da análise global de *riser*, a direcionalidade das ondas e os amortecimentos presentes no sistema. Entre eles, podemos citar o amortecimento estrutural, o hidrodinâmico, o relativo ao sistema tensionador e à *flex joint*. O artigo trabalha com amortecimento estrutural e da *flex joint*, para o qual tinham dados em escala real. A análise destes fatores mostra que o amortecimento, principalmente o estrutural, leva a uma redução considerável do consumo da vida à fadiga, chegando a 54% de queda se considerarmos os dois amortecimentos.

Williams & Purcell [12] fizeram também alguns estudos paramétricos. Eles avaliaram a mudança do revestimento condutor (que trouxe até 6,6 vezes de aumento da vida à fadiga), da lâmina d'água (melhorando 53x ao passar de 100 m para 500 m), da geração da sonda (melhora de 47 vezes entre uma sonda de 6<sup>a</sup> geração para uma de 3<sup>a</sup>). A inclinação do SCPS também foi avaliada até 1°, mas o seu efeito é negligenciável dentro dessa faixa.

Lim *et al.* [13] descrevem os vários fatores que influenciam na vida à fadiga de um SCPS, e propuseram uma matriz de testes enxuta (Figura 2.5) para cada locação, diminuindo o número de cenários a serem simulados de 16 (com os fatores escolhidos por eles) para apenas 5.

Soil Strength	Wellhead Stickup	Wellhead Lockdown (for Rigid Lockdown Wellhead)	Cement Around Conductor	Cement Around Surface Casing
Minimum	Nominal	Set	Nominal	Nominal
Maximum	Nominal	Set	Nominal	Nominal
Most Critical (Minimum or Maximum)	Highest	Set	Nominal	Nominal
	Nominal	Not Set	Nominal	Nominal
	Nominal	Set	Lowest	Nominal
	Nominal	Set	Nominal	Worst (Just Below 1 <sup>st</sup> Connector)

Figura 2.5: Proposta de [13] para os casos de carregamento a serem escolhidos

Haridstald & Haukanes [14] estudaram o efeito de uma modelagem

elástica do BOP. A conclusão a que eles chegaram é que a diferença de se considerar um BOP elástico e um BOP com rigidez infinita é pequena.

A importância da modelagem do solo foi percebida desde o início dos trabalhos modernos sobre fadiga em SCPS. Zakeri *et al.* [15,16] verificaram experimental e numericamente que a abordagem adotada pela API RP 2GEO era inadequada para estas análises. Eles fizeram testes em uma centrífuga simulando os carregamentos cíclicos laterais vindos do *riser* de perfuração e chegaram à conclusão que o solo tem uma rigidez inicial maior do que a API RP 2GEO prescreve (Figura 2.6).

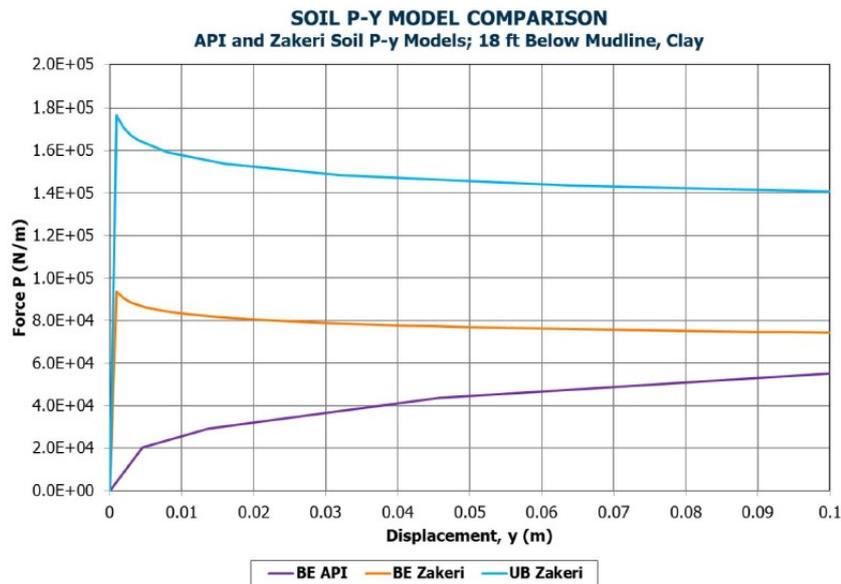


Figura 2.6: Comparação entre as molas p-y do modelo da API RP 2GEO e de [31]

Como forma de mitigação do problema, Sevillano *et al.* [17] demonstraram o conceito da ancoragem do BOP. A forma de atuação é na redução direta dos movimentos e, por consequência, esforços aplicados no SCPS (Figura 2.7).

## 2.3

### Metodologia para análise da vida à fadiga

Os primeiros passos para estabelecer uma metodologia bem definida para análise da vida à fadiga de SCPS foi dado por Reinås *et al.* [2]. Eles delinearam uma estratégia com três etapas, a saber:

1. Análise da resposta local do SCPS por meio de um modelo em elementos finitos;
2. Análise global em que a movimentação da sonda é levada em conta, com base em um estado de mar definido (ou seja, a descrição estatística da

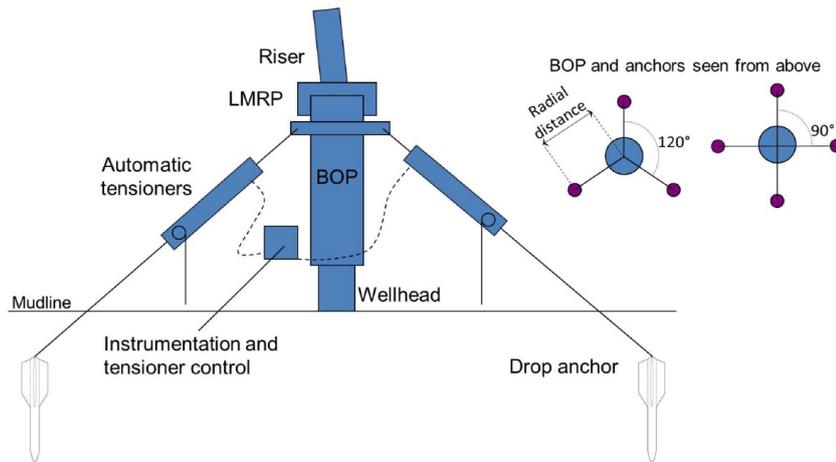


Figura 2.7: Sistema de ancoragem de BOP [17]

superfície livre do mar para determinadas condições de vento e ondulação do mar);

3. Cálculo do dano por fadiga acumulado, obtido a partir da curva S-N apropriada para cada *hotspot*.

A análise local consiste em um modelo axissimétrico tridimensional com uma seção de  $180^\circ$  do sistema (Figura 2.8). O modelo se estende até uma profundidade onde a tensão nos *hotspots* deixa de ser influenciada pelas condições de contorno inferiores, cerca de 50 m abaixo do leito marinho, onde é feita uma transição para elementos de viga. O contato entre alojadores deve ser incluído, por meio de um modelo simples de atrito de Coulomb. A resposta obtida é a relação entre carregamentos aplicados no topo e a tensão percebida nos *hotspots* para fadiga (*Stress Transfer Function* – STF), além das condições de contorno inferiores para o modelo global.

O resultado obtido é utilizado na próxima etapa, de análise global de *riser*. Simula-se o comportamento dinâmico da sonda e seu reflexo no SCPS para cada estado de mar relevante.

As condições de contorno inferiores consideram que o conjunto SCPS-solo pode ser reduzido a uma viga de comprimento  $H$  com uma mola não-linear posicionada na altura  $H_{st}$  (Figura 2.9) sem introduzir um erro significativo no que diz respeito ao comportamento dinâmico do sistema. O modelo deve contemplar, minimamente, a *flex joint* superior e todos os componentes do riser abaixo. Ao contrário de simulações de integridade de *riser*, a análise de fadiga demanda que a *flex joint* inferior seja modelada com uma rigidez não-linear, já que a premissa comum de utilizar a rigidez secante dela vai contra a segurança. Para obter um resultado estatisticamente significativo, cada evento simulado deve ter menos 1 hora de duração. Os momentos obtidos para este estado de

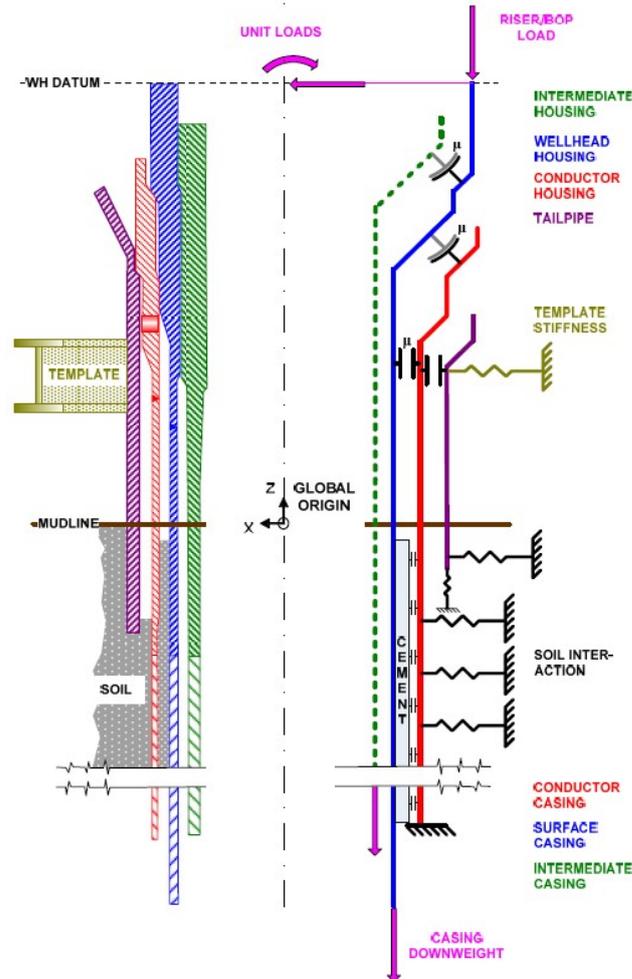


Figura 2.8: Modelagem local para um SCPS [2]

curta duração são submetidos a um algoritmo de contagem de ciclos (*rainflow counting*) que gera um histograma de curta duração das faixas de variação do momento (Figura 2.10). Este histograma de curta duração é convertido para um histograma da intervenção completa, utilizando a distribuição estatística dos estados de mar como peso para a média ponderada (Figura 2.11). Por fim, o dano por fadiga final é calculado, transformando-se os momentos em tensão por meio da STF e obtendo o dano acumulado com a curva S-N adequada para cada *hotspot*. Considera-se um acúmulo linear da fadiga, a chamada regra de Palmgren-Miner.

Há de se notar que esta análise leva em conta momentos fletores ocorrendo no plano de simetria do modelo. Caso seja levado em conta a direcionalidade da onda, serão necessários vários histogramas para representar pontos igualmente espaçados ao redor do SCPS (recomenda-se 16 pontos em [2]). Ele lembra que a análise também tem como premissa a perfeita verticalidade da instalação do SCPS, mas que o resultado ao se levar em conta desvios devem ser pouco significativos.

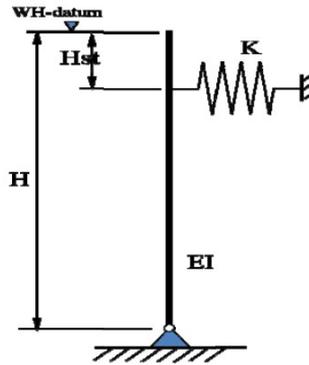


Figura 2.9: Condições de contorno inferiores para o modelo global [2]

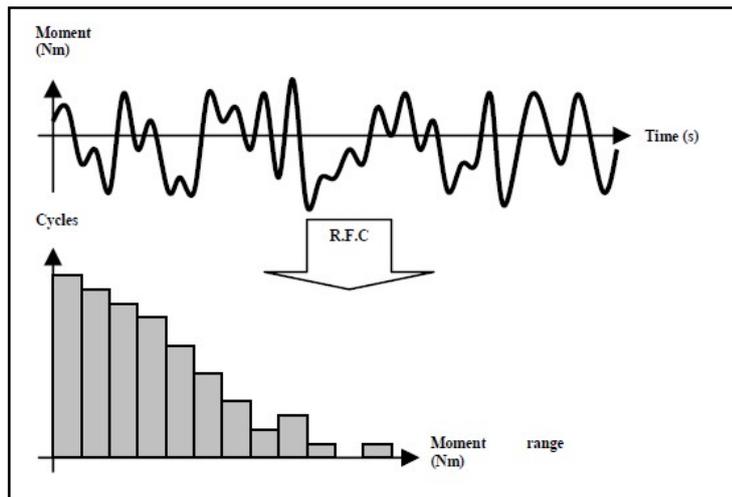


Figura 2.10: Contagem de ciclos para a simulação de um determinado estado de mar [2]

Grytøyr & Steinkjer [18] revisaram o tempo de simulação mínimo por meio de análise de incertezas com o método de *bootstrapping*. O resultado obtido, 600 s para sistemas com baixa não-linearidade, representa uma economia significativa de tempo de simulação.

Em Buchmiller *et al.* [19] é apresentada a noção de simulação em diferentes *tiers*, ou níveis de complexidade, quais sejam:

1. Análise de vigas acopladas – onde é utilizado um modelo único composto de vigas, indo da mesa rotativa aos revestimentos, para obter a resposta à fadiga do sistema;
2. Análise híbrida desacoplada – vigas e elementos 3D – é a análise descrita em maior detalhes em [2], que conta primeiro com uma análise local 3D do SCPS para alimentar o modelo de análise global de *riser*;
3. Análise baseada em mecânica da fratura e curva  $\varepsilon$ -N: uma análise baseada no *tier 2* mas com abordagens mais complexas para a questão da fadiga;



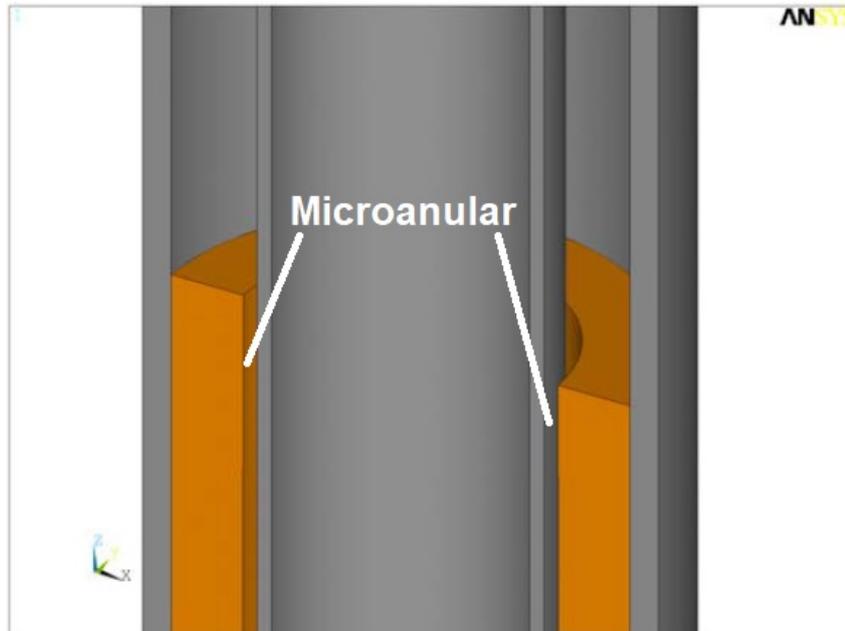


Figura 2.12: Parte do modelo local de SCPS, destacando o microanular formado entre cimento e revestimento de superfície [20]

Outro efeito explorado por eles foi a queda do nível da cimentação do revestimento de superfície. Vemos como o afastamento do ponto de fixação do revestimento de superfície da primeira solda aumenta a vida à fadiga (Figura 2.14).

Reinãs *et al.* [22] analisaram o efeito de uma falha por fadiga no SCPS. Eles observaram que a capacidade ao momento fletor sempre diminui, porém em casos específicos o BOP suporta maiores inclinações.

Buitrago *et al.* [23] apresentaram uma outra perspectiva sobre o processo. Em sua visão, a primeira etapa a ser cumprida é a análise global dos esforços e somente então a análise local. Em seu artigo, eles fornecem uma lista exaustiva de dados de entrada necessários para tal análise, e os passos detalhados para tal. É interessante notar que a abordagem para modelagem local é diferenciada, já que eles usam funções de restrição para manter o contato entre o ABP e o AAP. O artigo enumera os seguintes *hotspots* e provê um modelo para avaliar a fadiga dos conectores.

1. Conector entre AAP e BOP;
2. Solda entre ABP e revestimento condutor;
3. Solda entre AAP e revestimento de superfície;
4. Primeiro conector do revestimento condutor;
5. Primeiro conector do revestimento de superfície.

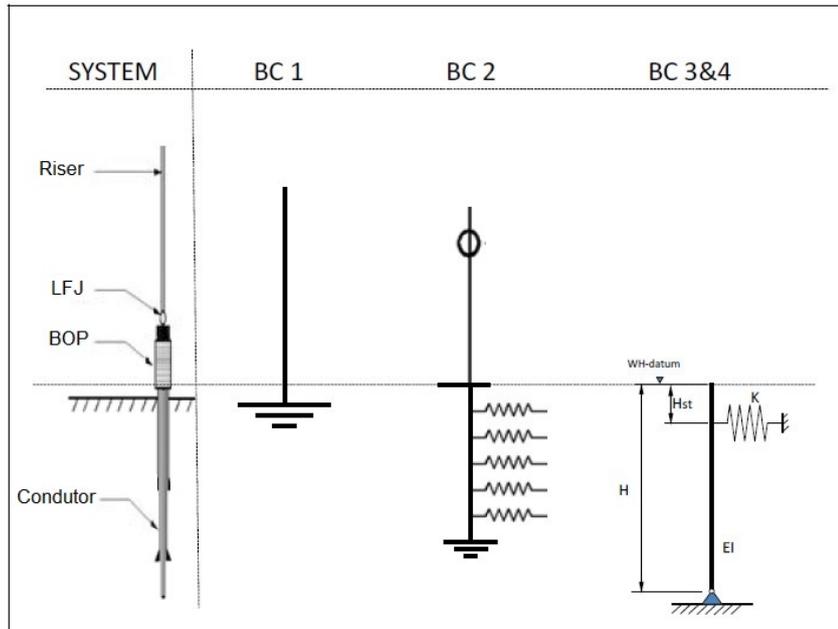


Figura 2.13: Condições de contorno inferiores para o modelo global [21]

Hørte *et al.* [24] iniciaram uma abordagem de confiabilidade estrutural para a análise de fadiga de SCPS. As incertezas que mais afetaram o resultado foram o nível de cimento, o carregamento global, a curva S-N e os fatores SCF. A probabilidade de falha obtida para um Fator de Segurança de 10 é de aproximadamente  $10^{-6}$  pela abordagem SORM. Macke *et al.* [25] continuaram estes estudos de confiabilidade no intuito de diminuir o conservadorismo da aplicação. Foi feita uma proposta de não se simular simultaneamente o pior caso para o nível de cimento com o pior caso para atrito em SCPS não-rígidas, utilizando ao invés disso dados com um ou dois desvios-padrão.

Holden *et al.* [26] buscaram uma maneira de simplificar o cálculo da vida à fadiga, já que ele pode levar semanas seguindo a metodologia convencional. Com base nos estudos já realizados pela Statoil, eles montaram um banco de dados e obtiveram uma equação para a vida esperada em dias de um projeto.

San Pedro *et al.* [27] analisaram as fontes de incerteza da previsão de fadiga em SCPS. Entre as incertezas de carregamento, uma pouco citada por outros artigos é o efeito de carregamentos médios não-nulos, como tensão axial, deslocamento da sonda e a corrente média. Quanto à incerteza da capacidade, existe a dúvida quanto aos procedimentos de soldagem, correções da tensão média, tolerâncias de fabricação.

