



ANÁLISE DE FADIGA PARA A ESTRUTURA DA CABEÇA DE POÇO DE PETRÓLEO OFFSHORE

Filipe Almeida de Rezende

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

Orientadores: Luis Volnei Sudati Sagrilo

José Renato Mendes de Sousa

Rio de Janeiro

Março de 2020

ANÁLISE DE FADIGA PARA A ESTRUTURA DA CABEÇA DE POÇO DE
PETRÓLEO OFFSHORE

Filipe Almeida de Rezende

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

Orientadores: Luis Volnei Sudati Sagrilo

José Renato Mendes de Sousa

Aprovada por: Prof. Luis Volnei Sudati Sagrilo

Prof. José Renato Mendes de Sousa

Prof. Fernando Jorge Mendes de Sousa

Eng. Emílio César Cavalcante Melo da Silva

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

MARÇO DE 2020

Rezende, Filipe Almeida

Análise de Fadiga para a Estrutura da Cabeça de Poço de Petróleo Offshore / Filipe Almeida de Rezende - Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2020.

XV, 173 p.: il.; 29,7cm.

Orientadores: Luis Volnei Sudati Sagrilo

José Renato Mendes de Sousa

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Civil, 2020.

Referências Bibliográficas: p. 126-129

1. Fadiga. 2. Cabeça de Poço. 3. Regressão Simbólica. 4. Modelo Local. 5. Funções de Transferência. 6. Offshore. I. Sagrilo, Luis Volnei Sudati *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título

Agradecimentos

Agradeço primeiro a Deus, Criador e Provedor de todas as coisas, por ter me trazido à existência e me sustentado em muitos momentos de dificuldade em minha vida.

Aos meus orientadores, Luis Sagrilo e José Renato, que com paciência e seriedade me conduziram para a produção desta dissertação de mestrado, me incentivando e me corrigindo quando era necessário.

Aos meus familiares que contribuíram direta e indiretamente para esta conquista. Em especial, meus pais, Marco Antônio e Maria do Carmo, e meu irmão, Moacyr, principais incentivadores para que eu prosseguisse meus estudos depois da graduação.

Aos meus amigos do LACEO, que contribuíram enormemente com esta dissertação, em especial Marina Simão, Gabriel Gonzales e Guilherme Kronemberger, que auxiliaram na revisão da escrita e na apresentação da defesa.

Me interessei pela engenharia da indústria de P&G *Offshore* depois de estagiar no setor de estruturas da Wood (Pedro Barros, Eduardo Tenório, Luiz Pereira e Daniel Carneiro), a eles também vai meu agradecimento.

Esta dissertação é fruto de uma parceria da UFRJ e da Petrobras. Além disso, houveram recursos disponibilizados da Fundação Carlos Chagas Filho de Amparo à Pesquisa (FAPERJ) e à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES). Gostaria de expressar meus agradecimentos para estas instituições financiadoras.

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

ANÁLISE DE FADIGA PARA A ESTRUTURA DA CABEÇA DE POÇO DE PETRÓLEO OFFSHORE

Filipe Almeida de Rezende

Março/2020

Orientadores: Luis Volnei Sudati Sagrilo

José Renato Mendes de Sousa

Programa: Engenharia Civil

Durante as operações de perfuração, a cabeça de poço sofre ação de cargas cíclicas provenientes do *riser* conectado e através do BOP. Tensões cíclicas, por sua vez, induzem dano por fadiga e podem provocar o colapso da estrutura se atingirem o número de ciclos admissível. A acumulação do dano nesta estrutura é influenciada por múltiplos fatores, como a rigidez do solo, interação entre os revestimentos, o modelo do *riser*, o peso do BOP, dentre outros. Desta forma, o presente trabalho propõe uma metodologia para análise de fadiga em cabeças de poços submarinas baseada na resposta global de esforços solicitantes na estrutura e na definição de funções de transferência de esforços para tensões locais, estimadas por meio de uma regressão simbólica, estabelecida a partir de um modelo local 3D. A partir destes resultados, é possível extrair as tensões de fadiga nos diversos detalhes e pontos de concentração de tensão existentes na estrutura (*hot spots*) e calcular o dano por meio do uso de um modelo para análise de fadiga apropriado. Os resultados mostram que a metodologia proposta é compatível com os métodos usuais de cálculo de fadiga no domínio do tempo. Além disso, a metodologia utilizada permite a consideração de efeitos tridimensionais do modelo local, obtendo resultados mais consistentes com o real comportamento da estrutura.

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

WELLHEAD STRUCTURE FATIGUE ANALYSIS OF OFFSHORE PETROLEUM WELLS

Filipe Almeida de Rezende

March/2020

Advisors: Luis Volnei Sudati Sagrilo

José Renato Mendes de Sousa

Department: Civil Engineering

During the drilling operations, subsea wellhead suffers the action of cyclic loads from the connected riser and BOP Stack. Cyclic stresses will cause fatigue damage and can lead to the structure's collapse. Damage accumulation depends on many variables, like soil stiffness, soil-casings interaction, riser model and BOP weight. Thus, the present work proposes a methodology for assessing fatigue damage for subsea wellhead. The methodology is based on the global forces and moments response at wellhead datum, and in defining load-to-stress transfer functions by means of Finite Element modelling and Symbolic Regression. Combining the global loads and the transfer functions, is possible to obtain the hot spot stresses, and evaluate the fatigue damage using a proper fatigue model. Results shown that the proposed methodology is feasible when compared with the other methods of fatigue assessment in time domain. Moreover, it allows considering the tri-dimensional effects provided by the local model, obtaining results more consistent with the real structural behavior of the wellhead.

Sumário

1	Introdução	1
1.1	Motivação	3
1.2	Perfuração de Poços de Petróleo <i>Offshore</i>	6
1.3	Descrição do Sistema Típico de Perfuração Submarina	10
1.3.1	Sistema Tracionador.....	10
1.3.2	Junta Telescópica	12
1.3.3	<i>Riser</i> de Perfuração	13
1.3.4	Junta Flexível (<i>Flex joint</i>)	15
1.3.5	LMRP e BOP <i>Stack</i>	15
1.3.6	Cabeça de Poço	18
1.4	<i>Hot Spots</i> da Cabeça de Poço.....	21
1.5	Objetivos	22
2	Revisão Bibliográfica.....	24
2.1	Programação Genética e Regressão Simbólica.....	24
2.2	Histórico de Problemas de Fadiga em Cabeças de Poços <i>Offshore</i>	26
2.3	Algumas Publicações Relevantes	28
2.3.1	A influência da seleção do equipamento de perfuração e do sistema de <i>Riser</i> no carregamento de fadiga em cabeça de poço [14].....	28
2.3.2	Os efeitos das técnicas de modelagem e incerteza de dados no cálculo de vida à fadiga. [24]	29
2.3.3	Os efeitos da modelagem do BOP na estimativa do dano à fadiga da cabeça de poço [25]	31
2.3.4	Avaliação das Incertezas na estimativa de fadiga na Cabeça de Poço [26]	31
2.3.5	Análise de fadiga em Cabeça de Poço para <i>Risers</i> de perfuração: Um estudo no efeito da tração [15].....	33
2.3.6	Análise de fadiga de condutores de poços <i>offshore</i> : Parte 1 e Parte 2 [27][28]	35
2.4	Contribuições deste Trabalho	36
3	Metodologia.....	38
3.1	Metodologia Proposta	41
3.1.1	Modelo Global.....	45
3.1.2	Modelo Local e Funções de Transferência.....	49

3.1.3	Modelo para Análise de Fadiga.....	54
4	Estudo de Caso.....	61
4.1	Dados Ambientais.....	63
4.1.1	Onda.....	63
4.1.2	Corrente.....	65
4.1.3	Solo.....	65
4.2	Descrição do Modelo Global.....	69
4.2.1	Sistema Tracionador.....	72
4.2.2	Riser, <i>Flex joint</i> , LMRP e BOP.....	74
4.2.3	Alojadores.....	75
4.2.4	Condutor e Revestimento de Superfície.....	76
4.2.5	Tempo de Análise.....	78
4.3	Descrição do Modelo Local.....	79
4.3.1	Alojadores de Alta e Baixa Pressão.....	80
4.3.2	Condutor e Revestimento de Superfície.....	85
4.3.3	Malha.....	86
4.4	<i>Hot spots</i> analisados, SCF's e Curvas S-N.....	89
4.5	Treinamento das Funções de Transferência.....	92
4.5.1	Funções de Transferência de Esforços para Tensões.....	97
4.5.2	Funções de Transferência de Esforços para Esforços.....	101
4.5.3	Tempo de Análise.....	102
5	Análises e Resultados.....	103
5.1	Verificação da Função de Transferência.....	104
5.2	Verificação cruzada entre os modelos global e local.....	105
5.3	Verificação do Estado de Tensões nos <i>hot spots</i> analisados.....	110
5.3.1	Cálculo da tensão principal máxima e plano principal.....	112
5.3.2	Orientação de σ_I e tensão de fadiga.....	113
5.4	Análise de Vida à Fadiga.....	115
5.5	Comparação com outras metodologias.....	118
6	Conclusões.....	123
6.1	Sugestões para Trabalhos Futuros.....	124
	Referências Bibliográficas.....	126

ANEXO A - Efeito nos Momentos devido às Pressões e Carga Lateral.....	130
A.1 Objetivo.....	130
A.2 Resultados	130
ANEXO B – Distribuição de Tensões principais máximas e deformada	131
ANEXO C – Ilustração do <i>overfitting</i>	133
C.1 Objetivo.....	133
C.2 Resultados	133
ANEXO D – Tabelas com Médias e Desvios Padrões dos Sinais do Modelo Global e Local	135
ANEXO E – Estudo das Séries de Tensões nas Seções S1 e S2	138
E.1 Introdução e Objetivos	138
E.2 Resultados	138
E.3.1 Seção S1.....	138
E.3.2 Seção S2.....	140
E.3 Conclusões.....	142
ANEXO F – Lista de Funções de Transferência do EUREQA	143

Lista de Figuras

Figura 1-1: Cabeça de poço [2].	2
Figura 1-2: Elementos do Sistema de Perfuração (adaptado de API-RP-16Q [9]).	4
Figura 1-3: Aspectos econômicos da atividade de perfuração de poços (adaptado de PESTANA [8]).	5
Figura 1-4: Primeira e segunda fase da perfuração de poços.	8
Figura 1-5: Alguns tipos de Sondas existentes.	9
Figura 1-6: Principais Equipamentos da Sonda.	10
Figura 1-7: Tracionador de cabos de aço (a) [16], <i>apud</i> [8] e (b) [7].	12
Figura 1-8: Tracionador de Cilindros de Ação Direta [2]	12
Figura 1-9: Esquemático da junta telescópica	13
Figura 1-10: <i>Riser</i> de perfuração (adaptado de BAI & BAI [2]).	14
Figura 1-11: Juntas Flexíveis (a) Superior, (b) Intermediária e (c) Inferior (adaptado de JANUARILHAM [17]).	15
Figura 1-12: LMRP e BOP <i>Stack</i> (adaptado de JANUARILHAM [17]).	16
Figura 1-13: Esquema de um LMRP e de um BOP <i>Stack</i> [7]	18
Figura 1-14: Desenho esquemático da cabeça de poço conectada ao (a) BOP e (b) Árvore de Natal.	19
Figura 1-15: Componentes da cabeça de poço (Adaptado de https://www.petrowiki.org , acesso em 30/10/2018.)	20
Figura 1-16: <i>Hot spots</i> da cabeça de poço e <i>hot spots</i> analisados neste trabalho.	22
Figura 2-1: <i>Loop</i> principal de Programação Genética [19]	24
Figura 2-2: Dano relativo em função do <i>overpull</i> e da lâmina d'água [15].	34
Figura 3-1: Metodologias de análise de fadiga em cabeça de poço (Adaptado da DNVGL-RP-E104 [13]).	40
Figura 3-2: Método usual no domínio do tempo para cálculo de fadiga.	42
Figura 3-3: Zonas da cabeça de poço e relevância dos efeitos locais.	43
Figura 3-4: Ilustração da metodologia proposta.	44
Figura 3-5: Fluxograma da metodologia proposta.	45
Figura 3-6: Esquema típico dos elementos de um sistema de perfuração a serem simulados no modelo global.	47
Figura 3-7: Ponto do modelo global escolhido para extrair as séries temporais de força	47
Figura 3-8: Fluxograma do modelo global.	48
Figura 3-9: Esquema da primeira etapa da metodologia	49
Figura 3-10: Geometria do Modelo Local.	50
Figura 3-11: Esquemático da etapa do modelo local.	52
Figura 3-12: Esquemático da geração das funções de transferência	53
Figura 3-13: Fluxograma do modelo local.	54
Figura 3-14: Esquemático da aplicação das funções de transferência para obter as tensões nos <i>hot spots</i> .	55
Figura 3-15: Histograma da série temporal.	58
Figura 3-16: Exemplo de curva S-N.	58

Figura 3-17: Esquemático do modelo para análise de fadiga.....	59
Figura 3-18: Fluxograma do modelo de fadiga utilizado	60
Figura 4-1: Ilustração do caso base.	61
Figura 4-2: Geometria da cabeça de poço do caso base. Conductor e revestimento de superfície.	62
Figura 4-3: Seleção de estados de mar retirados de um diagrama de dispersão completo (Adaptado de CHAVES [37]).	64
Figura 4-4: Ilustração de uma cabeça de poço com conductor escavado.....	67
Figura 4-5: Gráfico da Curva T-Z usada	68
Figura 4-6: Gráfico da Curva P-Y usada.....	69
Figura 4-7: Modelo Global.....	70
Figura 4-8: Esquema do <i>label</i> de nomeação dos casos de carga.....	70
Figura 4-9: Modelagem do tracionador e barrilete externo.....	73
Figura 4-10: Modelagem do tracionador e barrilete externo.....	73
Figura 4-11: BOP, LMRP, e <i>riser</i> do modelo global	74
Figura 4-12: Seções equivalentes dos alojadores (a) AAP e (b) ABP.....	76
Figura 4-13: Modelagem do revestimento de superfície e do conductor.....	77
Figura 4-14: Geometria dos alojadores de alta e baixa pressão (a) mapeamento dos pontos da seção transversal e (b) seção revolucionada.	81
Figura 4-15: Elementos de interação entre os alojadores.....	82
Figura 4-16: Geometria do modelo e detalhes das superfícies das conexões <i>lock</i> e <i>dog</i>	83
Figura 4-17: Molas das conexões.....	84
Figura 4-18: Superfície de contato normal e tangencial entre os alojadores.....	84
Figura 4-19: Elemento de ligação (a) <i>tie</i> na solda com os alojadores e (b) MPC entre a parte sólida e a parte de viga do conductor e do revestimento de superfície.	86
Figura 4-20: (a) Partição realizada na geometria e (b) Malha gerada da parte sólida do Conductor e revestimento de superfície.	87
Figura 4-21: (a) Cortes transversais na seção do ABP e do AAP e (b) Cortes radiais na seção do ABP e do AAP.....	88
Figura 4-22: Malha do AAP e do ABP.....	89
Figura 4-23: <i>Hot spots</i> analisados no estudo de caso	90
Figura 4-24: Dispersão das 50 componentes de força geradas para treinamento das funções de transferência.	94
Figura 4-25: Dispersão das 50 componentes de momento geradas para treinamento das funções de transferência.	95
Figura 4-26: Comparação de duas funções de transferência para oito pontos da solda do conductor (Seção S1): mais otimizada (σ_{FAD_1}) e o melhor ajuste (σ_{FAD_2})	97
Figura 4-27: Pontos de Determinação das Funções de Transferência - 1	98
Figura 4-28: Pontos de Determinação das Funções de Transferência - 2	99
Figura 4-29: Identificação dos nós das funções de transferência de esforços para esforços	101
Figura 5-1: Comparação das séries temporais em modelo local com os valores preditos pela função de transferência na seção S2 da solda do revestimento de superfície.....	105

Figura 5-2: Séries temporais de esforços do modelo global e preditas pela função de transferência – elemento a 2m, 4m e 8m da <i>mudline</i>	108
Figura 5-3: Coeficientes de Correlação entre as séries temporais de esforços solicitantes do ANFLEX e do ABAQUS para os 7 casos de carga.....	109
Figura 5-4: Identificação dos nós avaliados na análise do estado de tensões.....	112
Figura 5-5: Tensões principais máximas de tração nos pontos MB1 e MB2, indicando as tensões de fadiga nos <i>hot spots</i>	114
Figura 5-6: Seções de <i>Hot spots</i> da cabeça de poço analisados no estudo de caso.	116
Figura 5-7: Dano Médio Diário dos <i>hot spots</i> analisados	117
Figura 5-8: Dano médio diário normalizado para as seções de <i>hot spots</i> segundo os métodos DT, DF e RS	120
Figura 5-9: Dano médio diário para as seções de <i>hot spots</i> segundo os métodos DT, DF e RS – Seções CO1, SC1, MB1 e MB2	121
Figura 5-10: Dano médio diário para as seções de <i>hot spots</i> segundo os métodos DT, DF e RS – Seções S1 e S2	122

Lista de Tabelas

Tabela 3-1: Exemplo de diagrama de dispersão.....	56
Tabela 4-1: Diagrama de dispersão usado na análise (Adaptado de CHAVES [37]). ...	64
Tabela 4-2: Parâmetros do perfil de corrente usado na análise (Adaptado de CHAVES [37]).	65
Tabela 4-3: Valor de ε_c em função de S_u . (Fonte: http://www.findapile.com/ . Acesso em 11/07/2019).....	66
Tabela 4-4: Pontos adimensionalizados da curva T-Z [29]......	67
Tabela 4-5: Pontos normalizados da curva P-Y para profundidades dentro ($z < z_r$) e fora ($z > z_r$) região de resistência reduzida [29].	69
Tabela 4-6: Denominação dos casos de carga do modelo global	71
Tabela 4-7: Número de elementos do modelo.....	79
Tabela 4-8: Tempos de análises.....	79
Tabela 4-9: Coeficientes das curvas S-N usadas neste trabalho [18].....	91
Tabela 4-10: Curvas S-N e SCF aplicados em cada seção transversal.....	92
Tabela 4-11: Valores médios, mínimos, máximos e desvio padrão extraídos dos 88 casos de carga das séries temporais do modelo global – topo da cabeça de poço.	93
Tabela 4-12: Valores Médios, mínimos e máximos dos 50 casos de carga do modelo local	93
Tabela 4-13: Coeficientes das Funções de Transferência de esforços para tensões.....	100
Tabela 4-14: Coeficientes das funções de transferência de esforços para esforços	102
Tabela 4-15: Informações da malha do modelo local.....	102
Tabela 5-1: Resumo dos resultados para cálculo de σ_l e θ	113
Tabela 5-2: Resumo dos resultados para a orientação de σ_1	114
Tabela 5-3: Dano anual e vida dos <i>hot spots</i> analisados.	117

Glossário

Alojador de Alta Pressão (AAP): Também chamado de *High Pressure Housing* (HPH), é um componente estrutural da cabeça de poço conectado ao BOP e soldado no revestimento de superfície.

Alojador de Baixa Pressão (ABP): Também chamado de *Low Pressure Housing* (LPH), é um componente estrutural da cabeça de poço, conectado ao AAP e soldado no tubo mais externo, o condutor.

Blowout preventer (BOP): Equipamento de segurança instalado no sistema de perfuração cuja função é evitar o fluxo descontrolado de fluidos provenientes do poço sob alta pressão (*blowout*).

Cabeça de poço: Estrutura apoiada no leito marinho responsável por prover sustentação e acesso ao poço, constituída pelos alojadores de alta e baixa pressão (AAP e ABP).

Completação: Operação de instalação do duto de produção no poço e teste de produção.

Condutor: Duto mais externo da estrutura de poço, em contato direto com o solo e soldado na face superior ao ABP.

Conexão Lockdown: Conjunto de conexões que proveem a ligação entre o AAP e o ABP.

Estrutura de poço: conjunto de *casings* com fundação e espaço anular cimentados que dão sustentação ao poço, constituído do condutor, do revestimento de superfície e demais revestimentos mais internos.

Indústria upstream offshore: Segmento da indústria de óleo e gás que inclui a exploração e produção de recursos naturais.

Joint Industry Project (JIP): Projeto de reunião de grandes integrantes da indústria para desenvolvimento de determinado tema.

Lower Marine Riser Package (LMRP): Equipamento de segurança instalado no sistema de perfuração acima do BOP que provê uma interface passível de desconexão com o *riser* em casos de deriva acidental da sonda.

Metodologia acoplada: Segundo a DNV-RP-E104, uma metodologia acoplada de análise de fadiga em cabeça de poço consiste na realização de análises globais e locais

em modelos integrados completos, sem pontos de truncamento intermediários ao longo do sistema. Deve-se distinguir, por outro lado, de uma metodologia acoplada do ponto de vista da análise global, na qual se refere à simulação do casco do navio com elementos específicos, conectado aos *risers*. Desse modo, a rigidez do navio acopla-se ao sistema de equações e os movimentos da embarcação são solucionados a cada iteração, sendo atualizados.

Metodologia desacoplada: Segundo a DNV-RP-E104, uma metodologia desacoplada para análise de fadiga em cabeça de poço inclui a utilização de análises globais e locais com modelo global truncado. O trecho truncado é substituído por uma rigidez equivalente extraída do modelo local detalhado. Deve-se distinguir de metodologias desacopladas do ponto de vista do modelo global, na qual se refere à simulação dos movimentos do casco do navio por meio de RAO.

Mudline: Nível do leito marinho.

Overpull: Tração adicional existente em qualquer ponto da estrutura do poço, tipicamente na interface de conexão entre o LMRP e o BOP.

Revestimento de Superfície: Duto que compõe a estrutura de poço, instalado internamente ao condutor, soldado no topo ao AAP.

Response Amplitude Operator (RAO): Função de transferência de um sistema linear, usualmente empregado para simulação dos movimentos de uma embarcação, onde os movimentos de primeira ordem do casco são definidos em função de frequências de ondas regulares.

Tensão de Fadiga: Denota a componente do tensor de tensões que efetivamente contribuirá para a acumulação do dano e a abertura da trinca de fadiga.

Workover: Operação de intervenção realizada após iniciada a produção.

1 Introdução

Fadiga é um processo de degradação e falha do material gerada pela acumulação de dano devido a carregamentos cíclicos. Muitas estruturas estão submetidas a carregamentos oscilatórios, que podem causar o rompimento em níveis de tensões muito abaixo do escoamento do material devido à formação de micro-trincas. A falha por fadiga acarreta uma ruptura frágil, o que pode ser catastrófico para a estrutura e gerar grandes prejuízos humanos e econômicos.

Quando vistos numa escala suficiente pequena, todos os materiais apresentam uma distribuição não-homogênea composta não somente de grãos cristalinos, mas também de pequenos vazios e incrustações de outras partículas com composição química diferente. Como consequência disso, a distribuição de tensões na escala da microestrutura também tem um perfil não-homogêneo, gerando regiões onde assumem valores mais elevados. Estas regiões englobam as possíveis candidatas a surgimento de trincas e acúmulo de dano.

De forma geral, o processo de fadiga possui três fases:

- (i) Formação da trinca;
- (ii) Propagação da trinca e;
- (iii) Início da fratura instável.

A formação da trinca decorre de solicitações trativas no nível da microestrutura, onde cada ciclo de carregamento acumula defeitos na rede cristalina do material, formando regiões denominadas bandas de cisalhamento. Quanto o acúmulo das bandas de cisalhamento atinge determinado nível, há a formação de trincas. Com o processo contínuo de carregamento e descarregamento da estrutura, novas tensões cíclicas são geradas e provocam a propagação da trinca. Ao final do processo, a trinca cresce até chegar a um tamanho crítico, em que ocorre a ruptura frágil do material, em tensões que podem estar situadas abaixo de 30% do limite de escoamento [1].

*Ver glossário de definições.

O fenômeno do acúmulo de dano por fadiga é recorrente em estruturas *offshore*, pois essas estão submetidas a muitos carregamentos dinâmicos como onda, vento e corrente, acarretando grande número de ciclos de tensão ao longo de sua vida útil. Estas estruturas possuem ainda muitas regiões de solda e conexões, que introduzem defeitos e pontos de concentração de tensões, tornando-as ainda mais suscetíveis a problemas de fadiga.

Atualmente, em especial na engenharia de poços *offshore*, há um grande interesse no dano à fadiga na estrutura da cabeça de poço submarina gerado pelas tensões elevadas durante as operações de perfuração, completção e *workover*. A cabeça de poço é uma estrutura apoiada no leito marinho que provê sustentação e acesso ao poço. Ela é constituída por um conjunto de alojadores (*housings*), como mostra a Figura 1-1, soldados a dutos, denominados revestimentos (*casings*). Seus principais componentes estruturais são o alojador de alta pressão (AAP), o alojador de baixa pressão (ABP). O condutor e o revestimento de superfície*, conectados aos alojadores, integram a estrutura de poço.

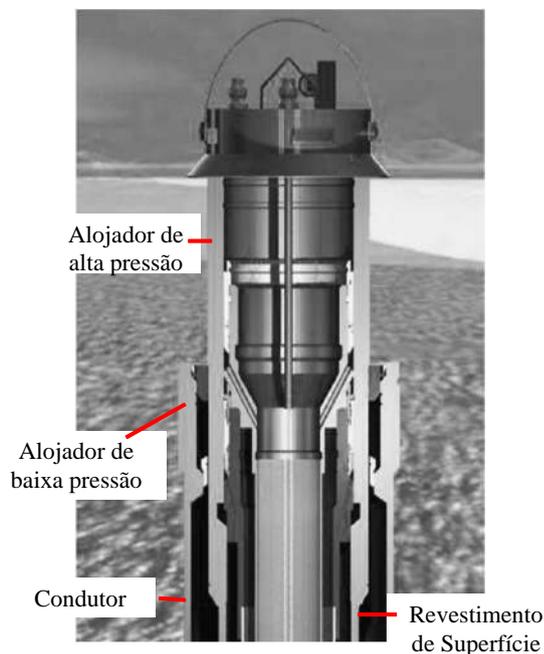


Figura 1-1: Cabeça de poço [2].

*Ver glossário de definições.

O crescente interesse na fadiga da cabeça de poço se justifica tendo em vista os altos custos e riscos envolvidos no processo de perfuração, proporcionais ao nível de incertezas existentes nesta operação. A falha desta estrutura pode implicar na perda do poço e acarretar em acidentes e grandes prejuízos materiais. Além disso, há alguns indícios recentes de falha estrutural por fadiga em cabeças de poços, reportados na literatura pública [3]-[6].

1.1 Motivação

Uma das conquistas tecnológicas mais notáveis dos últimos anos foi o desenvolvimento da capacidade de explorar comercialmente jazidas de óleo e gás em áreas muitas vezes hostis. Com isto, veio também o desenvolvimento de metodologias que viabilizem a sua exploração [7].

A descoberta de grandes reservatórios de petróleo na camada Pré-Sal da Bacia de Santos tornou esta bacia petrolífera a mais promissora da costa brasileira. No entanto, a camada sedimentar do Pré-Sal é caracterizada por lâminas d'água ultra profundas, superiores a 2.000 m, exigindo o que há de mais moderno no campo da perfuração marítima [8].

Para viabilizar a exploração de reservatórios de óleo contidos em camadas sedimentares da superfície terrestre, faz-se necessário a perfuração de poços que criem um caminho de escoamento do fluido para o ambiente externo. A perfuração de poços em ambientes *offshore* exige o uso de embarcações e estruturas especiais destinadas para este fim, tornando-se assim uma atividade custosa. Além disso, disciplinas como o planejamento e controle de poço, logística, execução e posicionamento dinâmico da plataforma são exemplos de atividades que aumentam o grau de complexidade no processo de perfuração de poços *offshore*.

Durante a perfuração, o poço encontra-se conectado a uma embarcação sonda por meio do *riser*, e conseqüentemente, sofre influência de carregamentos incidentes nele, acarretando em um maior número de ciclos de tensão sofridos pelo arranjo de estruturas apoiada no leito marinho (entre elas, a cabeça de poço). A Figura 1-2 apresenta os elementos estruturais de um sistema típico de perfuração.