Sunday *et al.* [28] apresentaram uma análise completa de fadiga, apontando os principais aspectos que precisam de cuidado. Eles também verificaram cenários hipotéticos em que há falha de um dos componentes. Neste caso, a conclusão foi que há tempo útil (cerca de 4 dias) até que o outro componente

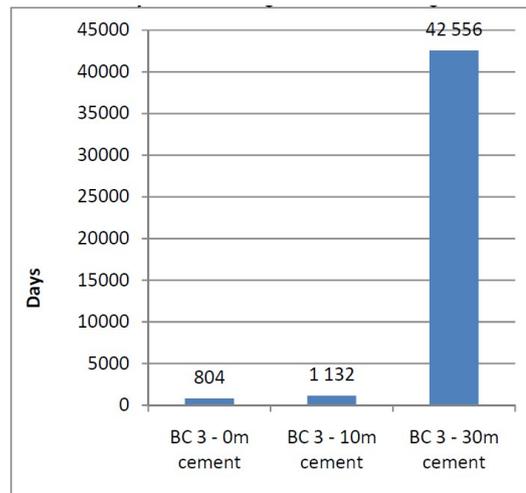


Figura 2.14: Efeito da queda do nível de cimento no interior do revestimento condutor [21]

falhe. Se um monitoramento de dados estiver sendo aplicado, será percebido uma mudança repentina no padrão de movimentos e medidas emergenciais de abandono do poço podem ser tomadas.

Williams [29] apresentou uma nova metodologia para cálculo das funções de transferência de tensão. Ele verificou que as cargas dinâmicas podem ser significativas, por isso propôs um método para obter as STF dinâmicas.

Williams *et al.* [30] mostraram como o cálculo do dano devido ao VIV depende das condições de simulação. A forma mais comum de simular VIV é considerar um único modo de *lock-on*, ou seja, quando a frequência de geração de vórtices se torna igual à frequência natural do sistema. Se considerarmos uma simulação com várias frequências de *lock-on*, a fadiga obtida passou a ser menor.

Grytøyr *et al.* [31] propuseram uma metodologia para calcular o momento fletor atuante no SCPS com base nas inclinações medidas no BOP e na tensão atuante acima da *Lower Flex Joint* (Figura 2.15), já que estas mostram uma boa correlação com o momento fletor. Além disso, para casos em que está disponível a aceleração linear ou angular do BOP, é possível obter um momento dinâmico, que captura melhor o comportamento real.

Jaiswal *et al.* [32] avaliaram a fadiga para o caso de um SCPS sem pré-carga entre o AAP e o ABP. Esse tipo de SCPS não possui um mecanismo para evitar o escorregamento do AAP no ombro de carga do ABP, permitindo assim uma rotação relativa entre eles. Foi feita uma comparação entre uma análise de *riser* 3D acoplada com diferentes métodos de desacoplamento. Os resultados dos modelos desacoplados foram menos conservadores que o da análise tridimensional. A explicação para isso se dá na derivação estática

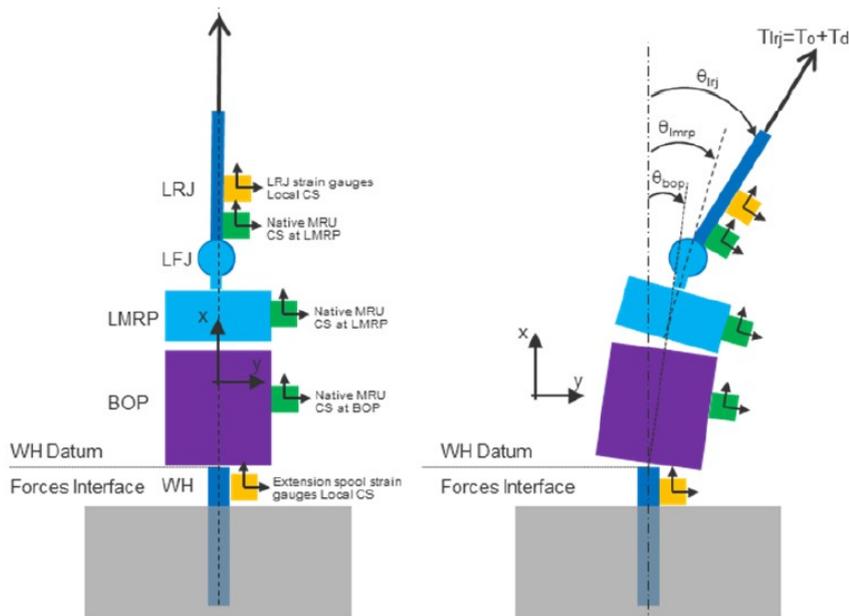


Figura 2.15: Esquemático para cálculo do momento fletor atuante no SCPS [31]

das curvas de transferência de carregamento para tensão, que são obtidas considerando uma razão constante entre momento e força cisalhante no SCPS. Ao utilizar os carregamentos provenientes de uma análise global dinâmica no modelo local do SCPS, os resultados se aproximam muito mais do *benchmark*.

Sevillano *et al.* [33–35] incluíram a análise térmica nestes estudos. A temperatura do SCPS aumenta durante a perfuração, já que a circulação de fluidos até o fundo do poço traz calor até a superfície. Esse efeito é significativo, levando a uma diminuição do dano à fadiga por um fator de aproximadamente 2 (Figura 2.16).

Healy *et al.* [36] lidaram com diversas modelagens para uma cabeça de poço com mecanismo de travamento rígido. Além da modelagem 3D como *benchmark* para os resultados, eles consideram elementos do tipo *Pipe In Pipe* (PIP) e uma viga composta. Eles observaram que os resultados para a viga composta era o mais conservador de todos, porém muitos programas somente fornecem essa opção de modelagem para a análise de *riser*.

Em uma segunda fase do JIP “*Structural Well Integrity*”, propôs-se uma mudança das práticas recomendadas em [5] com base nas discussões ocorridas desde a sua publicação. A DNV atualizou o documento, agora sob o código DNVGL-RP-E104, e suas principais novidades são explicadas por Aronsen *et al.* [37]. Agora, é necessário apenas uma análise local por modelo de SCPS aplicando as condições de contorno de [38], de onde se retira curvas M-N. É feito então uma análise global de *riser* considerando o condutor e superfície como uma viga composta (Figura 2.17). O resultado é pós-processado para divisão dos momentos entre revestimento condutor e de superfície e, no caso

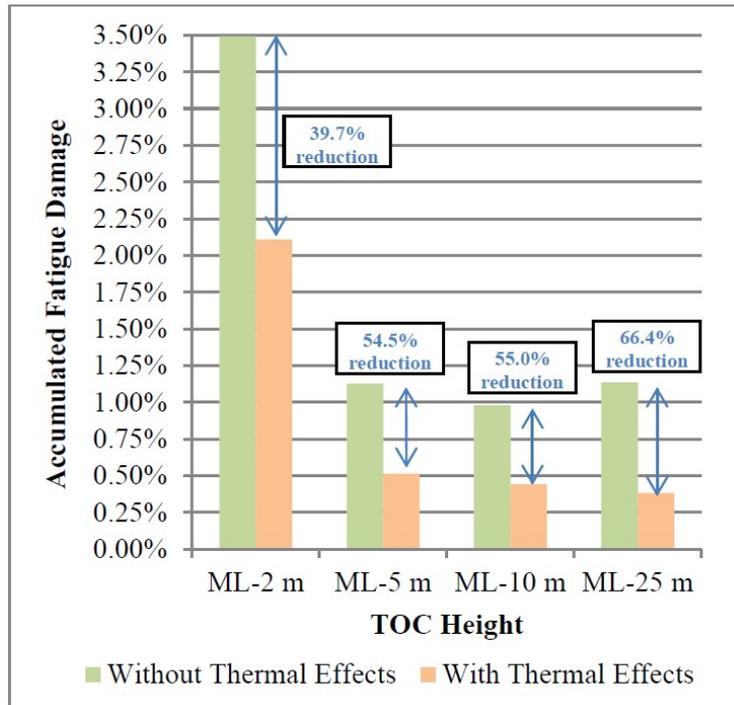


Figura 2.16: Influência dos efeitos térmicos na fadiga [33]

de alojadores sem pré-carga, consideração de ângulo adicional no revestimento de superfície.

## 2.4

### Validação da metodologia com dados experimentais

Russo *et al.* [39] chamaram a atenção para a necessidade de validação em escala real dos esforços transmitidos à cabeça do poço pelo *riser*. Eles comparam os resultados de uma análise global de *riser* não-calibrada com os resultados de uma campanha de medição da movimentação do SCPS (Figura 2.18) e concluíram que uma abordagem não validada é bastante conservadora. Entre os parâmetros que podem ser medidos para obter a resposta dinâmica do sistema, o mais preciso seria o uso de *strain gauges* para ter o momento fletor do SCPS. A seguir, temos a medição dos ângulos acima e abaixo da *flex joint* inferior, e a medição dos movimentos horizontais no SCPS, que foi a utilizada neste estudo. Um dos desafios para utilizar dados medidos é a presença de ruído no sinal, que pode levar a um acúmulo de fadiga substancial. É necessário filtrar esses sinais espúrios para uso dos dados. Além disso, é importante projetar o resultado em um certo número de planos para efetuar a contagem de ciclos *rainflow*.

Ward *et al.* [40] relataram outro caso em que se utilizou dados medidos para avaliação da fadiga. Neste caso, os sensores eram um *strain gauge* na parte superior do *riser* e seis acelerômetros próximos a *flex joint* inferior. Enquanto

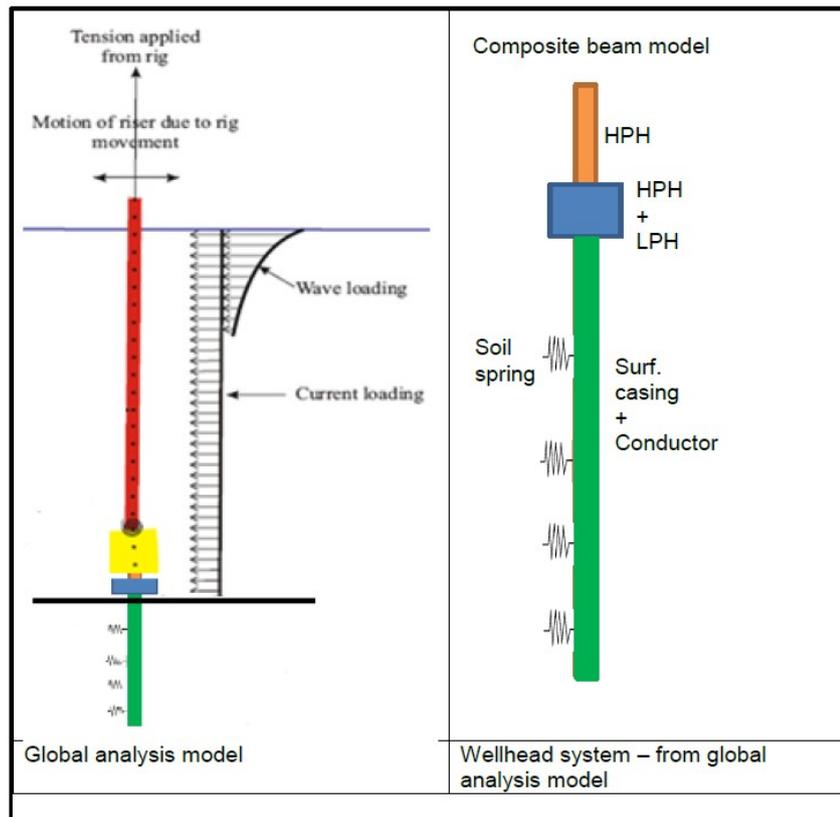


Figura 2.17: Modelagem global proposta em [37]

a previsão para o momento fletor foi conservadora, a previsão da aceleração no SCPS foi menor que a real. Um ajuste da rigidez do solo melhorou o resultado, mas não resolveu o problema completamente.

McNeill *et al.* [41] avaliaram a vibração dos *risers* devido ao VIV. Eles utilizaram sensores de vibração tanto no *riser* quanto no SCPS, e chegaram à conclusão de que correntes submarinas moderadas eram mais danosas ao SCPS que correntes de superfície fortes.

Howells *et al.* [42] apresentam os requisitos funcionais para o sistema de monitoramento, assim como as lições aprendidas em quatro campanhas em diferentes locais, onde se constatou a necessidade de verificação da robustez da instrumentação para obter uma solução coerente.

Myhre *et al.* [43] apresentam o resultado de uma perfuração monitorada com instrumentação completa. Além dos sensores no *riser* e BOP (como o LVDT mostrado na Figura 2.19), adaptou-se o condutor com *strain gauges* e foi feita uma adaptação do SCPS para permitir a mudança do pré-carregamento entre o ABP e AAP. O artigo entra em detalhes dessa adaptação e mostra alguns resultados importantes, como a mudança da distribuição do momento fletor entre revestimento condutor e de superfície quando há mudança na pré-carga entre os alojadores.

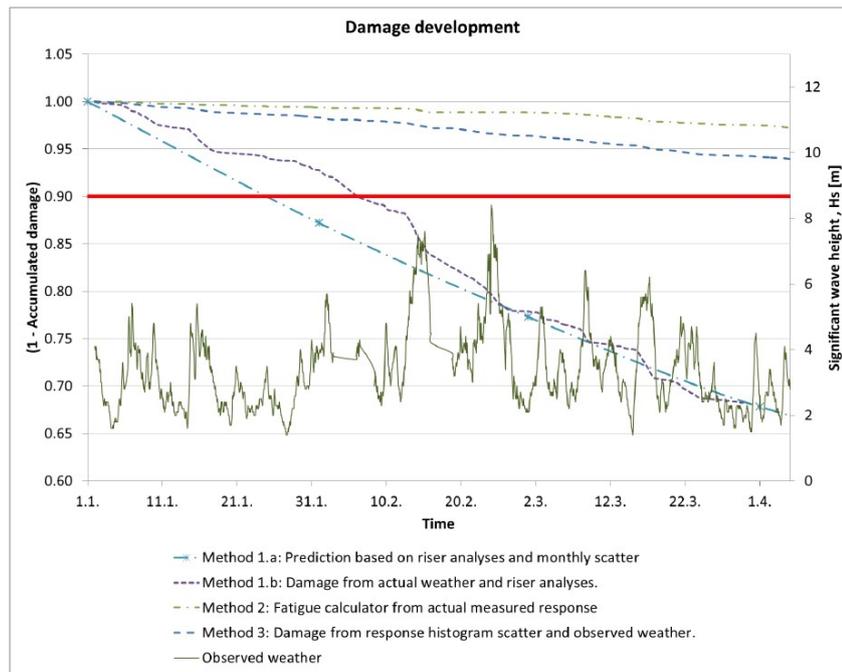


Figura 2.18: Comparação da previsão de fadiga em projeto com a mensurada [39]

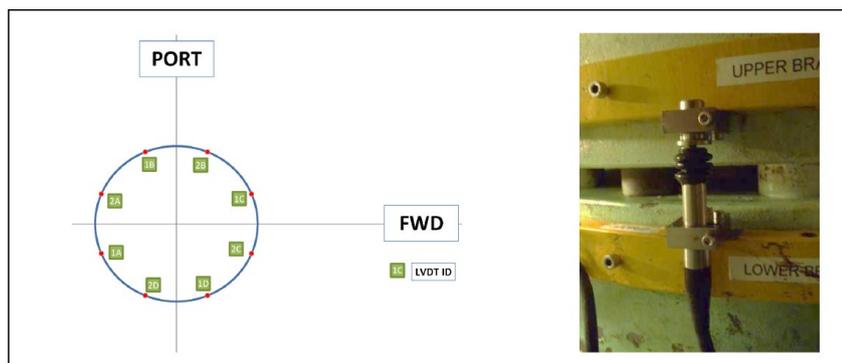


Figura 2.19: LVDT adaptado entre flanges do BOP [44]

Novas observações referentes a esse trabalho foram dadas por Grytøyr *et al.* [44,45]. Eles demonstraram que em lâminas d'água rasas, como o estudo de caso deles em 112 m de profundidade, a previsão da análise de *riser* pode ser ligeiramente não-conservativa quando se considera a direcionalidade das ondas. Em contraposição, quanto mais profunda a lâmina d'água, mais conservadores são os resultados.

Gauthier [46] apresentou um sistema de monitoramento *wireless*, com transmissão de dados por pulsos acústicos. Este sistema tem grande vantagem sobre outros em que os dados só podem ser obtidos após recolhimento do *data logger* por um ROV, já que trabalha com dados quase em tempo real. Existem sistemas de monitoramento à cabo (p. ex. [44]) que permitem uma transmissão de dados em taxa superior, porém a complexidade de instalação e custo são

bem maiores.

O uso de dados medidos para calibração do modelo de solo foi feita por Kannala [47], que comparou a resposta medida do *Lower Marine Riser Package* (LMRP) com a obtida no “*pluck test*”, ou seja, uma simulação em elementos finitos que obtém as características da vibração livre do LMRP após sofrer um deslocamento e ser solto. O resultado obtido por eles foi de que o modelo de Zakeri *et al.* [15, 16] se aproximava mais do mensurado.

Esta modelagem também foi avaliada por Russo *et al.* [48], auxiliando na comparação de qual método deve ser utilizado para calcular a fadiga com dados medidos. O método direto é o que usa deslocamentos e ângulos medidos, enquanto que o método indireto usa apenas os ângulos para calcular as forças atuantes no SCPS. O método direto mostrou-se bastante sensível à calibração do solo, sendo de pouca utilidade quando a mesma não foi feita.

Uma segunda abordagem para calibração dos dados de solo foi proposta por Mercan *et al.* [49], utilizando o ponto de rotação aparente do LMRP (Figura 2.20). Mais uma vez, o modelo de Zakeri *et al.* [15, 16] se mostrou mais próximo às medições (Figura 2.21).

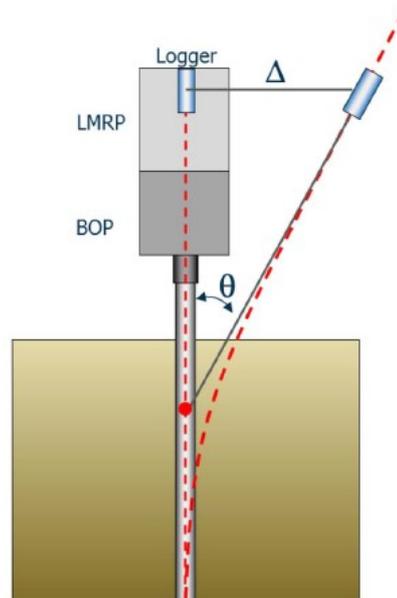


Figura 2.20: Ponto de rotação aparente do LMRP [49]

Gregersen *et al.* [50] também utilizaram dados monitorados para calibrar vários modelos de solo, observando a frequência natural e o ponto aparente de rotação do BOP. Eles concluíram que o modelo presente na API RP 2GEO superestima o ângulo do BOP, enquanto que os modelos de Jeanjean [51] e Zakeri *et al.* [15, 16] se aproximam muito mais do real, sendo o primeiro um pouco mais conservador.

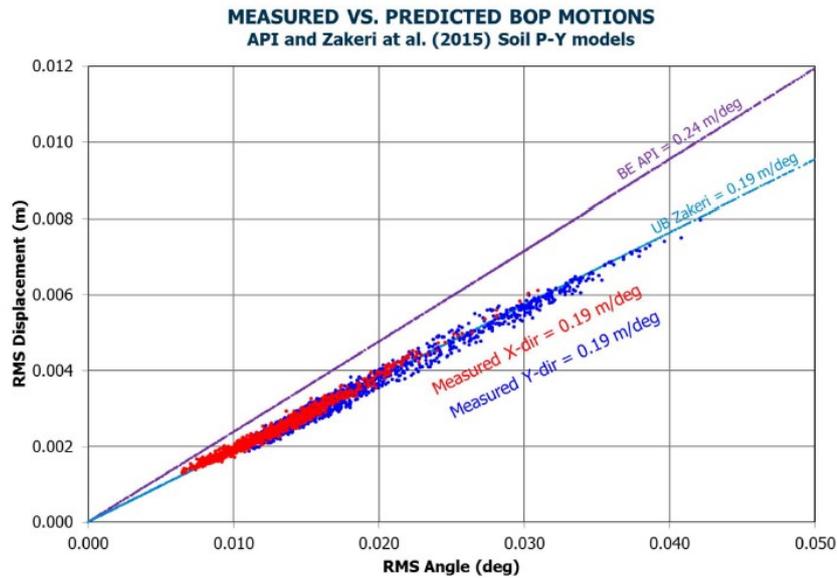


Figura 2.21: Calibração do modelo de solo com base no ponto de rotação aparente [49]

Ge *et al.* [52] e Kebabze *et al.* [53] trabalharam em um procedimento adicional para calibração do modelo. Eles incluíram a razão entre a densidade espectral da rotação do *riser* e a densidade espectral da rotação do LMRP para caracterizar a frequência natural do BOP. Com isso, conseguiram ajustar os parâmetros de solo e coeficientes hidrodinâmicos para obter resultados mais representativos.

O JIP “*Structural Well Integrity*” teve continuação, denominada “*Measurement Based Wellhead Fatigue*”. Mercan *et al.* [54] avaliaram os resultados obtidos até então, quando se analisou dados obtidos de forma consistente em 10 campanhas de cenários diversos. O JIP buscou separar os efeitos de ondas e VIV e, mesmo com todos avanços na predição dos carregamentos cíclicos, a discrepância entre previsão e medição chegou a uma ordem de grandeza em alguns casos.

## 3 Metodologia

Neste capítulo é apresentada a metodologia de simulação para obter a fadiga do SCPS em cada caso analisado. Primeiramente, apresentaremos a análise local do SCPS. Ao contrário do fluxo convencional de Aronsen *et al.* [37], o objetivo desta simulação não é obter os fatores de concentração de tensão dos *hotspots*, e sim avaliar a profundidade de degradação do solo marinho devido à aplicação de carregamentos no SCPS.

Após isso, mostraremos as análises globais, a partir das quais se obtém a tensão atuante em cada ponto do sistema e pode-se calcular a fadiga acumulada. Utilizou-se o programa Abaqus 2019 [55] para análise em elementos finitos, suplementado por *scripts* em Python para geração do modelo e tratamento de dados.

### 3.1 Análise Local

A análise local consiste em modelar em elementos finitos o sistema SCPS-solo, incluindo todos os detalhes necessários para obter os resultados desejados.

Como a análise local não será usada para definir concentradores de tensão, e sim para obter a resposta do solo à flexão do revestimento condutor, utilizaremos um perfil simplificado para o SCPS (Figuras 3.1 e 3.2), contendo apenas as principais transições de diâmetro do conjunto.

#### 3.1.1 Validação - viga engastada sujeita a momento fletor

Como primeiro passo na validação do modelo local, será verificada a equivalência entre a modelagem com elementos sólidos e uma modelagem com vigas composta (conforme proposto em [37]). A deflexão  $d$  de uma viga engastada sujeita a um momento fletor  $M_0$  é dada por

$$d = -\frac{M_0 x^2}{2EI} \quad (3-1)$$

onde  $M_0$  é o momento aplicado,  $x$  é a coordenada na viga a partir do engastamento,  $E$  é o módulo de Young do material e  $I$  é o segundo momento

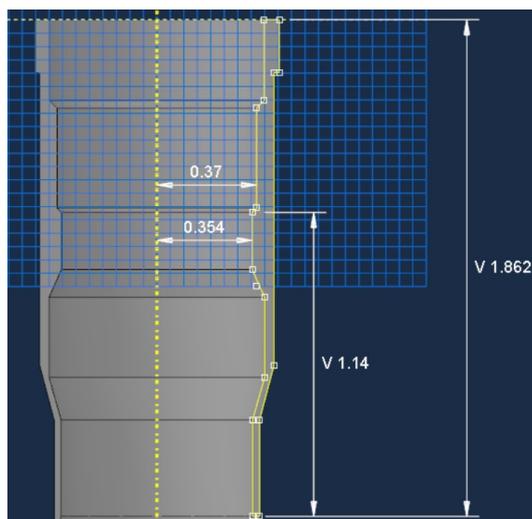


Figura 3.1: Perfil do ABP, com cotas em metros demonstrando a localização da primeira solda e do ombro de carga

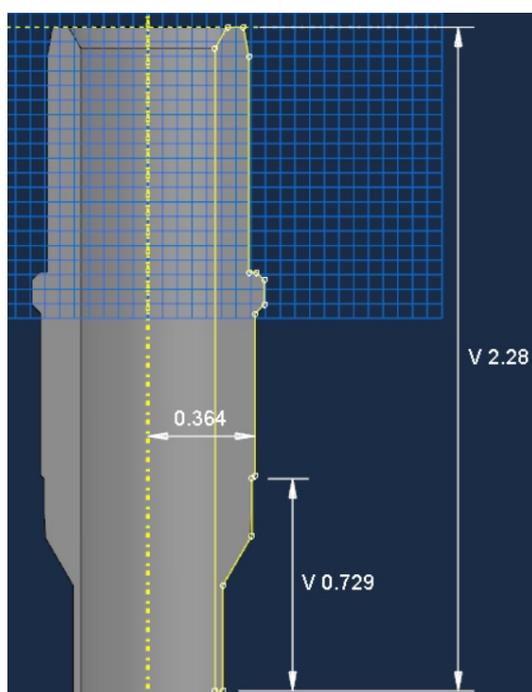


Figura 3.2: Perfil do AAP, com cotas em metros demonstrando a localização da primeira solda e do ombro de carga

de inércia da viga, calculado aqui pela soma dos respectivos momentos do revestimento condutor e de superfície.

O SCPS foi modelado considerando um revestimento condutor de 30" x 1" e um revestimento de superfície de 20" x 1", com comprimento total de 60 m. Utilizou-se uma seção de 180° com 15000 elementos C3D8R (elementos hexaédricos lineares), aproveitando a simetria do sistema. A Tabela 3.1 contém os parâmetros do modelo, e o resultado pode ser visualizado na Figura 3.3, onde

conclui-se que a abordagem produz um resultado satisfatório.

Tabela 3.1: Parâmetros para a obtenção da solução analítica dada pela equação (3-11)

$M_0$ [N.m]	L [m]	E [Pa]	I [m <sup>4</sup> ]
$20.0 \times 10^3$	60.0	$200.0 \times 10^9$	$5.115 \times 10^{-3}$

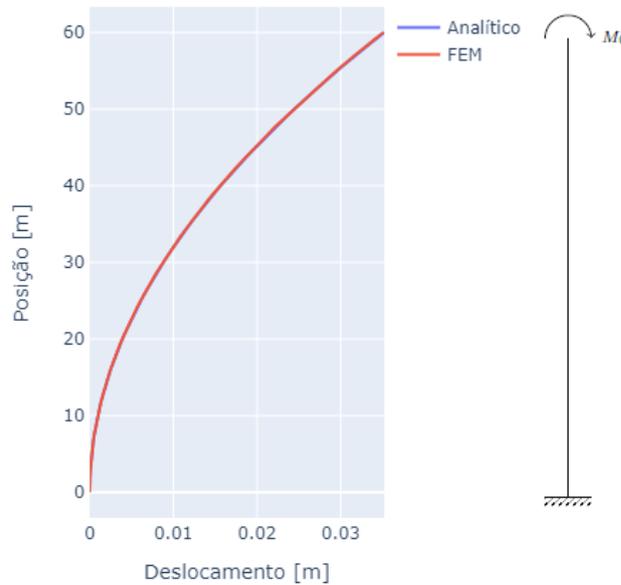


Figura 3.3: Validação do modelo de viga engastada

### 3.1.2

#### Validação - viga apoiada sobre fundação elástica

A próxima etapa foi validar a interação solo-revestimento. Aproveitando o modelo anterior, criou-se ao redor dele um meio elástico correspondente ao solo, estendendo-se por um raio de 30 vezes o do condutor, para evitar efeitos de borda. O modelo é análogo ao conhecido na literatura como viga apoiada sobre fundação elástica. Para a solução analítica, considera-se que o solo contínuo é equivalente a infinitas molas independentes de módulo  $k$ , a chamada hipótese de Winkler.

O módulo de Young do solo foi baseado na faixa fornecida em [56] para argilas moles,  $E_s = 20$  MPa. Considerando a aplicação instantânea do carregamento, o solo está em uma condição não-drenada, o que implica  $\nu_s = 0,5$ . Cabe notar que o valor de  $k$  não é igual a  $E_s$ , havendo na literatura várias correlações, sendo a de Biot [57] ainda uma das mais utilizadas, ou seja:

$$k = \frac{0.65E_s}{D(1 - \nu_s^2)} \left[ \frac{D^4 E_s}{EI} \right]^{1/12} \quad (3-2)$$

Não foi considerado atrito entre o solo e revestimento nesta simulação. Na Figura 3.4 temos a configuração final do sistema. A malha para o solo foi criada de modo que o elemento mais próximo do revestimento tem cerca de 5 cm e o mais distante 2 m. Aplica-se uma força lateral de 100 kPa no topo do AAP, obtendo o deslocamento do SCPS.

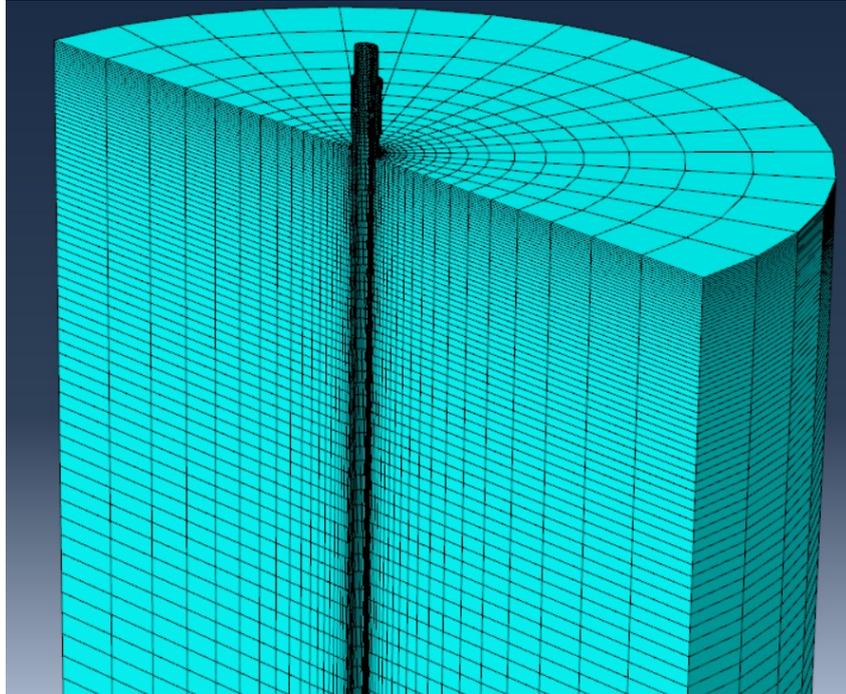


Figura 3.4: Malha estrutural para o problema da viga apoiada sobre fundação elástica

A solução analítica para este caso, quando há a consideração de que a viga é bastante extensa, pode ser encontrada em [58], e é expressa pela equação (3-3)

$$d = \frac{2P\mu}{kD} \exp(-\mu(L-x)) \cos(\mu(L-x)) \quad (3-3)$$

em que  $P$  é a força lateral,  $k$  é o módulo de rigidez do solo,  $D$  é o diâmetro da viga e  $\mu = \left(\frac{kD}{4EI}\right)^{1/4}$  é a rigidez relativa do solo.

O resultado pode ser conferido na Figura 3.5, onde vemos um comportamento bastante semelhante, com pequena divergência nas deflexões mínimas e máximas. Cabe destacar que a solução analítica ignora a interação entre molas vizinhas, por exemplo pelo cisalhamento, portanto uma pequena diferença dos resultados é esperada.

### 3.1.3 Modelo constitutivo para o solo

O solo é um material granular composto de partículas irregulares, que podem ou não apresentar coesão entre si. A complexidade do seu comporta-

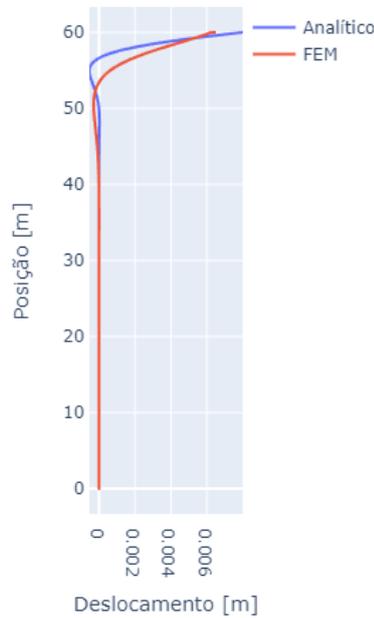


Figura 3.5: Validação do modelo de viga engastada apoiada em fundação elástica

mento mecânico deriva deste fato, já que a interação entre estas partículas inclui contato Hertziano, formação de cadeias de transmissão de força, rearranjo de partículas com a aplicação de tensões e o escoamento de fluidos em seus poros [58]. Alguns fenômenos que acontecem nesse contexto são a alta dependência da deformação ao histórico de tensões, o fato de haver dilatação ou contração com o cisalhamento e a existência do chamado “estado crítico”, deformação a partir da qual esse acoplamento entre deformação distorcional e volumétrica deixa de existir.

Tendo em vista a limitação computacional de simulações de meios granulares, buscaram-se modelos constitutivos baseados na mecânica do contínuo. As não-linearidades inerentes do solo passaram a ser representadas por meio da elasticidade não-linear [59], elastoplasticidade clássica [58] ou modelos incrementais de deformação [60].

Todos esses modelos tem em comum a adoção do princípio da tensão efetiva  $\sigma'$ , que postula que o comportamento de deformação do solo depende da pressão de poros  $u$  do solo:

$$\sigma' = \sigma - uI \tag{3-4}$$

As tensões atuantes podem ser divididas em uma parcela que contribui para a deformação volumétrica,  $p' = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$ , e uma parcela que causa a distorção da partícula,  $q = (3J_2)^{1/2}$ , onde  $J_2$  é o segundo invariante do tensor

de tensões desviatórias, dado por  $J_2 = \frac{1}{2} [(\sigma_1 - p)^2 + (\sigma_2 - p)^2 + (\sigma_3 - p)^2]$ .

Utilizaremos um modelo elastoplástico clássico. Como premissa básica, temos que qualquer deformação pode ser decomposta em sua parte elástica e sua parte plástica (Eq. 3-5):

$$\delta\epsilon = \delta\epsilon^e + \delta\epsilon^p \quad (3-5)$$

Portanto, o primeiro elemento para descrição do modelo constitutivo é seu comportamento elástico. No presente trabalho, ele é considerado isotrópico e linear, com módulo de Young correlacionado à resistência não-drenada ao cisalhamento  $S_u$ , dado por [56]:

$$E_u = 100S_u \quad (3-6)$$

A próxima definição é da superfície de escoamento, que delimita a região no plano de tensões que é elástica. Ela é matematicamente definida por uma função  $f(\sigma) = 0$ . Adotaremos o critério de Tresca, aplicável em carregamentos não-drenados como o nosso caso, onde trabalharemos com a deformação em curto prazo de argilas. A sua função de escoamento é dada por:

$$\frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) - S_u = 0 \quad (3-7)$$

Por fim, é necessário definir qual a deformação plástica a partir de um determinado estado de tensões. Para isto, utilizamos uma função potencial plástica  $g(\sigma)$ , definida de modo que

$$\delta\epsilon^p = \mu \frac{\partial g}{\partial \sigma} \quad (3-8)$$

A expressão para obter o incremento de tensão devido a qualquer incremento de deformação é dada pela seguinte expressão:

$$\delta\sigma = \left[ \mathbf{D} - \frac{\mathbf{D} \frac{\partial g}{\partial \sigma} \frac{\partial f^T}{\partial \sigma} \mathbf{D}}{\frac{\partial f^T}{\partial \sigma} \mathbf{D} \frac{\partial g}{\partial \sigma}} \right] \delta\epsilon \quad (3-9)$$

Uma hipótese comum para estudos em plasticidade é o uso de uma regra de fluxo associada, ou seja,  $f(\sigma) = g(\sigma)$ . Como consequência, os vetores de incremento da deformação são normais à superfície de escoamento atual. Aplicando esta regra para o critério de Tresca, temos que:

$$\begin{pmatrix} \delta\epsilon_1^p \\ \delta\epsilon_2^p \\ \delta\epsilon_3^p \end{pmatrix} = \mu \begin{pmatrix} 1 \\ 0 \\ -1 \end{pmatrix} \quad (3-10)$$

Com isso, a definição do modelo elastoplástico a ser utilizado está completa. Nota-se que a regra de fluxo não considera um parâmetro de encruamento, portanto é considerado um escoamento perfeitamente plástico.

## 3.2

### Análise Global

A análise global de *riser* consiste na simulação do comportamento dinâmico do sistema, modelando do topo do *riser* até determinada profundidade do revestimento condutor.

Como base do procedimento, utilizou-se a norma ISO/TR 13624-2 [61], a qual provê duas metodologias para a análise de *riser*. A metodologia mais adequada para o trabalho atual é a acoplada, que é ilustrada na Figura 3.6.

O sistema está sujeito a uma condição de contorno no topo, onde o *riser* é ancorado no *deck* de perfuração, representada pela transmissão dos movimentos da embarcação aos nós 2, 3 e 4 da Figura 3.6. A condição de contorno para a base é o engastamento do revestimento condutor, conforme visto no nó 20 da Figura 3.6).

Os elementos 7 representam o sistema tensionador, e são modelados por meio de uma mola não-linear que provê força constante até atingir o curso máximo das linhas do tensionador, quando é considerado que as linhas começam a ser tracionadas e a rigidez da mola é aumentada.

Para os elementos entre os nós 3 e 20, representando as várias seções do *riser*, BOP, SCPS e revestimentos, foi escolhido o elemento do tipo PIPE31H. Ele representa uma viga de Timoshenko tridimensional, linear, com suporte a carregamentos de pressão externa e interna (exercidos pela coluna d'água e pelo fluido de perfuração, respectivamente) e com maior estabilidade para colunas muito delgadas.

Os elementos 18 são uma simplificação da representação contínua do solo, conhecida como hipótese de Winkler. O solo passa a ser considerado um conjunto de molas não-lineares independentes.

Nas seções a seguir, será detalhado o cálculo da movimentação da embarcação, das forças hidrodinâmicas, das molas do solo e, por fim, como é feito a contabilização da fadiga em cada caso.

#### 3.2.1

##### Movimentos da Embarcação

A seção a seguir é baseada no livro de Massel [62] sobre ondas oceânicas, exceto quando indicado.