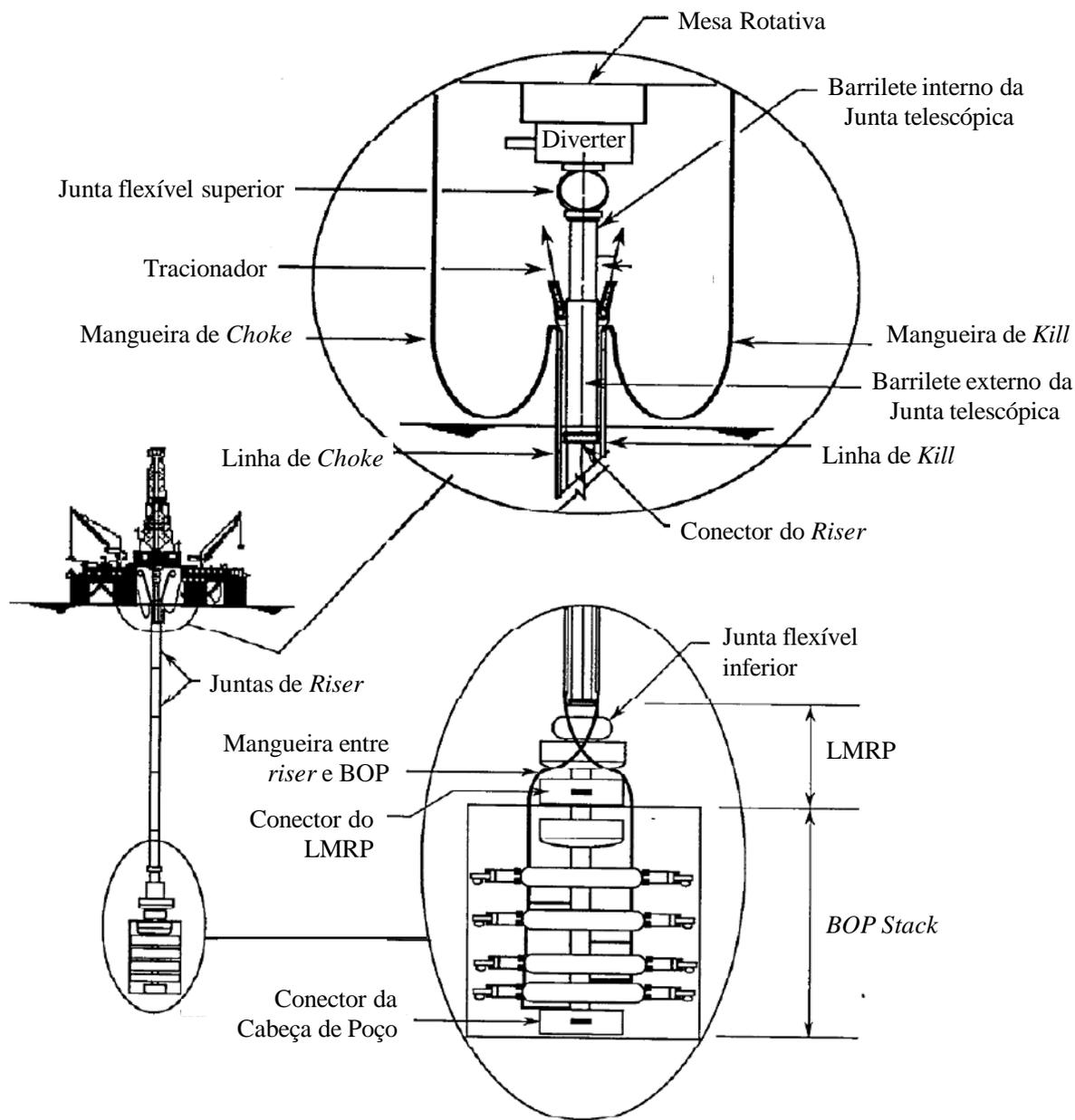
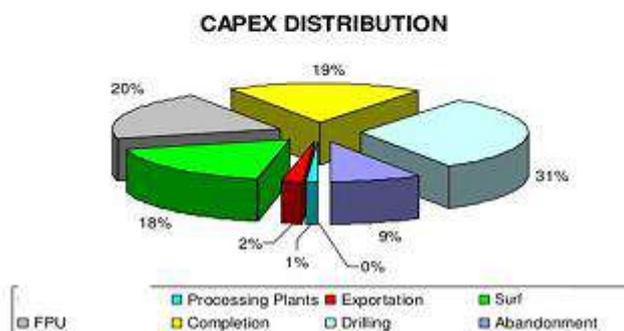


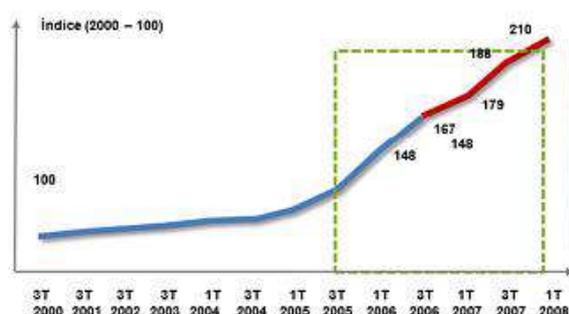
Figura 1-2: Elementos do Sistema de Perfuração (adaptado de API-RP-16Q [9]).

Além de provocar tensões cíclicas com valores elevados, a atividade de perfuração é a que possui maior custo estimado para a exploração do Pré-Sal, e a contratação de sondas de perfuração *offshore* é o serviço com maior crescimento em termos de custo de capital na indústria *upstream offshore**, como indica a Figura 1-3 [8].

*Ver Glossário de Definições



Índice de custo de capital no *upstream* (2000 – 2007)



Crescimento dos preços dos insumos e serviços de E&P

Insumos - serviços de E&P	%
Sonda <i>offshore</i>	356
Aço	149
Engenharia e Gerência de projeto	103
Barco de instalação <i>offshore</i>	95
Depósito e fabricação	78
Equipamento	77
Mão de obra para construção	73
Materiais	49
Sonda <i>onshore</i>	42

Figura 1-3: Aspectos econômicos da atividade de perfuração de poços (adaptado de PESTANA [8]).

A perfuração usualmente é feita por empresas especializadas afretadas por um custo diário da embarcação sonda e da mão-de-obra. As sondas de perfuração possuem uma janela de operação delimitada em função de condições ambientais consideradas como situações de risco. Caso ocorram acidentes, panes ou grandes tempestades que gerem uma deriva da sonda superior aos limites pré-estabelecidos, as atividades de perfuração são imediatamente interrompidas, desconectando-se o *riser*, e retomadas somente após a estabilização da situação de risco. Durante o período em que o *riser* está desconectado, a sonda continua a cobrança de diárias, mesmo não operando.

Como será apresentado nas seções posteriores, diversas fontes da literatura já relataram falhas por fadiga na cabeça de poço [3]-[6]. O relato destes problemas tem gerado uma maior atenção por parte da indústria para a investigação do fenômeno de fadiga nas cabeças de poços submarinas. Com isto, houve um esforço de algumas das maiores companhias de petróleo no mundo para dar início em 2010 a um *Joint Industry Project* [10] (JIP), a fim de desenvolver recomendações para o cálculo estrutural de fadiga em cabeças de poços, dando vigor a uma linha de pesquisa até então pouco estudada.

Neste sentido, o estudo do processo de perfuração e do fenômeno de fadiga em cabeça de poço é fundamental para a definição de janelas operacionais baseadas em critérios de segurança mais consistentes e com menos incertezas, que garantam a confiabilidade no serviço, atrelada à redução de custo de forma consciente.

1.2 Perfuração de Poços de Petróleo *Offshore*

O poço é construído com o objetivo de criar um canal de comunicação entre o reservatório de petróleo e o meio externo, de forma a viabilizar a sua extração e ser explorado economicamente. Naturalmente, a construção do poço exige a perfuração da formação rochosa para se alcançar a jazida de hidrocarbonetos, que geralmente encontra-se abaixo de múltiplas camadas de rocha, muitas vezes a quilômetros de distância da superfície, como é o caso das jazidas da camada do Pré-Sal no Brasil.

Como se pode imaginar, a perfuração do solo marinho até tal profundidade deve ser feita em vários estágios a fim de evitar o seu desabamento. Para isso, a operação faz uso de grandes tubos de aço, cimentados no espaço anular entre eles, que garantem a integridade para a estrutura do poço. Além disso, fluido de perfuração é utilizado para a estabilização do furo durante a perfuração e evitar o ingresso de fluidos dentro do poço, provenientes da formação rochosa recém-desagregada.

De maneira simplificada, a construção do poço envolve três atividades fundamentais:

- Perfuração com broca;
- Revestimento do furo;
- Cimentação do revestimento.

As atividades supracitadas repetem-se até alcançar a profundidade do reservatório pretendido. Cada repetição é denominada uma “fase”. As fases podem ser mais detalhadamente descritas da seguinte forma:

i) A primeira fase é iniciada com a instalação de um grande duto de aço, tipicamente com diâmetro externo de 762 mm (30 pol) ou 914 mm (36 pol), denominado condutor, que é o revestimento mais externo do poço. A instalação do condutor pode ser por escavação, jateamento ou cravação direta no solo. Dependendo da forma como for instalado, o procedimento muda. Porém, o método mais comum é com condutor escavado. Se for este o caso, é necessária a escavação preliminar de um furo, onde será colocado o condutor. Nesta primeira fase, não é usual o uso de fluido de perfuração, e as profundidades podem alcançar de 60 a 240 metros [11].

ii) Depois da cimentação do condutor, a broca é substituída por uma de menor diâmetro, e assim se inicia a escavação de um segundo furo, mais profundo [11]. Denomina-se essa segunda fase de revestimento de superfície, que possui tipicamente diâmetro externo de 508 mm (20 pol) ou 558 mm (22 pol). Após sua descida, o revestimento é cimentado. Uma vez instalados o condutor e o revestimento de superfície, respectivamente a primeira e a segunda fase da perfuração, ocorre a descida do *Blowout Preventer* (BOP)*. O procedimento da primeira e segunda fase da perfuração encontra-se ilustrado na Figura 1-4;

iii) O número de fases subsequentes vai depender do tipo de formação rochosa do local. Cada vez que as pressões da formação rochosa exigirem, uma nova fase deve ser feita e um novo revestimento terá que ser instalado e cimentado. A cada nova fase, o furo vai se afinando, utilizando revestimentos e brocas com diâmetros cada vez menores.

Mas de forma geral, as três atividades fundamentais citadas anteriormente se repetem: escavação com broca, descida do revestimento e cimentação.

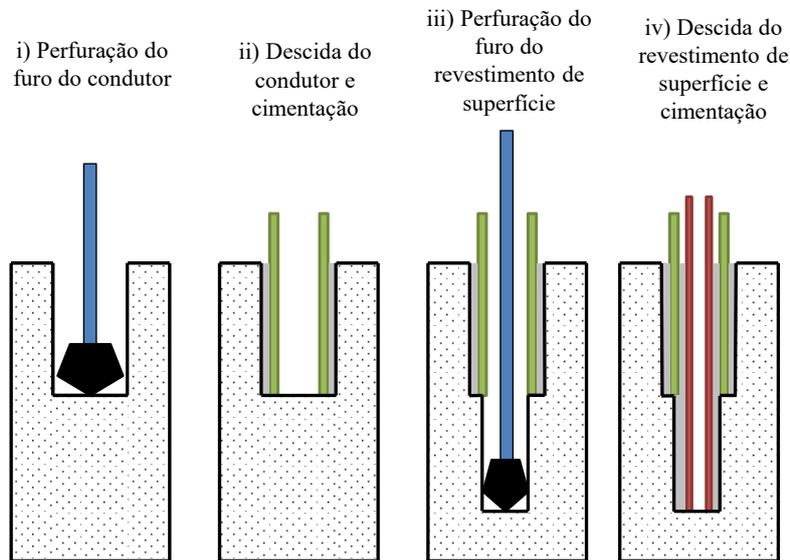


Figura 1-4: Primeira e segunda fase da perfuração de poços.

A desagregação da rocha pode ser feita por procedimentos mecânicos, térmicos ou físico-químicos. Porém, somente os métodos mecânicos são empregados na indústria *offshore*. A perfuração mecânica se efetua por processos de percussão, rotação ou pelo efeito combinado das duas. No caso de perfuração de poços marinhos, a perfuração é, na maior parte dos casos, rotativa.

Normalmente, a estrutura destinada à perfuração de poços de petróleo *offshore* é denominada sonda, podendo ser do tipo embarcação ou plataforma, e é composta pelos equipamentos e acessórios que conferem peso e torque à coluna de perfuração. A Figura 1-5 ilustra alguns tipos de sonda utilizadas em perfurações *offshore*, tipicamente caracterizadas e identificáveis pela presença de uma torre no centro, onde todo o processo é gerenciado.

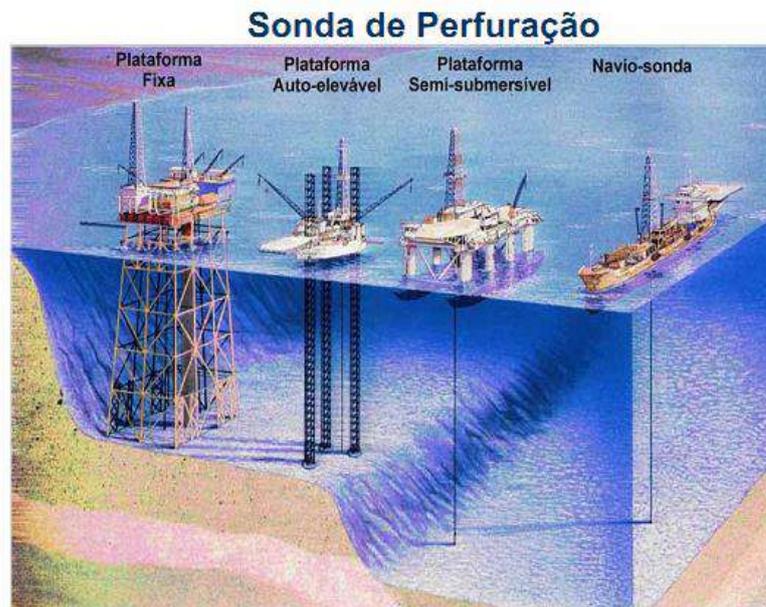


Figura 1-5: Alguns tipos de Sondas existentes.

As sondas do tipo plataforma fixa e plataforma auto-elevatória (vide Figura 1-5) são opções de menor custo e possuem a vantagem de não necessitarem de sistema compensador de movimentos. Porém, como a própria Figura 1-5 já sugere, elas possuem a limitação da lâmina d'água, sendo utilizadas em profundidades de no máximo 200 m.

Em lâminas d'água a partir de 200 m, as opções utilizadas são as sondas do tipo plataforma semissubmersível e navio-sonda, também chamadas de *Mobile Drilling Unit* (MODU). Estas embarcações podem ser ancoradas ou de posicionamento dinâmico (*Dynamic Positioning – DP*), mas ambas possuem um sistema tracionador com função de evitar a transferência de deslocamentos e esforços para o *riser* de perfuração.

As sondas são compostas por um complexo de sistemas mecânicos que são responsáveis pela aplicação de peso e rotação à coluna de perfuração, pela circulação do fluido de perfuração e também pela segurança no poço. Alguns dos principais equipamentos da sonda são ilustrados na Figura 1-6. No entanto, a descrição da maior parte destes sistemas e do seu funcionamento foge ao escopo do presente trabalho. A análise de fadiga proposta requer um conhecimento mais aprofundado do sistema submerso, onde as cargas ambientais irão incidir diretamente.

Uma revisão mais completa sobre cada elemento do sistema de perfuração pode ser encontrada em [7] e [12].

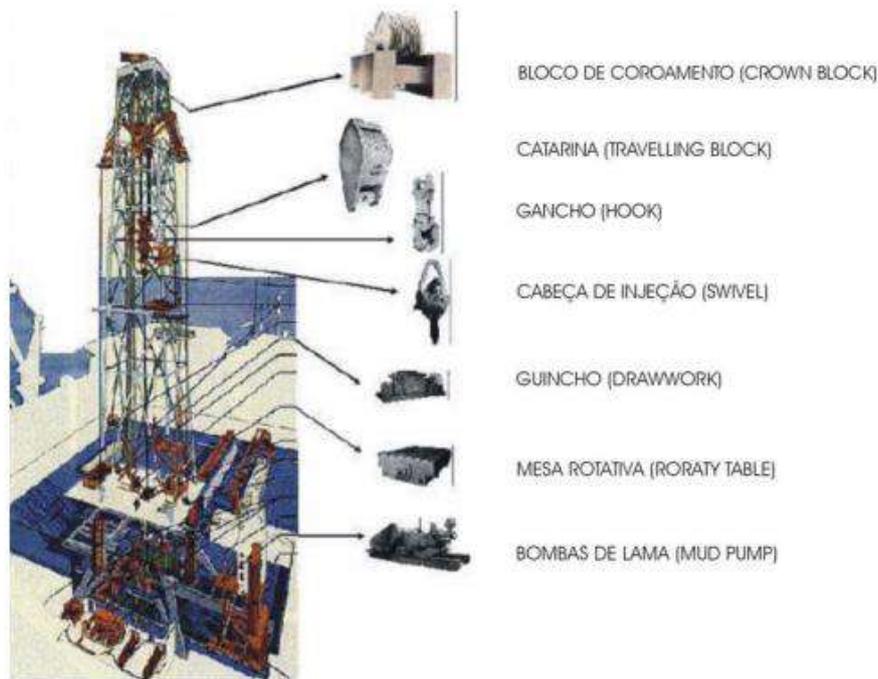


Figura 1-6: Principais Equipamentos da Sonda.

1.3 Descrição do Sistema Típico de Perfuração Submarina

A fim de garantir a integridade do sistema de perfuração quanto à fadiga, deve-se conhecer o funcionamento geral de cada componente do sistema utilizado. Por esta razão, esta seção traz uma descrição sucinta de alguns destes elementos, dentre os mostrados anteriormente na Figura 1-2, que são eles: sistema tracionador, junta telescópica, *riser*, junta flexível, *Lower Marine Riser Package* (LMRP), *BOP Stack* e a cabeça de poço.

1.3.1 Sistema Tracionador

A função principal do tracionador é suportar o peso do *riser* de perfuração e garantir que esse esteja sempre tracionado, a fim de evitar sua flambagem. Para tal fim, o tracionador age como um sistema compensador de movimentos, minimizando a transferência de deslocamentos verticais e rotações para o *riser*. Desta forma, idealmente falando, o sistema tracionador consegue aplicar uma tração quase constante no *riser*,

evitando sua instabilidade global e a transferência de movimentos da sonda para a coluna de perfuração, mantendo-a sempre na mesma posição.

Porém, na prática, o tracionador é um sistema mecânico complexo cujo comportamento é não-linear, que, segundo a DNVGL-RP-E104 [13], possui flutuações da tração que podem ser influentes na determinação da vida útil à fadiga da cabeça de poço.

A premissa da tração constante, inclusive adotada por códigos como a API-RP-16Q[9], foi analisada em alguns trabalhos na literatura [14][15], comentados na seção 2.3. O fato é que valores baixos de tração de topo ocasionam uma diminuição da rigidez do *riser*, e, conseqüentemente, maiores movimentos, gerando assim maior dano à fadiga. Em contrapartida, valores muito altos de tração aumentam o nível de tensão em todo o sistema, inclusive na cabeça de poço, o que também causa maior dano à fadiga.

O sistema tracionador é suportado na parte superior pelo *deck* da sonda, e, na parte inferior, é conectado ao anel tracionador. Os tracionadores agem como sistemas compensadores de movimento por meio de um mecanismo passivo (isto é, que não depende de fonte energética) composto por um cilindro hidráulico, um acumulador e um banco de vasos de pressão.

Os dois principais tipos de tracionadores são os de cabos de aço (*wire-rope*) e os de cilindro de ação direta (*direct-acting cylinders* ou DAT), ilustrados na Figura 1-7 e na Figura 1-8, respectivamente. Uma descrição mais detalhada acerca do mecanismo de funcionamento dos tracionadores pode ser encontrada em [8].

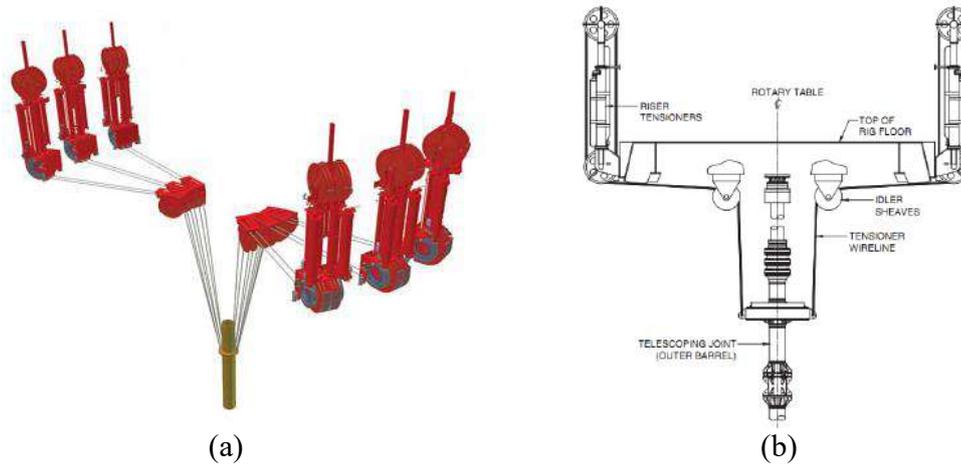


Figura 1-7: Tracionador de cabos de aço (a) [16], *apud* [8] e (b) [7].



Figura 1-8: Tracionador de Cilindros de Ação Direta [2]

1.3.2 Junta Telescópica

Também chamada de *slip joint*, a junta telescópica está localizada no topo do sistema de perfuração, e sua função básica é a de compensar os movimentos verticais de

translação relativos entre a sonda e o *riser*. Desta forma, ela permite que o *riser* se movimente de forma independente, sem transferência de cargas.

Segundo a definição dada na API-RP-16Q [9], a estrutura da junta telescópica é composta por um anel tracionador e dois tubos concêntricos, um interno e outro externo, como mostra o esquema da Figura 1-9. O barrilete externo está conectado ao *riser*, enquanto o barrilete interno está ligado à embarcação. O anel tracionador, por sua vez, transfere as cargas do sistema tracionador para o barrilete externo. Este arranjo permite aos dois tubos se movimentarem um em relação ao outro, sem haver transferência de movimentos verticais da embarcação para a coluna de perfuração.

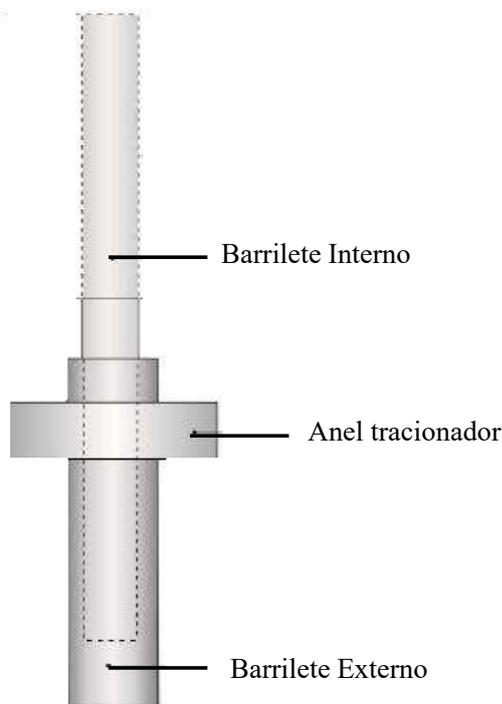


Figura 1-9: Esquemático da junta telescópica

1.3.3 *Riser* de Perfuração

Na indústria *offshore*, o termo *riser* geralmente é empregado para designar o duto que conecta os sistemas submarinos no leito marinho a uma estrutura de produção

offshore na superfície. O *riser* de perfuração, por sua vez, consiste num conjunto de tubos intercalados que criam um canal de ligação entre o poço e a sonda. A Figura 1-10 ilustra uma junta de *riser* de perfuração.

Tipicamente, o *riser* de perfuração possui uma trajetória reta, completamente vertical, e suas principais funções, segundo a API-RP-16Q [9], são:

- Prover a comunicação de fluidos entre o poço e a sonda;
- Suportar os dutos de *kill*, *choke* e outros dutos auxiliares;
- Servir de guia de ferramentas até o poço (por exemplo, brocas, fluido de perfuração, e a coluna de perfuração em si);
- Servir como suporte para instalação e retirada do BOP.

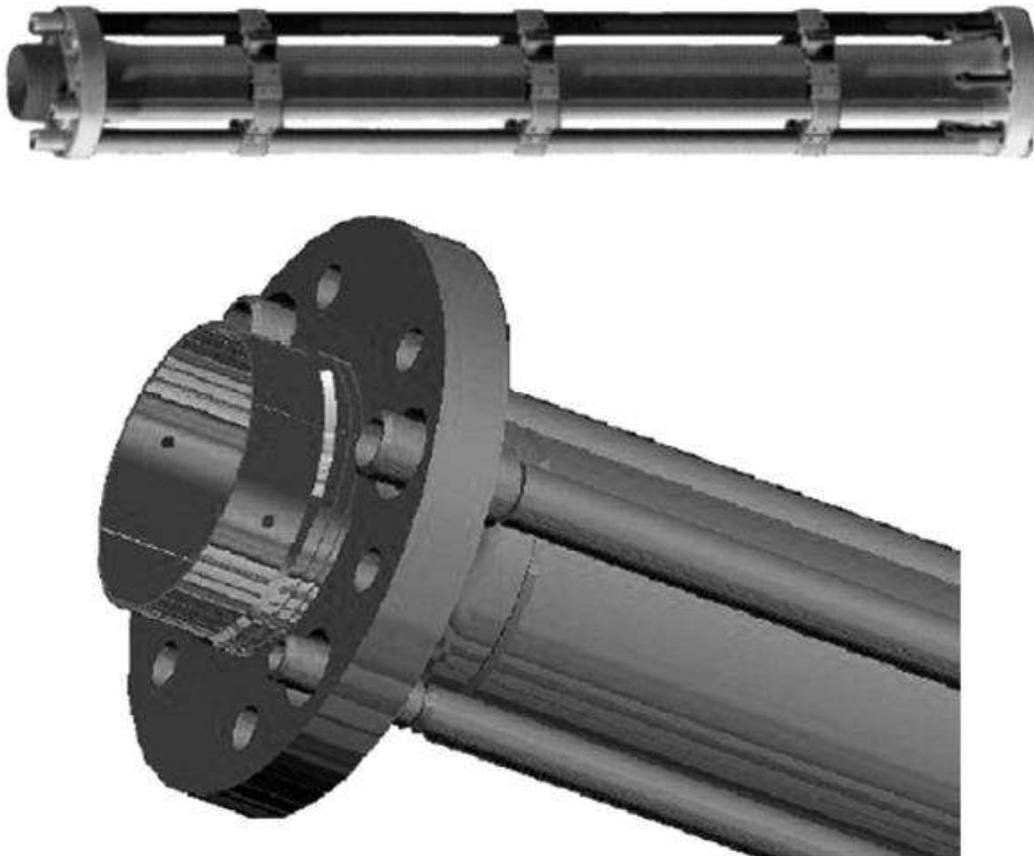


Figura 1-10: *Riser* de perfuração (adaptado de BAI & BAI [2]).

1.3.4 Junta Flexível (*Flex joint*)

Segundo a API-RP-16Q [9], a junta flexível (*flex joint*) é uma conexão que permite certo grau de rotação entre as estruturas conectadas. Essa junta é utilizada para permitir um desalinhamento angular até limites toleráveis, reduzindo a transferência de momento fletor entre os elementos por ela conectados. Porém, as juntas flexíveis possuem um ângulo máximo admissível. A partir da extrapolação deste ângulo, a junta torna-se uma conexão rígida e transmite rotações.