O ponto de partida para descrição de um mar irregular é a descrição individual de suas ondas. Neste trabalho, utilizaremos a formulação mais simples para ondas, ou seja, a teoria linear de Airy [62]. Nela, a elevação  $\zeta$  de uma onda sendo propagada na direção  $\theta$  em relação ao eixo  $x$  é dada por (3-11):

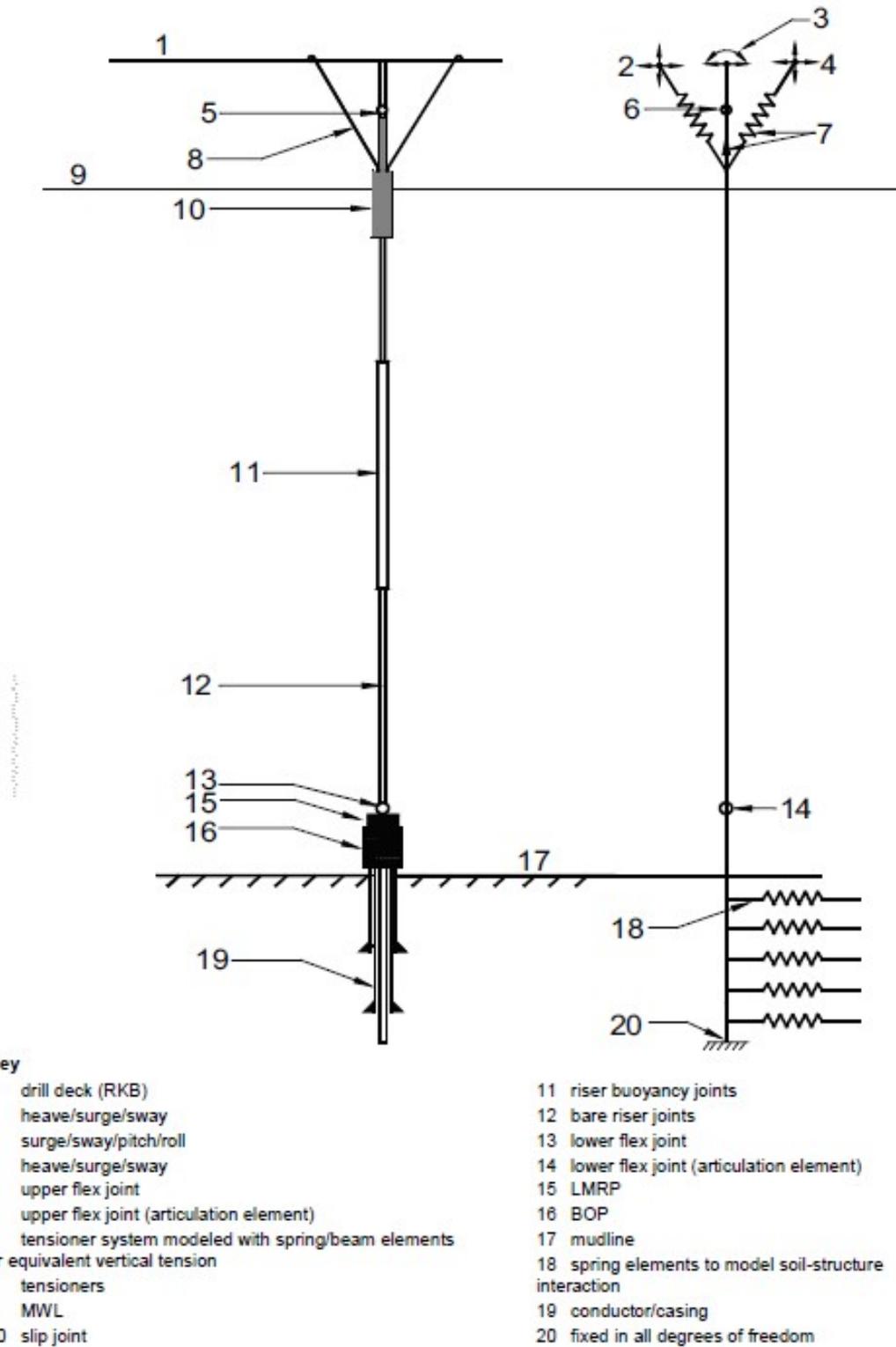


Figura 3.6: Esquema de uma análise de *riser* acoplada, indicando os vários componentes do sistema [61]

$$\zeta(x, y, t) = a \cos [k(x \cos \theta + y \sin \theta) - \omega t + \varphi] \quad (3-11)$$

em que  $a$  é a amplitude da onda,  $\varphi$  é a fase e  $k$  é o número de onda, calculado

por:

$$\omega^2 = gk \tanh(kh) \tag{3-12}$$

Podemos aplicar o princípio da superposição (equação 3-13) para obter a elevação total do mar, obtido a partir do somatório das elevações de cada onda (Figura 3.7).

$$\zeta(x, y, t) = \sum_{n=1}^N a_n \cos[k_n(x \cos \theta_n + y \sin \theta_n) - \omega_n t + \varphi_n] \tag{3-13}$$

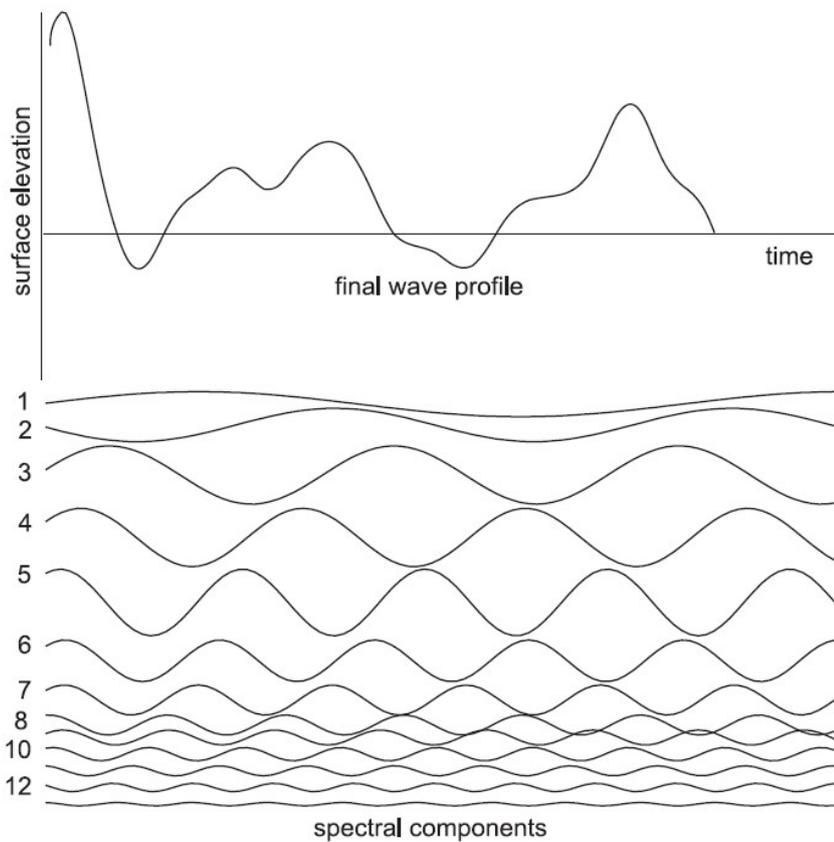


Figura 3.7: Superposição de ondas para compor elevação do mar [62]

A distribuição de energia das ondas no domínio da frequência é dado pelo espectro de frequência  $S(\omega)$ . Entre os mais utilizados está o espectro de Pierson-Moskowitz, que representa um mar totalmente desenvolvido (isto é, ondas que estão a uma grande distância do seu ponto de origem) e o espectro JONSWAP, que inclui ondas ainda em desenvolvimento. O espectro JONSWAP é dado pela expressão:

$$S(\omega) = \beta H_s^2 T_p^{-4} f^{-5} \exp \left[ -\frac{5}{4} \left( \frac{f}{f_p} \right)^{-4} \right] \gamma^\delta \quad (3-14a)$$

$$\gamma = 3.3 \quad (3-14b)$$

$$\beta = \frac{0.06328(1.094 - 0.01915 \ln \gamma)}{0.230 + 0.0336\gamma - \frac{0.185}{1.9+\gamma}} \quad (3-14c)$$

$$\sigma = \begin{cases} 0.07 & \text{se } f < f_p \\ 0.09 & \text{se } f > f_p \end{cases} \quad (3-14d)$$

$$\delta = \exp \left[ -\frac{1}{2} \left( \frac{\frac{f}{f_p} - 1}{\sigma} \right)^2 \right] \quad (3-14e)$$

em que  $H_s$  é a altura de onda significativa, ou seja, a média do 1/3 superior das medições de altura de onda para um determinado intervalo de tempo.  $f_p$  e  $T_p$  representam a frequência de pico e seu respectivo período onde a energia da onda atinge seu máximo.

Para a simulação da amplitude de ondas de acordo com a equação 3-3, considerando  $N$  ondas, divide-se o intervalo de frequências de interesse em  $N$  faixas de largura  $\Delta\omega$ , a partir da qual as amplitudes individuais são calculadas por  $a_n = (2S(\omega)\Delta\omega)^{1/2}$ . As fases  $\phi_n$  são geradas aleatoriamente para cada onda, no intervalo  $]-\pi, \pi[$ .

A amplitude total obtida  $A$  é utilizada para o cálculo dos deslocamentos (*surge, sway e heave*) e rotações (*roll, pitch e yaw*) da embarcação (Figura 3.8), por meio do *Response Amplitude Operator* (RAO).

O RAO fornece, para cada amplitude  $A$  e direção de incidência de onda, um coeficiente  $R_m$  e uma fase  $\phi_m$  de resposta para cada um dos seis graus de liberdade da embarcação  $\alpha_m$  [63]. Como estamos utilizando o princípio da superposição de ondas, é necessário calcular a resposta conjunta delas pela seguinte expressão:

$$\alpha_m = \sum_{n=1}^N R_m a_n \cos(\omega_n t + \varphi_n - \phi_m) \quad (3-15)$$

### 3.2.2

#### Forças Hidrodinâmicas

A dinâmica de corpos submersos leva em conta algumas forças adicionais que surgem devido à interação fluido-estrutura.

A oscilação forçada do corpo provoca a formação de novas ondas, que se propagam a partir do corpo. A integração das pressões oscilantes sobre a superfície do corpo fornece as forças dinâmicas associadas com a inércia do

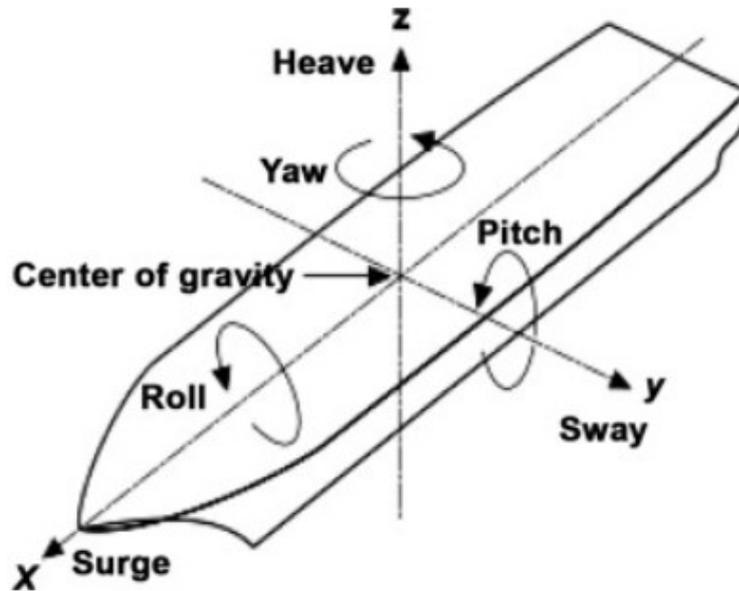


Figura 3.8: Movimentos característicos de uma embarcação [63]

fluido, amortecimento hidrodinâmico e arraste. As forças restauradoras tem uma natureza estática, já que sua origem é dada pela distribuição de massa e empuxo [63].

A equação de Morison (Eq. 3-16) é comumente utilizada para aproximar essas forças em estruturas cilíndricas circulares. A força resultante em uma seção de diâmetro  $D$  e largura  $dz$  é dada por

$$dF = \frac{1}{2}\rho C_D D dz |v_{rel}| v_{rel} + \rho \frac{\pi D^2}{4} dz (C_M a_f + C_A a_c) \quad (3-16)$$

em que  $v_{rel}$  é a velocidade relativa entre o fluido e a estrutura,  $a_f$  e  $a_c$  são as acelerações do fluido e do cilindro,  $C_D$  é o coeficiente de arrasto,  $C_A$  é o coeficiente de massa adicionada e  $C_M$  é o coeficiente de inércia do fluido.

Para nossas simulações, todas essas forças são calculadas pelo módulo AQUA do Abaqus. Deve-se acrescentar a seguinte palavra-chave no arquivo *.inp* de descrição do modelo:

```

1 *AQUA
2 seabed elevation, free surface elevation, gravitational
   constant, fluid density
3 X-velocityfluid, Y-velocityfluid, Z-velocityfluid, elevation, X
   -coord, Y-coord
4
5 *WAVE, TYPE=AIRY
6 amplitude, wavelength, phase angle, x-direction cosine, y-
   direction cosine

```

A linha 1 ativa o módulo AQUA. A única linha obrigatória após isso é a linha 2, que contém definições básicas para localização da região submersa. A linha 3 contém a definição de uma corrente constante, e pode ser repetida para diferentes elevações e coordenadas. Por fim, as linhas 5 e 6 definem as propriedades de uma onda de primeira ordem, e pode ser repetida para obter a superposição de várias ondas.

Também devem ser ativados os carregamentos de arrasto e inércia do fluido, definidos respectivamente por:

```

1 *DLOAD
2 element number or set, FI, M, D, $C_M$, $C_A$
3
4 *DLOAD
5 element number or set, FDD, M, D, $C_D$

```

FI e FDD são as palavras-chave para o tipo de carregamento, M é uma amplitude aplicada ao mesmo e D é o diâmetro externo efetivo do cilindro. O coeficiente de inércia do fluido normalmente assume o valor de  $C_M = 1 + C_A$ .

### 3.2.3 Modelagem do Solo

Como visto em [49–51], o modelo constitutivo adotado para o solo é de extrema importância. Seguindo as recomendações de [61] e para tornar o modelo tratável, consideramos molas  $p - y$  não-lineares ( $p$  é a força exercida pelo solo e  $y$  o deslocamento horizontal) ao invés da modelagem contínua do solo.

O modelo de Zakeri *et al.* [15, 16] é o que vem apresentando resultados mais bem calibrados na literatura. A expressão para o cálculo de  $p - y$  é dado por:

$$p = 0.67\Delta ZDN_P S_u (y/D)^{0.03} \quad (3-17a)$$

$$N_P = 12 - 4 \exp(-\zeta(z/D)) \quad (3-17b)$$

$$\zeta = \begin{cases} 0.25 + 0.05\lambda & \text{se } \lambda = \frac{S_{u0}}{S_{u1}D} < 6.0 \\ 0.55 & \text{se } \lambda \geq 6.0 \end{cases} \quad (3-17c)$$

sendo que a resistência do solo é da forma  $S_u = S_{u0} + S_{u1}z$ .

Para cada segmento de comprimento  $\Delta Z$  do condutor, calcula-se em seu ponto médio os pares  $p - y$ , que são utilizados na definição do conector tipo AXIAL representando a mola de solo nesta profundidade.

### 3.2.4

#### A simulação e contabilização da fadiga

Cada simulação de estado de mar tem duração de 600 s, e é feita por meio de uma simulação dinâmica implícita. O resultado é uma série temporal das tensões atuantes no sistema, como exemplificado na Figura 3.9.

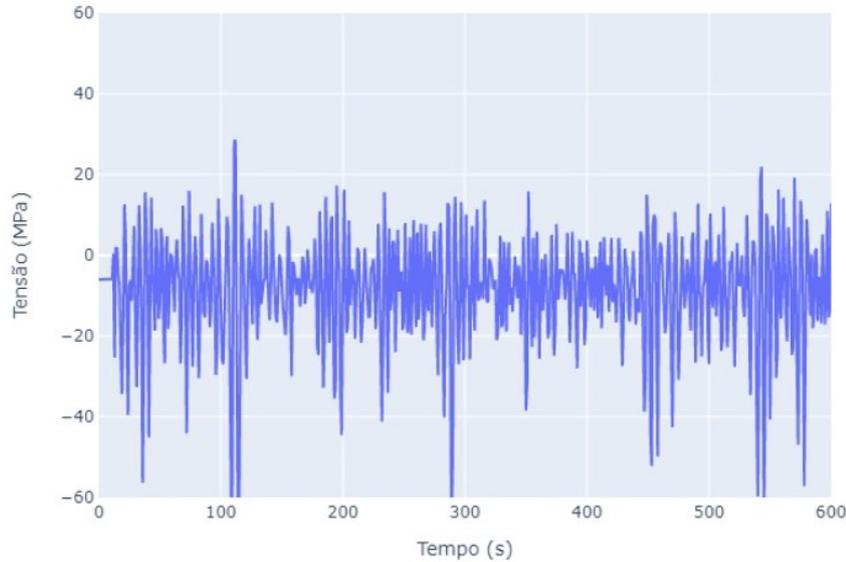


Figura 3.9: Possível série temporal de tensões para um estado de mar específico

A partir dessa série, é possível extrair os ciclos para contagem da fadiga. Como temos uma série irregular de picos e vales, é necessário utilizar o algoritmo de *rainflow* 3.10, implementado no código [64] de acordo com a norma ASTM E1049-85.

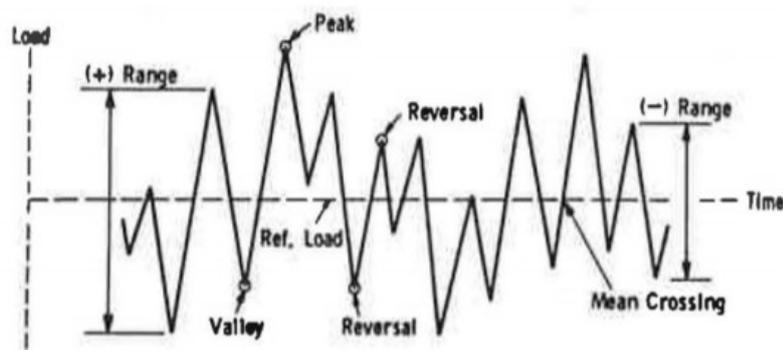


Figura 3.10: Contagem de intervalos - ASTM E1049-85

A distribuição estatística para o estado de mar em um determinado período pode ser representada na matriz de dispersão de ondas, uma tabela contendo a contagem de cada estado de mar (Tabela 3.2).

Tabela 3.2: Matriz de dispersão de ondas para o trabalho

$H_s \backslash T_p$	5	7	9	11	13	15
0,5	318	532	274	142	91	50
1,5	6084	13526	12173	3275	1153	377
2,5	1393	11943	6694	5353	3040	785
3,5	5	1954	1872	817	1135	641

O resultado final é obtido pela média ponderada do dano pela probabilidade de ocorrência de um estado de mar. Para cada gráfico, ele será normalizado com base no menor dano mostrado.

## 4

# Resultados e Discussões

Neste capítulo serão apresentados os resultados finais da análise local e global, começando sempre pela definição dos dados utilizados.

### 4.1

#### Análise Local

##### 4.1.1

##### Dados

Como mencionado no capítulo anterior, o objetivo da análise local feita neste trabalho é ter uma estimativa da zona danificada após a aplicação de um momento fletor menor ou igual ao admissível para o conector do AAP.

Vamos analisar dois solos tipicamente encontrados nas bacias *offshore* brasileiras. O primeiro é um solo normalmente consolidado, representado pela curva de resistência ao cisalhamento  $S_u = 1.3z + 1.0$ , sendo  $z$  em metros e  $S_u$  em kPa. Também trataremos de um solo que já passou por um processo de sobreconsolidação e apresenta uma curva de  $S_u = 2.5z + 5.0$ . O primeiro solo, por consequência da equação (3-6), é menos rígido que o segundo.

Quanto aos parâmetros elásticos, são calculados pontualmente pela Equação 3-6. O coeficiente de Poisson teoricamente é 0.5, mas o seu uso no programa ABAQUS necessita de um elemento especial cuja convergência da solução foi muito mais demorada. Por este motivo, escolheu-se trabalhar com o valor aproximado de 0.48 e usar elementos convencionais.

O modelo de plasticidade utilizado foi o de Tresca, com cisalhamento máximo permitido de  $\tau_{max} = S_u$  para cada profundidade.

O sistema modelado estende-se até a profundidade de 60 m. A malha de elementos finitos utiliza a mesma premissa que a malha mostrada na seção 3.1.2. Para o condutor, a parte inferior é considerada engastada. Já para o revestimento de superfície, aplica-se o peso do revestimento abaixo de 60 m, escolhido como 1,5 MN, que é aproximadamente o peso flutuado de 800 m de revestimento de 20" com 200 m cimentados.

O estudo avaliou a deformação permanente para a aplicação de momento no topo do AAP, correspondentes a 25%, 50% e 100% do carregamento máximo

$M_0$  fornecido pelo fabricante de um determinado modelo de SCPS, resultando nos casos da tabela 4.1.

Reese *et al.* [65] estudaram qualitativamente a formação de *gaps* em fundações sujeitas a carregamento cíclico. Eles observaram que o *gap* é aumentado com o número de ciclos, devido à ação erosiva da água que é expulsa com o movimento da coluna. Com base nesta conclusão, consideramos que qualquer deformação permanente acima de um limite (arbitrado em 1 mm neste trabalho) vai sofrer erosão suficiente para que o condutor não interaja mais com o solo. Na simulação, isto foi obtido não criando as molas p-y até determinada profundidade.

Tabela 4.1: Carregamentos para análise local

Carregamento	Valor [ $N.m$ ]
25% $M_0$	$812.5 \times 10^3$
50% $M_0$	$1.625 \times 10^6$
100% $M_0$	$3.250 \times 10^6$

#### 4.1.2 Resultados

As Figuras 4.1 e 4.2 apresentam os resultados da análise local do dano ao solo. Para o solo menos rígido, temos uma deformação significativa quando 100% de  $M_0$  é aplicado, com degradação da capacidade lateral do solo até a profundidade de 4,59 m, com uma abertura máxima de 1,7 cm após aplicação da carga total.

Já para o solo mais rígido, essa profundidade de degradação é menor, de cerca de 0,59 m (Figura 4.2), com abertura máxima de 3,2 mm. Entretanto, conforme veremos adiante, isso não acarreta necessariamente em um menor efeito final.

Demonstra-se como a aplicação de um momento fletor, mesmo dentro da capacidade de carga do AAP, resulta em uma deformação permanente do solo, criando um espaço anular entre o revestimento e o solo.

Com base nestas profundidades, escolhemos a profundidade de degradação para as simulações de 2, 4, 6 e 8 m. Apesar de nossa análise indicar que, para o solo mais rígido, os três últimos casos não deveriam ocorrer, manteve-se a simulação deles para efeitos comparativos.

#### 4.2 Análise Global

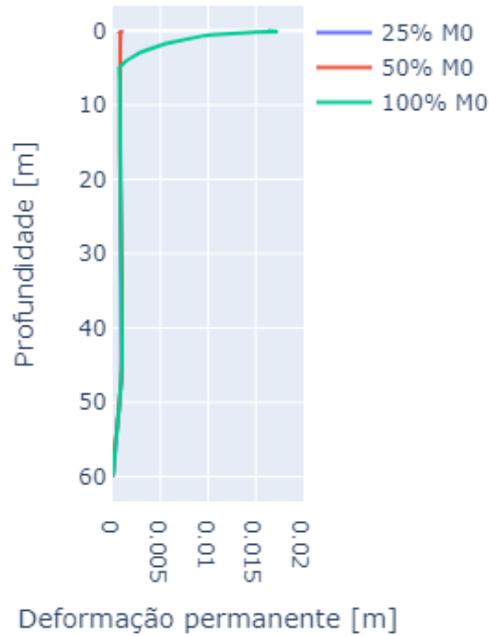


Figura 4.1: Deformação permanente do solo com menor rigidez após aplicação de esforço variável

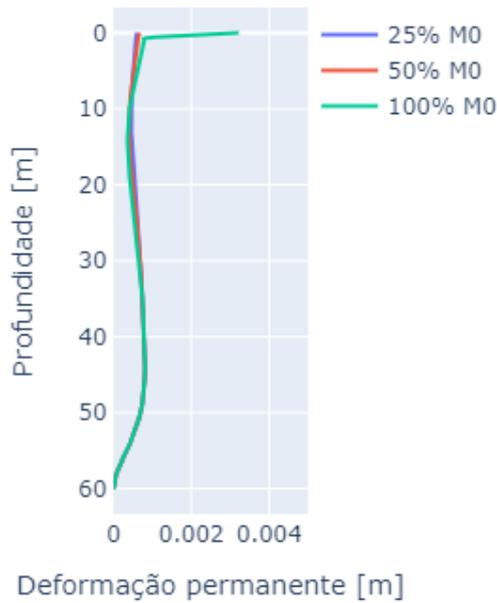


Figura 4.2: Deformação permanente do solo com maior rigidez após aplicação de esforço variável

#### 4.2.1 Efeito da degradação do solo: Análise estática

Para demonstrar o efeito geral da degradação do solo sobre os esforços resultantes, realizou-se uma série de simulações considerando a aplicação de momento fletor de 3,25 MN.m após a retirada das molas de solo corresponden-

tes à profundidade de degradação.

Começando pelas Figuras 4.3 e 4.4, onde vemos os deslocamentos resultantes para os dois solos considerados para o presente trabalho. Para ambos os casos, os deslocamentos no topo do AAP aumentam com a degradação do solo, sendo maiores quando o solo é menos rígido. A diferença entre os deslocamentos observados sem degradação até 2 metros é menor para o solo menos rígido, já que a contribuição desta camada inicial é baixa nele.

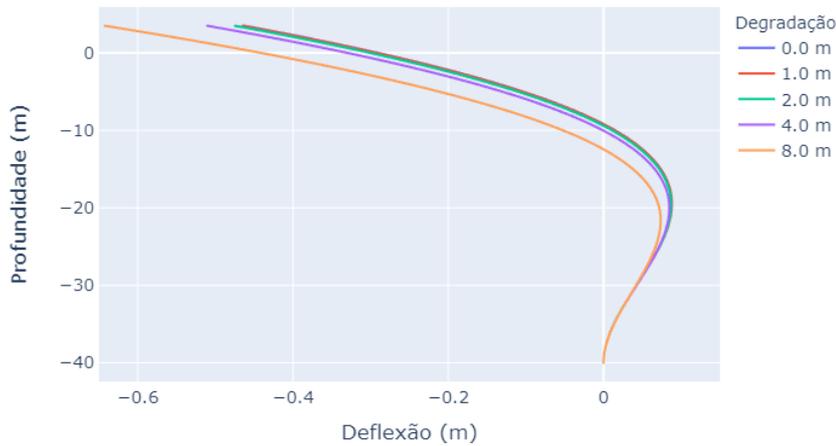


Figura 4.3: Deslocamento para o solo menos rígido

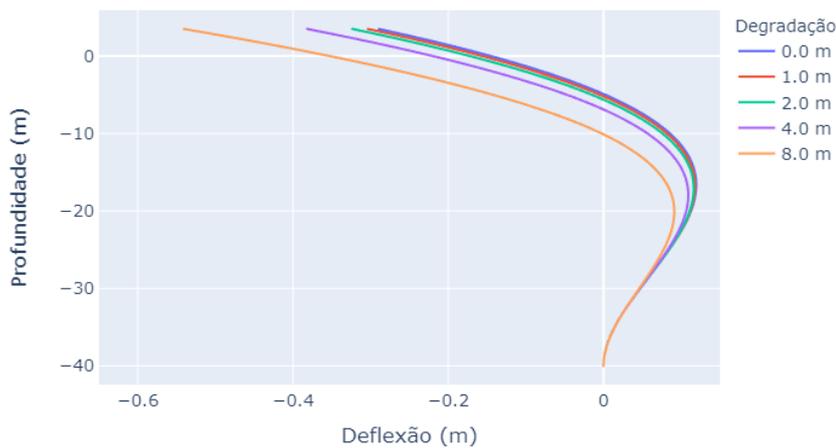


Figura 4.4: Deslocamento para o solo mais rígido

Já nas figuras 4.5 a 4.6 temos a influência da degradação sobre a tensão axial resultante no revestimento. Nota-se mais uma vez que o comportamento do solo menos rígido é pouco influenciado por uma degradação de até 2 metros. Para ambos os casos, o aumento da degradação provoca um aprofundamento

do ponto com maior carregamento, assim como o aumento do valor de tensão. A profundidade de maior tensão é sempre menor para o solo mais rígido, mas ela fica bem mais próxima do solo menos rígido com o aumento da degradação.

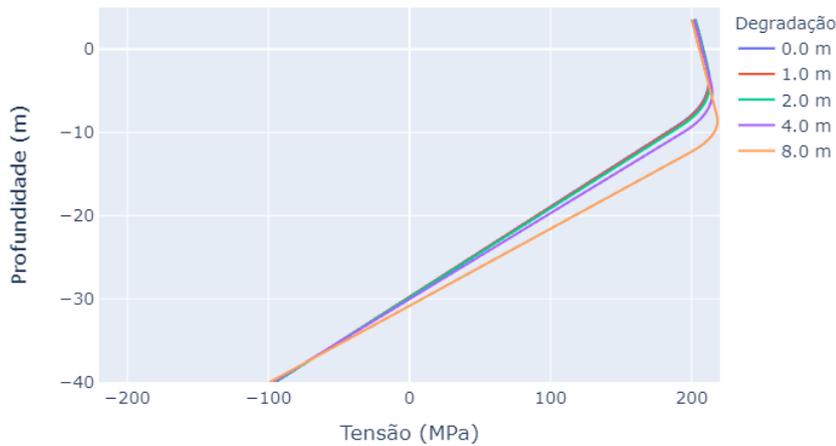


Figura 4.5: Tensão no condutor para o solo menos rígido

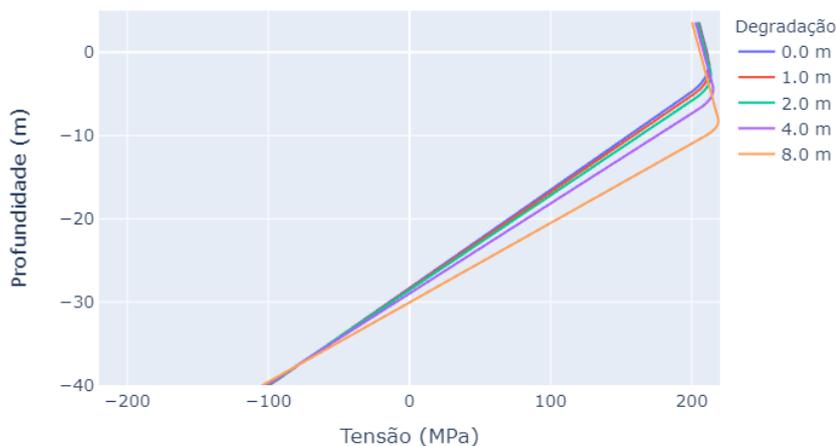


Figura 4.6: Tensão no condutor para o solo mais rígido

Na Figura 4.7 ampliamos a Figura 4.5 para mostrar um dos principais pontos desta dissertação. O fato de haver mudança na distribuição dos carregamentos com a degradação (podendo aumentar a tensão próximo a um *hotspot*) e a grande variação da vida à fadiga em relação ao carregamento cíclico observado podem influenciar o dano por fadiga no SCPS, e é justamente para quantificar essa influência que tratamos do problema dinâmico na próxima subseção.

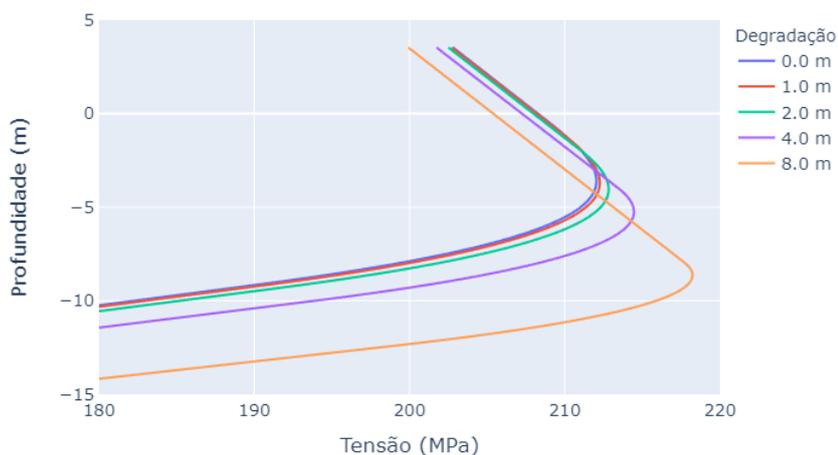


Figura 4.7: Tensão para o solo menos rígido

#### 4.2.2

##### Efeito da degradação do solo: Análise dinâmica

Por fim, avaliamos o efeito da deformação plástica pós-carregamento sobre a vida à fadiga do SCPS.

Primeiramente, vamos avaliar o efeito de uma mudança de solo. O modelo utilizado será de um poço em águas profundas, com 500 m de lâmina d'água. A medida correspondente a cada parte do conjunto é dada na Tabela 4.2, assim como os diâmetros interno e externo, o peso flutuado e os coeficientes hidrodinâmicos.

Tabela 4.2: Parâmetros para cada segmento do riser, BOP, SCPS e revestimentos

Segmento	Topo [m]	Base [m]	Raio Externo [m]	Espessura [m]	Peso flutuado [kN]	$C_A$	$C_D$
Diverter	31.65	28.68	0.781	0.0254	11.640	-	-
UFJ	28.68	28.68	-	-	54.491	-	-
Barril Interno da Junta Telescópica	28.68	7.05	0.267	0.0159	135.58	-	-
Barril Externo da Junta Telescópica	7.05	2.60	0.318	0.0254	48.930	-	-
Juntas de Riser com Flutuador	2.60	-271.7	0.270 (0.689)*	0.0222	-187.04	1.6	1.0
Juntas de Riser sem Flutuador	-271.7	-481.81	0.270	0.0222	1147.7	1.6	1.5
LFJ	-481.81	-481.81	-	-	100.42	-	-
BOP e LMRP	-481.81	-496.5	1.630**	0.3286	2929.6	1.6	5.0
AAP	-496.5	-497.33	0.343	0.1047	19.974	1.6	1.5
Overlap entre AAP e ABP	-497.33	-498.5	0.454	0.2158	28.155	1.6	1.5
Revestimento Condutor	-498.5	-560.0	0.381	0.0381	410.17	-	-
Revestimento de Superfície	-498.5	-560.0	0.254	0.0254	182.20	-	-

\* Raio externo sem/com flutuador \*\* O BOP/LMRP é prismático, esse é um raio de referência para cálculo das forças hidrodinâmicas.

Além destes elementos, temos a UFJ e LFJ, que foram modeladas como molas torcionais com rigidez não-linear representando os limites operacionais. Para a UFJ, a constante  $k$  é de 337,3 kN/° até 15°, e cerca de 10x maior após esse limite. Já a LFJ é mais rígida, com  $k$  de 1,62 MN/° até 10°, seguindo a mesma premissa após passar deste limite.

A Figura 4.8 faz o comparativo entre os deslocamentos máximos conforme ocorre a degradação do solo. Cada tipo de solo é representado por uma faixa preenchida entre os deslocamentos máximos obtidos sem degradação e com degradação de 8.0 m. Nota-se como a influência da rigidez do solo diminui com a profundidade.

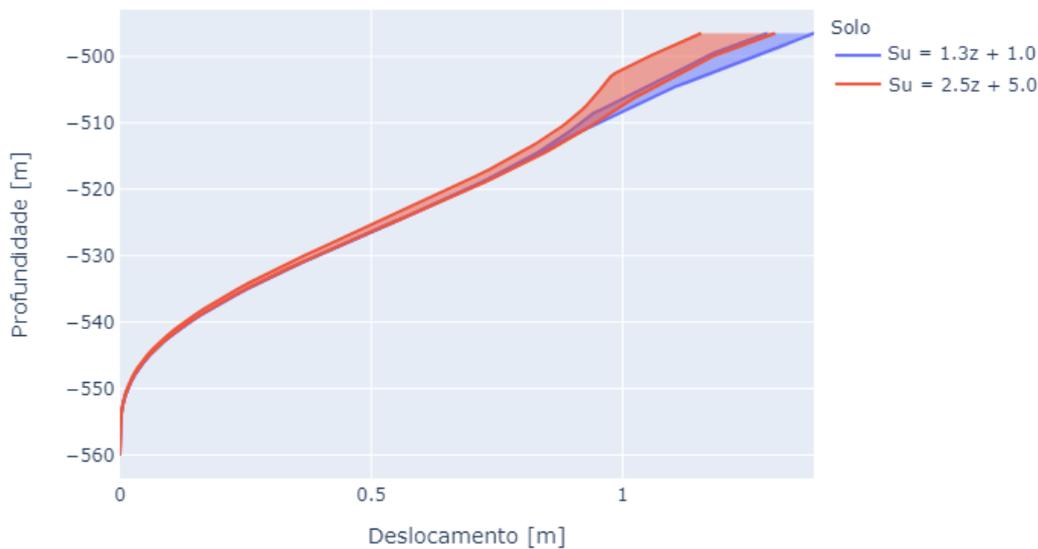


Figura 4.8: Envelopes de deformação máxima do condutor em uma intervenção

A seguir, verificamos o dano em duas localidades com concentração de tensões. Primeiro, para o conector do BOP (Figura 4.9), percebe-se que, de maneira geral, o dano observado cai conforme o solo deixa de fornecer apoio, já que nesse caso ele consegue assumir um raio de curvatura maior. No caso do solo menos rígido a influência é pouco perceptível, tendo em vista a baixa reação do solo que ocorre nos metros iniciais. Já no solo mais rígido temos resultados mais significativos, havendo uma queda de 27% no dano percebido entre o solo intacto e o degradado em 2 metros, valor máximo esperado pelas simulações locais.

Já para o conector da primeira junta de condutor (Figura 4.10), essa tendência é invertida. Para o solo menos rígido, temos um aumento de 14%

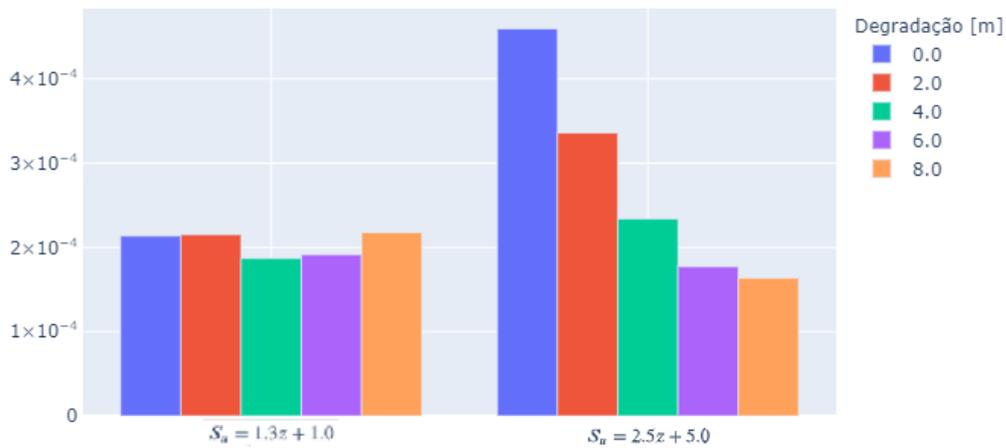


Figura 4.9: Dano acumulado no conector entre AAP e BOP

entre o solo intacto e o degradado em 6 metros, que é o valor indicado pelas simulações locais. Para o solo mais rígido esse aumento é mais drástico, sendo de 45% entre 0 e 2 metros de degradação.

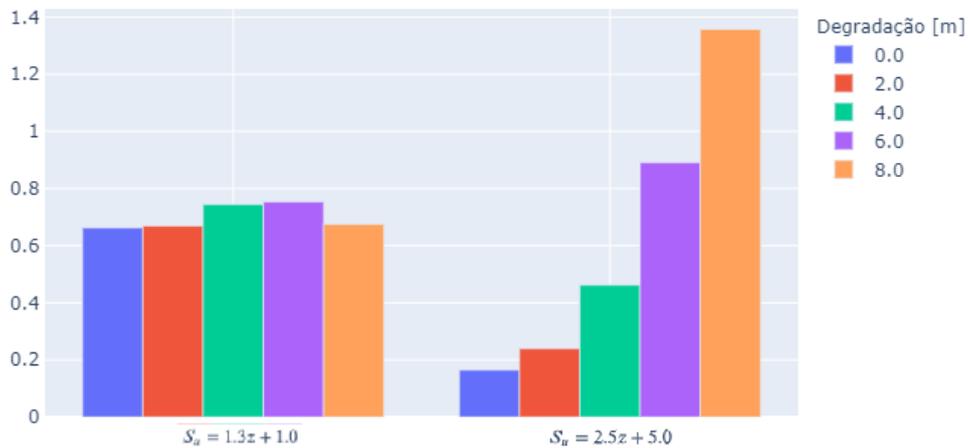


Figura 4.10: Dano acumulado no conector da primeira junta de revestimento condutor

A segunda avaliação que faremos é relacionada à lâmina d'água. Comparamos o caso anterior com 500 m com um caso de 2000 m, para o solo mais rígido já que este teve uma maior influência da degradação. As Figuras 4.11 e 4.12 mostram os resultados para o conector do BOP e para o conector do revestimento.

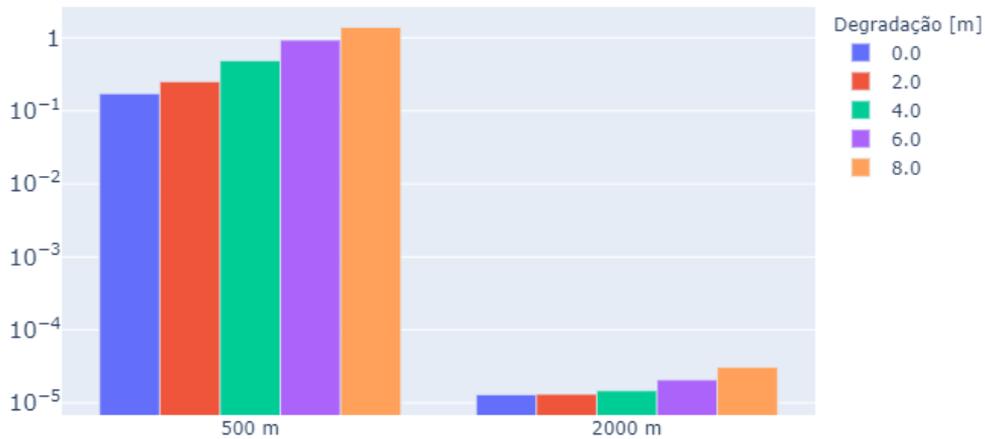


Figura 4.11: Dano acumulado no conector entre AAP e BOP para LDA de 500 e 2000 m

O dano por fadiga acumulado em uma LDA profunda é muito menor que para uma LDA rasa. Como as condições meteoceanográficas adotadas foram as mesmas (resultando em uma série temporal equivalente para a movimentação da sonda), a explicação se dá pela maior extensão do riser, que tem como consequência um maior amortecimento hidrodinâmico dos movimentos do riser. Cabe aqui uma observação, calculamos apenas o carregamento imposto por ondas, caso seja incluído o carregamento por correntes e VIV a situação pode não ser a mesma.