No *riser* de perfuração, as juntas flexíveis usualmente são usadas no barrilete interno da junta telescópica (superior), e na conexão entre o *riser* e o LMRP (inferior). Em alguns casos, são instaladas juntas flexíveis ao longo do *riser* (intermediárias), quando necessário. A Figura 1-11 ilustra os três tipos de juntas flexíveis utilizadas em *risers* de perfuração.

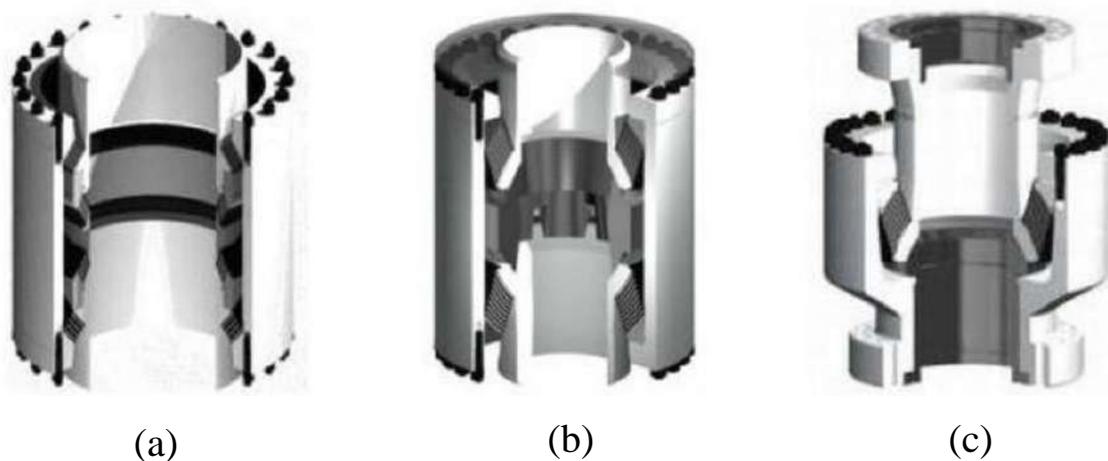


Figura 1-11: Juntas Flexíveis (a) Superior, (b) Intermediária e (c) Inferior (adaptado de JANUARILHAM [17]).

1.3.5 LMRP e BOP Stack

O *Lower Marine Riser Package* (LMRP) é composto por uma conexão adaptadora do *riser*, uma junta flexível, e um sistema de controle (*control pod*), como mostra a Figura 1-12. A função do LMRP é prover uma interface passível de desconexão entre o *riser* e o BOP em casos de deriva accidental da sonda.

A fim de possibilitar a desconexão, e garantir o recolhimento do *riser*, uma carga de tração mínima de *overpull* é pré-definida na seção inferior do LMRP, com valores definidos entre 445 kN a 667 kN (100 a 150 kips). A desconexão do *riser* ocasiona o fenômeno de *riser-recoil*, analisado em [8]. Os efeitos da carga de *overpull* no fenômeno de fadiga da cabeça de poço também são investigados em [15]. Além disso, o LMRP provê controle hidráulico do BOP *Stack* por meio do *control pod*.

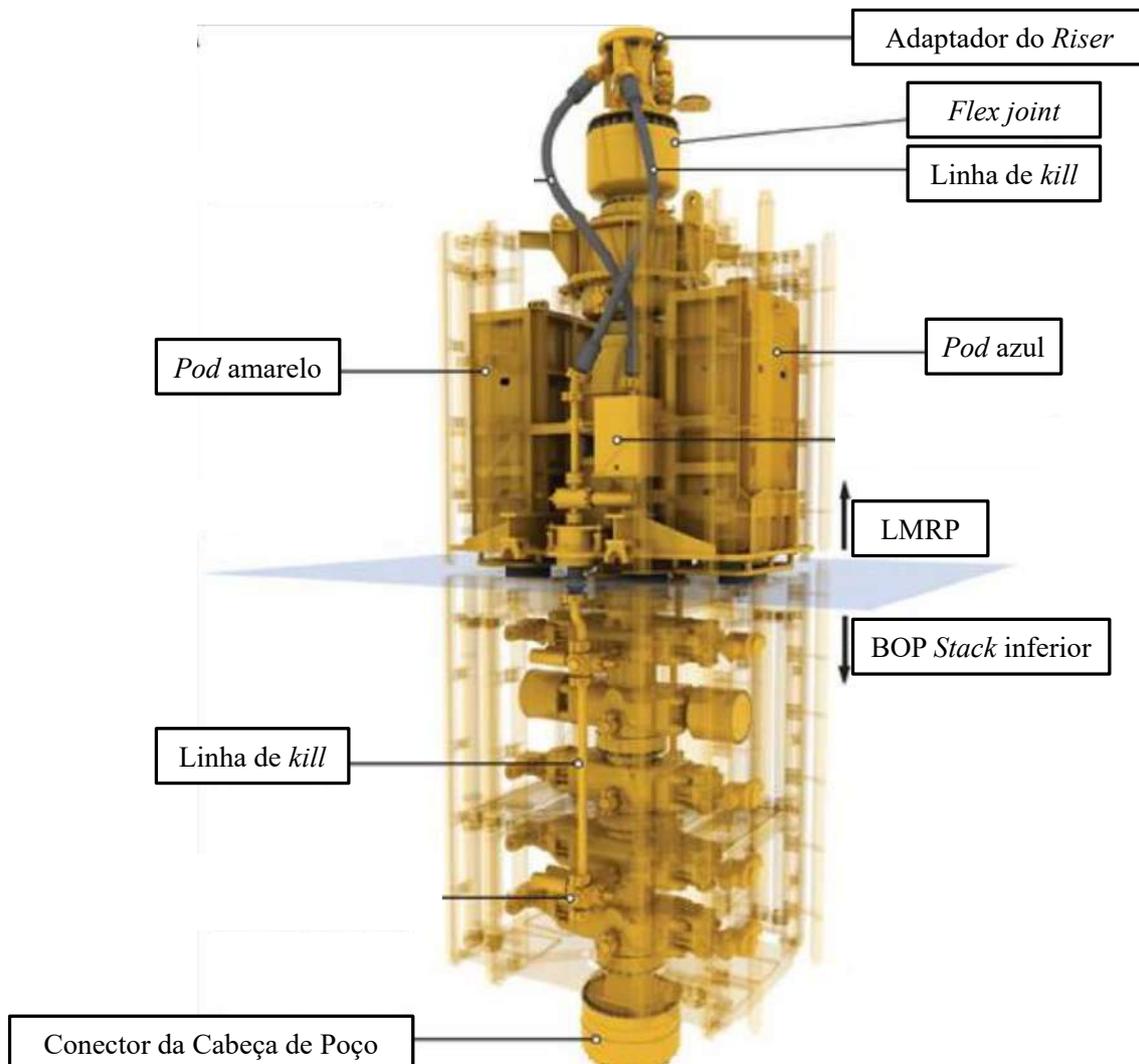


Figura 1-12: LMRP e BOP *Stack* (adaptado de JANUARILHAM [17])

O BOP designa o equipamento mais robusto de segurança utilizado em sistemas de perfuração, composto por uma combinação de BOP's do tipo gaveta (*Ram type BOP*) e anulares, além de uma estrutura em pórtico para proteção. Como o próprio nome já sugere, sua função é impedir os danos causados pelo fenômeno de *blowout*.

O termo *blowout* refere-se ao fenômeno caracterizado pelo fluxo descontrolado de fluidos provenientes do poço sob alta pressão, oferecendo riscos para os equipamentos e funcionários da sonda. O trágico acidente ocorrido em 2010 na sonda Deepwater Horizon foi devido a este fenômeno, dentre outros fatores.

Durante o processo de perfuração, a pressão dentro do poço deve atender a uma janela de operação definida pela poropressão e pela pressão de colapso da formação rochosa circunvizinha. O controle da pressão é feito através da injeção de fluido de perfuração, cuja densidade deve ser tal que o peso específico da coluna de fluido dentro do poço não seja demasiadamente alto nem baixo.

Quando a pressão exercida pelo fluido de perfuração é muito alta, pode ocorrer a sua absorção, penetrando nos poros da formação, ou em casos críticos, a ruptura da rocha. Por outro lado, quando a pressão da coluna de fluido é muito baixa, pode ocorrer o desmoronamento, ou então a penetração de líquidos e gases dentro do poço, fenômeno conhecido como *kick*. Caso o *kick* não seja controlado, pode ocorrer um *blowout* [11]. Uma descrição mais completa sobre o fenômeno de *kick*, de *blowout* e suas causas pode ser encontrada em [17].

O avanço da indústria para a perfuração de poços em águas profundas fez aumentar a capacidade e os pesos dos equipamentos correspondentes. Desde 1960 até os dias atuais, já foram desenvolvidas várias gerações de sondas diferentes, com capacidade crescente de suportar lâminas d'água e condições ambientais severas. Como consequência, o BOP ficou mais robusto no decorrer das gerações de sondas, aumentando não só a segurança, mas também o seu peso. O impacto do BOP sobre o dano à fadiga foi estudado por algumas fontes na literatura pública [14] que serão apresentadas na Seção 2.3 desse trabalho. A Figura 1-13 apresenta uma ilustração dos componentes do LMRP e do BOP *Stack*.

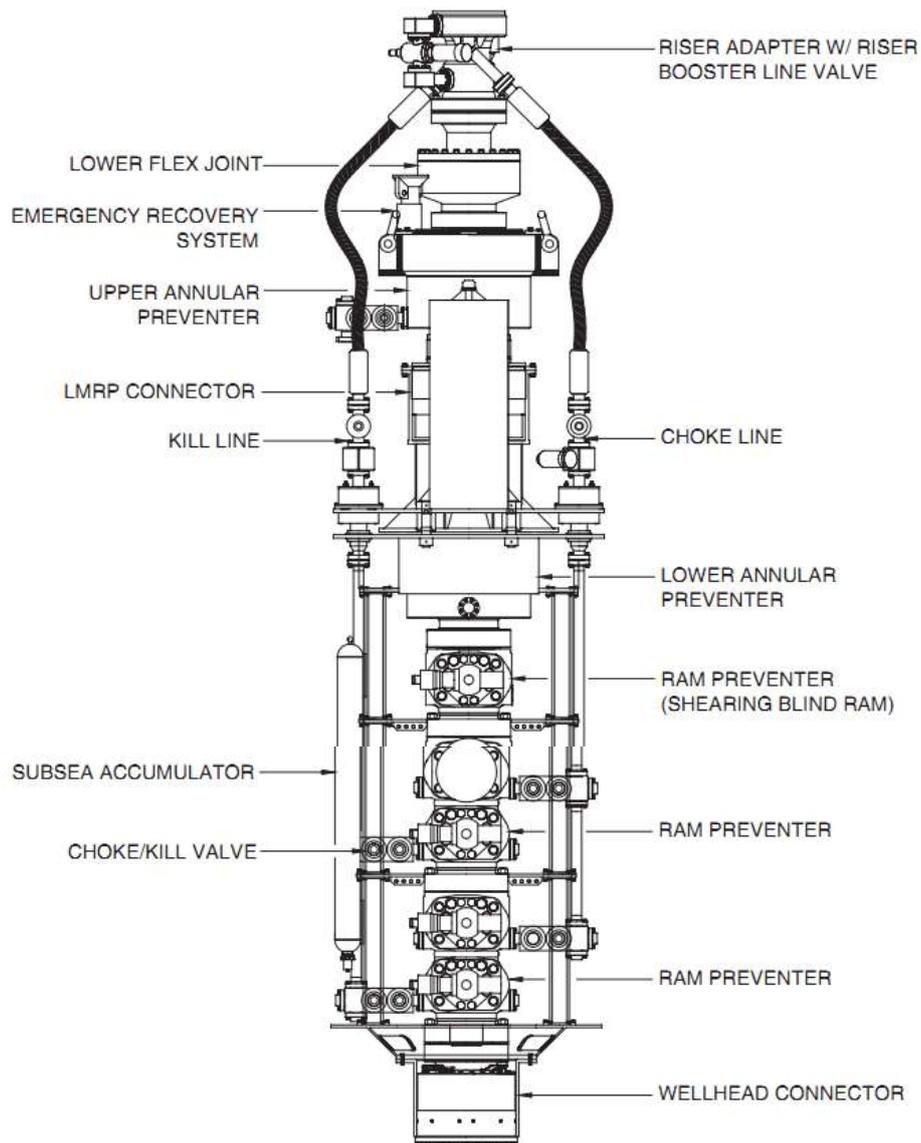


Figura 1-13: Esquema de um LMRP e de um BOP Stack [7]

1.3.6 Cabeça de Poço

A cabeça de poço (*wellhead*) é um termo geral usado para designar o componente no topo de um poço de hidrocarbonetos, que provê a interface para a perfuração, completação e *workover* desse poço, podendo estar localizado na superfície, ou próximo a *mudline* [2].

No sistema de perfuração típico, a cabeça de poço é uma estrutura apoiada no leito marinho com a função de suportar o BOP Stack durante a perfuração, e a árvore de natal,

durante a fase de produção, como indicado na Figura 1-14. Além disso, esta estrutura é responsável pela estabilidade e vedação do poço durante toda a sua vida útil. As cabeças de poços devem ser dimensionadas para suportarem altas cargas que são impostas durante a perfuração, completação e *workover*.

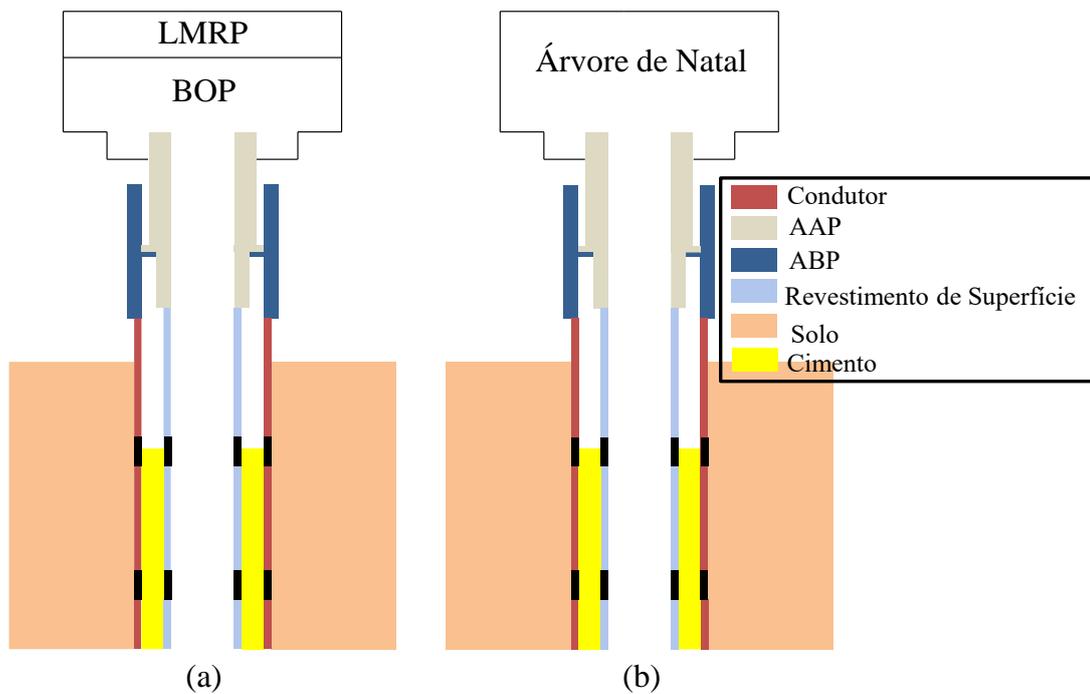


Figura 1-14: Desenho esquemático da cabeça de poço conectada ao (a) BOP e (b) Árvore de Natal

A estrutura do poço é constituída por uma série de fases, que consistem em um conjunto tubos concêntricos. O número de fases varia em função da formação rochosa local, mas pelo menos três delas são estritamente necessárias: as mais externas com função estrutural - o condutor e o revestimento de superfície - e a mais interna que efetivamente extrairá o hidrocarboneto do poço - o revestimento de produção.

Os componentes típicos de uma cabeça de poço e da estrutura de poço são os alojadores de alta e baixa pressão, que podem ser visualizados na Figura 1-15. Os alojadores interagem entre si por meio das conexões existentes entre eles, e pelos ombros de carga.

Nesta mesma figura, podem ser visualizadas algumas fases que integram a estrutura de poço. As fases mais externas são o condutor, seguido pelo revestimento de superfície. O condutor está diretamente apoiado no solo ao longo de seu comprimento e soldado no topo ao alojador de baixa pressão (ABP) - ou *Low Pressure Housing* (LPH). O revestimento de superfície encontra-se apoiado no solo a partir do trecho final do condutor, e também é soldado no topo ao alojador de alta pressão (AAP) - ou *High Pressure Housing* (HPH).

O revestimento de superfície recebe diretamente os carregamentos e deslocamentos do BOP e dos revestimentos mais internos, apoiados no alojador de alta pressão. O condutor, por sua vez, recebe as cargas do revestimento de superfície e os transfere para o solo, dissipando-os.

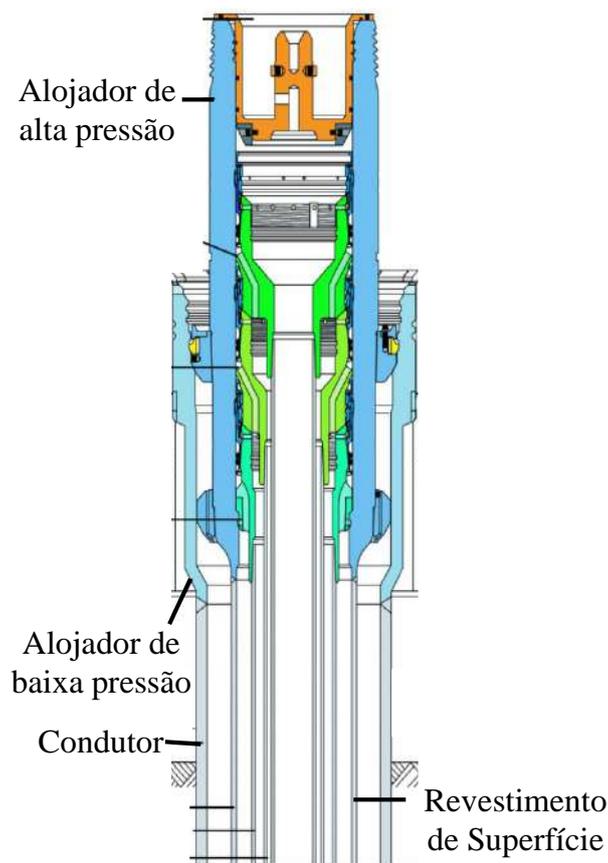


Figura 1-15: Componentes da cabeça de poço (Adaptado de <https://www.petrowiki.org>, acesso em 30/10/2018.)

1.4 *Hot Spots* da Cabeça de Poço

Segundo a DNV-RP-C203 [18], *hot spots* são os pontos na estrutura onde a trinca de fadiga provavelmente vai iniciar. Usando os conceitos da mecânica da fratura, é possível prever as regiões onde é mais suscetível o surgimento de trincas devido ao efeito da flutuação das tensões combinadas, da geometria de uma solda ou de algum entalhe. Somente em casos muito particulares a trinca de fadiga irá surgir primeiramente em seções íntegras ao invés de seções com imperfeições. Sendo assim, na verificação de fadiga de uma estrutura, os *hot spots* devem ser mapeados, uma vez que representam os pontos onde serão feitos os cálculos de acumulação de dano, por representarem pontos de concentração de tensão.

A cabeça de poço submarina em particular é uma estrutura com diversos pontos de concentração de tensão e de soldas, contendo vários *hot spots*. Alguns destes *hot spots* supracitados são mostrados na Figura 1-16. Segundo a DNV-RP-E104 [13], os pontos críticos na fadiga incluem:

- (1) Soldas e pontos de transição de espessura no condutor e do alojador de baixa pressão;
- (2) Soldas e pontos de transição de espessura no revestimento de superfície e o alojador de alta pressão;
- (3) Soldas externas de olhais de içamento.
- (4) Conexão *lockdown* entre os alojadores de alta e baixa pressão;
- (5) Conexões mecânicas e soldas ao longo dos *casings*;
- (6) Mudanças na geometria no material base dos *casings* ou dos alojadores;
- (7) Conexão entre o *riser* e o alojador de alta pressão;
- (8) Conexão com *spool* ou adaptadores;
- (9) Soldas próximas ao nível de cimento;
- (10) Interfaces do *template*.

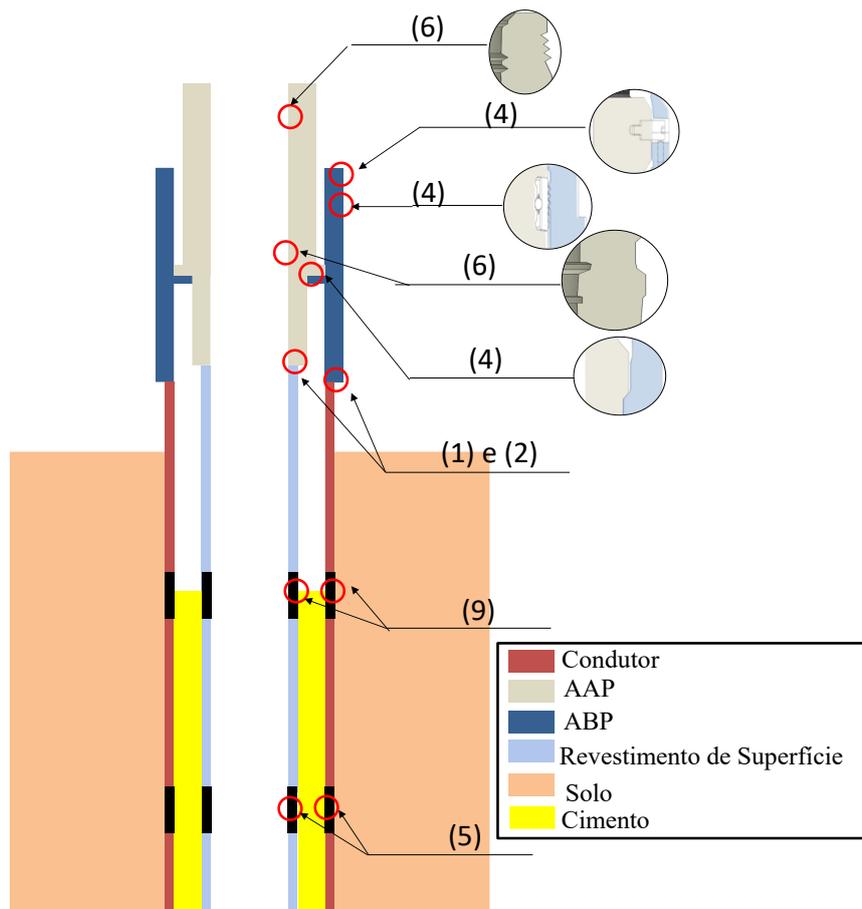


Figura 1-16: *Hot spots* da cabeça de poço e *hot spots* analisados neste trabalho.

1.5 Objetivos

O presente trabalho tem o objetivo de analisar o dano devido à fadiga na estrutura da cabeça de poço durante a operação de perfuração, baseada nas principais referências normativas atuais[13].

Neste trabalho, foi utilizada uma metodologia que aplica modelos locais e globais para a obtenção da resposta estrutural da cabeça de poço submetida a carregamentos de onda e corrente. Do modelo global extraem-se esforços solicitantes na cabeça de poço, e, no modelo local, definem-se funções de transferência de esforços para tensões fazendo uso de algoritmos evolucionários de regressão simbólica. Desta forma, as tensões nos *hot spots* são obtidas e calcula-se o dano por meio de uma curva S-N adequada e a regra Palmgren-Miner.

Um estudo de caso foi estabelecido de modo a exemplificar o uso da metodologia proposta, com poço idealmente na vertical e condutor e revestimento de superfície inteiramente cimentados. O dano foi calculado em uma série de *hot spots* relevantes na estrutura da cabeça de poço.

Algumas premissas foram verificadas antes do cálculo da fadiga propriamente dito. A orientação das tensões principais foi avaliada em cada *hot spot* a fim de se determinar a componente de tensão de fadiga* em cada um deles. A consistência entre o modelo global e o modelo local também foi verificada. A capacidade de predição da função de transferência definida por meio de regressão simbólica também foi avaliada.

Em seguida, o dano por fadiga no estudo de caso é apresentado nos *hot spots* previamente selecionados. Por último, é feita uma comparação da metodologia proposta com outras metodologias clássicas para cálculo de fadiga em estruturas *offshore*.

*Ver Glossário de Definições

2 Revisão Bibliográfica

A seguir é feita uma breve revisão bibliográfica sobre algoritmos genéticos utilizados para regressão simbólica, que foram usados neste trabalho para a definição das funções de transferência.

Em seguida, são descritos alguns casos de problemas de fadiga em cabeças de poços submarinas encontrados na literatura, junto a alguns trabalhos relevantes que tratam deste tema.

2.1 Programação Genética e Regressão Simbólica

Algoritmos de Programação Genética (PG) são métodos sistemáticos para solucionar problemas automaticamente, inspirados em conceitos Darwinianos da evolução natural. Nestes algoritmos, o computador busca e otimiza uma *população* de indivíduos, que é um conjunto de possíveis soluções para um dado problema. Cada indivíduo da população é denominado um *cromossomo*. Eles são submetidos a métricas de ajuste e transformações a cada nova *geração* (iteração), análogas à teoria da evolução. O sucesso do ajuste determina quais membros da população prosseguem para a próxima geração. A Figura 2-1 mostra o *loop* principal de algoritmos de PG.

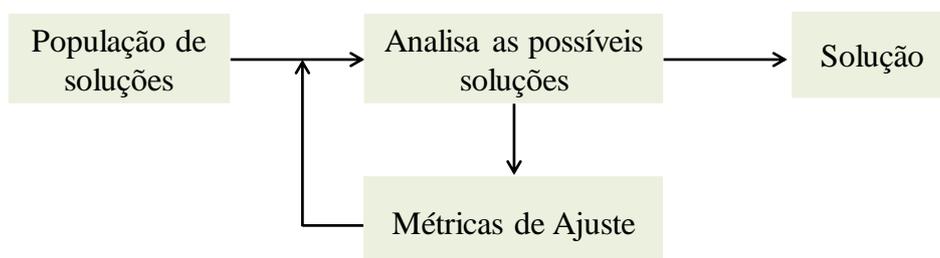


Figura 2-1: Loop principal de Programação Genética [19]

Nesta classe de algoritmos, três operações básicas são utilizadas para a transformação de novas populações de soluções do problema, realizadas a cada geração: reprodução, *crossover* e mutação [20].

A reprodução é a cópia de cromossomos de uma geração para a próxima população. *Crossover* é uma operação que cria novos cromossomos pela combinação aleatória de partes de outros indivíduos da população. Mutação, por sua vez, também cria novos cromossomos, mas pela alteração randômica de parte de um indivíduo [19]. Os processos de mutação e *crossover* são governados por uma taxa respectiva a cada um deles, que determina a sua probabilidade de ocorrência durante uma geração.

Segundo Koza [21], cinco componentes são necessários para estabelecer um problema solucionável por meio de PG:

- (1) **O conjunto de dados (*terminal set*):** variáveis de *input* ou constantes;
- (2) **O conjunto de funções (*functions set*):** domínio de funções específicas, para, em associação com o conjunto de dados, gerar a população de soluções do problema;
- (3) **Função de ajuste (*fitness function*):** uma função que retorna um valor numérico que representa quão apropriada é determinada solução;
- (4) **Parâmetros de controle do algoritmo:** como o tamanho da população, probabilidades de *crossover* e mutação e;
- (5) **O critério para encerrar o algoritmo:** geralmente consiste num determinado número de gerações ou parâmetro de ajuste e erro.

Os componentes (1), (2) e (3) são referentes ao espaço de busca do algoritmo, enquanto que (4) e (5) afetam a qualidade e a velocidade da busca.