O comportamento observado para a lâmina d'água mais rasa se repete aqui (Figuras 4.13 e 4.14), com exceção de um ponto, o dano acumulado no conector do BOP volta a crescer quando a degradação atinge 8 metros.

Cabe aqui uma observação final sobre os valores obtidos. O modelo utilizado é bastante simplificado, havendo vários fatores que devem ser levados em conta para obter um resultado absoluto fidedigno, sendo possível apenas realizar uma comparação relativa dos dados.

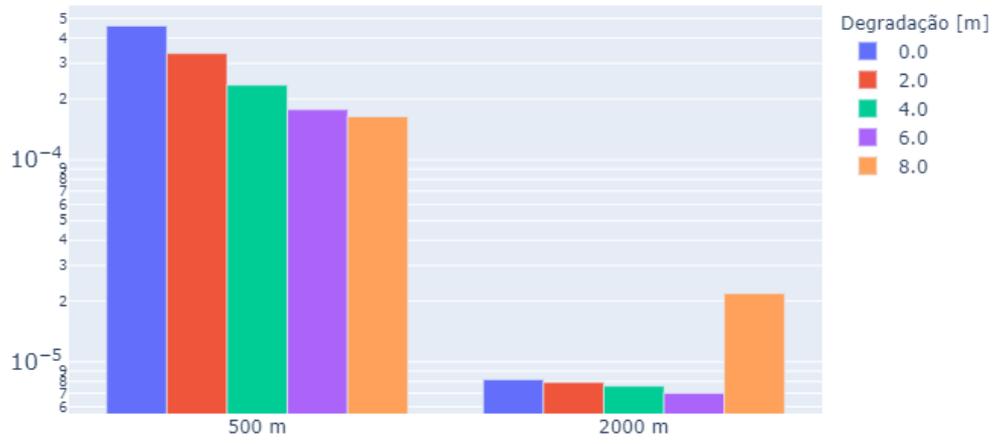


Figura 4.12: Dano acumulado no conector da primeira junta de revestimento condutor para LDA de 500 e 2000 m

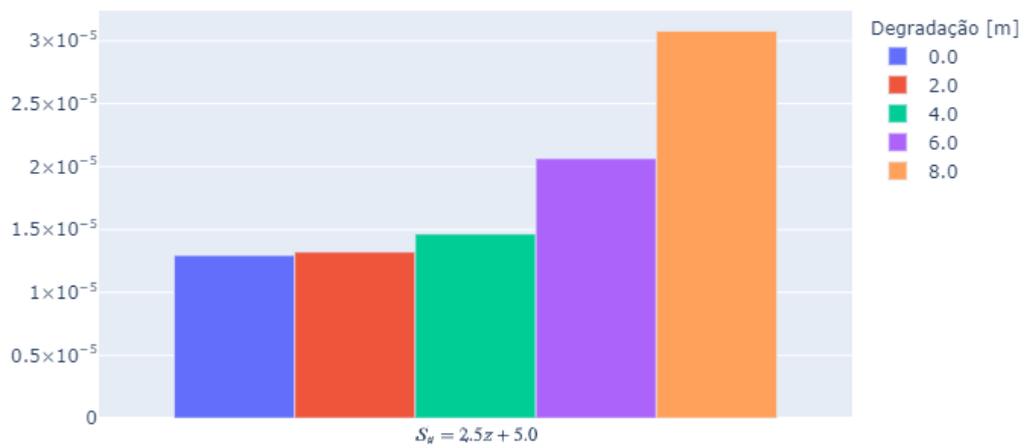


Figura 4.13: Dano acumulado no conector entre AAP e BOP

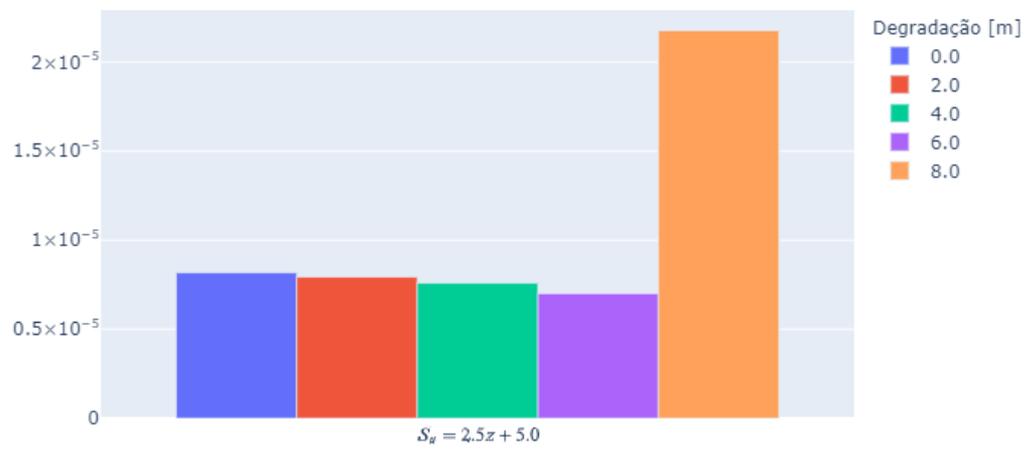


Figura 4.14: Dano acumulado no primeiro conector do revestimento condutor.

## 5

### Conclusão e Trabalhos Futuros

Avaliou-se o impacto da degradação da resistência lateral do solo sobre a vida à fadiga de uma cabeça de poço submarino sujeita aos carregamentos de onda transmitidos através do *riser* de perfuração.

Essa degradação do solo pode ter diversas origens, como o próprio carregamento cíclico, a erosão provocada por um fluxo de água pressurizada ou, o que analisamos neste trabalho, devido à aplicação de um carregamento acima do valor operacional quando a sonda perde energia e começa a derivar. A prática atual da indústria, nestes casos, é avaliar somente a falha mecânica dos componentes do sistema riser-condutor. Porém, mesmo que essa falha inicial seja evitada, o solo é afetado e as características dinâmicas do sistema mudam, alterando o dano por fadiga que é acumulado.

Sendo assim, trabalhou-se com duas análises diferentes. A primeira, que chamamos de análise local, refere-se à aplicação desse carregamento extremo no SCPS. Modelou-se o SCPS, revestimentos correspondentes e o solo com elementos finitos tridimensionais, utilizando uma relação constitutiva elastoplástica para o solo. Essa análise mostrou que existe sim uma deformação permanente no solo, mesmo para carregamentos mais brandos, que deve ser levada em conta para o cálculo do dano por fadiga após a reentrada no poço.

A segunda análise, então, foi referente ao comportamento dinâmico do sistema todo, a análise global. A modelagem em elementos finitos seguiu os preceitos da norma ISO/TR 13628-2, utilizando uma simulação dinâmica implícita para obter a tensão variável de alguns pontos mais sensíveis à fadiga. Considerou-se apenas o carregamento devido à incidência de ondas na sonda de perfuração, gerando uma série de deslocamentos aplicados ao topo do riser. Cada estado de mar possível foi simulado, compondo-se o resultado equivalente a uma intervenção de 100 dias pela distribuição estatística destes estados de mar.

O resultado mostrou que, para o cenário simulado, um solo menos rígido é pouco susceptível ao efeito da degradação. Isto porque a resistência lateral fornecida por ele nos metros iniciais é bem baixa e altera pouco com a degradação. Já o solo mais rígido tem uma mudança muito maior, com uma queda de 27% no dano ao conector do BOP e um aumento de 45% no dano ao

primeiro conector do revestimento condutor.

Também foi simulado o caso de lâmina d'água de 2000 m. Os resultados indicam que a fadiga provocada por ondas se torna menor, já que as forças hidrodinâmicas de amortecimento atuam sobre um riser muito mais longo e impedem que grande parte dos movimentos chegue ao SCPS. Entretanto, deve-se avaliar a fadiga provocada por VIV e pela corrente submarina, já que o cenário de águas profundas favorece tais carregamentos.

É prática estabelecida da indústria utilizar um fator de segurança elevado, devido às grandes incertezas da simulação e impossibilidade de inspeção do equipamento. Esse fator de segurança deve ser avaliado com muito cuidado pois podem existir situações, como a demonstrada nesta dissertação, que não estão sendo levadas em conta atualmente nos projetos.

## **5.1**

### **Sugestão de trabalhos futuros**

O trabalho apresentado está muito longe de responder definitivamente a questão que nos propusemos a investigar. Sugere-se alguns pontos de melhoria para a continuação do mesmo.

#### **5.1.1**

##### **Análise local**

- Utilizar modelos constitutivos mais avançados para o solo, como o Cam-Clay e hipoplasticidade;
- Simular o carregamento cíclico do SCPS, considerando a solução acoplada da elasticidade e da equação de fluxo em meio poroso, de forma a determinar o acúmulo de poropressão;
- Utilizar um modelo de degradação para a rigidez do solo por carregamento cíclico;
- Obter uma curva p-y dependente do carregamento máximo aplicado, considerando a formação do gap.

#### **5.1.2**

##### **Análise global**

- Verificar a influência dos fatores que foram mantidos constantes neste trabalho: tipo e geração da sonda (semi-submersível ou navio-sonda), modelagem da onda (linear ou de 5ª ordem), tipo de solo (argila ou areia), diâmetro do condutor, topo do cimento no interior do condutor;

- Aprimorar a modelagem do tensionador, que aqui é considerado como uma força constante, mas na realidade tem um atraso e ineficiência de resposta, menor ou maior dependendo de seu tipo;
- Incluir efeitos que deslocam a média das tensões, como por exemplo uma corrente submarina atuando constantemente, uma inclinação inicial do SCPS, o deslocamento da sonda de perfuração em relação à cabeça de poço;
- Avaliar a fadiga causada por VIV no sistema;
- Buscar um critério mais rigoroso para definir como será a interação solo-estrutura (como uma nova mola p-y sugerida na lista anterior);

## Referências bibliográficas

- [1] BRITISH PETROLEUM. **BP energy outlook: 2020 edition**. Publicação on-line, 2020. Acesso em: 14 de Setembro de 2020.
- [2] REINÅS, L.; HØRTE, T.; SÆTHER, M.; GRYTØYR, G.. **Wellhead fatigue analysis method**. In: PROCEEDINGS OF THE ASME 30TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Rotterdam, The Netherlands, 2011.
- [3] HOPPER, C. T.. **Vortex-induced oscillations of long marine drilling riser**. In: PROCEEDINGS OF DEEP OFFSHORE TECHNOLOGY (DOT), Valleta, Malta, 1983.
- [4] KING, G. W.. **Drilling engineering for subsea development wells**. Journal of Petroleum Technology, 42(9):1176–1183, 1990.
- [5] DNV GL AS. **DNVGL-RP-0142: Wellhead fatigue analysis**. Det Norske Veritas, Oslo, Norway, april 2015 edition, 2015.
- [6] SHEN, C. L.; NATARAJAN, S.; LIM, F.. **Conductor system fatigue excitation and mitigation**. In: PROCEEDINGS OF THE TWENTIETH INTERNATIONAL OFFSHORE AND POLAR ENGINEERING CONFERENCE, Beijing, China, 2010.
- [7] API. **API RP 2GEO: Geotechnical and foundation design considerations**. American Petroleum Institute, Washington, DC, 1st edition, 2011.
- [8] EVANS, J. T.; MCGRAIL, J.. **An evaluation of the fatigue performance of subsea wellhead systems and recommendations for fatigue enhancements**. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, Houston, USA, 2011.
- [9] DNV GL AS. **DNVGL-RP-C203: Fatigue design of offshore steel structures**. Det Norske Veritas, Oslo, Norway, june 2014 edition, 2014.
- [10] GREENE, J. F.; WILLIAMS, D.. **The influence of drilling rig and riser system selection on wellhead fatigue loading**. In: PROCEEDINGS OF THE ASME 31ST INTERNATIONAL CONFERENCE ON

OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Rio de Janeiro, Brasil, 2012.

- [11] HOLM, H. G.; HOLDEN, H.; RUSSO, M.. **Wellhead fatigue analysis method: Steps for improving the quality of the global riser analyses**. In: PROCEEDINGS OF THE TWENTY-THIRD INTERNATIONAL OFFSHORE AND POLAR ENGINEERING, Anchorage, USA, 2013.
- [12] WILLIAMS, D.; PURCELL, K.. **Optimisation of conductor system design to minimise wellhead fatigue issues**. In: PROCEEDINGS OF THE ASME 32ND INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Nantes, France, 2013.
- [13] LIM, T. K.; KOSKA, R.; TELLIER, E.. **Overcoming installation challenges to wellhead and conductor fatigue**. In: PROCEEDINGS OF THE ASME 32ND INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Nantes, France, 2013.
- [14] HARILDSTAD, E; HAUKANES, A.. **Effects of bop stack modelling on estimated wellhead fatigue damage**. Master's thesis, Department of Marine Technology, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, Norway, 2013.
- [15] ZAKERI, A.; CLUKEY, E. C.; KEBADZE, E. B.; JEANJEAN, P.. **Fatigue analysis of offshore well conductors: Part i – study overview and evaluation of series 1 centrifuge tests in normally consolidated to lightly over-consolidated kaolin clay**. Applied Ocean Research, 57:78–95, 2016.
- [16] ZAKERI, A.; CLUKEY, E. C.; KEBADZE, E. B.; JEANJEAN, P.. **Fatigue analysis of offshore well conductors: Part ii – development of new approaches for conductor fatigue analysis in clays and sands**. Applied Ocean Research, 57:96–113, 2016.
- [17] SEVILLANO, L. C.; MOROOKA, C. K.; LIENG, J. T.; SANGESLAND, S.. **Subsea bop tethering system as an alternative for mitigating wellhead fatigue**. In: SPE/IADC DRILLING INTERNATIONAL CONFERENCE AND EXHIBITION, The Hague, Netherlands, 2019.
- [18] GRYTØYR, G.; STEINKJER, O.. **Uncertainty of long term fatigue load of subsea well heads**. In: PROCEEDINGS OF THE ASME 31ST INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Rio de Janeiro, Brasil, 2012.

- [19] BUCHMILLER, D.; HØRTE, T.; GRYTØYR, G.; HAUG, L. T.. **Establishing an industry best practice on subsea wellhead fatigue assessment.** In: IADC/SPE DRILLING CONFERENCE AND EXHIBITION, San Diego, USA, 2012.
- [20] REINÅS, L.. **Wellhead fatigue analysis: Surface casing cement boundary condition for subsea wellhead fatigue analytical models.** Phd thesis, Department of Petroleum Engineering, University of Stavanger, Stavanger, Norway, 2012.
- [21] REINÅS, L.; RUSSO, M.; GRYTØYR, G.. **Wellhead fatigue analysis method: The effect of variation of lower boundary conditions in global riser load analysis.** In: PROCEEDINGS OF THE ASME 31ST INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Rio de Janeiro, Brasil, 2012.
- [22] REINÅS, L.; SÆTHER, M.; AADNØY, B. S.. **The effect of a fatigue failure on the wellhead ultimate load capacity.** In: PROCEEDINGS OF THE ASME 31ST INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Rio de Janeiro, Brasil, 2012.
- [23] BUITRAGO, J.; KRISHNAN, V. R.; SOMMERFIELD, P. M.. **Fatigue assessment of subsea tree connectors and wellheads.** In: PROCEEDINGS OF THE ASME 30TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Rotterdam, The Netherlands, 2011.
- [24] HØRTE, T.; REINÅS, L.; MATHISEN, J.. **Wellhead fatigue analysis method: benefits of a structural reliability analysis approach.** In: PROCEEDINGS OF THE ASME 31ST INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Rio de Janeiro, Brasil, 2012.
- [25] MACKE, M.; HØRTE, T.; ARONSEN, K. H.; GRYTØYR, G.. **Wellhead fatigue analysis: How conservative is conservative enough?** In: PROCEEDINGS OF THE ASME 36TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Trondheim, Norway, 2017.
- [26] HOLDEN, H.; BJØNNES, P.; RUSSO, M.. **A simplified methodology for comparing fatigue loading on subsea wellheads.** In: PRO-

CEEDINGS OF THE ASME 32ND INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Nantes, France, 2013.

- [27] SAN PEDRO, R. I.; HAMILTON, M. E.; BHALLA, K.. **Assessing uncertainties in wellhead system fatigue life prediction.** In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, Houston, USA, 2015.
- [28] SUNDAY, K.; WARD, P.; GRIFFIN, C.; LORENSON, P.. **Detailed approach for the assessment of accumulated wellhead fatigue.** In: SPE OFFSHORE EUROPE CONFERENCE AND EXHIBITION, Aberdeen, UK, 2015.
- [29] WILLIAMS, D.. **Calibration of stress transfer functions for wellhead fatigue.** In: PROCEEDINGS OF THE ASME 34TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, St John's, Canada, 2015.
- [30] WILLIAMS, D.; O'HARA, N.; DUNNE, K.. **A revised methodology for the calculation of wellhead fatigue due to viv.** In: PROCEEDINGS OF THE ASME 34TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, St John's, Canada, 2015.
- [31] GRYTØYR, G.; CORAL, F.; LINDSTAD, H. B.; RUSSO, M.. **Wellhead fatigue damage based on indirect measurements.** In: PROCEEDINGS OF THE ASME 34TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, St John's, Canada, 2015.
- [32] JAISWAL, V.; FENG, L.; SARASWAT, R.; HEALY, B.; HØRTE, T.; SHARMA, P.. **Fatigue analysis of non-rigid locked wellhead.** In: PROCEEDINGS OF THE TWENTY-SIXTH INTERNATIONAL OCEAN AND POLAR ENGINEERING CONFERENCE, Rhodes, Greece, 2016.
- [33] SEVILLANO, L. C.; DE ANDRADE, J.; STANKO, M.; SANGESLAND, S.. **Subsea wellhead fatigue analysis with focus on thermal conditions.** In: PROCEEDINGS OF THE ASME 35TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Busan, South Korea, 2016.
- [34] SEVILLANO, L. C.; DE ANDRADE, J.; SANGESLAND, S.; STANKO, M.. **Thermal effects on subsea wellhead fatigue during workover operations.** In: SPE BERGEN ONE DAY SEMINAR, Bergen, Norway, 2016.

- [35] SEVILLANO, L. C.; DE ANDRADE, J.; SANGESLAND, S.. **Subsea wellhead life-cycle-fatigue analysis and the role of well temperature.** SPE Drilling and Completion, 33(3), 2018.
- [36] HEALY, B.; FENG, L.; JAISWAL, V.; SHARMA, P.. **Fatigue analysis of a rigid locked wellhead.** In: PROCEEDINGS OF THE TWENTY-SEVENTH INTERNATIONAL OCEAN AND POLAR ENGINEERING CONFERENCE, San Francisco, USA, 2017.
- [37] ARONSEN, K. H.; KUZMICHEV, S.; GRYTØYR, G.; GREGERSEN, K.; KIRKEMO, F.; REINÅS, L.. **Fatigue risk management plan for existing wells.** In: PROCEEDINGS OF THE ASME 37TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Madrid, Spain, 2018.
- [38] KUZMICHEV, S.; GARCIA, J. R.; ARONSEN, K. H.; GRYTØYR, G.; KIRKEMO, F.; SIMONSEN, E.. **Fatigue capacity of wellhead housings.** In: PROCEEDINGS OF THE ASME 36TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Trondheim, Norway, 2017.
- [39] RUSSO, M.; HOLDEN, H.; REINÅS, L.; SÆTHER, M.. **Fatigue assessment of subsea wells for future and historical operations based on measured riser loads.** In: PROCEEDINGS OF THE ASME 31ST INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Rio de Janeiro, Brasil, 2012.
- [40] WARD, P.; RIMMER, A.; HOWELLS, H.. **Evaluation of wellhead fatigue using in-service structural monitoring data.** In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, Houston, USA, 2013.
- [41] MCNEILL, S.; AGARWAL, P.; KLUK, D.; BHALLA, K.; YOUNG, R.; BURMAN, S.; LIAPIS, S.; JAIN, S.; JHINGRAN, V.; HODGES, S.; DENISON, S. E.. **Subsea wellhead and riser fatigue monitoring in a strong surface current and submerged current environment.** In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, Houston, USA, 2014.
- [42] HOWELLS, H.; BAKER, R.; RIMMER, A.. **Measurement of wellhead fatigue.** In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, Houston, USA, 2015.
- [43] MYHRE, E.; EILERTSEN, L. E.; RUSSO, M.; JOHANSEN, F.; HART, C.; KALHOVD, T. J.. **Successful real time instrumentation of the**

conductor and surface casing of an exploration subsea well in the north sea to measure the actual loads during drilling operations. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, Houston, USA, 2015.

- [44] GRYTØYR, G.; REINÅS, L.; EILERTSEN, L. E.; RUSSO, M.. **Full scale measurements of cyclic bending moments on subsea wellheads on the norwegian continental shelf.** In: SPE INTERNATIONAL CONFERENCE AND EXHIBITION ON HEALTH, SAFETY, SECURITY, ENVIRONMENT AND SOCIAL RESPONSIBILIY, Stavanger, Norway, 2016.
- [45] NILSEN, S. H.; RUSSO, M.; GRYTØYR, G.. **Comprehensive instrumentation of two offshore rigs for wellhead fatigue monitoring.** In: PROCEEDINGS OF THE ASME 36TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Trondheim, Norway, 2017.
- [46] GAUTHIER, S.. **Real-time and wireless monitoring of wellhead and conductor fatigue.** In: IADC/SPE ASIA PACIFIC DRILLING TECHNOLOGY CONFERENCE, Singapore, 2016.
- [47] KANNALA, J.; ZAKERI, A.; GE, M. L.; KEBADZE, E. B.. **Performance evaluation of recently developed soil models in well conductor fatigue analysis using field measurements.** In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, Houston, USA, 2016.
- [48] RUSSO, M.; ZAKERI, A.; KUZMICHEV, S.; GRYTØYR, G.; CLUKEY, E.; KEBADZE, E. B.. **Integrity assessment of offshore subsea wells: Evaluation of wellhead finite element model against monitoring data using different soil models.** *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 138(6), 2016.
- [49] MERCAN, B.; CHANDRA, Y.; CAMPBELL, M.; GE, M. L.. **Soil model assessment for subsea wellhead fatigue using monitoring data.** In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, Houston, USA, 2017.
- [50] GREGERSEN, K.; GRYTØYR, G.; DE SORDI, J.; ARONSEN, K. H.. **Validation of soil models for wellhead fatigue analysis.** In: PROCEEDINGS OF THE ASME 36TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Trondheim, Norway, 2017.
- [51] JEANJEAN, P.. **Re-assessment of p-y curves for soft clays from centrifuge testing and finite element modeling.** In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, Houston, USA, 2009.

- [52] GE, M. L.; KEBADZE, E. B.; HENDERSON, J.; ZAKERI, A.; MERCAN, B.; KILLBOURN, S.. **Recent improvements in subsea wellhead fatigue monitoring algorithm and accuracy using verification and calibration techniques**. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, Houston, USA, 2017.
- [53] KEBADZE, E. B.; KILLBOURN, S.; HENDERSON, J.; CHOMCZUK, G.; MOSLEY, A.; BOLGER, D.; MAHER, J.. **Wellhead monitoring - measured fatigue damage validation**. In: PROCEEDINGS OF THE ASME 36TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, Trondheim, Norway, 2017.
- [54] MERCAN, B.; CHANDRA, Y.; DJAYAPUTRA, F.; CAMPBELL, M.; KEBADZE, E. B.; GE, M. L.; TOGNARELLI, M.; LU, W.; ADAMS, A.; KUZMICHEV, S.; JIN J.; CAMPBELL, B.; PATTILLO II, P. D.; ROVERI F.; PESTANA, R.; CHEN, J.; ZHANG, H.; ZHANG, M.; FETT, D.; SANDERS, R.. **Overview of joint industry project on measurement based wellhead fatigue**. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, Houston, USA, 2020.
- [55] DASSAULT SYSTÈMES. **Abaqus 2019**. Página do produto em <https://www.3ds.com/products-services/simulia/products/abaqus>, 2018. Acesso em: 31 de Julho de 2020.
- [56] AMERATUNGA, J.; SIVAKUGAN, N.; DAS, B. M.. **Correlations of Soil and Rock Properties in Geotechnical Engineering**. Springer India, New Delhi, India, 1st edition, 2016.
- [57] BIOT, M. A.. **Bending of an infinite beam on an elastic foundation**. Journal of Applied Mechanics, 4(1), 1937.
- [58] WOOD, D. M.. **Geotechnical Modelling**. CRC Press, London, UK, 1st edition, 2004.
- [59] CHEN, W.; SALEEB, A. F.. **Constitutive Equations for Engineering Materials: Elasticity and Modelling**. Springer, Amsterdam, The Netherlands, 2nd edition, 1994.
- [60] MAŠÍN, D.. **Modelling of Soil Behaviour with Hypoplasticity**. Springer, Cham, Switzerland, 1st edition, 2019.
- [61] ISO. **ISO/TR 13624-2: Petroleum and natural gas industries — Drilling and production equipment — Part 2: Deepwater drilling**

riser methodologies, operations, and integrity technical report. International Organization for Standardization, Switzerland, december 2009 edition, 2009.

- [62] MASSEL, S. R.. **Ocean surface waves: Their physics and predictions**. World Scientific, Singapore, 3rd edition, 2018.
- [63] FALTINSEN, O. M.. **Sea loads on ships and offshore structures**. Cambridge University Press, Cambridge, UK, 1st edition, 1990.
- [64] JANISZEWSKI, P.. **Implementation of the rainflow-counting algorithm in python**. Code repository, 2016. Acesso em: 23 de Agosto de 2020.
- [65] REESE, L. C.; WANG, S. T.; LONG, J. H.. **Scour from cyclic lateral loading of piles**. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, Houston, USA, 1989.
- [66] SAUNDERS, N.. [sem título]. Tweet, 2019. Acesso em: 18 de Setembro de 2020.

# A

## Códigos-Fonte das análises

### A.1

#### Geração da Condição de Contorno Superior

```
1 # coding: utf-8
2
3 import numpy as np
4 import pandas as pd
5
6 def generate_disp(Hs, Tp, fmin = 1/20, fmax = 1/3, num = 1000,
7                 N = 2000, total_time = 600):
8     # num = numero de pontos discretizando a curva
9     # N = numero de ondas superpostas
10    f = np.linspace(fmin, fmax, num)
11    fp = 1/Tp
12    g = 9.81
13
14    # Espectro JONSWAP original
15    gama = 3.3
16    beta = 0.06328*(1.094-0.01915*np.log(gama))/(0.230+0.0336*
17    gama-0.185/(1.9+gama))
18    sigma = np.where(f < fp, 0.07, 0.09)
19    delta = np.exp(-0.5*((f/fp-1)/sigma)**2.0)
20
21    JS = pd.DataFrame({"w" : pd.Series(2*np.pi*f),
22                      "S" : pd.Series(beta*Hs**2*Tp**-4*f**-5*
23    np.exp(-1.25*(f/fp)**-4)*gama**delta)})
24
25    # Leitura do arquivo de RAO
26    df = pd.read_table('Navio-Sonda.rao', header = None)
27    df.columns = ['Heading', 'Amp', 'Surge RAO Amp', 'Surge RAO
28    Phase', 'Sway RAO Amp', 'Sway RAO Phase',
29    'Heave RAO Amp', 'Heave RAO Phase', 'Roll RAO
30    Amp', 'Roll RAO Phase', 'Pitch RAO Amp',
31    'Pitch RAO Phase', 'Yaw RAO Amp', 'Yaw RAO
32    Phase']
33
34    # Computando resposta do sistema
35    heading = 15
```

```

30 # Filtra apenas o DataFrame com o heading de interesse
31 df = df[df["Heading"] == heading]
32
33 dw = 2*np.pi*(fmax-fmin)/N
34 t = np.arange(1.0, total_time + 1.0, step=0.1)
35
36 df_response = pd.DataFrame(columns = ("Time", "H", "Surge",
37 "Sway", "Heave", "Roll", "Pitch", "Yaw"))
38 df_response["Time"] = t
39 df_response.fillna(0, inplace = True)
40
41 for n in range(N):
42     w = 2*np.pi*fmin + n*dw
43     S = np.interp(w, JS["w"], JS["S"])
44
45     # Amplitude e fase desta onda
46     A = (2*dw*S)**0.5
47     phase = np.random.uniform(-np.pi, np.pi)
48
49     dH = A*np.sin(w*t+phase)
50     df_response["H"] = df_response["H"] + dH
51
52     dSurge = np.interp(A, df["Amp"], df["Surge RAO Amp"]) *
53     A * np.cos(w*t + phase - np.deg2rad(np.interp(A, df["Amp"],
54     df["Surge RAO Phase"])))
55     df_response["Surge"] = df_response["Surge"] + dSurge
56
57     dSway = np.interp(A, df["Amp"], df["Sway RAO Amp"]) *
58     A * np.cos(w*t + phase - np.deg2rad(np.interp(A, df["Amp"],
59     df["Sway RAO Phase"])))
60     df_response["Sway"] = df_response["Sway"] + dSway
61
62     dHeave = np.interp(A, df["Amp"], df["Heave RAO Amp"]) *
63     A * np.cos(w*t + phase - np.deg2rad(np.interp(A, df["Amp"],
64     df["Heave RAO Phase"])))
65     df_response["Heave"] = df_response["Heave"] + dHeave
66
67     dRoll = np.interp(A, df["Amp"], df["Roll RAO Amp"]) *
68     A * np.cos(w*t + phase - np.deg2rad(np.interp(A, df["Amp"],
69     df["Roll RAO Phase"])))
70     df_response["Roll"] = df_response["Roll"] + dRoll
71
72     dPitch = np.interp(A, df["Amp"], df["Pitch RAO Amp"]) *
73     A * np.cos(w*t + phase - np.deg2rad(np.interp(A, df["Amp"],
74     df["Pitch RAO Phase"])))
75     df_response["Pitch"] = df_response["Pitch"] + dPitch

```

```

66     dYaw    = np.interp(A, df["Amp"], df["Yaw RAO Amp"]) *
    A * np.cos(w*t + phase - np.deg2rad(np.interp(A, df["Amp"],
    df["Yaw RAO Phase"])))
67     df_response["Yaw"] = df_response["Yaw"] + dYaw
68
69     df_response["Roll"] = (df_response["Roll"].diff().fillna(
    value = 0.0))/0.1
70     df_response["Pitch"] = (df_response["Pitch"].diff().fillna(
    value = 0.0))/0.1
71     df_response["Yaw"]    = (df_response["Yaw"].diff().fillna(
    value = 0.0))/0.1
72
73     return(df_response.set_index("Time"))
74
75 for Hs in np.arange(0.5, 3.51, 1.0):
76     for Tp in np.arange(5.0, 15.1, 2.0):
77         A = generate_disp(Hs, Tp)
78         A.to_csv("disp_%.6f_%.6f.csv" % (Hs, Tp), float_format=
    "%.8f")

```

## A.2

### Geração do modelo global no Abaqus

```

1     # -*- coding: mbc3 -*-
2     # Do not delete the following import lines
3     from abaqus import *
4     from abaqusConstants import *
5     import __main__
6
7     import section
8     import regionToolset
9     import displayGroupMdbToolset as dgm
10    import part
11    import material
12    import assembly
13    import step
14    import interaction
15    import load
16    import mesh
17    import optimization
18    import job
19    import sketch
20    import visualization
21    import xyPlot
22    import displayGroupOdbToolset as dgo
23    import connectorBehavior
24

```

```
25 import numpy as np
26 import sys
27
28 # Funcoes Auxiliares
29 def load_disp(Hs, Tp):
30     import csv
31
32     res = {}
33     res["Surge"] = [(0.0, 0.0)]
34     res["Sway"] = [(0.0, 0.0)]
35     res["Heave"] = [(0.0, 0.0)]
36     res["Roll"] = [(0.0, 0.0)]
37     res["Pitch"] = [(0.0, 0.0)]
38     res["Yaw"] = [(0.0, 0.0)]
39
40     with open('disp/disp_%.6f_%.6f.csv' % (Hs, Tp)) as
csvfile:
41         reader = csv.reader(csvfile)
42         for row in reader:
43             if row[0] == "Time":
44                 continue
45             time, h, surge, sway, heave, roll, pitch, yaw =
np.array(row, dtype=float)
46             res["Surge"].append((time, surge))
47             res["Sway"].append((time, sway))
48             res["Heave"].append((time, heave))
49             res["Roll"].append((time, roll))
50             res["Pitch"].append((time, pitch))
51             res["Yaw"].append((time, yaw))
52
53     return res
54
55 def load_waves(Hs, Tp):
56     with open('wave/wave_%.6f_%.6f.csv' % (Hs, Tp)) as
csvfile:
57         res = csvfile.read()
58         return res
59
60 def soil_springs(Su1, Su0, z, D = 36*0.0254, h = 1):
61     pyZakeri = []
62
63     lamb = Su0/(Su1*D)
64     eps = (0.25 + 0.05*lamb if lamb <= 6.0 else 0.55)
65     Np = 12 - 4*np.exp(-eps*z/D)
66     Su = (Su1*z + Su0)*1000
67     for y in np.arange(-1.0, 0.0, 0.005):
68         p = Np * Su * 0.335 * (-y/D)**0.03
```

```

69         F = -p*D*h
70         pyZakeri.append((F, y))
71     for y in np.arange(0.0, 1.0, 0.005):
72         p = Np * Su * 0.335 * (y/D)**0.03
73         F = p*D*h
74         pyZakeri.append((F, y))
75
76     return pyZakeri
77
78     mdb.close()
79     m = mdb.models['Model-1']
80     a = m.rootAssembly
81
82     #####
83     ### Geometria ###
84     #####
85
86     # Diverter
87     p = m.Part(name = 'Diverter', dimensionality = THREE_D,
88 type = DEFORMABLE_BODY)
89     p.ReferencePoint(point=(0.0, 0.0, 0.0))
90     p.DatumAxisByPrincipalAxis(principalAxis= ZAXIS)
91     p.DatumPlaneByPrincipalPlane(principalPlane = XZPLANE,
92 offset = 0.0)
93     s1 = m.ConstrainedSketch(name = '__profile__', sheetSize =
94 1000,
95
96                                     transform = p.MakeSketchTransform(
97 sketchPlane=p.datums[3], sketchUpEdge=p.datums[2]))
98     s1.Line(point1=(0.0, 28.68), point2=(0.0, 31.5))
99     p.Wire(sketchPlane = p.datums[3], sketchPlaneSide=SIDE1,
100 sketch=s1, sketchUpEdge = p.datums[2])
101
102     # Linhas do tensionador (pontos fixos)
103     a.ReferencePoint(point=( 5.9, 0, 28.3))
104     a.ReferencePoint(point=(-5.9, 0, 28.3))
105     a.ReferencePoint(point=(0, 5.9, 28.3))
106     a.ReferencePoint(point=(0, -5.9, 28.3))
107
108     # Riser
109     p = m.Part(name = 'Riser', dimensionality = THREE_D, type =
110 DEFORMABLE_BODY)
111     p.ReferencePoint(point=(0.0, 0.0, 0.0))
112     p.DatumAxisByPrincipalAxis(principalAxis= ZAXIS)
113     p.DatumPlaneByPrincipalPlane(principalPlane = XZPLANE,
114 offset = 0.0)
115     s1 = m.ConstrainedSketch(name = '__profile__', sheetSize =
116 1000,

```

```

108         transform = p.MakeSketchTransform(
sketchPlane=p.datums[3], sketchUpEdge=p.datums[2]))
109     s1.Line(point1=(0.0, 28.68), point2=(0.0, 7.05))
110     s1.Line(point1=(0.0, 7.05), point2=(0.0, 2.60))
111     s1.Line(point1=(0.0, 2.60), point2=(0.0, -271.7))
112     s1.Line(point1=(0.0, -271.7), point2=(0.0, -481.81))
113     p.Wire(sketchPlane = p.datums[3], sketchPlaneSide=SIDE1,
sketch=s1, sketchUpEdge = p.datums[2])
114
115     # BOP + CABP
116     p = m.Part(name = 'BOP-CABP', dimensionality = THREE_D,
type = DEFORMABLE_BODY)
117     p.ReferencePoint(point=(0.0, 0.0, 0.0))
118     p.DatumAxisByPrincipalAxis(principalAxis= ZAXIS)
119     p.DatumPlaneByPrincipalPlane(principalPlane = XZPLANE,
offset = 0.0)
120     s1 = m.ConstrainedSketch(name = '__profile__', sheetSize =
1000,
121         transform = p.MakeSketchTransform(
sketchPlane=p.datums[3], sketchUpEdge=p.datums[2]))
122     s1.Line(point1=(0.0, -481.81), point2=(0.0, -496.5))
123     s1.Line(point1=(0.0, -496.5), point2=(0.0, -497.33))
124     s1.Line(point1=(0.0, -497.33), point2=(0.0, -498.5))
125     for z in np.arange(-498.5, -515.0, -0.5):
126         s1.Line(point1=(0.0, z), point2=(0.0, z - 0.5))
127     for z in np.arange(-515.0, -560.0, -1.0):
128         s1.Line(point1=(0.0, z), point2=(0.0, z - 1.0))
129     p.Wire(sketchPlane = p.datums[3], sketchPlaneSide=SIDE1,
sketch=s1, sketchUpEdge = p.datums[2])
130
131     #####
132     ### Materiais ###
133     #####
134
135     T = 4 # Período natural do sistema
136
137     m.Material(name='Aco')
138     m.materials['Aco'].Density(table=((7800.0,)), )
139     m.materials['Aco'].Elastic(table=((210000000000.0, 0.3), ))
140
141     m.Material(name='Barril-Externo')
142     m.materials['Barril-Externo'].Density(table=((17955.0,)), )
143     m.materials['Barril-Externo'].Elastic(table
=((210000000000.0, 0.3), ))
144
145     m.Material(name='Barril-Interno')
146     m.materials['Barril-Interno'].Density(table=((13927.0,)), )