O algoritmo de PG inicia com a geração aleatória de cromossomos, formados a partir do conjunto de dados fornecidos e pelo conjunto de funções. A cada geração, os cromossomos são submetidos às regras de adaptação, definidas pela função de ajuste, que seleciona os indivíduos de maior sucesso. Além disso, as taxas de mutação e *crossover* determinam as chances destas operações ocorrerem, formando assim novos cromossomos. Ao final do processo, o resultado retorna a melhor solução que se adaptou ao conjunto de dados.

Dentre as muitas gamas de aplicações de algoritmos de PG, neste trabalho, eles foram usados para realizar Regressão Simbólica (RS), a fim de definir expressões analíticas que solucionassem o problema proposto.

Regressão simbólica, por sua vez, é uma técnica para extrair soluções do conjunto de expressões matemáticas, que correlacionam uma série de pontos de *input* (variáveis independentes) com outra série de *output* (variáveis dependentes). Esta técnica de regressão não exige a definição de um modelo matemático específico do problema, ao mesmo tempo que otimiza a estrutura e os coeficientes de um modelo desejado, minimizando, a cada iteração, o erro entre os valores preditos pela regressão e os valores fornecidos [20].

A construção destas expressões inicia-se com a formação de blocos matemáticos que incluem as operações algébricas fundamentais (soma, subtração, multiplicação e divisão), funções analíticas (seno, cosseno, exponencial, por exemplo), constantes e variáveis de estado [20].

A cada iteração, novas expressões são formadas a partir das soluções anteriores, com ajustes probabilísticos dos seus termos. Após determinado número de iterações, o algoritmo retorna uma série de expressões matemáticas que se ajustaram ao conjunto de dados, com o menor erro possível.

2.2 Histórico de Problemas de Fadiga em Cabeças de Poços *Offshore*

Segundo Valka & Fowler [22], o dimensionamento das cabeças de poços seguiu inalterado por algum tempo na prática corrente da indústria *offshore*. Isto porque as companhias de perfuração avançaram para campos com lâminas d'água mais profundas e com condições ambientais mais adversas, mas continuaram a operar com os equipamentos já existentes, uma vez que eles se comportavam de maneira satisfatória e ainda possibilitavam a construção do poço. Apesar disso, a integridade estrutural na hora da entrega do poço não garante um bom desempenho ao longo de toda sua vida útil. Como consequência deste fato, houve alguns casos de fadiga em cabeça de poço relatados durante as décadas de 1980 e 1990.

O primeiro destes casos ocorreu a oeste de Shetland, nas águas do Reino Unido, e foi apresentado à comunidade técnica por Hopper [3]. Segundo o autor, houve a separação da cabeça de poço do revestimento de superfície devido à fadiga gerada por Vibrações Induzidas por Vórtice (VIV) no *riser*. Ou seja, a cabeça de poço submetida a carregamentos dinâmicos fez exceder o limite de fadiga da solda entre o alojador e o revestimento de superfície [10].

Na época deste incidente, a indústria *offshore* no Mar do Norte ainda estava em desenvolvimento, e tal fenômeno provocou uma maior atenção técnica sobre o problema. Algumas melhorias de projeto foram propostas, o que aprimorou a distribuição de esforços entre o condutor e o revestimento de superfície, dando origem às conexões de *lockdown** utilizadas atualmente [23].

O campo Beryl, no Reino Unido, King [5] registrou um poço que teve que ser abandonado devido a uma falha por fadiga. Este relato foi confirmado como o primeiro caso de falha na conexão rosqueada do condutor, localizada abaixo da *mudline*. Como sintoma da falha, foram observados grandes deslocamentos no BOP e na cabeça de poço ([5] *apud* [23]).

Desde a ocorrência destes incidentes em meados das décadas de 1980 e início de 1990, a indústria *offshore* foi se estabelecendo como uma tecnologia consolidada e houve um grande hiato até novos casos semelhantes serem relatados. Neste ínterim, novas gerações de sondas, mais resistentes e robustas, foram utilizadas. Mais recentemente, cerca de quinze anos depois do último caso ocorrido, Møvik [6] reportou uma falha de fadiga na solda do condutor, o que suscitou novamente a atenção da indústria para o risco de novos incidentes semelhantes.

No ano de 2010, iniciou-se um JIP [10] chamado “*Structural Well Integrity*”, que reuniu 14 das grandes operadoras de petróleo no mundo a fim de desenvolver uma metodologia unificada para análise de fadiga em cabeça de poço. Até então, não havia códigos nem metodologias bem definidas com diretrizes para o cálculo de fadiga em cabeça de poço.

A partir do início do JIP [10], vários trabalhos sobre cálculo de fadiga em cabeça de poço foram sendo publicados nos principais jornais e congressos do ramo *offshore*. A partir das discussões realizadas no JIP de 2010, e dos trabalhos mais recentes, a norma

DNVGL-RP-E104 [13] (*Wellhead Fatigue Analysis*) foi lançada com a proposta de definir diretrizes para confiabilidade da estrutura da cabeça de poço e unificar as metodologias de cálculo utilizadas.

2.3 Algumas Publicações Relevantes

O tema da falha por fadiga em cabeça de poço tem suscitado o interesse de várias instituições e pesquisadores ao redor do mundo. O número de trabalhos publicados cresceu bastante nos últimos anos, principalmente a partir de 2010, após o JIP mencionado anteriormente.

A seguir, serão relatados sucintamente alguns trabalhos publicados nos últimos anos sobre fadiga em cabeça de poço que são relevantes para o presente trabalho.

2.3.1 A influência da seleção do equipamento de perfuração e do sistema de *Riser* no carregamento de fadiga em cabeça de poço [14]

Williams & Greene [14] realizaram diversas análises de sensibilidade alterando os parâmetros do sistema de perfuração (tração de topo, peso do BOP, lâmina d'água, *flex joint*, embarcação, juntas de *riser*), e verificando os impactos no dano à fadiga. Segundo os autores, a seleção do tipo de sonda de perfuração pode influenciar no dano à fadiga na cabeça de poço. No trabalho mencionado, são comparadas as sondas da terceira e da sexta geração.

Os autores utilizaram o *software DeepRiser*, usando elementos híbridos tridimensionais de viga-coluna, que acopla os graus de liberdade de flexão, torção e axial. A fadiga foi avaliada no ponto de momento máximo no condutor, onde há uma conexão rosqueada com outra seção de tubo. Foi adotado um fator de concentração de tensões igual a 5,0 para esta conexão.

As análises feitas com as diferentes sondas resultaram, de forma geral, em um dano maior no modelo com a sonda de sexta geração, mais moderna. Um dano à fadiga quase

17 vezes maior foi obtido na sonda com BOP da sexta geração, em comparação com análise feita com BOP da terceira geração. Os autores justificam esta diferença do dano devido à redução do período natural da estrutura com BOP da terceira geração, afastando do período de excitação da onda. Além disso, o BOP da terceira geração tem dimensões e peso reduzidos, o que minimiza os efeitos de transferência de carga do *riser* para a cabeça de poço.

Outros estudos de sensibilidade foram feitos alterando-se a lâmina d'água de 100 m para 500 m. Os resultados mostraram um dano maior à fadiga em águas mais rasas. Isto pode parecer contraditório, já que lâminas d'água rasas estão associadas geralmente a tensões e pressões mais baixas, e a condições ambientais mais brandas. No entanto, ao aumentar a profundidade, cresce também a distância entre a sonda e a cabeça de poço. Desta forma, há menor transmissão de movimentos entre estas estruturas, gerando assim um menor dano à fadiga.

O último estudo de sensibilidade foi referente à variação da tração no *riser*. Foram feitas análises com a tração de topo igual a 220 kN (50 kips), 445 kN (100 kips) e 890 kN (200 kips). No modelo com a sonda de terceira geração, a tração crescente gerou um dano à fadiga decrescente.

Os resultados do estudo proposto em [14] destacam a importância na escolha do sistema de perfuração, especialmente para lâminas d'águas moderadas, e na consideração da tração de topo.

2.3.2 Os efeitos das técnicas de modelagem e incerteza de dados no cálculo de vida à fadiga. [24]

No mesmo ano, Williams & Greene [24] publicaram outro artigo, onde mais análises de sensibilidade foram feitas. Os autores investigaram os efeitos para os casos de modelagem detalhada e simplificada do tracionador e da *flex joint* inferior e também avaliaram a importância de se considerar a influência das VIV na análise de fadiga em cabeça de poço.

O primeiro estudo de caso feito avaliou o dano no sistema de perfuração devido ao fenômeno de VIV. Segundo os autores, a ocorrência de VIV no *riser* de perfuração gera movimentos na cabeça de poço que poderão acumular dano à fadiga do sistema. Este efeito é relevante principalmente nas regiões do mundo onde há uma velocidade de corrente marinha persistente, como no Golfo do México, Oeste de Shetland (Reino Unido) e Brasil.

No entanto, especificamente para o estudo de VIV, não são apresentados os impactos nos danos de fadiga na cabeça de poço, mas somente nas juntas do *riser*, no trecho entre a *flex joint* inferior e o anel tracionador. Os resultados desta primeira análise de sensibilidade mostraram que a região mais crítica do *riser* para fadiga gerada por VIV estava pouco acima do LMRP. Infelizmente, conclusões sobre o dano na cabeça de poço não podem ser tomadas a partir destes resultados, mas é possível esperar que parte destas vibrações sejam transferidas para a cabeça de poço por meio dos movimentos do BOP. Analisar a relevância do fenômeno de VIV no sistema de perfuração é destacado por outras fontes na literatura pública [3][13].

O segundo estudo de sensibilidade foi relativo à modelagem do tracionador. O objetivo era demonstrar a diferença na vida útil do *riser* e da cabeça do poço ao se considerar um modelo simplificado de tracionador e um modelo detalhado. O modelo simplificado consiste numa força constante, aplicada no topo do *riser*, enquanto o modelo detalhado leva em conta as variações da carga devido à rigidez do sistema e ao amortecimento hidrodinâmico do sistema hidráulico.

A terceira análise de sensibilidade foi relativa à não linearidade da *flex joint* inferior. Segundo os autores, o método mais comum na modelagem da *flex joint* é sua simulação através de uma rigidez linear com determinado ângulo limite. Porém, a resposta da rigidez da *flex joint* em função do seu ângulo de deflexão é não linear, o que tende a alterar o dano à fadiga da estrutura da cabeça de poço.

Os resultados indicam que a modelagem da não linearidade da *flex joint* inferior e do tracionador podem influenciar consideravelmente a vida útil da solda do alojador de baixa pressão e do ponto de momento máximo no condutor. Os resultados obtidos por Williams & Greene [24] sinalizam a importância nas considerações feitas para a modelagem do sistema de perfuração, que podem impactar na resposta final da vida útil da estrutura da cabeça de poço.

2.3.3 Os efeitos da modelagem do BOP na estimativa do dano à fadiga da cabeça de poço [25]

O BOP *Stack* é composto pelo LMRP e pelo BOP propriamente dito, principais equipamentos de segurança do sistema de perfuração. Trata-se, portanto, de um equipamento robusto, envolto por um pórtico de aço e que possui válvulas com capacidade de interromper o escoamento de fluido em situações de emergência.

A consideração comumente empregada na modelagem do BOP *Stack* de um sistema de perfuração é a simulação deste equipamento por meio de uma seção bastante rígida, com rigidez “infinita”. Esta simplificação é considerada razoável, uma vez que, dado às suas grandes dimensões, o BOP *Stack* possui uma rigidez muito maior que as demais seções do sistema.

O trabalho de Harildstad & Haukanes [25] propôs justamente a verificação da premissa de modelar o BOP *Stack* com uma rigidez muito alta. Para tal fim, foi feito um modelo em elementos finitos detalhado do BOP *Stack*. A partir das rigidezes extraídas do modelo detalhado, outro modelo simplificado de viga foi calibrado. A proposta é utilizar um valor de rigidez mais consistente com as dimensões reais do equipamento, ao invés de inserir simplesmente um valor de rigidez infinitamente grande.

Na análise onde são comparadas as respostas de um modelo com rigidez “infinita” e outro com rigidez resultante do modelo detalhado, as diferenças foram desprezíveis. Portanto a conclusão do trabalho é que a hipótese da adoção de uma rigidez muito alta para o BOP *Stack* é razoável.

2.3.4 Avaliação das Incertezas na estimativa de fadiga na Cabeça de Poço [26]

Com o objetivo de levantar a sensibilidade do sistema de perfuração em relação à algumas premissas adotadas na modelagem, Hegseth [26] conduziu análises de fadiga na cabeça de poço fazendo diferentes considerações referentes à/ao:

- Difração cinemática, gerada pela inserção de um obstáculo no escoamento de um fluido. No sistema de perfuração, a presença da sonda protege o topo do riser, amortizando o efeito cinemáticos da onda incidente;
- Amortecimento do solo como é previsto por modelos de histerese característicos;
- Área de arrasto reduzida das forças de Morrison, considerando o diâmetro hidrodinâmico real levando-se em conta a direção de incidência da corrente;
- Nível de cimentação entre o condutor e o revestimento de superfície.

Para as análises de sensibilidade propostas, o autor fez uso de um caso base, que consiste num modelo global típico com as considerações mais ordinárias utilizadas em projeto, isto é, sem efeito de difração cinemática, solo simulado por molas P-Y sem amortecimento e área de arrasto constante igual para qualquer direção de corrente. A metodologia usada no trabalho foi desacoplada, com utilização de um modelo global desenvolvido no Sima/Riflex e um local no ABAQUS.

Hegseth [26] primeiramente conduziu análises de fadiga no caso base alterando o nível de cimento de 0 m até 10m de profundidade, onde 0 m é a cota da *mudline*. O dano à fadiga foi levantado em cinco *hot spots*, localizados no(a):

- (1) Região um pouco acima da solda entre o revestimento de superfície e o alojador de alta pressão;
- (2) Solda entre o revestimento de superfície e o alojador de alta pressão;
- (3) Solda entre o alojador de baixa pressão e o condutor;
- (4) Condutor, a uma profundidade de 10 m abaixo da *mudline*;
- (5) Revestimento de superfície, a uma profundidade de 10m abaixo da *mudline*.

Por meio dos resultados obtidos, foi concluído que a mudança do nível de cimento provocou alterações consideráveis no dano dos pontos analisados. É possível observar grande variabilidade do comportamento do dano nos diferentes pontos, ora aumentando a vida útil ora diminuindo, pois a mudança no nível de cimento provoca alterações na distribuição de cargas entre condutor e revestimento de superfície.

A partir destas análises, tomou-se o *hot spot* com menor vida e com o nível de cimento crítico e foram feitas novas análises de sensibilidade alterando-se os efeitos da difração cinemática, área de arrasto reduzida e de amortecimento no solo, um de cada vez, a fim de determinar a sua relevância.

Quanto à difração cinemática, esta reduziu levemente o dano à fadiga em relação ao caso base. Isto pode ser explicado pela alteração da cinemática da onda no topo do *riser* motivada pela presença da sonda. A embarcação acaba protegendo o topo do *riser* e provoca uma diminuição da força provocada pelas ondas, gerando um dano menor.

Já a área de arrasto reduzida gerou um pequeno aumento no dano da estrutura. Apesar da força de arrasto ser menor neste caso, o que, *a priori*, provocaria um dano menor, o amortecimento hidrodinâmico também é reduzido, o que gera amplificação dinâmica suficiente para compensar a diminuição da força de arrasto.

Dentre os parâmetros considerados na análise de sensibilidade, o amortecimento do solo se mostrou o mais influente. Sua consideração reduziu significativamente o dano experimentado pela estrutura com relação ao caso base.

2.3.5 Análise de fadiga em Cabeça de Poço para *Risers* de perfuração: Um estudo no efeito da tração [15]

O trabalho de Gregersen [15] estuda os efeitos do *overpull* no dano à fadiga da cabeça de poço. O *overpull* é definido como a tração localizada abaixo do LMRP e tem um valor pré-determinado para permitir a recuperação do *riser* em um caso emergencial de desconexão. Seu valor é diretamente proporcional à força exercida pelo tracionador, ou seja, altos *overpulls* requerem uma tração de topo maior.

Um estudo de caso é proposto considerando diferentes lâminas d'água (de 80 até 1000 m) e *overpulls* variando entre 245 kN (25 tf) a 980 kN (100 tf). Antes de qualquer conclusão, uma breve explicação é necessária para compreender melhor o eixo das ordenadas no gráfico da Figura 2-2, onde é possível observar “log(dano relativo)”.

O “dano relativo” acumulado da Figura 2-2 foi calculado com base na regra de Palmgren-Miner aplicada ao histograma de momentos fletores, e não de tensões, como é usual. No entanto, assume-se que há uma relação proporcional entre os momentos fletores e as tensões na cabeça de poço e, portanto, o “dano relativo” é proporcional ao dano real. Sendo assim, o “dano relativo” calculado não pode ser usado para estimar a vida útil da estrutura, mas ele é aplicável na comparação dos diversos casos de análise. A função *log* é aplicada somente com o intuito de tornar mais fácil a visualização da tendência das curvas obtidas.

Tendo isto exposto, é possível tecer algumas observações sobre os resultados apresentados na Figura 2-2. Em primeiro lugar, de forma semelhante a Williams & Greene [14], descrito na seção 2.3.1, observa-se que lâminas d’água mais profundas geram danos menores. Além disso, *overpulls* baixos (245kN - ou 25 tf) estão associados a altos números de ciclos das maiores amplitudes de momento fletor, gerando alto dano relativo. Sistemas de perfuração pouco tracionados são mais flexíveis, resultando em movimentos maiores na cabeça de poço. De forma análoga, com *overpulls* altos (na ordem de 882 kN – ou 90 t - a 981kN - ou 100 t), o sistema é rígido, porém isto gera altas cargas axiais na cabeça de poço, o que também resulta em danos relativos maiores. Para o sistema analisado, uma tração intermediária, que gerasse um *overpull* da ordem de 784 kN (80t), provocaria um dano mínimo.

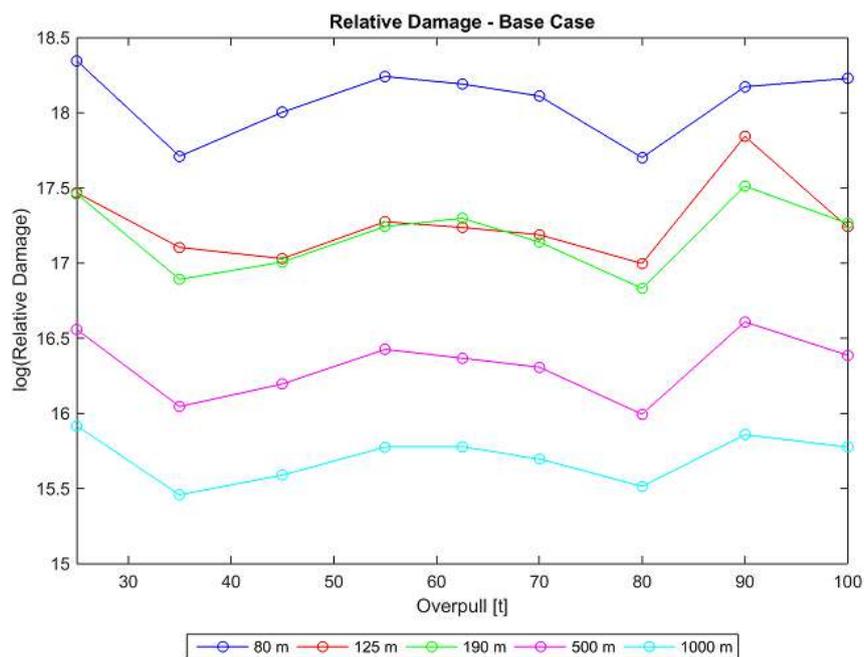


Figura 2-2: Dano relativo em função do *overpull* e da lâmina d’água [15].

2.3.6 Análise de fadiga de condutores de poços *offshore*: Parte 1 e Parte 2 [27][28]

Um parâmetro importante no cálculo da fadiga em cabeça de poço é relacionado à interação solo-condutor, que é fonte de não linearidade para a maior parte das análises. De forma geral, o modelo usado para simular a reação lateral do solo é baseado nas molas P-Y de Winkler, que são função do tipo de solo, das propriedades de resistência e de como estas propriedades variam com os ciclos de tensão aplicados sobre o solo. A formulação de molas mais usualmente utilizada é a recomendada pela API-RP-2GEO [29].

Segundo Zakeri *et al.* [27][28], as molas recomendadas pela API são inadequadas para análises de fadiga em cabeça de poço, pois foram inicialmente desenvolvidas para fundação em estacas de jaquetas de aço sujeitas a carregamentos monotônicos e cíclicos oriundos de condições ambientais extremas. O projeto de estacas é mais preocupado com o estado limite último de tensões axiais e de flexão, associados geralmente a grandes deformações. O estado limite de fadiga, por outro lado, está relacionado com ciclos de tensões que se encontram muito abaixo do limite de escoamento do material, com pequenas deformações.

Além disso, as molas da API não levam em consideração a degradação do solo no decorrer do tempo. Ao sofrer a ação de tensões cíclicas, ocorre também alteração de suas propriedades mecânicas até atingir um estado de degradação máxima, que os autores nomearam *steady state* ou “estado permanente”, no qual suas propriedades permanecem inalteradas.

Um extenso estudo foi conduzido a fim de se determinar uma formulação de molas adequadas para o uso nas análises de fadiga em cabeça de poço. Para tal fim, os autores fizeram uso de testes experimentais em centrífuga, e modelos em elementos finitos. Os resultados mostram que as molas desenvolvidas por Zakeri *et al.* [27][28] possuem melhor correlação com os resultados experimentais.

2.4 Contribuições deste Trabalho

Tendo exposto algumas publicações relevantes nas seções anteriores, o presente trabalho propõe apresentar detalhadamente uma metodologia para realizar a análise de fadiga em cabeça de poço, baseada na definição de funções de transferência analíticas, obtidas por meio de regressão simbólica.

Dentre os trabalhos encontrados na literatura pública, as análises geralmente incluem a construção de modelos globais e locais [10][30][31]. Os modelos globais geralmente usam elementos de viga no espaço e molas para representar o sistema estrutural, enquanto os modelos locais empregam elementos finitos sólidos, de viga, e de placa a fim de simular os componentes estruturais mais detalhadamente.

Os modelos locais são usados para obter Fatores de Concentração de Tensão (*Stress Concentration Factor* – SCF), curvas de transferência de esforços para tensão, e obter uma rigidez equivalente do arranjo de estruturas apoiadas no leito marinho [10].

A rigidez equivalente pode ser usada como condição de contorno no modelo global. Desse modo, o modelo global é truncado na base para evitar a modelagem, por exemplo, do solo e dos alojadores. Ao invés disso, os elementos não modelados são substituídos por condições equivalentes de rigidez [10]. No entanto, esta abordagem traz a inconveniência de tornar o modelo global dependente do local, e dificulta uma comparação cruzada entre eles ou verificações de consistência.

Alguns modelos analíticos mais elaborados foram propostos para representar a interação entre os alojadores de alta e baixa pressão, obtendo bons resultados [31]. No entanto, fazem uso de modelos planos que não consideram efeitos tridimensionais.

As curvas de transferência de esforços pra tensão usualmente usadas nem sempre consideram efeitos de tridimensionalidade e de interação entre os esforços incidentes em outras direções. Estas curvas geralmente são construídas observando a evolução na tensão de fadiga na medida em que se altera uma componente de esforço por vez [10]. Portanto, as curvas construídas desta maneira não aproveitam todas as potencialidades de um modelo local detalhado, que pode combinar forças aplicadas em várias direções. A

utilização de SCF's também assume como premissa uma variação linear entre as tensões nominais e as tensões nos *hot spots*, o que pode não ser válido em muitas situações.

Neste trabalho, a obtenção de funções de transferência por meio de regressão simbólica permite incorporar todas as características do modelo local em uma expressão analítica simples, que pode ser processada com custo computacional baixo. Além disso, o modelo global é independente do modelo local, possibilitando que ambos sejam feitos em paralelo e facilitando a verificação da consistência entre eles. Desta forma, é possível calcular o dano na cabeça de poço com mais segurança e com menos incertezas.

3 Metodologia

Como descrito anteriormente, até o ano de 2010 não havia metodologias consolidadas para se analisar a fadiga em cabeça de poço devido à ausência de referências normativas que unificassem os métodos existentes. Os cálculos que até então eram feitos seguiam critérios de engenharia entendidos como razoáveis, mas sem haver um consenso unificado da comunidade acadêmica e da indústria. Foi o início do JIP [10], neste mesmo ano, que inaugurou um esforço na direção de se unificar os modelos de análise já existentes.

A norma mais atual sobre o tema é a DNVGL-RP-E104 [13]. Nela, encontram-se descritas as principais metodologias utilizadas pelas grandes operadoras que fizeram parte do JIP. Como já é usual na indústria *offshore*, as ferramentas de análise propostas por este código envolvem a simulação física (em modelos reduzidos) e/ou simulação numérica dos cenários em modelos analíticos ou discretos, que fazem uso, em sua maioria, do método dos elementos finitos.

Em se tratando de simulação numérica, as análises ainda podem ser distinguidas entre globais e locais. Usualmente, a análise global tem o intuito de se determinarem os esforços e tensões nominais atuando nos componentes estruturais. Em geral, este tipo de análise possibilita a identificação de pontos críticos, e permite prever o comportamento da maioria dos elementos que compõem o sistema. Os *softwares* de análise global geralmente usam de elementos bem específicos (modelos de barra, escalares), especialmente dedicados para a solução de problemas não-lineares de estruturas esbeltas *offshore*.

A análise local, por sua vez, geralmente é conduzida nos trechos críticos identificados no modelo global, ou em partes específicas onde se sabe de antemão que há pontos naturais de concentração de tensão (como soldas, conexões e mudanças bruscas de seção). Esta análise é usada principalmente com o fim de se obter informações mais detalhadas sobre algum campo específico – como a distribuição de tensões numa seção transversal, ou o campo de temperaturas – pois ela permite a utilização de recursos de modelagem mais robustos, com uma maior gama de elementos disponíveis, contatos e condições de contorno generalizadas. Modelos locais são mais versáteis, podendo ser

utilizados em análises termomecânicas, elastoplásticas, viscoelásticas, materiais compósitos, *Computational Fluid Dynamics* (CFD), entre outras. No entanto, em geral estes modelos exigem maior custo computacional para ser gerados e rodados.

Tendo em vista os diferentes tipos de análises, as metodologias descritas na DNVGL-RP-E104 [13] podem ser divididas em metodologias de abordagem acoplada ou de abordagem desacoplada.

No entanto, devem-se distinguir os termos “abordagens acopladas e desacopladas” segundo da DNV-RP-E104[13] das “abordagens acopladas e desacopladas” do ponto de vista da simulação dos movimentos do casco. Fora do contexto desta norma, é usual a utilização do termo “abordagem desacoplada” para análises que simulam os movimentos do casco por meio de RAO (*Response Amplitude Operator*), e “abordagem acoplada” para análises que simulam os movimentos do casco integrados na análise. No contexto da DNV-RP-E104[13], o desacoplamento adquire um sentido diferente, e é definido por meio de um truncamento intermediário do modelo global.

A análise acoplada é feita usando um único modelo integrado, combinando características globais e locais, como esquematizado na Figura 3-1a. Somente um único nível de desacoplamento é utilizado neste tipo de análise por meio do uso de RAO para caracterizar os movimentos da embarcação. Excetuando o RAO, todos os demais componentes do sistema estrutural de perfuração são considerados. É comum um modelo acoplado tornar-se demasiadamente complexo, devido à presença de muitos elementos interagindo entre si, aumentando o grau de não linearidade do problema. A referida norma [13] prevê o desacoplamento do modelo integrado. Além desta questão, há carência de *softwares* dedicados de análise acoplada no mercado. Isto pode tornar a análise acoplada computacionalmente onerosa e economicamente inviável em muitos casos.

A fim de contornar esta questão, pode ser feito um desacoplamento do modelo integrado em um modelo local e outro global, como ilustrado no diagrama da Figura 3-1b. Na análise desacoplada, ambos os modelos são desenvolvidos em paralelo e seus resultados são combinados para se obter a distribuição de tensões nos *hot spots* da cabeça de poço e avaliação do dano.