```

```
147     m.materials['Barril-Interno'].Elastic(table
148     =((210000000000.0, 0.3), ))
149
150     m.Material(name='Riser-Buoy')
151     m.materials['Riser-Buoy'].Density(table=((30085.0,)), )
152     m.materials['Riser-Buoy'].Elastic(table=((210000000000.0,
153     0.3), ))
154     m.materials['Riser-Buoy'].Damping(beta=(0.025*T/np.pi))
155
156     m.Material(name='Riser-Slick')
157     m.materials['Riser-Slick'].Density(table=((17955.0,)), )
158     m.materials['Riser-Slick'].Elastic(table=((210000000000.0,
159     0.3), ))
160     m.materials['Riser-Slick'].Damping(beta=(0.003*T/np.pi))
161
162     #####
163     ### Secoes ###
164     #####
165
166     # Diverter
167     p = m.parts["Diverter"]
168     m.PipeProfile(name='Diverter', r=0.781, t=0.0254)
169     m.BeamSection(name='Diverter', integration=DURING_ANALYSIS,
170     poissonRatio=0.0, profile='Diverter', material='Aco')
171     p.SectionAssignment(region=(p.edges.findAt(coordinates =
172     (0.0, 0.0, 31.5))), sectionName='Diverter')
173     p.assignBeamSectionOrientation(region=(p.edges.findAt(
174     coordinates = (0.0, 0.0, 31.5))), method=N1_COSINES, n1
175     =(-1.0, 0.0, 0.0))
176
177     # Riser de Perf
178     p = m.parts["Riser"]
179
180     m.PipeProfile(name='Barril-Interno', r=0.267, t=0.0159)
181     m.PipeProfile(name='Barril-Externo', r=0.3175, t=0.0254)
182     m.PipeProfile(name='Riser-Buoy', r=0.270, t=0.0222)
183     m.PipeProfile(name='Riser-Slick', r=0.270, t=0.0222)
184
185     m.BeamSection(name='Barril-Interno', integration=
186     DURING_ANALYSIS, poissonRatio=0.0, profile='Barril-Interno',
187     material='Barril-Interno')
188     m.BeamSection(name='Barril-Externo', integration=
189     DURING_ANALYSIS, poissonRatio=0.0, profile='Barril-Externo',
190     material='Barril-Externo', useFluidInertia=ON,
191     fluidMassDensity=1024.0, crossSectionRadius=0.2921,
192     lateralMassCoef=1.6)
193     m.BeamSection(name='Riser-Buoy', integration=
```

```
180 DURING_ANALYSIS, poissonRatio=0.0, profile='Riser-Buoy',
181 material='Riser-Buoy', useFluidInertia=ON, fluidMassDensity
=1024.0, crossSectionRadius=0.27, lateralMassCoef=1.6)
182 m.BeamSection(name='Riser-Slick', integration=
183 DURING_ANALYSIS, poissonRatio=0.0, profile='Riser-Slick',
184 material='Riser-Slick', useFluidInertia=ON, fluidMassDensity
=1024.0, crossSectionRadius=0.689, lateralMassCoef=1.6)
185
186 p.SectionAssignment(region=(p.edges.findAt(coordinates =
(0.0, 0.0, 25.0))),), sectionName='Barril-Interno')
187 p.SectionAssignment(region=(p.edges.findAt(coordinates =
(0.0, 0.0, 7.00))),), sectionName='Barril-Externo')
188 p.SectionAssignment(region=(p.edges.findAt(coordinates =
(0.0, 0.0, 2.00))),), sectionName='Riser-Buoy')
189 p.SectionAssignment(region=(p.edges.findAt(coordinates =
(0.0, 0.0, -272.0))),), sectionName='Riser-Slick')
190
191 p.assignBeamSectionOrientation(region=(p.edges.findAt(
coordinates = (0.0, 0.0, 25.0))),), method=N1_COSINES, n1
=(-1.0, 0.0, 0.0))
192 p.assignBeamSectionOrientation(region=(p.edges.findAt(
coordinates = (0.0, 0.0, 7.00))),), method=N1_COSINES, n1
=(-1.0, 0.0, 0.0))
193 p.assignBeamSectionOrientation(region=(p.edges.findAt(
coordinates = (0.0, 0.0, 2.00))),), method=N1_COSINES, n1
=(-1.0, 0.0, 0.0))
194 p.assignBeamSectionOrientation(region=(p.edges.findAt(
coordinates = (0.0, 0.0, -272.0))),), method=N1_COSINES, n1
=(-1.0, 0.0, 0.0))
195
196 # BOP + CABP
197 p = m.parts["BOP-CABP"]
198 m.PipeProfile(name='BOP', r=1.01, t=0.772)
199 m.PipeProfile(name='AAP', r=0.3429, t=0.10465)
200 m.PipeProfile(name='ABP-AAP', r=0.454, t=0.2158)
201 m.PipeProfile(name='Condutor-Superficie', r=0.381, t
=0.04734)
202
203 m.BeamSection(name='BOP', integration=DURING_ANALYSIS,
poissonRatio=0.0, profile='BOP', material='Aco',
useFluidInertia=ON, fluidMassDensity=1024.0,
crossSectionRadius=1.63, lateralMassCoef=1.6)
204 m.BeamSection(name='AAP', integration=DURING_ANALYSIS,
poissonRatio=0.0, profile='AAP', material = 'Aco',
useFluidInertia=ON, fluidMassDensity=1024.0,
crossSectionRadius=0.3429, lateralMassCoef=1.6)
205 m.BeamSection(name='ABP-AAP', integration=DURING_ANALYSIS,
```

```

    poissonRatio=0.0, profile='ABP-AAP', material = 'Aco',
    useFluidInertia=0N, fluidMassDensity=1024.0,
    crossSectionRadius=0.454, lateralMassCoef=1.6)
203     m.BeamSection(name='Condutor-Superficie', integration=
    DURING_ANALYSIS, poissonRatio=0.0, profile='Condutor-
    Superficie', material = 'Aco')
204
205     p.SectionAssignment(region=(p.edges.findAt(coordinates =
    (0.0, 0.0, -482.0))), sectionName='BOP')
206     p.SectionAssignment(region=(p.edges.findAt(coordinates =
    (0.0, 0.0, -497.0))), sectionName='AAP')
207     p.SectionAssignment(region=(p.edges.findAt(coordinates =
    (0.0, 0.0, -498.0))), sectionName='ABP-AAP')
208     p.SectionAssignment(region=[e for e in p.edges if e.pointOn
    [0][2] < -498.5], sectionName='Condutor-Superficie')
209
210     p.assignBeamSectionOrientation(region=(p.edges.findAt(
    coordinates = (0.0, 0.0, -482.0))), method=N1_COSINES, n1
    =(-1.0, 0.0, 0.0))
211     p.assignBeamSectionOrientation(region=(p.edges.findAt(
    coordinates = (0.0, 0.0, -497.0))), method=N1_COSINES, n1
    =(-1.0, 0.0, 0.0))
212     p.assignBeamSectionOrientation(region=(p.edges.findAt(
    coordinates = (0.0, 0.0, -498.0))), method=N1_COSINES, n1
    =(-1.0, 0.0, 0.0))
213     p.assignBeamSectionOrientation(region=[e for e in p.edges
    if e.pointOn [0][2] < -498.5], method=N1_COSINES, n1=(-1.0,
    0.0, 0.0))
214
215     #####
216     ### Assembly ###
217     #####
218     a.DatumCsysByDefault(CARTESIAN)
219     a.Instance(name="Instance-Diverter", part=m.parts['Diverter
    '])
220     a.Instance(name='Instance-Riser', part=m.parts['Riser'])
221     a.Instance(name='Instance-BOP-CABP', part=m.parts["BOP-CABP
    "])
222
223     #####
224     ### Connectors ###
225     #####
226
227     datum1 = a.DatumCsysByThreePoints(origin=(0.0, 0.0, 16.19),
    point1=(0.0, 0.0, 7.05), point2=(-1.0, 0.0, 0.0),
228                                     name='Datum csys-3',
    coordSysType=CARTESIAN)

```

```
229
230 # UFJ
231 m.ConnectorSection(name='UFJ', translationalType=JOIN,
rotationalType=CARDAN)
232 elastic_0 = connectorBehavior.ConnectorElasticity(behavior=
NONLINEAR, components=(4, ), table=((-101.32e6, -0.524),
(-5.06e6, -0.262), (0.0, 0.0), (5.06e6, 0.262), (101.32e6,
0.524)))
233 elastic_1 = connectorBehavior.ConnectorElasticity(behavior=
LINEAR, components=(5, 6), table=((1e4, 1e4),))
234 m.sections['UFJ'].setValues(behaviorOptions = (elastic_0,
elastic_1))
235 a.WirePolyLine(points=((a.instances["Instance-Diverter"].
vertices.findAt(coordinates = (0.0, 0.0, 28.68)),
236 a.instances["Instance-Riser"].
vertices.findAt(coordinates = (0.0, 0.0, 28.68))),),
meshable=OFF)
237 csa = a.SectionAssignment(sectionName='UFJ', region=(a.
edges.findAt(coordinates = (0.0, 0.0, 28.68))),)
238 a.ConnectorOrientation(region=csa.getSet(), localCsys1=a.
datums[5])
239
240 # Tensionador
241 elastic_0 = connectorBehavior.ConnectorElasticity(behavior=
NONLINEAR, components=(1, ), table=((1028.6e3, 0.0), (1028.6
e3, 20.0), (1028.6e4, 20.1)))
242 m.ConnectorSection(name='Linha Tensionador',
translationalType=AXIAL)
243 m.sections['Linha Tensionador'].setValues(behaviorOptions =
(elastic_0, ))
244
245 a.WirePolyLine(points=((a.instances["Instance-Riser"].
vertices.findAt(coordinates = (0.0, 0.0, 7.05)), a.
referencePoints[1]), ), meshable=OFF)
246 a.WirePolyLine(points=((a.instances["Instance-Riser"].
vertices.findAt(coordinates = (0.0, 0.0, 7.05)), a.
referencePoints[2]), ), meshable=OFF)
247 a.WirePolyLine(points=((a.instances["Instance-Riser"].
vertices.findAt(coordinates = (0.0, 0.0, 7.05)), a.
referencePoints[3]), ), meshable=OFF)
248 a.WirePolyLine(points=((a.instances["Instance-Riser"].
vertices.findAt(coordinates = (0.0, 0.0, 7.05)), a.
referencePoints[4]), ), meshable=OFF)
249
250 csa = a.SectionAssignment(sectionName='Linha Tensionador',
region=(a.edges.findAt(coordinates = (5.9, 0.0, 28.3))),)
251 csa = a.SectionAssignment(sectionName='Linha Tensionador',
```

```

252     region=(a.edges.findAt(coordinates = (-5.9, 0.0, 28.3)),)
253     csa = a.SectionAssignment(sectionName='Linha Tensionador',
254     region=(a.edges.findAt(coordinates = (0.0, 5.9, 28.3)),)
255     csa = a.SectionAssignment(sectionName='Linha Tensionador',
256     region=(a.edges.findAt(coordinates = (0.0, -5.9, 28.3)),)
257
258     # LFJ
259     m.ConnectorSection(name='LFJ', translationalType=JOIN,
260     rotationalType=CARDAN)
261     elastic_0 = connectorBehavior.ConnectorElasticity(behavior=
262     NONLINEAR, components=(4, ), table=(((-484.2e6, -0.524),
263     (-16.17e6, -0.175), (0.0, 0.0), (16.17e6, 0.175), (484.2e6,
264     0.524)))
265     elastic_1 = connectorBehavior.ConnectorElasticity(behavior=
266     LINEAR, components=(5, 6), table=((1e4, 1e4),))
267     m.sections['LFJ'].setValues(behaviorOptions = (elastic_0,
268     elastic_1))
269     a.WirePolyLine(points=((a.instances["Instance-Riser"].
270     vertices.findAt(coordinates = (0.0, 0.0, -481.81)),
271     a.instances["Instance-BOP-CABP"].
272     vertices.findAt(coordinates = (0.0, 0.0, -481.81))),),
273     meshable=OFF)
274     csa = a.SectionAssignment(sectionName='LFJ', region=(a.
275     edges.findAt(coordinates = (0.0, 0.0, -481.81)),)
276     a.ConnectorOrientation(region=csa.getSet(), localCsys1=a.
277     datums[5])
278
279     # Molas no solo
280     for i, z in enumerate(np.arange(scour, 15.0, 0.5)):
281         a.ReferencePoint(point = (0.5, 0.0, -500 - z))
282         # print >> sys.__stdout__, a.referencePoints
283         m.ConnectorSection(name='Mola_%f' % z,
284         translationalType=AXIAL)
285         elastic_0 = connectorBehavior.ConnectorElasticity(
286         behavior=NONLINEAR, components=(1, ), table=soil_springs(
287         soil_a, soil_b, z, h = 0.5))
288         m.sections['Mola_%f' % z].setValues(behaviorOptions = (
289         elastic_0, ))
290         a.WirePolyLine(points=((a.instances["Instance-BOP-CABP"
291         ].vertices.findAt(coordinates = (0.0, 0.0, -500 - z)), a.
292         referencePoints[25 + 3*i]), ), meshable = False)
293         csa = a.SectionAssignment(sectionName='Mola_%f' % z,
294         region=(a.edges.findAt(coordinates = (0.25, 0.0, -500 -z)),)
295         )
296         initial = 28 + 3*i
297         for i, z in enumerate(np.arange(15.0, 60.0, 1.0)):
298             a.ReferencePoint(point = (0.5, 0.0, -500 - z))

```

```

277     m.ConnectorSection(name='Mola_%f' % z,
translationalType=AXIAL)
278     elastic_0 = connectorBehavior.ConnectorElasticity(
behavior=NONLINEAR, components=(1, ), table=soil_springs(
soil_a, soil_b, z))
279     m.sections['Mola_%f' % z].setValues(behaviorOptions = (
elastic_0, ))
280     a.WirePolyLine(points=((a.instances["Instance-BOP-CABP"
].vertices.findAt(coordinates = (0.0, 0.0, -500 - z)), a.
referencePoints[initial + 3*i]), ), meshable = False)
281     csa = a.SectionAssignment(sectionName='Mola_%f' % z,
region=(a.edges.findAt(coordinates = (0.25, 0.0, -500 -z)),)
)
282
283     #####
284     ### Step ###
285     #####
286     m.StaticStep(name='Top Tension + Gravidade', previous='
Initial', maxNumInc=10000, nlgeom = True)
287     m.ImplicitDynamicsStep(name='Analise', previous='Top
Tension + Gravidade', timePeriod=600.0, minInc = 1e-15,
initialInc = 0.1, maxInc = 1.0, maxNumInc=30000)
288     m.steps['Analise'].control.setValues(allowPropagation=OFF,
resetDefaultValues = OFF, timeIncrementation=(4.0, 8.0, 9.0,
16.0, 10.0, 4.0, 12.0, 20.0, 6.0, 3.0, 50.0))
289     m.FieldOutputRequest(name="F-Output-1", createStepName="Top
Tension + Gravidade")
290     m.fieldOutputRequests['F-Output-1'].setValues(variables=('S
', 'U'), timeInterval = 1.0)
291
292     #####
293     ### BCs & Loads ###
294     #####
295
296     # Diverter
297     m.DisplacementBC(name='Diverter', createStepName='Analise',
region=(a.instances['Instance-Diverter'].vertices.findAt(
coordinates = (0.0, 0.0, 31.5))),), ur3 = 0.0)
298     m.VelocityBC(name='Diverter', createStepName='Analise',
region=(a.instances['Instance-Diverter'].vertices.findAt(
coordinates = (0.0, 0.0, 31.5))),), vr3 = 0.0)
299
300     BC = load_disp(Hs, Tp)
301     m.TabularAmplitude(name='Surge', timeSpan=STEP, smooth=
SOLVER_DEFAULT, data=BC["Surge"])
302     m.TabularAmplitude(name='Sway', timeSpan=STEP, smooth=
SOLVER_DEFAULT, data=BC["Sway"])

```

```
303     m.TabularAmplitude(name='Heave', timeSpan=STEP, smooth=
SOLVER_DEFAULT, data=BC["Heave"])
304     m.TabularAmplitude(name='Roll', timeSpan=STEP, smooth=
SOLVER_DEFAULT, data=BC["Roll"])
305     m.TabularAmplitude(name='Pitch', timeSpan=STEP, smooth=
SOLVER_DEFAULT, data=BC["Pitch"])
306     m.TabularAmplitude(name='Yaw', timeSpan=STEP, smooth=
SOLVER_DEFAULT, data=BC["Yaw"])
307     m.DisplacementBC(name='MovimentoU1', createStepName='
Analise', region=(a.instances['Instance-Diverter'].vertices.
findAt(coordinates = (0.0, 0.0, 31.5))), u1=1.0, amplitude
="Surge")
308     m.DisplacementBC(name='MovimentoU2', createStepName='
Analise', region=(a.instances['Instance-Diverter'].vertices.
findAt(coordinates = (0.0, 0.0, 31.5))), u2=1.0, amplitude
='Sway')
309     m.VelocityBC(name='VelocidadeVR1', createStepName='Analise'
, region=(a.instances['Instance-Diverter'].vertices.findAt(
coordinates = (0.0, 0.0, 31.5))), vr1=1.0, amplitude='Roll'
)
310     m.VelocityBC(name='VelocidadeVR2', createStepName='Analise'
, region=(a.instances['Instance-Diverter'].vertices.findAt(
coordinates = (0.0, 0.0, 31.5))), vr2=1.0, amplitude='Pitch
')
311
312
313     # Tensionadores (Fixa os pontos)
314     reg=(a.referencePoints[1], a.referencePoints[2], a.
referencePoints[3], a.referencePoints[4])
315     m.DisplacementBC(name='TensionadoresU1', createStepName='
Initial', region=reg, u1=0.0, amplitude="Surge")
316     m.boundaryConditions['TensionadoresU1'].setValuesInStep(
stepName="Analise", u1 = 1.0)
317     m.DisplacementBC(name='TensionadoresU2', createStepName='
Initial', region=reg, u2=0.0, amplitude='Sway')
318     m.boundaryConditions['TensionadoresU2'].setValuesInStep(
stepName="Analise", u2 = 1.0)
319     m.DisplacementBC(name='TensionadoresU3', createStepName='
Initial', region=reg, u3=0.0, amplitude='Heave')
320     m.boundaryConditions['TensionadoresU3'].setValuesInStep(
stepName="Analise", u3 = 1.0)
321
322     # Pipe Pressure
323     reg=[a.instances[i].edges for i in ("Instance-Diverter", "
Instance-Riser")]
324
325     m.PipePressure(name='Pipe Pressure Int', createStepName='
```

```

326     Top Tension + Gravidade', region=reg,
           magnitude = 1200, diameter = 19.5*0.0254,
hZero = 31.5, distributionType = HYDROSTATIC)
327     m.PipePressure(name='Pipe Pressure Ext', createStepName='
Top Tension + Gravidade', region=reg,
328           magnitude = 1024, diameter = 21.25*0.0254,
hZero = 31.5, distributionType = HYDROSTATIC, side =
EXTERNAL)
329
330     # Downweight Riser
331     m.ConcentratedForce(name='Peso', createStepName='Top
Tension + Gravidade', region=(a.instances['Instance-BOP-CABP
'].vertices.findAt(coordinates = (0.0, 0.0, -496.5))), cf3
=-4597.5e3)
332
333     # Conductor
334     m.EncastreBC(name='Conductor Fix', createStepName='Initial',
region=(a.instances['Instance-BOP-CABP'].vertices.findAt(
coordinates = (0.0, 0.0, -560.0))),)
335
336     # Molas do Solo
337     m.EncastreBC(region=a.referencePoints.values()[:-4], name='
Solo', createStepName='Initial')
338
339     #####
340     ### Mesh ###
341     #####
342
343     partInstances = (a.instances['Instance-Diverter'],
344                     a.instances['Instance-Riser'],
345                     a.instances['Instance-BOP-CABP'])
346     elemType1 = mesh.ElemType(elemCode=PIPE31H, elemLibrary=
STANDARD)
347
348     e = a.instances['Instance-Diverter'].edges + a.instances['
Instance-Riser'].edges + a.instances["Instance-BOP-CABP"].
edges
349     a.setElementType(regions=(e, ), elemTypes=(elemType1, ))
350
351     a.seedPartInstance(regions=(a.instances['Instance-Diverter'
], a.instances['Instance-BOP-CABP']), size=2.0,
deviationFactor=0.1, minSizeFactor=0.1)
352     a.seedPartInstance(regions=(a.instances['Instance-Riser'],
), size=10.0, deviationFactor=0.1, minSizeFactor=0.1)
353     a.generateMesh(regions=partInstances)
354
355     # Cria os ElementSets para *AQUA

```

```
356     region = regionToolset.Region(elements=a.instances["
Instance-Riser"].elements.getByBoundingBox(xMin = -0.1, xMax
= 0.1, yMin = -0.1, yMax = 0.1, zMin = -271.71, zMax =
2.61))
357     a.Set(name = "Set-Riser-Buoy", region=region)
358
359     region = regionToolset.Region(elements=a.instances["
Instance-Riser"].elements.getByBoundingBox(xMin = -0.1, xMax
= 0.1, yMin = -0.1, yMax = 0.1, zMin = -481.82, zMax =
-271.69))
360     a.Set(name = "Set-Riser-Slick", region=region)
361
362     region = regionToolset.Region(elements=a.instances["
Instance-BOP-CABP"].elements.getByBoundingBox(xMin = -0.1,
xMax = 0.1, yMin = -0.1, yMax = 0.1, zMin = -496.51, zMax =
-481.79))
363     a.Set(name = "Set-BOP", region=region)
364
365     region = regionToolset.Region(elements=a.instances["
Instance-BOP-CABP"].elements.getByBoundingBox(xMin = -0.1,
xMax = 0.1, yMin = -0.1, yMax = 0.1, zMin = -500.01, zMax =
-496.49))
366     a.Set(name = "Set-CABP", region=region)
367
368     #####
369     ### Job ###
370     #####
371
372     jobName = 'Job-%f_%f_%f_%f' % (Hs, Tp, soil_a, scour)
373     print >> sys.__stdout__, jobName
374     j = mdb.Job(name=jobName.replace('.', '_'), model='Model-1',
description='', type=ANALYSIS, atTime=None, waitMinutes=0,
waitHours=0, queue=None, memory=90,
375         memoryUnits=PERCENTAGE, explicitPrecision=SINGLE,
nodalOutputPrecision=SINGLE, echoPrint=OFF, modelPrint=OFF,
376         contactPrint=OFF, historyPrint=OFF, userSubroutine=
'', scratch='', resultsFormat=ODB,
parallelizationMethodExplicit=DOMAIN, numDomains=4,
377         activateLoadBalancing=False, multiprocessingMode=
DEFAULT, numCpus=4)
378
379     textAqua = '''
380     *AQUA
381     -500, 0, 9.81, 1024
382
383     *constraint controls, print=yes
384
```

```
385     '''
386     s = load_waves(Hs, Tp)
387     m.keywordBlock.synchVersions(storeNodesAndElements=False)
388     m.keywordBlock.insert(position = 0, text = textAqua + s)
389
390     loads = '''
391     ** Drag
392     *DLOAD
393     Set-Riser-Buoy, FDD, 1.0, 1.378, 1.0
394     Set-Riser-Slick, FDD, 1.0, 0.54, 1.5
395     Set-BOP, FDD, 1.0, 3.26, 5.0
396     Set-CABP, FDD, 1.0, 0.762, 1.5
397     '''
398
399     m.keywordBlock.insert(position = len(m.keywordBlock.
400     sieBlocks) - 27, text = loads)
401     m.keywordBlock.synchVersions(storeNodesAndElements=False)
402     mdb.saveAs(pathName=jobName.replace('.', '_'))
403     j.submit()
404     j.waitForCompletion()
```