Na abordagem desacoplada, o modelo local geralmente engloba os elementos estruturais inferiores ao BOP, isto é, os alojadores, *casings*, solo e cimento.

Simplificadamente, as forças ou deslocamentos são extraídos de um ponto específico do modelo global – geralmente na base do BOP ou na *flex joint* inferior – em seguida, aplicam-se as mesmas forças ou deslocamentos no modelo local para se obter as tensões nos *hot spots*.

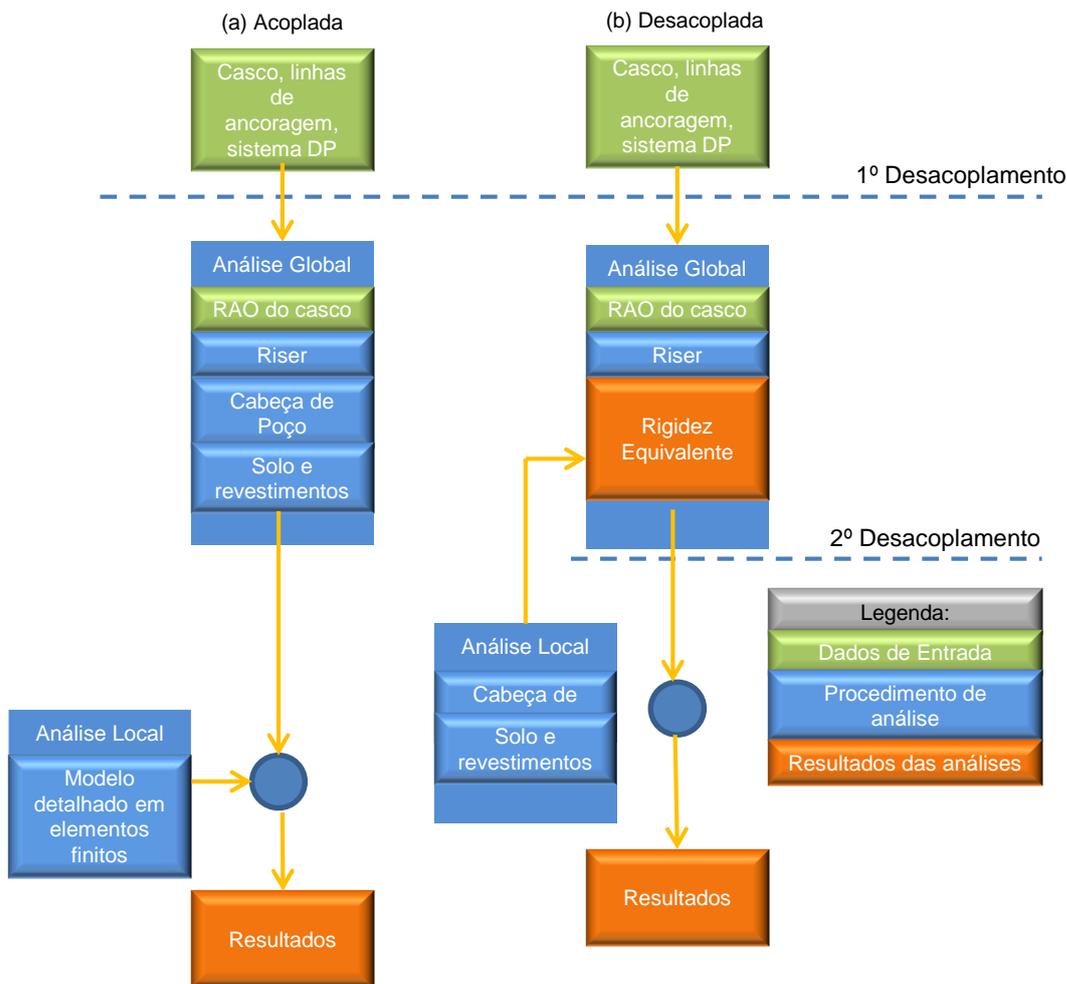


Figura 3-1: Metodologias de análise de fadiga em cabeça de poço (Adaptado da DNVGL-RP-E104 [13]).

Existem diversas formas de desacoplamento entre os modelos global e local citadas na DNV-RP-E104 [13]. Por exemplo, pode-se usar o modelo local da região próxima ao solo para calcular uma rigidez equivalente do conjunto formado por cabeça de poço e *casings*. A rigidez equivalente, por sua vez, pode ser inserida no modelo global por meio de elementos escalares. Desse modo, o modelo global fica truncado na base do BOP.

Além de poder ser usado para calcular a rigidez equivalente, o modelo local também é utilizado para obter as tensões reais existentes na cabeça de poço ao aplicar os esforços ou tensões nominais resultantes do modelo global. O modelo local ainda é útil no caso de uma abordagem baseada em SCF's ou em funções de transferência entre os esforços e as tensões (chamadas de *load-to-stress curves* na DNV-RP-E104 [13]).

Em resumo, segundo a DNV-RP-E104[13] o desacoplamento implica no truncamento do modelo global em determinado ponto intermediário, e o trecho truncado é substituído por uma rigidez equivalente extraída do modelo local detalhado. Em contrapartida, na análise acoplada segundo a DNV-RP-E104[13], o modelo global é “completo”, isto é, não apresenta truncamento intermediário e todos os componentes estruturais são modelados.

A próxima seção visa detalhar a metodologia usada no presente trabalho, que fez uso da estratégia baseada em funções de transferência entre forças e tensões. Do ponto de vista da DNV-RP-E104[13], é uma metodologia acoplada, pois o modelo global possui todos os componentes estruturais do sistema. Mas do ponto de vista da simulação do casco, é uma metodologia desacoplada, pois foi usado RAO para a consideração dos efeitos de movimentos da embarcação.

3.1 Metodologia Proposta

A metodologia no domínio do tempo usualmente empregada para avaliação da fadiga em estruturas *offshore*, como *risers*, *flowlines* e umbilicais, consiste na realização de diversas análises de modo a se obterem as séries temporais de esforços ou tensões nominais. Após a utilização de um método de contagem de ciclos (como o *rainflow*), as séries históricas são convertidas em histogramas de amplitude de tensão nominal. As tensões nominais, por sua vez, combinadas com SCF's apropriados, resultam nas tensões nos *hot spots* que efetivamente irão contribuir para a acumulação de dano e abertura da trinca. Após a consulta de uma curva S-N apropriada, o dano total é calculado com acumulação linear, por meio da regra de Palmgren-Miner. A Figura 3-2 resume este procedimento.

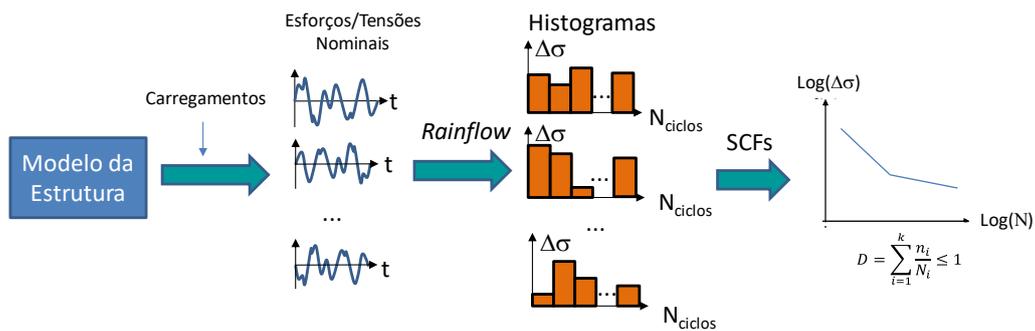


Figura 3-2: Método usual no domínio do tempo para cálculo de fadiga

No entanto, esta metodologia é geralmente utilizada em elementos tubulares tracionados com seção de parede fina, onde a trinca de fadiga geralmente cresce perpendicular à direção axial, o que não se aplica, *a priori*, à estrutura analisada neste trabalho.

A cabeça de poço, especialmente os alojadores de alta e baixa pressão, são elementos rígidos com seção espessa, cujo estado de tensões é influenciado por uma interação complexa definida por conexões em associação com contato de superfícies e atrito. Nos pontos situados dentro dos alojadores, a metodologia usual não se aplica diretamente, sendo necessária a modelagem local detalhada destas partes de forma a se obterem as tensões nos *hot spots*.

Há ainda pontos de transição entre os alojadores e os *casings*, situados próximos o bastante dos alojadores para serem influenciados por suas inércias, como é o caso das soldas de topo do condutor e do revestimento de superfície. Apesar disso, são pontos contidos em seções tubulares, e que podem ser avaliados tanto via modelo global com SCF's quanto modelo local detalhado, como indica a Figura 3-3.

O restante do sistema da cabeça de poço, principalmente a parte que se estende para dentro do solo, é constituída de elementos tubulares típicos, como destaca a própria Figura 3-3. Portanto, partindo do princípio que nestes elementos típicos não existem efeitos locais relevantes, e que há uma relação linear entre as tensões nominais e nos *hot spots*, a avaliação de fadiga destes pontos pode ser feita da maneira usual, com aplicação de SCF's.

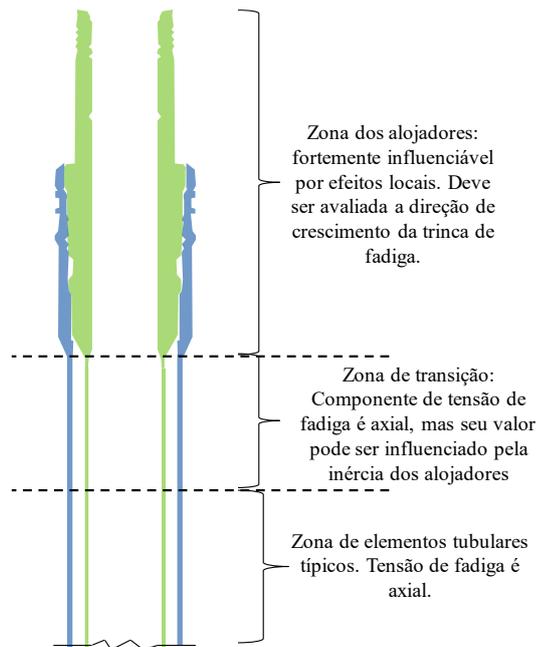


Figura 3-3: Zonas da cabeça de poço e relevância dos efeitos locais.

Deste modo, de forma a avaliar todos os pontos relevantes para o dano na cabeça de poço, optou-se por uma metodologia que utiliza funções de transferência para o cálculo das tensões nos pontos de comportamento complexo, ilustrada na Figura 3-4. Em pontos onde não há concentração de tensões nem efeitos locais, pode-se calcular diretamente as tensões e proceder com o cálculo de fadiga sem passar pelo estágio do modelo local.

A metodologia ilustrada na Figura 3-4 pode ser descrita de forma genérica nos seguintes passos:

- (1) Modelo Global: diversas análises dinâmicas no domínio do tempo são conduzidas a fim de se obter as séries temporais de esforços e/ou deslocamentos na estrutura. Para pontos contidos em regiões sem efeitos locais, procede-se para a etapa (3). Para os demais pontos, as séries temporais de esforços/deslocamentos são extraídas e usadas para definir a janela dos carregamentos estáticos que serão aplicados no modelo local;
- (2) Modelo Local: com os carregamentos previamente definidos, são conduzidas diversas análises locais. As tensões do modelo local são extraídas dos *hot spots* e este conjunto de pontos é usado para treinamento de funções de transferência de forças/deslocamentos para tensões;

(3) Modelo de Fadiga: com as funções de transferência, é possível calcular as tensões nos *hot spots* para todos os estados de mar simulados no modelo global. SCF's apropriados devem ser usados para consideração de efeitos não computados. Utiliza-se um modelo de fadiga (como a regra de Palmgren-Miner e uma curva S-N adequada) para acumular os danos e calcular a vida útil da estrutura.

O fluxograma da metodologia aplicada é mostrado na Figura 3-5.

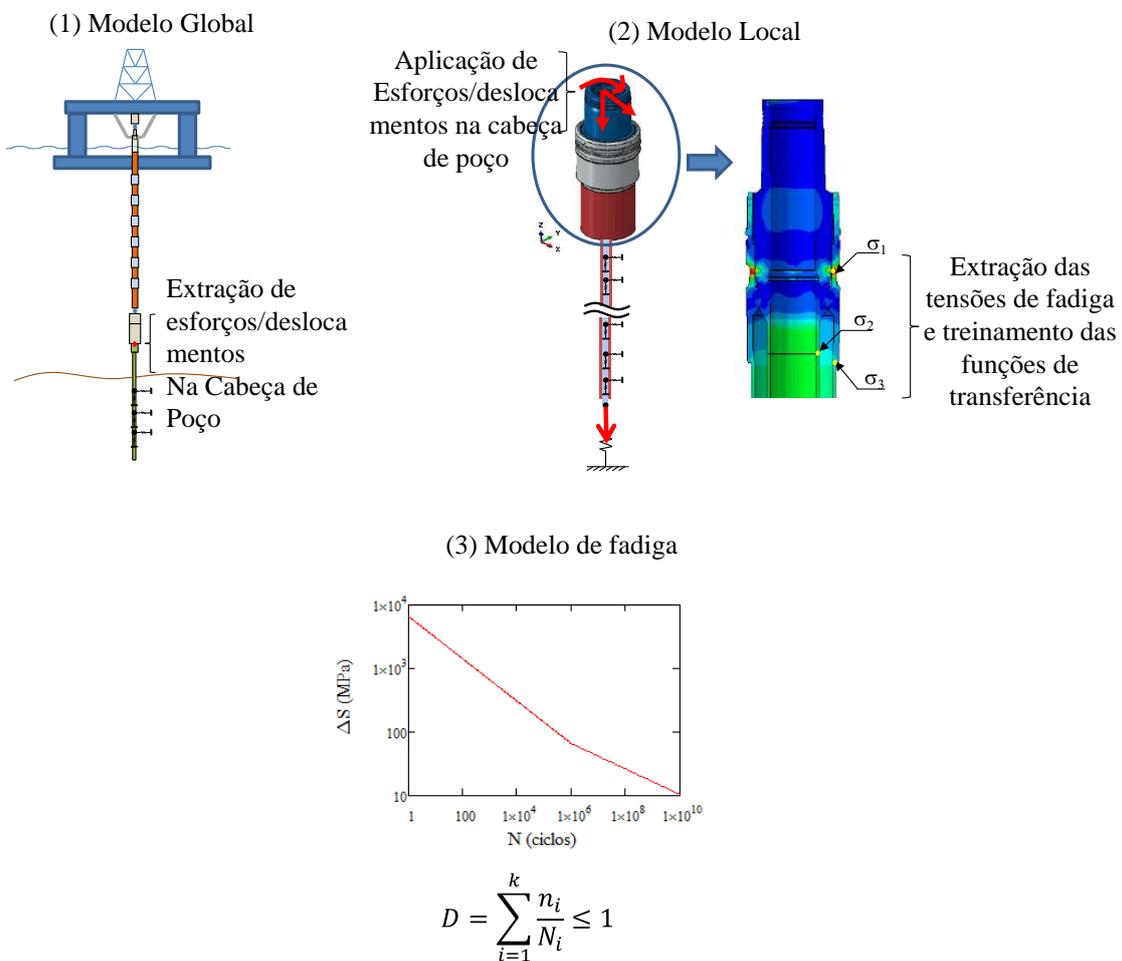


Figura 3-4: Ilustração da metodologia proposta.

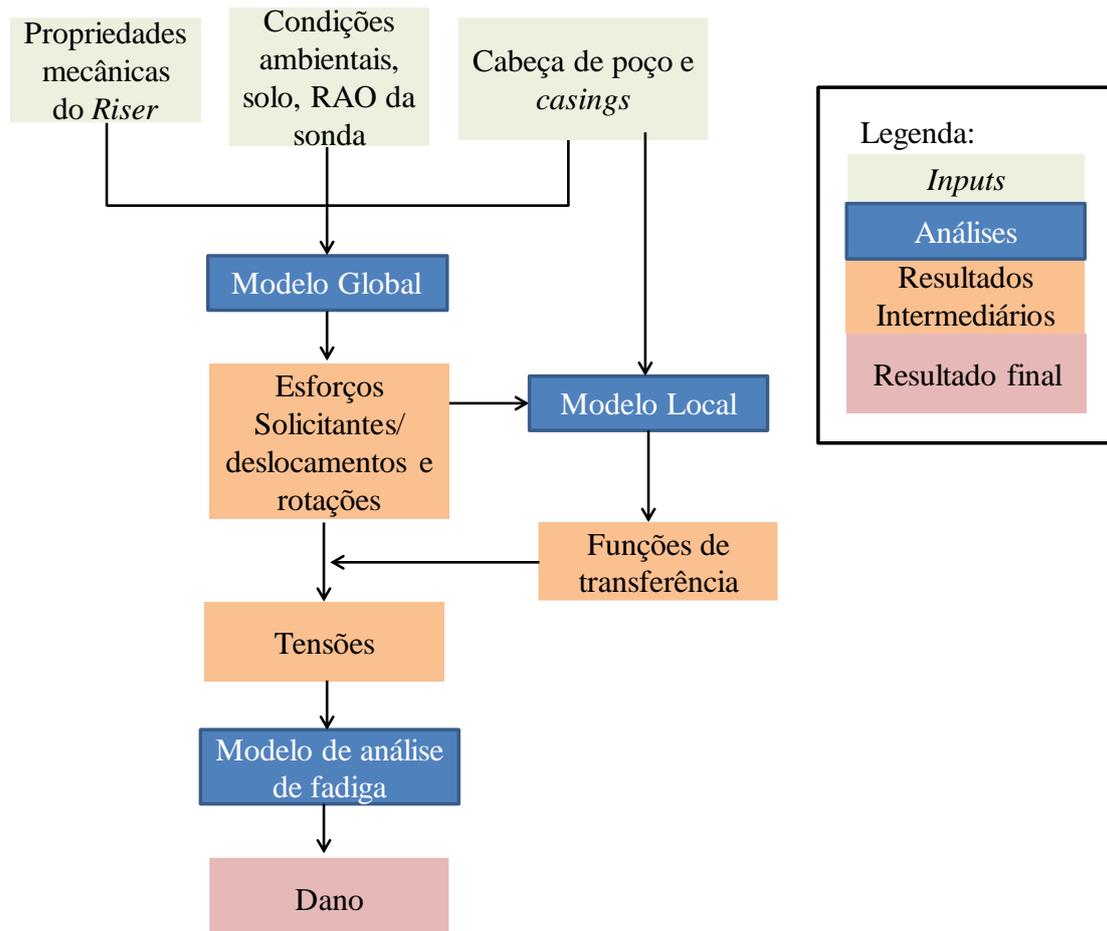


Figura 3-5: Fluxograma da metodologia proposta.

3.1.1 Modelo Global

O primeiro passo da metodologia é a concepção do modelo global do sistema de perfuração, onde são computados todos os elementos estruturais que o compõem, isto é, o sistema tracionador, a junta telescópica, as juntas de *riser*, os flutuadores, a junta flexível, o LMRP, o BOP, a cabeça de poço, o condutor e o revestimento de superfície. Muitos destes elementos podem ser simulados por meio de propriedades equivalentes, desde que não se altere o comportamento mecânico do sistema.

O modelo global pode ser construído em *software* dedicado para análise dinâmica de estruturas esbeltas *offshore*. A maior parte do modelo é constituída de elementos de viga e molas. Os elementos de viga são utilizados para simular os componentes estruturais

do sistema, e possuem dois pontos nodais e 6 graus de liberdade associados a cada nó, três para translação em relação aos eixos X, Y e Z e três de rotação em torno dos eixos X, Y e Z. As molas, por sua vez, são elementos que ligam dois pontos, nas quais pode ser atribuída determinada rigidez (linear ou não-linear) para as rotações ou translações em relação aos eixos X, Y e Z locais da mola. As molas são geralmente utilizadas para fazer ligações entre os elementos estruturais, ou simular contatos entre eles.

Como é usual em simulações de sistemas mecânicos *offshore*, os efeitos dos movimentos da embarcação sobre o sistema são simulados por meio de RAO.

Uma explicação generalizada de cada componente estrutural pode ser encontrada na Seção 1.3. A Figura 3-6 apresenta um esquema dos principais componentes do sistema de perfuração que podem ser simulados no modelo global. O truncamento do modelo pode ocorrer em pontos específicos, desde que o trecho truncado seja substituído pelas condições de contorno adequadas (rigidez equivalente e forças).

Após a modelagem adequada dos elementos estruturais, procede-se com as análises dinâmicas no domínio do tempo, aplicando-se os carregamentos de vento, onda e corrente condizentes com as condições ambientais na qual o sistema está inserido. Devem ser feitas tantas análises quanto forem necessárias para representar fielmente os estados de mar relevantes para cálculo do dano de fadiga.

Ainda no modelo global, é preciso selecionar um ponto de referência onde serão extraídas as séries temporais de esforços internos e/ou deslocamentos, pois é importante definir o domínio de esforços/deslocamentos que irão atuar na estrutura para etapas posteriores da metodologia. No presente trabalho, é proposto que se extraiam esforços no ponto da base do BOP, bem no topo do alojador de alta pressão, como é mostrado na Figura 3-7.

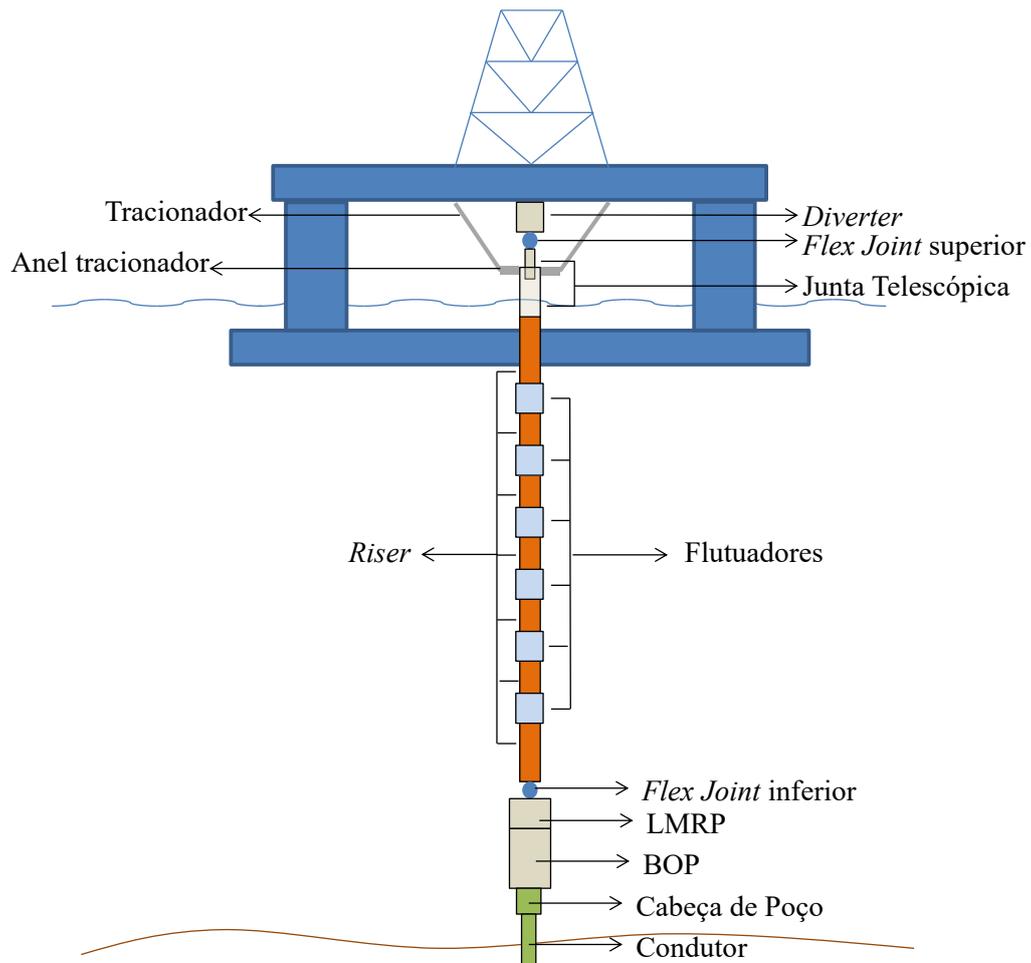


Figura 3-6: Esquema típico dos elementos de um sistema de perfuração a serem simulados no modelo global.

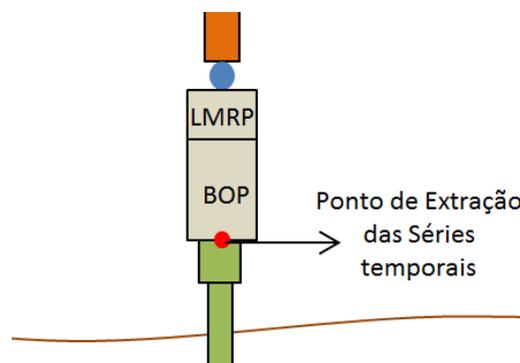


Figura 3-7: Ponto do modelo global escolhido para extrair as séries temporais de força

Uma análise de sensibilidade foi feita para a seleção deste ponto de referência. Este ponto foi convenientemente escolhido porque foi observado que a resposta dinâmica das partes acima e abaixo do BOP oscila em períodos naturais diferentes. Além disso, constatou-se que a resposta da estrutura na parte abaixo do BOP pode ser obtida por uma análise quase estática [32]. Desta forma, selecionar um ponto abaixo do BOP garante que não haverá influência relevante da amplificação dinâmica, e que os valores extraídos do modelo global dinâmico podem ser usados no modelo local estático. Isto não impede, porém, que outro ponto conveniente seja escolhido para extrair as séries temporais do modelo global, como a *flex joint* inferior por exemplo, desde que seja observada e considerada a relevância da amplificação dinâmica.

Os dados da série temporal são armazenados e usados para gerar carregamentos estáticos que serão posteriormente aplicados no modelo local, procedimento que será descrito na próxima seção. O processo a ser seguido na etapa da elaboração do modelo global encontra-se resumidamente no Fluxograma da Figura 3-8, e no esquema da Figura 3-9.

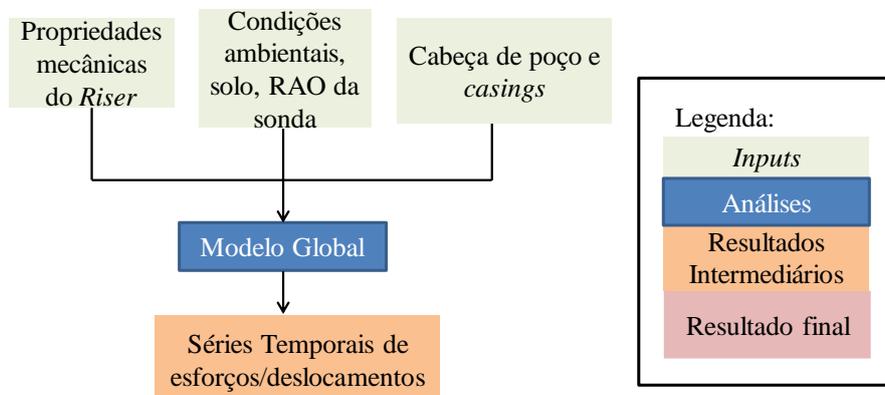


Figura 3-8: Fluxograma do modelo global.

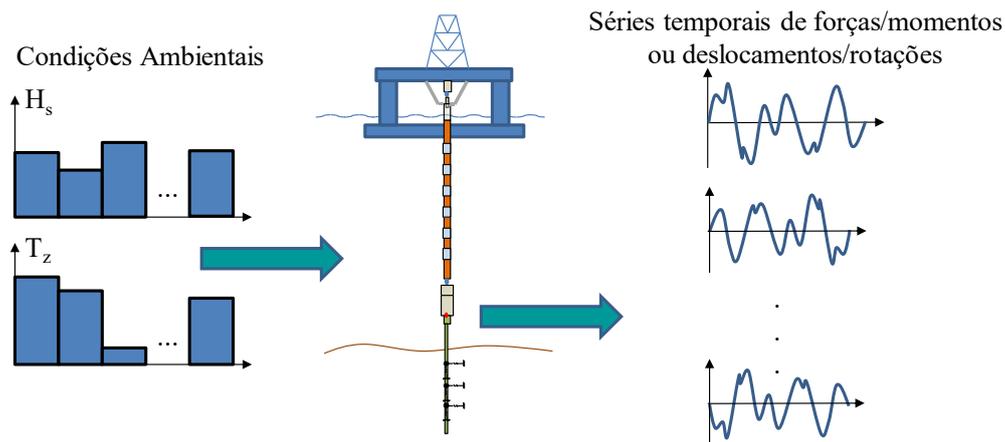


Figura 3-9: Esquema da primeira etapa da metodologia

3.1.2 Modelo Local e Funções de Transferência

A análise local consiste em análises estáticas em que se aplicam cargas monotônicas oriundas da análise global [13].

O modelo local da cabeça de poço geralmente inclui os elementos estruturais inferiores ao BOP, como o alojador de alta pressão, alojador de baixa pressão, condutor, revestimento, cimento e solo, como apresentado na Figura 3-10.

A depender do nível de precisão necessária para a análise, podem ser usados elementos sólidos, de placa, de viga ou formulações que combinem mais de um elemento (híbridas). No presente trabalho, é proposta a utilização de formulação híbrida, combinando elementos sólidos com elementos de viga.

Como dito Seção 3.1, o modelo da cabeça de poço tem regiões nas quais a direção de abertura da trinca precisa ser avaliada, devido à presença de efeitos locais, especialmente nos alojadores. Além disso, as seções tubulares muito próximas dos alojadores podem sofrer influência destes efeitos locais. Desse modo, como pode-se notar na Figura 3-10, propõem-se que os alojadores e um pequeno trecho do condutor e do revestimento de superfície sejam feitos com elementos sólidos, enquanto o restante do modelo seja construído com elementos de viga.

A vantagem de usar uma formulação híbrida é reduzir o custo computacional, pois um elemento de viga tem menos pontos nodais em relação ao elemento sólido e, portanto,

adiciona menos graus de liberdade a serem solucionados. Além disso, o elemento de viga é o mesmo usado pelo modelo global, possibilitando desta forma a comparação entre ambos.

O modelo local se estende até profundidades abaixo da *mudline* que sejam suficientes para não haver influência dos efeitos de borda nos resultados da região de interesse. No topo da cabeça de poço é o ponto de aplicação das cargas ou deslocamentos oriundos do Modelo Global (Seção 3.1.1).

Na base do modelo, o revestimento de superfície é truncado. O trecho truncado deve ser substituído por uma força concentrada representando seu peso e uma mola axial representando sua rigidez, tal qual apresentado no Modelo Global (Seção 3.1.1).

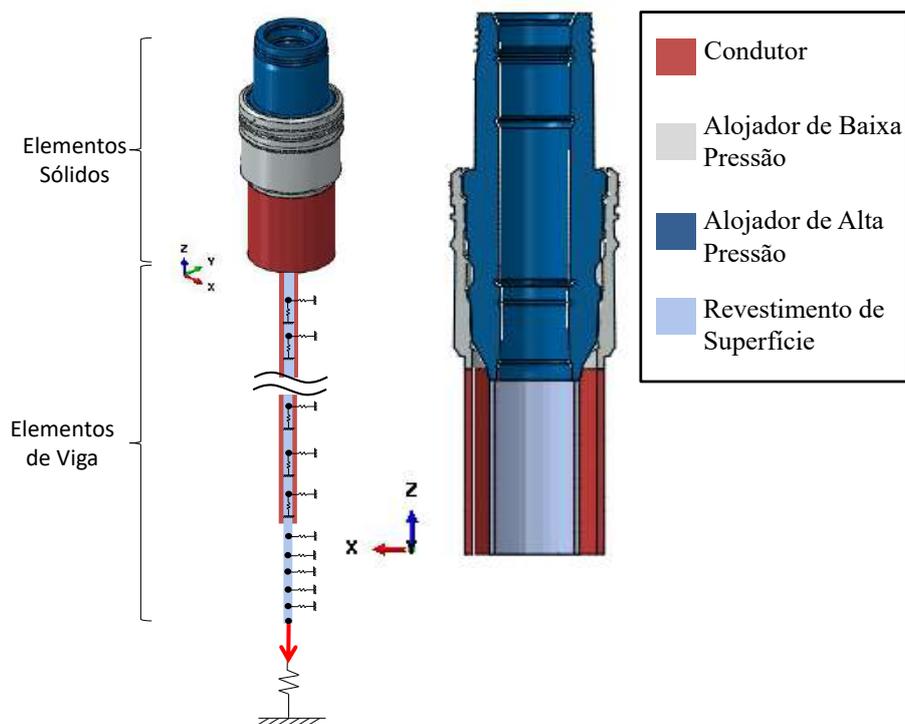


Figura 3-10: Geometria do Modelo Local.

A DNVGL-RP-E104 [13] destaca que, no modelo local, devem ser consideradas as não linearidades geométricas, interações com o solo, níveis de cimento, sequências de construção e de instalação e pré-cargas.

Uma vez concebido o modelo local da cabeça de poço, sua geometria e sua malha, deve-se selecionar os pontos de interesse na análise (*hot spots*) dentre os que se encontram listados na seção 1.4.

Após a construção do modelo global e do modelo local, têm-se, a princípio, todos os componentes computacionais necessários para calcular o dano nos *hot spots* da estrutura. Bastaria tomar as séries de esforços/deslocamentos extraídos do modelo global (vide Seção 3.1.1), e aplicá-las no modelo local para extrair as séries de tensões nos *hot spots*. No entanto, esta opção é praticamente inviável, pois os modelos locais são consideravelmente mais onerosos computacionalmente falando, impossibilitando a análise de séries temporais inteiras de múltiplos estados de mar. Desse modo, é necessário generalizar os resultados do modelo local por meio de um recurso matemático. No presente trabalho, propõem-se utilizar funções de transferência para tal fim.

As funções de transferência deste trabalho foram definidas por meio de algoritmos genéticos de regressão simbólica, estabelecendo uma função analítica que relaciona vários conjuntos de variáveis nos *hot spots* selecionados.

Para a definição destas funções de transferência é necessário estabelecer os pontos que serão usados para compor a série de dados das variáveis dependentes e das variáveis independentes para o treinamento da regressão simbólica. Deseja-se relacionar, por meio de uma expressão, os carregamentos ou deslocamentos aplicados na Cabeça de poço, com as tensões nos *hot spots*.

Desse modo, a composição deste conjunto de dados de treinamento será definida por uma série de carregamentos aplicados no modelo local. Em outras palavras, cada carregamento é um ponto de uma superfície multidimensional de transferência que correlaciona os esforços/deslocamentos aplicados na cabeça de poço com as tensões nos *hot spots*. Para que tal função de transferência seja estabelecida, deve-se delimitar o domínio no qual a função estará definida.

Desta forma, a geração dos carregamentos deve seguir o critério básico de estarem contidos dentro do nível de tensão real da estrutura. Sendo assim, uma forma de garantir este critério é tomar a série temporal extraída do modelo global da seção 3.1.1 e gerar carregamentos baseados nela de forma aleatória. Os valores gerados podem ser, por exemplo, números contidos no intervalo entre a média, o valor máximo e o valor mínimo

das respectivas séries temporais de cada componente de força/momento e deslocamento/rotação.

A quantidade de carregamentos gerados necessários vai depender do grau de não linearidade do problema. O número de carregamentos deve ser tal que cubra este espaço multidimensional de maneira adequada, para que as funções de transferência predigam os valores de tensão com boa precisão. Como a própria DNVGL-RP-E104 [13] atesta, o problema da cabeça de poço possui um grau de não linearidade, dada a existência da interação entre os diversos componentes estruturais, contatos e o comportamento do solo. Um número razoável de pontos de treinamento deve ser selecionado, de modo que o ajuste da função de transferência tenha uma boa precisão. Mas, deve-se levar em conta que o aumento demasiado do número de casos de treinamento também aumenta consideravelmente o custo computacional.

Um estudo de sensibilidade pode ser feito para a determinação da quantidade de pontos necessários para um bom ajuste da função de transferência, a um dado nível de erro tolerável. Para tal fim, outros casos de carga podem ser gerados, porém com o intuito de verificação. Estes carregamentos não são usados para treinamento da função de transferência, mas somente para sua validação.

Após a geração dos casos de treinamento e de verificação da função, todos eles são analisados via modelo local, de onde, depois de realizadas as análises, extraem-se as tensões/esforços solicitantes nos *hot spots* desejados. Este procedimento é apresentado na Figura 3-11.

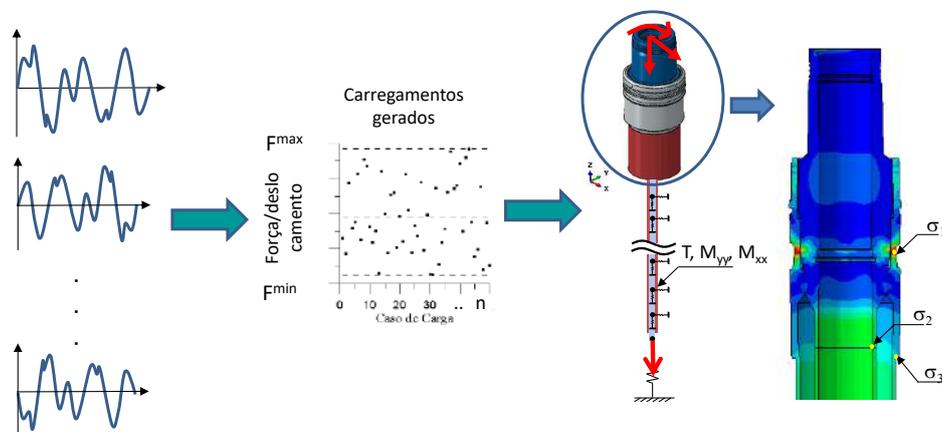


Figura 3-11: Esquemático da etapa do modelo local

Nesta etapa, haverá um conjunto de pontos formados, por um lado, pelas forças/momentos (ou deslocamentos/rotações) aplicados na cabeça de poço – que são as variáveis independentes da função - e pelas tensões/esforços solicitantes extraídas nos *hot spots* – que serão as variáveis dependentes da função.

É comum normalizar o conjunto de dados em função de uma média e de uma amplitude, de forma a facilitar o ajuste da função de transferência. Os valores normalizados podem ser obtidos aplicando-se a seguinte expressão.

$$\bar{X} = \frac{X - \mu_X}{Amp_X} \quad (1)$$

Na equação acima, \bar{X} é o valor da variável aleatória normalizada, X é o valor da variável aleatória não-normalizada, μ_X é a média do conjunto de dados não-normalizados e Amp_X é a amplitude do conjunto de dados não-normalizados, dada pela diferença entre o valor máximo e o mínimo do conjunto de dados. Aplicando a Eq. (1), obtém-se um conjunto de valores entre -1 e 1, o que favorece a convergência do algoritmo genético.

Para correlacionar os pontos das variáveis dependentes e independentes, propõe-se a utilização do *software* EUREQA [33]-[35], que emprega algoritmos genéticos para definição de uma função analítica de processamento relativamente simples, indicadas na Figura 3-12.

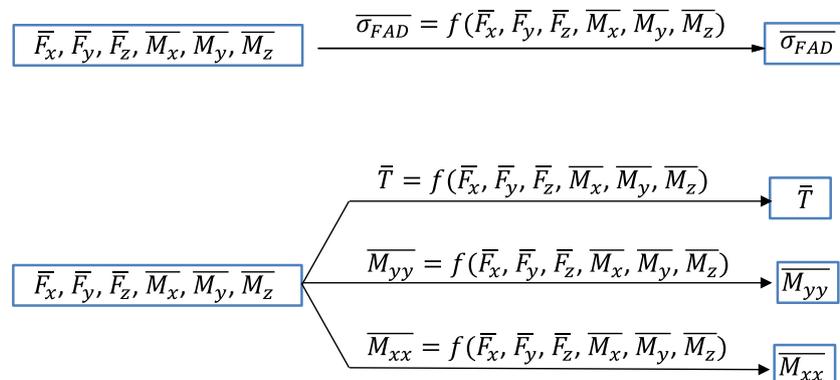


Figura 3-12: Esquemático da geração das funções de transferência

Uma vez definidas as funções de transferência, procede-se para o cálculo de fadiga. O fluxograma do processo de modelagem local e funções de transferência é apresentado na Figura 3-13.

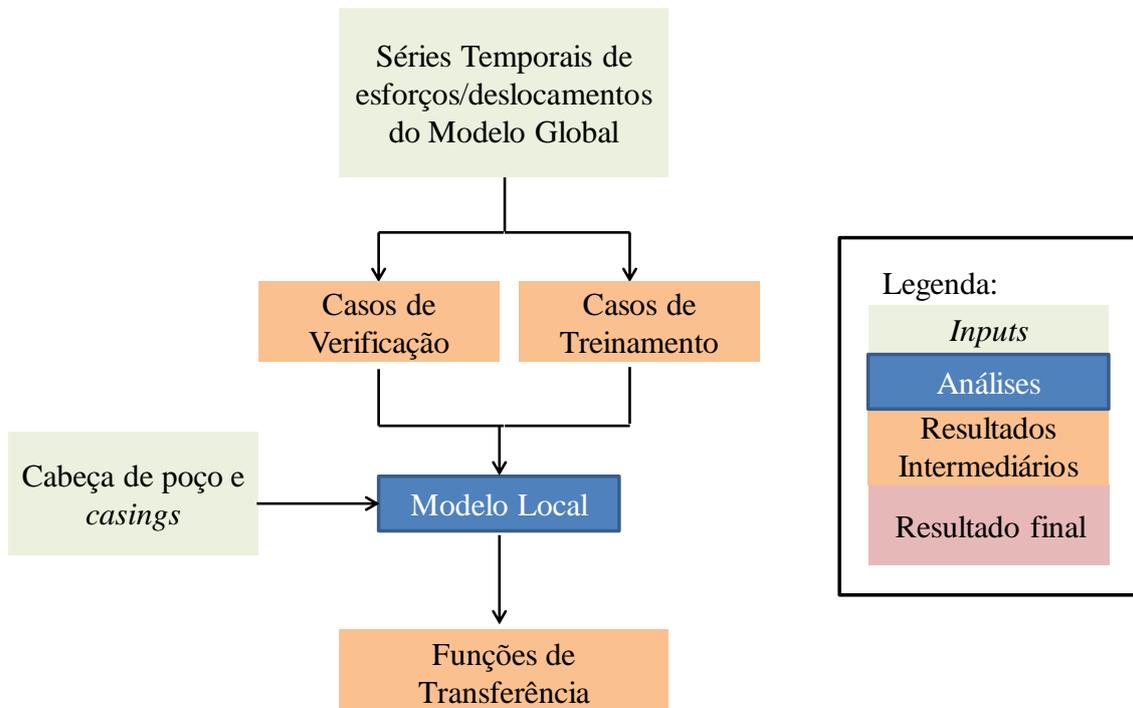


Figura 3-13: Fluxograma do modelo local.

3.1.3 Modelo para Análise de Fadiga

Na etapa do cálculo de fadiga, consolidam-se os resultados encontrados nos modelos global e local para determinar a vida útil da estrutura da cabeça de poço. Para tal fim, as séries temporais obtidas no modelo global são normalizadas segundo à Eq. (1), e em seguida são avaliadas junto às funções de transferência do modelo local para se calcularem as tensões nos *hot spots*. Depois disso, aplica-se a operação inversa da Eq. (1) para converter os valores às grandezas originais e assim obter as séries temporais de tensões nos *hot spots*. Este procedimento encontra-se ilustrado na Figura 3-14.

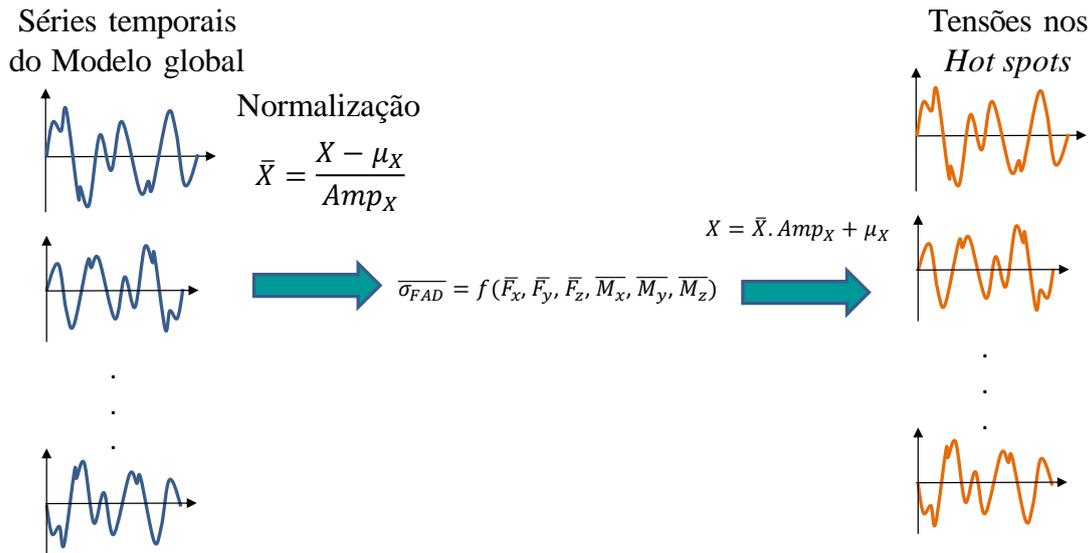


Figura 3-14: Esquemático da aplicação das funções de transferência para obter as tensões nos *hot spots*.

É importante destacar que, na Figura 3-14, o espaço no centro que estaria sendo ocupado pelo modelo local, convertendo esforços/tensões nominais em tensões nos *hot spots*, está sendo substituído por uma função de transferência analítica simples de custo computacional baixo.

Uma vez calculadas as tensões nos *hot spots*, o problema reside em selecionar um modelo para análise de fadiga adequado para estimar o dano acumulado e obter a vida útil da estrutura submetida aos diversos estados de mar.

As ondas do oceano são consideradas um processo pseudo-estacionário ergódico, onde cada evento corresponde a um estado de mar. Cada estado de mar tem a duração média de 3 horas, período no qual a elevação da onda é considerada gaussiana e estacionária. Um estado de mar é caracterizado por um valor de altura significativa (H_s), pelo ângulo de incidência da (θ_w) e o período de cruzamento zero (T_z).

Desta forma, no caso específico das cargas ambientais de onda, os eventos de curto prazo são considerados para um estado de mar, com duração de 3 horas. A resposta de longo prazo se refere a uma sucessão destes eventos de curto prazo.

A técnica mais comum para considerar a variabilidade dos estados de mar numa análise de fadiga de longo prazo é usar o diagrama de dispersão, onde são mostradas as

probabilidades de ocorrência de cada estado de mar em função de H_s e T_z , separados por ângulo de incidência. Um exemplo de diagrama de dispersão para ondas incidindo a 0° é mostrado na Tabela 3-1. Cada célula deste exemplo representa a probabilidade de ocorrência daquele estado de mar, descrito pelos valores de H_s e T_z . O somatório de todas as probabilidades de ocorrência deve ser igual a 1,0, como se encontra destacado na própria Tabela 3-1.

Tabela 3-1: Exemplo de diagrama de dispersão.

$\theta_w = 0^\circ$	Tz(s)									
Hs(m)	3,5	4	4,5	5	5,5	6	6,5	7	7,5	8
0,5	P _{1,1}	P _{1,2}	P _{1,3}	P _{1,4}	P _{1,5}	P _{1,6}	P _{1,7}	P _{1,8}	P _{1,9}	P _{1,10}
1	P _{2,1}	P _{2,2}	P _{2,3}	P _{2,4}	P _{2,5}	P _{2,6}	P _{2,7}	P _{2,8}	P _{2,9}	P _{2,10}
1,5	P _{3,1}	P _{3,2}	P _{3,3}	P _{3,4}	P _{3,5}	P _{3,6}	P _{3,7}	P _{3,8}	P _{3,9}	P _{3,10}
2	P _{4,1}	P _{4,2}	P _{4,3}	P _{4,4}	P _{4,5}	P _{4,6}	P _{4,7}	P _{4,8}	P _{4,9}	P _{4,10}
2,5	P _{5,1}	P _{5,2}	P _{5,3}	P _{5,4}	P _{5,5}	P _{5,6}	P _{5,7}	P _{5,8}	P _{5,9}	P _{5,10}
3	P _{6,1}	P _{6,2}	P _{6,3}	P _{6,4}	P _{6,5}	P _{6,6}	P _{6,7}	P _{6,8}	P _{6,9}	P _{6,10}
3,5	P _{7,1}	P _{7,2}	P _{7,3}	P _{7,4}	P _{7,5}	P _{7,6}	P _{7,7}	P _{7,8}	P _{7,9}	P _{7,10}
4	P _{8,1}	P _{8,2}	P _{8,3}	P _{8,4}	P _{8,5}	P _{8,6}	P _{8,7}	P _{8,8}	P _{8,9}	P _{8,10}
4,5	P _{9,1}	P _{9,2}	P _{9,3}	P _{9,4}	P _{9,5}	P _{9,6}	P _{9,7}	P _{9,8}	P _{9,9}	P _{9,10}
5	P _{10,1}	P _{10,2}	P _{10,3}	P _{10,4}	P _{10,5}	P _{10,6}	P _{10,7}	P _{10,8}	P _{10,9}	P _{10,10}


 $\sum P_{i,j} = 1,0$

Através do diagrama de dispersão, são feitas análises de curto prazo para cada estado de mar relevante. Na Tabela 3-1, são observados 100 estados de mar, que são combinação de 10 valores de H_s , variando de 0,5m até 5m, e 10 valores de T_z , variando de 3,5 s a 8,0 s.

De maneira geral, uma estrutura está submetida a estados de mar que são combinações de N_{H_s} valores de H_s e N_{T_z} valores de T_z . Considerando que $P_{i,j}$ é a probabilidade de ocorrência do estado de mar definido por H_{s_i} e T_{z_j} , e num ano há uma média de 2920 estados de mar com aproximadamente 3 horas cada um, o número de ocorrências anual $n_{1yr_{i,j}}$ de um estado de mar é definido por:

$$n_{1yr_{i,j}} = 2920P_{i,j} \quad (2)$$

Calcula-se o dano ($d_{i,j}$) para cada estado de mar do diagrama de dispersão por meio de uma análise no domínio do tempo. Em seguida, o dano total anual D_{1yr} é calculado somando os danos anualizados de cada estado de mar, por meio da expressão:

$$D_{1yr} = 2920 \sum_{i=1}^{N_{Hs}} \sum_{j=1}^{N_{Tz}} d_{i,j} P_{i,j} \quad (3)$$

Tendo expressado o dano anualizado na Eq. (3), as probabilidades P de cada estado de mar são conhecidas por meio do diagrama de dispersão, restando, para a resolução do problema, encontrar os danos $d_{i,j}$. Em fadiga de estruturas *offshore*, é comum a utilização da regra de acúmulo linear de dano para somar os danos associados aos $N_{\Delta\sigma}$ valores de amplitudes de tensão ($\Delta\sigma$) experimentadas pelos *hot spots* da estrutura. A expressão, também conhecida como regra de Palmgren-Miner, é definida por

$$d_{i,j} = \sum_{k=1}^{N_{\Delta\sigma}} \frac{n_k}{N_k} \quad (4)$$

Na equação acima, $d_{i,j}$ é o dano do estado de mar associado a Hs_i e Tz_j , n_k é o número de ciclos com amplitude $\Delta\sigma_k$ de tensão e N_k é o número de ciclos admissível associado à amplitude $\Delta\sigma_k$ de tensão.

O problema agora reside em encontrar n_k e N_k para a determinação do dano.

Os valores de n_k podem ser obtidos nas séries temporais de tensões nos *hot spots*, calculadas pelas funções de transferência previamente definidas (Figura 3-14). Por meio de um processo de contagem de ciclos, é possível construir o histograma de tensões relacionado ao caso de carga. Um dos métodos comumente usados para a contagem de ciclos de um histórico de tensão é o *Rainflow* [36], onde cada ciclo corresponde a um ciclo de histerese completo na curva tensão-deformação do material. Após a utilização do método de *Rainflow*, o histograma da série temporal é construído, relacionando as amplitudes de tensão $\Delta\sigma_k$ com seus respectivos números de ocorrências n_k , como indicado na Figura 3-15.

Deve ser observado que o histograma de tensões deve ser sempre referenciado ao período de curto-prazo (3-h). O número de ciclos identificado numa série de tensões obtida a partir de uma simulação de duração T deve ser multiplicada pelo fator T_{3h}/T , sendo T_{3h} o período de curto-prazo.

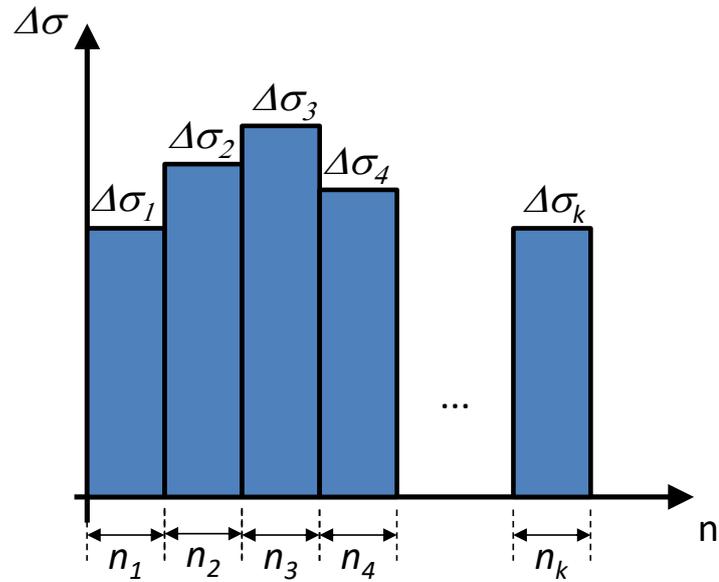


Figura 3-15: Histograma da série temporal.

Já os valores de N_k podem ser obtidos por meio de curvas S-N adequadas para cada *hot spot* analisado. As curvas S-N relacionam os valores de variação de tensão ($\Delta\sigma$) com o número de ciclos (N) necessários para romper a estrutura. A maior parte destes gráficos é obtida por testes de variação constante de amplitude de tensão, situação em que é mais fácil de determinar os parâmetros de tensão, fadiga, e a taxa de crescimento da trinca. Geralmente, estes gráficos são apresentados em escala logarítmica, como indicado na Figura 3-16.

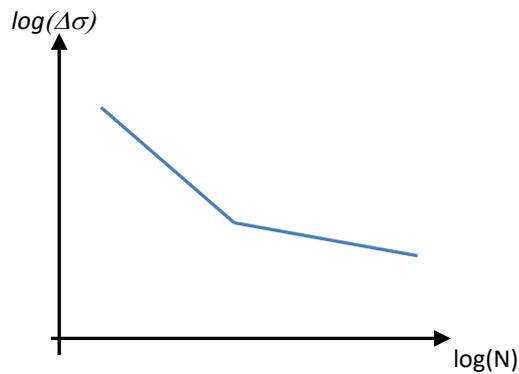


Figura 3-16: Exemplo de curva S-N.

Desse modo, todas as variáveis do problema são resolvidas para se determinar o dano anualizado por meio da Eq.(3). A vida útil (VU) em anos é calculada por.

$$VU = \frac{1}{D_{1yr}} \quad (5)$$

O procedimento definido acima é aplicável a uma estrutura que opera continuamente no mar por um longo período de tempo. Entretanto, operações que geram dano à fadiga numa cabeça de poço são relativas a períodos de curta duração (3 a 4 meses), tal como a perfuração do poço. Admitindo-se uma estacionariedade nas condições ambientais, em função da linearidade da regra de acúmulo de danos de Palmgren-Miner o dano induzido por fadiga numa etapa de perfuração com previsão de 3 meses D_{op} seria simplesmente estimado por

$$D_{op} = \frac{3}{12} D_{1yr} = \frac{1}{4} D_{1yr} \quad (6)$$

Esta etapa da metodologia pode ser resumida por meio do fluxograma da Figura 3-18 e pelo esquemático da Figura 3-17.

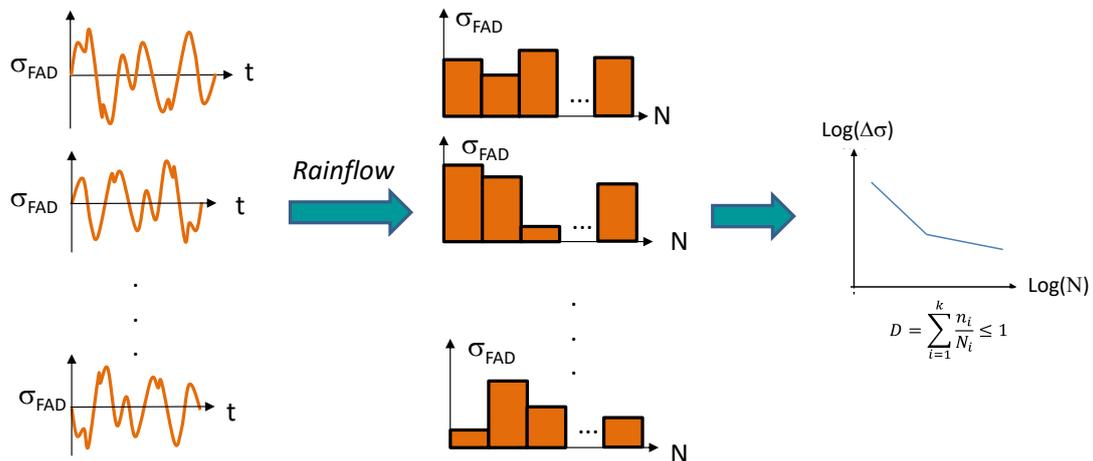


Figura 3-17: Esquemático do modelo para análise de fadiga

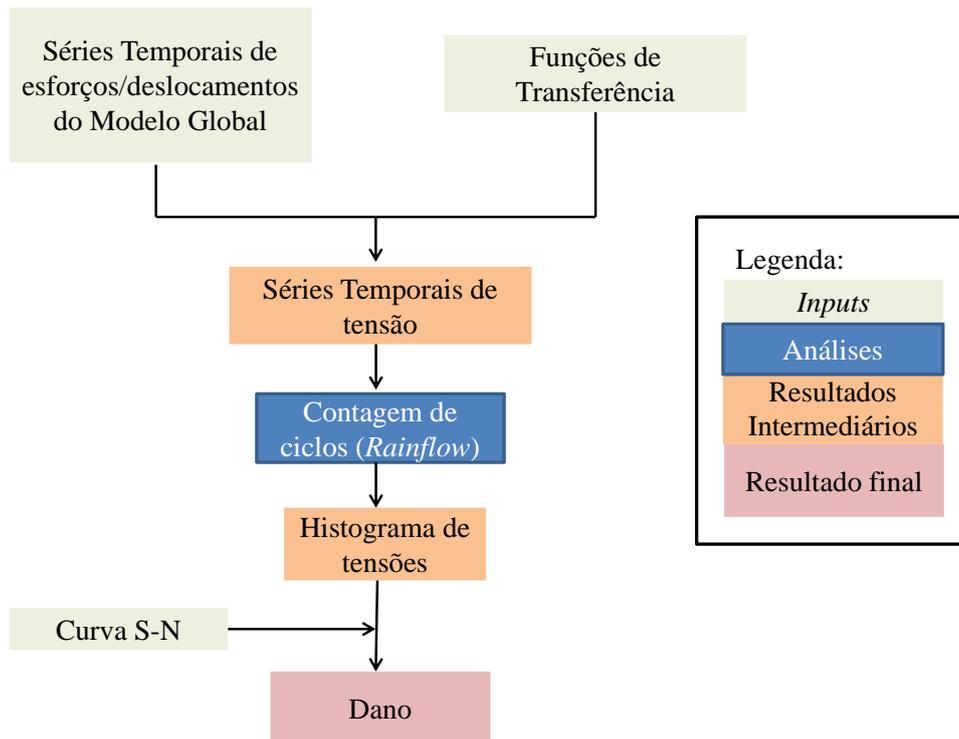


Figura 3-18: Fluxograma do modelo de fadiga utilizado

4 Estudo de Caso

Para fins de consolidação e aplicação da metodologia previamente apresentada, é proposto um caso base no qual serão aplicados todos os passos descritos anteriormente.

O caso base é um sistema mecânico de perfuração cujo *riser* é vertical e rígido com uma cabeça de poço típica. A sonda foi assumida como uma plataforma semi-submersível com sistema de posicionamento dinâmico, com aproamento de 225°. O poço foi assumido idealmente na posição vertical, sem inclinações, e nenhum *offset* da plataforma foi considerado. Neste estudo de caso não foi considerado amortecimento estrutural, e o nível de cimento foi assumido como estando no mesmo nível da *mudline*. O modelo tem lâmina d'água de 950 m e se estende até profundidades de 150 m abaixo da *mudline*, como indica a Figura 4-1.

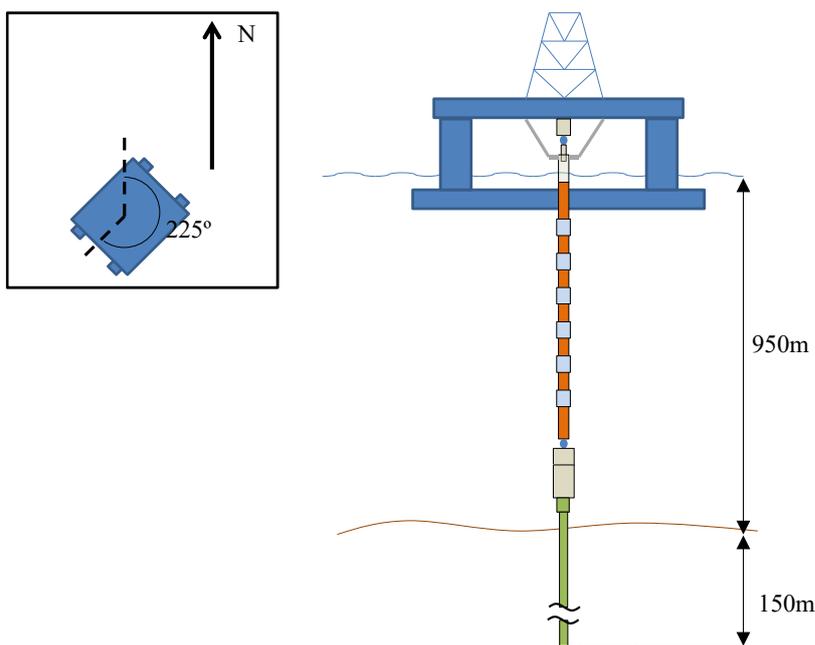


Figura 4-1: Ilustração do caso base.

O *riser* transporta fluido de perfuração, assumida com uma densidade de 9,7 ppg (1162 kg/m³). As partes imersas em água estão sujeitas à pressão externa da água do mar,

cuja massa específica foi adotada com o valor típico de 1025 kg/m^3 . Todos os componentes estruturais são de aço, com peso específico de 77 kN/m^3 , e o módulo de elasticidade igual a 208 GPa .

O condutor foi considerado escavado, e possui 762 mm (30 pol) de diâmetro externo. Ele estende-se até 100 m abaixo da *mudline*, permanecendo com 686 mm (27 pol) de diâmetro interno até a cota de 23 m . A partir daí, sofre uma redução de espessura, assumindo um diâmetro interno de 711 mm (28 pol) e, assim, permanece até atingir a cota de 100 m , como pode ser visto na Figura 4-2. O revestimento de superfície, por sua vez, possui um diâmetro externo de 508 mm (20 pol), e interno de 457 mm (18 pol). Ele estende-se até a profundidade de 150 m e, neste trecho, não sofre variação de espessura, como indica a própria Figura 4-2.

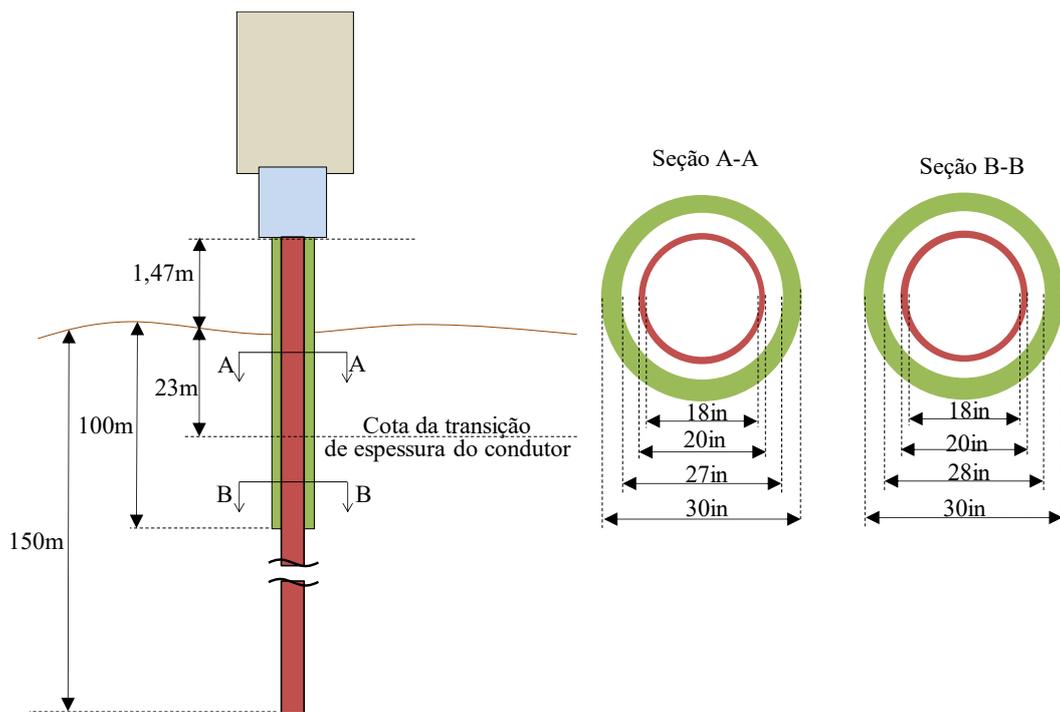


Figura 4-2: Geometria da cabeça de poço do caso base. Condutor e revestimento de superfície.

4.1 Dados Ambientais

A seguir, são descritos os parâmetros de solo e os dados ambientais de onda, vento e corrente utilizados na análise, extraídos trabalho de CHAVES [37]. Optou-se por utilizar os dados ambientais do trabalho de CHAVES [37] por serem condições ambientais mais simples, que resultaram em um número de casos de carga mais reduzido, o que é ideal e suficiente para a consolidação da metodologia previamente apresentada.

De modo geral, todos os carregamentos ambientais são aleatórios, isto é, seus parâmetros assumem valores diferentes a cada instante de tempo. Desse modo, o que se faz na prática é a modelagem do carregamento aleatório por meio de distribuições de probabilidade baseadas nas séries históricas de observação e medição dos fenômenos naturais de onda, vento e corrente.

No entanto, neste trabalho, somente os carregamentos de onda foram considerados como aleatórios, seguindo uma distribuição probabilística. A corrente foi assumida com valores determinísticos e constantes em todas as condições de carga, aplicada de forma estática no modelo. O vento, por sua vez, foi desprezado, uma vez que a sonda de perfuração *offshore* possui sistema de posicionamento dinâmico e seus *offsets* em condições normais de serviço são, em geral, muito pequenos.

É importante ressaltar que, em se tratando de onda, a direção refere-se ao local de onde ela vem, isto é, sua origem. Já para a corrente, a direção é referente ao local para onde ela vai, ou seja, seu destino.

4.1.1 Onda

Neste trabalho, foi adotada uma modelagem simplificada do diagrama de dispersão de onda baseada no trabalho de CHAVES [37], onde ondas irregulares são geradas segundo o espectro de Jonswap. CHAVES [37] selecionou somente 11 pares de H_s e T_z distribuídos nas oito direções de incidência de onda. Estes 11 estados de mar foram retirados seguindo uma diagonal de um diagrama de dispersão completo, como indicado na Figura 4-3.

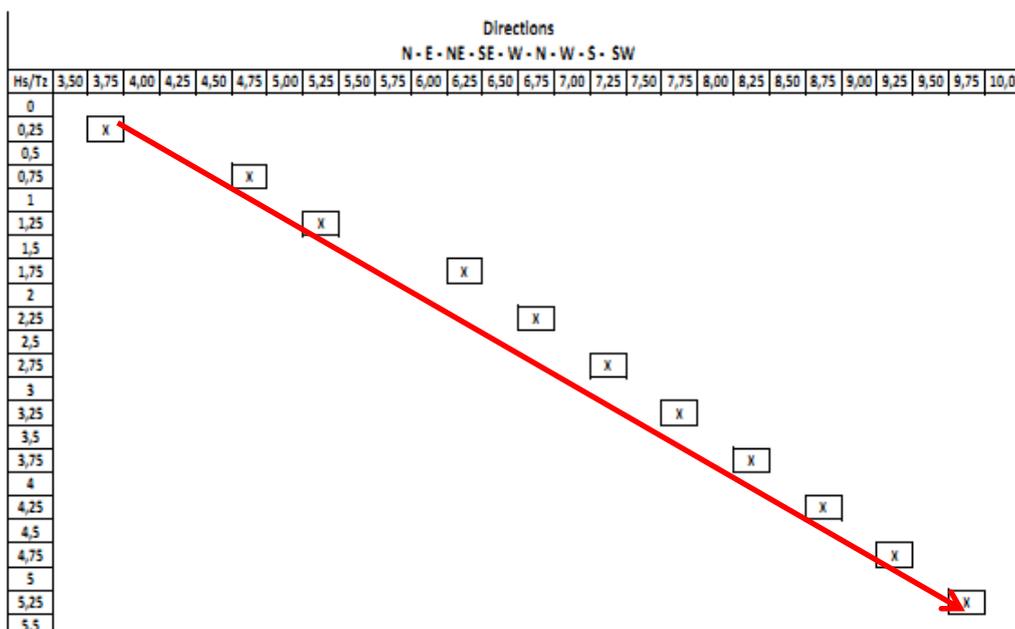


Figura 4-3: Seleção de estados de mar retirados de um diagrama de dispersão completo (Adaptado de CHAVES [37]).

Desta forma, os parâmetros H_s e T_z da onda possuem valores na mesma ordem de grandeza de condições encontradas na prática, porém não representam a totalidade de estados de mar experimentados por uma estrutura real. Ao total, os 11 estados de mar foram aplicados nas oito direções, somando 88 estados de mar simulados, cujo diagrama de dispersão completo é mostrado na Tabela 4-1.

Tabela 4-1: Diagrama de dispersão usado na análise (Adaptado de CHAVES [37]).

Hs (m)	Tz (s)	Direção da Onda								Soma
		Sul	Sudoeste	Oeste	Noroeste	Norte	Nordeste	Leste	Sudeste	
0,25	3,75	1,74E-06	4,00E-06	2,26E-06	2,78E-06	4,52E-06	1,57E-06	2,61E-07	2,61E-07	1,74E-05
0,75	4,75	3,40E-03	7,82E-03	4,42E-03	5,44E-03	8,84E-03	3,06E-03	5,10E-04	5,10E-04	3,40E-02
1,25	5,25	2,41E-02	5,54E-02	3,13E-02	3,86E-02	6,27E-02	2,17E-02	3,62E-03	3,62E-03	2,41E-01
1,75	6,25	3,33E-02	7,66E-02	4,33E-02	5,33E-02	8,66E-02	3,00E-02	5,00E-03	5,00E-03	3,33E-01
2,25	6,75	2,21E-02	5,08E-02	2,87E-02	3,54E-02	5,75E-02	1,99E-02	3,32E-03	3,32E-03	2,21E-01
2,75	7,25	1,05E-02	2,42E-02	1,37E-02	1,68E-02	2,73E-02	9,45E-03	1,58E-03	1,58E-03	1,05E-01
3,25	7,75	4,20E-03	9,66E-03	5,46E-03	6,72E-03	1,09E-02	3,78E-03	6,30E-04	6,30E-04	4,20E-02
3,75	8,25	1,60E-03	3,68E-03	2,08E-03	2,56E-03	4,16E-03	1,44E-03	2,40E-04	2,40E-04	1,60E-02
4,25	8,75	5,63E-04	1,29E-03	7,32E-04	9,01E-04	1,46E-03	5,07E-04	8,45E-05	8,45E-05	5,63E-03
4,75	9,25	2,01E-04	4,62E-04	2,61E-04	3,22E-04	5,23E-04	1,81E-04	3,02E-05	3,02E-05	2,01E-03
5,25	9,75	3,40E-05	7,82E-05	4,42E-05	5,44E-05	8,84E-05	3,06E-05	5,10E-06	5,10E-06	3,40E-04
Soma		0,10	0,23	0,13	0,16	0,26	0,09	0,01	0,01	1,00

4.1.2 Corrente

Foi assumido um mesmo perfil de corrente em todos os estados de mar simulados, baseado no trabalho de CHAVES [37]. Os valores de velocidade de corrente e direção são mostrados na Tabela 4-2.

Tabela 4-2: Parâmetros do perfil de corrente usado na análise (Adaptado de CHAVES [37]).

Profundidade (m)	Velocidade (m/s)	Azimute (graus)
0,0	0,8	90,0
35,0	0,8	88,0
70,0	0,7	87,0
100,0	0,6	90,0
405,0	0,1	45,0
810,0	0,2	295,0
950,0	0,1	290,0

4.1.3 Solo

O solo foi considerado na análise global e local por meio da modelagem de molas P-Y e T-Z não lineares, formulação baseada na hipótese de Winkler. As curvas usadas foram da API-RP-2GEO [29]. As molas da API-RP-2GEO[29], apesar de menos representativas do fenômeno de fadiga em cabeça de poço [27][28], possuem maior gama de aplicações na indústria e, por isso, permitem ter uma sensibilidade mais acurada na análise dos resultados.

O tipo de solo foi pré-estabelecido como uma argila média de peso específico seco igual a 15 kN/m³ e cuja resistência não-drenada (S_u) cresce linearmente com a profundidade (Z) segundo expressão:

$$S_u = 1,35Z \quad (7)$$

Onde Z está em metros e S_u em kPa.

O modelo de solo utilizado depende dos parâmetros empíricos J e ε_c , que são obtidos experimentalmente. O parâmetro empírico J , somente determinado por meio de testes de campo, geralmente é adotado com valores entre 0,25 e 0,5. No presente trabalho, ele foi adotado com um valor único de 0,25. Já os valores de ε_c foram definidos em função do S_u da camada de argila, conforme dados da Associação Internacional de Perfuração de Fundações (*The International Association of Foundation Drilling - ADSC*), apresentados na Tabela 4-3.

Tabela 4-3: Valor de ε_c em função de S_u . (Fonte: <http://www.findapile.com/>. Acesso em 11/07/2019)

Resistência não Drenada (kPa)	ε_c (-)
< 24	0,02
24-48	0,01
48-96	0,006
96-192	0,005
> 192	0,004

O cálculo da adesão máxima (t_{max}) e da capacidade lateral do solo (p_u) foi feito conforme o modelo de cálculo da API [29], que é função do diâmetro D do volume do cilindro de solo mobilizado com a inserção do tubo (estaca, condutor *etc*). Este diâmetro varia conforme o método de instalação do condutor.

Neste trabalho, o condutor foi considerado perfurado e cimentado. Nesta situação, usa-se uma broca com diâmetro 152 mm (6 pol) maior que o condutor, para iniciar a retirada de solo. A folga (*gap*) de 76 mm (3 pol) entre o condutor e a parede interna do furo é então preenchida com cimento, como indica a Figura 4-4. Desta forma, o valor do diâmetro a ser usado para o cálculo das curvas é ao diâmetro do condutor somados com a camada de cimento com 76 mm (3 pol) de espessura.

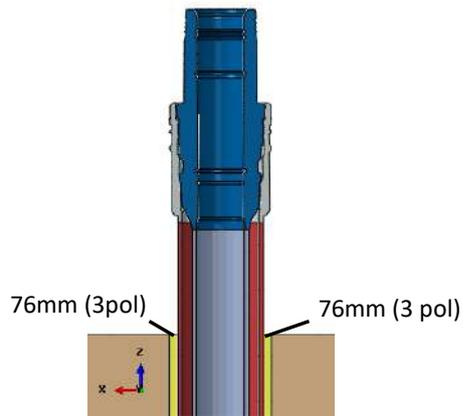


Figura 4-4: Ilustração de uma cabeça de poço com condutor escavado.

As curvas T-Z foram construídas a partir dos pontos indicados na Tabela 4-4 e na Figura 4-5. É comum a apresentação destes pontos com os deslocamentos z adimensionalizados em relação ao diâmetro D do tubo, e a força t exercida pela mola adimensionalizada em relação à adesão máxima t_{max} . Os valores da adesão residual de argilas podem variar entre $0,7t_{max}$ e $0,9t_{max}$. Neste trabalho, foi escolhido o limite inferior de $0,7t_{max}$. Isto pode ser notado na Tabela 4-4, em que t/t_{max} , após atingir o valor de pico 1,0, decresce em seguida para 70% da adesão máxima e assim estabiliza.

Tabela 4-4: Pontos adimensionalizados da curva T-Z [29].

z/D	t/t_{max}
0	0
0,0016	0,3
0,0031	0,5
0,0057	0,75
0,008	0,9
0,01	1,0
0,02	0,7
∞	0,7

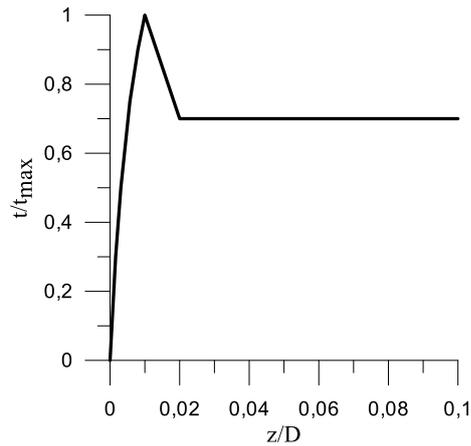


Figura 4-5: Gráfico da Curva T-Z usada

As curvas P-Y usadas para o solo foram as de carga cíclica, mostradas na Tabela 4-5, que são mais adequadas para análise de fadiga. Assim como as curvas T-Z, os pontos geralmente são apresentados com o deslocamento lateral y normalizado em função do deslocamento crítico y_c , bem como a reação do solo p normalizada em função da capacidade lateral p_u .

As curvas de carregamentos cíclicos da API [29] tem a resistência reduzida em 28% em relação às curvas de cargas monotônicas para deslocamentos acima do deslocamento crítico (y_c). Por isso, os valores de p/p_u atingem no máximo o valor de 0,72.

Além disso, para profundidades próximas à superfície, há uma região de resistência lateral reduzida, em que o solo argiloso falha por cisalhamento horizontal e vertical [38]. Acima de uma profundidade de referência z_r , que marca o fim desta região de baixa resistência, os valores de reação lateral do solo sofrem mais um decréscimo, sendo multiplicada por z/z_r . Desta forma, os pontos da curva P-Y variam caso a camada analisada esteja acima ou abaixo desta região com profundidade z_r .

A Tabela 4-5 mostra os pontos normalizados das curvas P-Y para profundidades dentro e fora da região de resistência reduzida. A Figura 4-6 mostra o gráfico da curva P-Y usada para as regiões fora da região de resistência reduzida e, a título de exemplificação, são exibidas as curvas P-Y para regiões dentro desta região, com z/z_r iguais a 0,75 e 0,5.

Tabela 4-5: Pontos normalizados da curva P-Y para profundidades dentro ($z < z_r$) e fora ($z > z_r$) região de resistência reduzida [29].

$z > z_r$		$z < z_r$	
y/y_c	p/p_u	y/y_c	p/p_u
0	0	0	0
0,1	0,23	0,1	0,23
0,3	0,33	0,3	0,33
1,0	0,5	1,0	0,5
3,0	0,72	3,0	0,72
∞	0,72	15,0	0,72 z/z_r
		∞	0,72 z/z_r

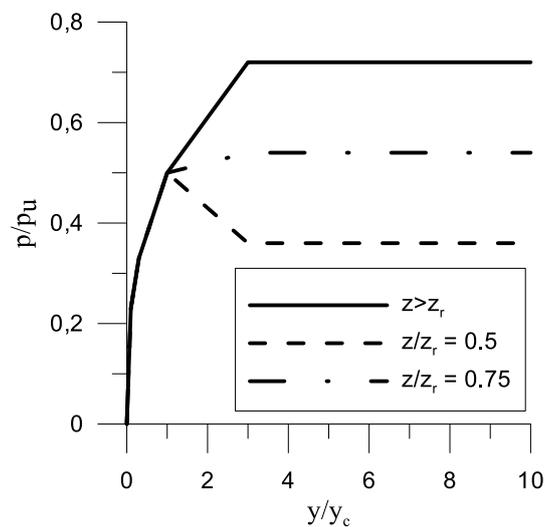


Figura 4-6: Gráfico da Curva P-Y usada.

4.2 Descrição do Modelo Global

O modelo global foi construído em ANFLEX [39]. Neste modelo, encontram-se simulados a embarcação, o tracionador, o *riser*, a *flex joint* inferior, o LMRP, o BOP, a cabeça de poço, o condutor e o revestimento de superfície, como mostra a Figura 4-7.

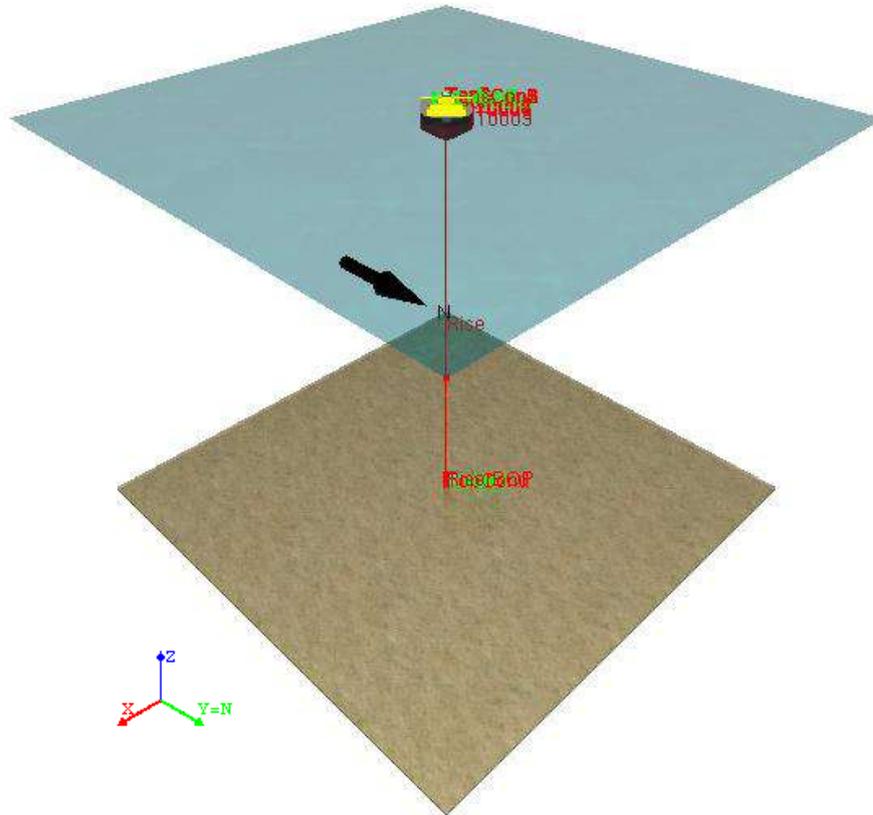


Figura 4-7: Modelo Global

Os carregamentos incidentes no modelo global totalizam 88 casos de carga, cada um representando um estado de mar, como apresentado na seção 4.1.1. As simulações realizadas foram de 12000 s, mas 10% da parte inicial dos sinais foram descartados (*cutoff*) para que os resultados não sofram influência da componente transiente da resposta, totalizando 10800 s de sinal aproveitável. A corrente, as pressões e as cargas gravitacionais foram aplicadas estaticamente. Como os casos de carga são fundamentalmente distintos pelo estado de mar, eles foram nomeados conforme a Tabela 4-6, e o esquema da Figura 4-8.

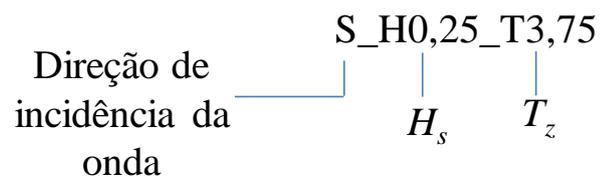


Figura 4-8: Esquema do *label* de nomeação dos casos de carga

Tabela 4-6: Denominação dos casos de carga do modelo global

Hs (m)	Tz (s)	Direção da Onda							
		Sul	Sudoeste	Oeste	Noroeste	Norte	Nordeste	Leste	Sudeste
0,25	3,75	S_H0,25_T3,75	SW_H0,25_T3,75	W_H0,25_T3,75	NW_H0,25_T3,75	N_H0,25_T3,75	NE_H0,25_T3,75	E_H0,25_T3,75	SE_H0,25_T3,75
0,75	4,75	S_H0,75_T4,75	SW_H0,75_T4,75	W_H0,75_T4,75	NW_H0,75_T4,75	N_H0,75_T4,75	NE_H0,75_T4,75	E_H0,75_T4,75	SE_H0,75_T4,75
1,25	5,25	S_H1,25_T5,25	SW_H1,25_T5,25	W_H1,25_T5,25	NW_H1,25_T5,25	N_H1,25_T5,25	NE_H1,25_T5,25	E_H1,25_T5,25	SE_H1,25_T5,25
1,75	6,25	S_H1,75_T6,25	SW_H1,75_T6,25	W_H1,75_T6,25	NW_H1,75_T6,25	N_H1,75_T6,25	NE_H1,75_T6,25	E_H1,75_T6,25	SE_H1,75_T6,25
2,25	6,75	S_H2,25_T6,75	SW_H2,25_T6,75	W_H2,25_T6,75	NW_H2,25_T6,75	N_H2,25_T6,75	NE_H2,25_T6,75	E_H2,25_T6,75	SE_H2,25_T6,75
2,75	7,25	S_H2,75_T7,25	SW_H2,75_T7,25	W_H2,75_T7,25	NW_H2,75_T7,25	N_H2,75_T7,25	NE_H2,75_T7,25	E_H2,75_T7,25	SE_H2,75_T7,25
3,25	7,75	S_H3,25_T7,75	SW_H3,25_T7,75	W_H3,25_T7,75	NW_H3,25_T7,75	N_H3,25_T7,75	NE_H3,25_T7,75	E_H3,25_T7,75	SE_H3,25_T7,75
3,75	8,25	S_H3,75_T8,25	SW_H3,75_T8,25	W_H3,75_T8,25	NW_H3,75_T8,25	N_H3,75_T8,25	NE_H3,75_T8,25	E_H3,75_T8,25	SE_H3,75_T8,25
4,25	8,75	S_H4,25_T8,75	SW_H4,25_T8,75	W_H4,25_T8,75	NW_H4,25_T8,75	N_H4,25_T8,75	NE_H4,25_T8,75	E_H4,25_T8,75	SE_H4,25_T8,75
4,75	9,25	S_H4,75_T9,25	SW_H4,75_T9,25	W_H4,75_T9,25	NW_H4,75_T9,25	N_H4,75_T9,25	NE_H4,75_T9,25	E_H4,75_T9,25	SE_H4,75_T9,25
5,25	9,75	S_H5,25_T9,75	SW_H5,25_T9,75	W_H5,25_T9,75	NW_H5,25_T9,75	N_H5,25_T9,75	NE_H5,25_T9,75	E_H5,25_T9,75	SE_H5,25_T9,75

Deve-se destacar, ainda, um detalhe referente à simulação do revestimento de superfície, que destoa um pouco do procedimento construtivo que acontece na prática. Como descrito na Seção 1.2, inicialmente o condutor é instalado, para depois ser instalado o revestimento de superfície. Durante esta instalação, na medida em que o revestimento é descido até o fundo do mar, este duto encontra-se em um estado deformado devido à atuação de seu peso próprio. Antes da cimentação, o condutor encontra-se em compressão, sustentado pelo solo, e o revestimento em tração, seu peso sendo sustentado inteiramente pela solda com o alojador de alta pressão. Desta forma, a cimentação ocorre neste estado deformado “inicial” do revestimento. Após a instalação dos demais equipamentos (BOP, LMRP) e depois de conectado o *riser*, novas deformações acontecem, adicionalmente àquelas inicialmente impostas.

Então, as deformações totais do revestimento são dadas pela combinação das condições iniciais de sua instalação, tracionado pela ação do seu próprio peso, e pelas condições *a posteriori*, das novas deformações impostas pelo *riser* e demais equipamentos.

No modelo global, no entanto, simular estas condições de deformada, nos instantes de tempo exatos em que acontecem na prática, exigiria a simulação numérica da própria instalação e cimentação do revestimento, o que é demasiadamente complexo para ser feito com os recursos do modelo global, e não traria benefícios significativos na análise. Ao invés disso, uma condição de deformada equivalente foi imposta no modelo no primeiro

passo de carga da análise, onde são aplicados os pesos-próprios de todos os elementos. Ao modelar geometricamente o sistema de perfuração e aplicar, no primeiro instante de tempo, o peso-próprio dos elementos, são impostas deformadas no modelo equivalentes àquelas proporcionadas pelas operações de instalação feitas na prática. Porém, ao invés de serem aplicadas em instantes de tempo diferentes, são impostas todas de uma só vez. Por este motivo, o revestimento de superfície desloca-se para baixo neste primeiro passo de carga, como é mostrado no Anexo B.

No entanto, isto não altera as condições de deformada nas estruturas simuladas em relação às estruturas reais, pois estas também experimentam tais deformações, mas em ordem cronológica diferente.

A seguir, descreve-se em linhas gerais a modelagem dos principais componentes do modelo global.

4.2.1 Sistema Tracionador

O sistema tracionador do tipo DAT foi simulado por uma série de seis barras reticuladas, cada uma representando um único cilindro, mostradas na Figura 4-9. Para construção destes componentes estruturais, foram usados elementos de tubo com baixa rigidez axial e de flexão. A barra em si é só um elemento feito com o intuito visual, para observar a deformação e recuo dos cilindros do DAT. A rigidez axial do tracionador propriamente dita é conferida ao sistema por meio da ligação com o anel tracionador, feita por molas escalares, e não pelo tubo modelado. Nestas molas, por sua vez, foram atribuídas rigidezes não-lineares correspondentes ao tracionador na direção X local (axial).

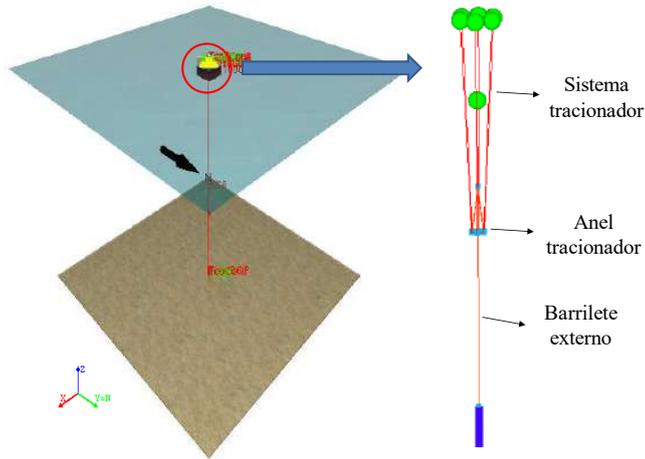


Figura 4-9: Modelagem do tracionador e barrilete externo

O conjunto composto pelo tracionador e pela junta telescópica, que pode ser visualizado na Figura 4-10, foi simulado por meio de uma grelha, nos quais foram atribuídos propriedades de elemento de tubo correspondente. Os elementos da estrutura reticulada estão conectados monoliticamente entre si, por meio de molas ao tensionador, no ponto superior à sonda, e no ponto inferior ao *riser*. Ao todo, estas estruturas somam 20 elementos.

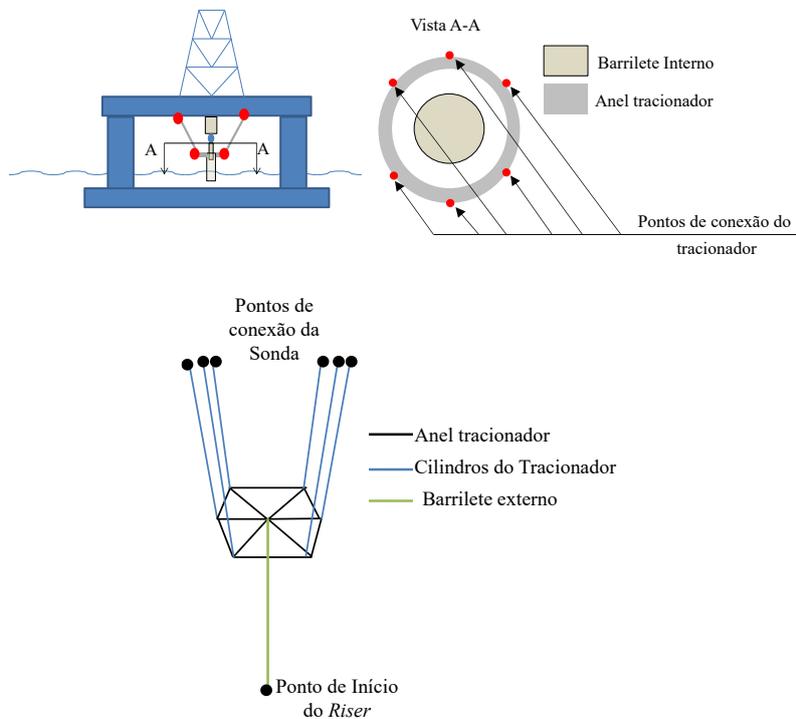


Figura 4-10: Modelagem do tracionador e barrilete externo

4.2.2 Riser, *Flex joint*, LMRP e BOP

O *riser* foi simulado por meio de elementos de tubo, ligados ao barrilete externo no nó superior e ao BOP no nó inferior. As juntas de *riser*, definidas com 533 mm (21 pol) de diâmetro externo e 489 mm de diâmetro interno (19,25 pol), se estendem por 892 m até a *flex joint* como mostra a Figura 4-11. O peso e o empuxo dos flutuadores foram adicionados nas juntas correspondentes. Ao longo de todo o trecho, o *riser* foi definido com uma malha cujos elementos continham 1 m de comprimento, totalizando 892 elementos.

A *flex joint*, por sua vez, é um elemento nodal, sem comprimento, com uma rigidez rotacional associada. Após a *flex joint*, encontra-se o LMRP, simulado por meio de uma seção de duto com propriedades equivalentes que resultem numa rigidez muito alta, mas que simule o peso real do equipamento submerso. O LMRP possui 9,4 m, mostrado na Figura 4-11, e foi discretizado em 18 elementos de 0,522 m de comprimento cada.

Assim como o LMRP, o BOP também foi simulado por meio de propriedades equivalentes, calibradas de modo a resultar no peso exato da estrutura submersa. O BOP tem 8,7m, como é apresentando na Figura 4-11, e foi discretizado em 33 elementos de 0,263m. O LMRP e o BOP somam 3733 kN de peso seco.

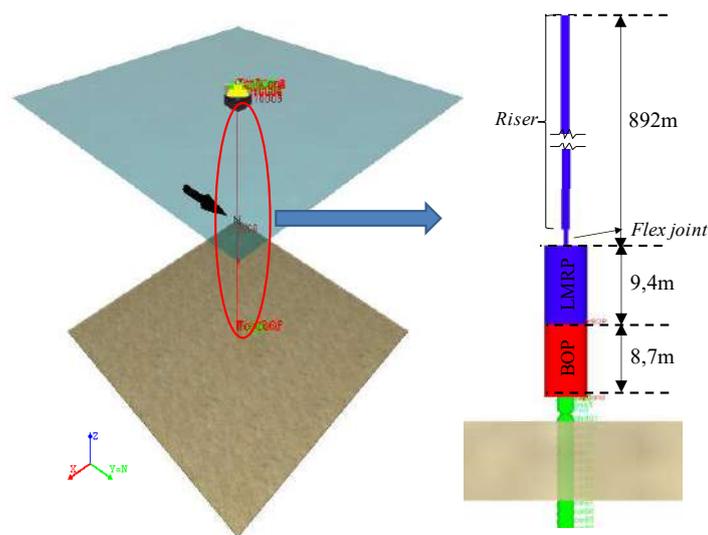


Figura 4-11: BOP, LMRP, e *riser* do modelo global

4.2.3 Alojadores

Abaixo do BOP, estão as seções do alojador de alta pressão (AAP), dividido em 4 trechos com espessuras distintas, devido às variações de espessura da seção transversal deste componente. A identificação destes trechos foi feita visualmente, por meio da observação dos desenhos da seção transversal do AAP, mostradas na Figura 4-12a. As partes superiores, mais espessas, possuem rigidez maior. O diâmetro interno do AAP se manteve igual ao diâmetro interno do revestimento de 457 mm (18 pol). A divisão de trechos correspondentes é apresentada na Figura 4-12a.

A discretização do AAP foi feita cautelosamente de modo a permitir a modelagem da conexão entre os alojadores, simulada por meio de elementos escalares (molas). Para possibilitar a definição das molas, foi preciso discretizar os alojadores nas cotas exatas das conexões de *lockdown* e dos ombros de carga. Desse modo, ele foi discretizado em 7 elementos.

No topo do condutor, o ABP foi definido com propriedades geométricas equivalentes para simular uma rigidez compatível com esta estrutura de seção bastante variável. O diâmetro interno do ABP foi mantido idêntico às seções superiores do condutor – 686 mm (27 pol). O diâmetro externo, por sua vez, foi calculado somando o diâmetro interno a uma espessura média, obtida por meio da observação dos desenhos da seção transversal do ABP. O diâmetro externo obtido foi de 870 mm (34,3 pol), como mostra a Figura 4-12a. Assim como o AAP, a malha do ABP foi construída de forma que a cota dos pontos nodais fosse a mesma das conexões *lockdown*, resultando num total de 7 elementos.

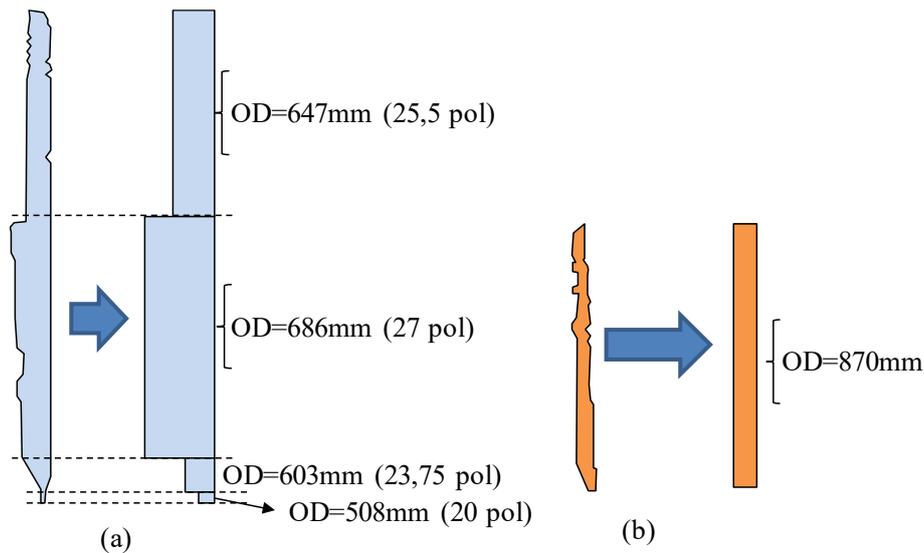


Figura 4-12: Seções equivalentes dos alojadores (a) AAP e (b) ABP

4.2.4 Condutor e Revestimento de Superfície

O condutor e o revestimento de superfície foram simulados por meio de elementos de tubo. O cimento anular e o cimento externo ao condutor foram simulados por meio de molas escalares.

Vale ressaltar novamente que, por ser escavado, o condutor possui uma camada de cimento externa ao seu redor, de aproximadamente 76 mm (3 pol - Vide Seção 4.1.3). Apesar disso, a camada de cimento não foi contabilizada na rigidez do condutor, pois foi assumido que sua única contribuição é a mobilização de solo ao redor. Desse modo, a camada de cimento externa influencia somente no cálculo das molas de solo.

O cimento anular, por sua vez, foi simulado através de molas com alta rigidez axial muito grande, que conectam o condutor e o revestimento de superfície ao longo do comprimento destes. Esta mola não oferece rigidez na direção vertical, portanto permite o condutor e o revestimento deslocarem-se verticalmente um em relação ao outro livremente. A rigidez da mola atua somente na direção lateral do condutor e do revestimento de superfície, fazendo com que ambos se comportem solidariamente nesta direção.

O condutor foi definido com diâmetros interno e externo conforme a Figura 4-2, apresentada anteriormente. A malha do condutor das seções abaixo da *mudline* foi definida com elementos de 0,5 m de comprimento, para coincidir com a cota das molas de solo e das molas de cimento anular, totalizando 200 elementos. Acima da *mudline*, o condutor possui um trecho de somente 1,47 m até conectar-se ao ABP, como foi mostrado na Figura 4-2 . A malha do condutor neste trecho acima da *mudline* possui 4 elementos com 0,367 m cada um.

Ao longo de todo o seu comprimento, o condutor encontra-se em contato com o revestimento de superfície por meio das molas de cimento anular e também em contato com o solo por meio de molas P-Y e T-Z. A Figura 4-13, mostra o esquemático da modelagem do condutor.

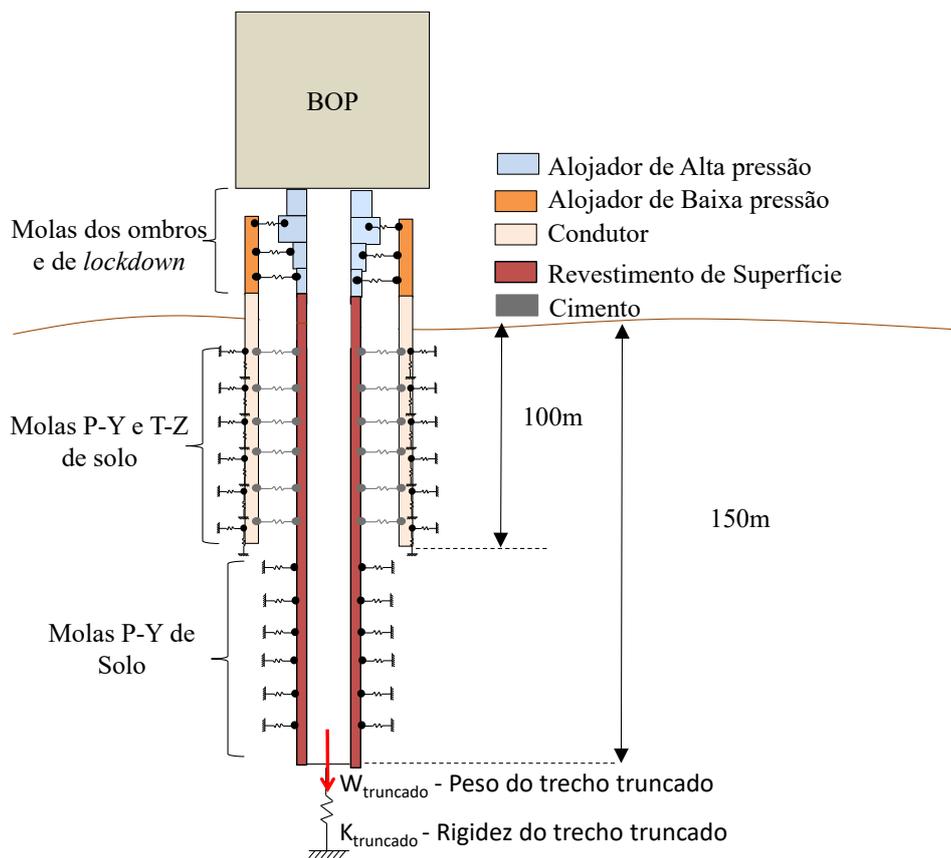


Figura 4-13: Modelagem do revestimento de superfície e do condutor.

Em relação ao revestimento de superfície, até a profundidade de 100 m, que marca o final do condutor, ele é discretizado de modo a permitir a adição de molas escalares que representam o cimento entre o revestimento de superfície e condutor. A partir da profundidade de 100 m, não há mais escalares simulando o cimento. Apesar disso, o revestimento de superfície encontra-se em contato direto com molas P-Y de solo neste trecho, e assim procede até o ponto de truncamento do modelo, a 150m de profundidade.

É importante ressaltar que, a partir da cota do final do condutor, o revestimento de superfície também possui uma camada de cimento externa, e, assim como no condutor, sua rigidez não foi considerada, mas somente sua contribuição para mobilização do solo e definição das molas P-Y, como indicado na Seção 4.1.3.

Assim como no condutor, a malha do revestimento de superfície para os trechos abaixo da *mudline* foi definida com elementos de 0,5m de comprimento, com o mesmo propósito de que as cotas dos pontos nodais coincidissem com as cotas das molas de cimento anular e as molas de solo, totalizando 300 elementos. Acima da *mudline*, análogo ao condutor, o trecho de 1,47m do revestimento foi discretizado em 4 elementos de 0,367m.

Na base do revestimento, foram ainda inseridas uma mola e uma carga referente à rigidez axial e ao peso do comprimento de duto truncado no fundo. A Figura 4-13, apresentada anteriormente, mostra a modelagem do revestimento de superfície de forma esquemática.

4.2.5 Tempo de Análise

A Tabela 4-7 e a Tabela 4-8 apresentam informações referentes ao número de elementos do modelo e ao tempo decorrido de máquina para a realização das análises dos 88 casos de carga do modelo global, totalizando 4 dias.

Inicialmente o intervalo de tempo selecionado para as análises foi de 0,05s, porém 27 casos apresentaram problemas de convergência. A segunda iteração utilizou um intervalo de 0,025s, mas 9 casos ainda apresentaram problemas. Os últimos 9 casos foram feitos com intervalo de tempo de 0,01s.

As análises foram feitas em paralelo, utilizando 8 processadores de um computador com 4 núcleos Intel® Core™ i7-6700K CPU @4,00GHz 4,00GHz.

Tabela 4-7: Número de elementos do modelo

Estrutura	Elementos
Condutor	204
Revestimento de Superfície	304
AAP	7
ABP	7
BOP	33
LMRP	18
<i>Riser</i>	892
Tracionador	20
Total	1485

Tabela 4-8: Tempos de análises

Intervalo de Tempo	Casos de Carga	Total
0,05s	61	2 dias e 02:28 horas
0,025s	18	1 dia e 04:29 horas
0,01	9	16:42 horas
Total	88	4 dias

4.3 Descrição do Modelo Local

O modelo local foi feito no ABAQUS [40] inclui todo o conjunto inferior de estruturas do sistema de perfuração a partir da base do BOP, isto é, os alojadores, o condutor e o revestimento de superfície.

Como foi sugerido na Seção 3.1.2, o modelo local é composto por uma parte de elementos sólidos e outra parte de elementos de viga.

Nas partes sólidas, foram utilizados elementos hexaédricos com ordem geométrica linear e integração reduzida (elemento C3D8R no ABAQUS). Estes elementos possuem

oito nós, um em cada vértice do hexaedro, cada um com 3 graus de liberdade de translação. Ao todo, cada elemento hexaédrico introduz 24 graus de liberdade no sistema.

Nas partes de viga, por sua vez, foram utilizados elementos reticulados com dois nós e ordem geométrica linear (elemento B31 no ABAQUS). Cada nó do elemento possui 3 graus de liberdade associados às translações e 3 graus de liberdade associados às rotações. Logo, ao todo, cada elemento de viga contribui com 12 graus de liberdade no sistema.

Assim como o modelo global, os elementos estruturais do modelo local foram definidos com Módulo de elasticidade $E=208\text{GPa}$ e peso próprio de 7850 kg/m^3 . As pressões foram aplicadas no modelo por meio de carregamentos estáticos, cujos valores foram calculados assumindo uma massa específica da água do mar igual a 1025 kg/m^3 e 1162 kg/m^3 (9,7 ppg) para o fluido interno.

As premissas adotadas no modelo global referentes à instalação do revestimento e às condições de deformação impostas no primeiro instante de carga da análise também foram adotadas no modelo local (vide Seção 4.2). No Anexo B a deformada do modelo local pode ser visualizada.

A seguir é detalhado o processo de modelagem dos componentes estruturais do modelo local.

4.3.1 Alojadores de Alta e Baixa Pressão

Os alojadores (AAP e ABP) foram simulados inteiramente com elementos sólidos. Estes componentes estruturais requerem um maior nível de detalhamento devido à presença de muitos *hot spots* como as conexões, os apoios dos ombros, e as soldas do condutor e do revestimento de superfície.

Devido à axissimetria desta parte, a geometria dos alojadores pode ser facilmente modelada por meio de sólido de revolução, bastando apenas mapear as coordenadas dos pontos da seção transversal dos alojadores (Figura 4-14a), e depois girá-la em 360° , gerando a geometria observada na Figura 4-14b.

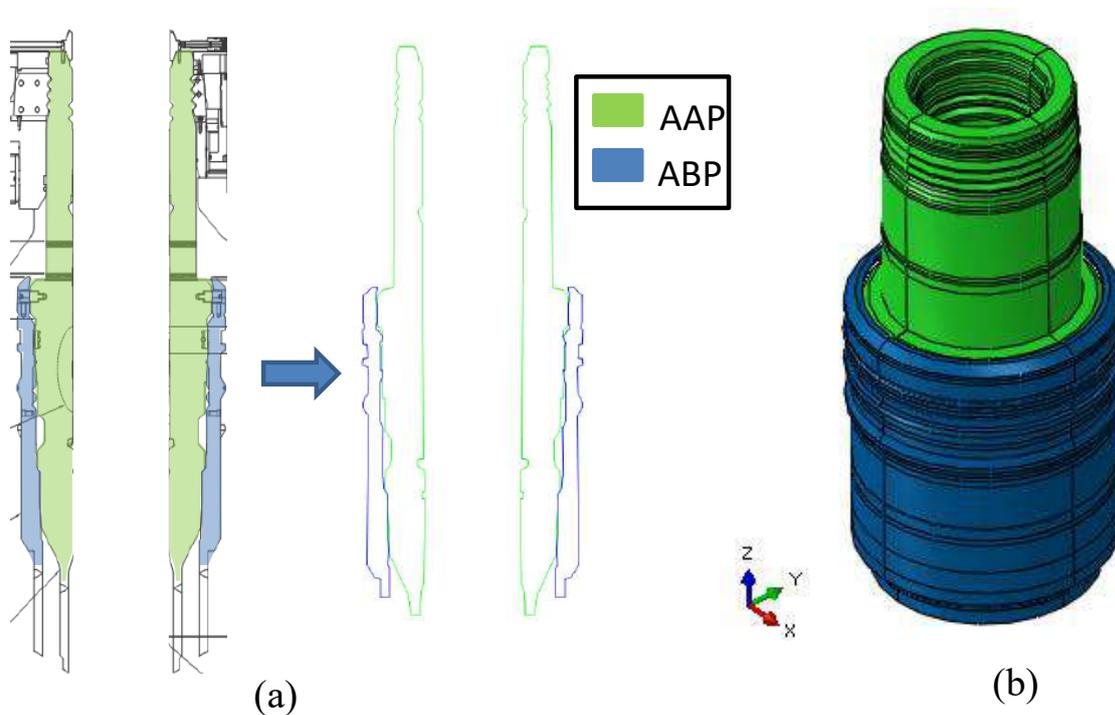


Figura 4-14: Geometria dos alojadores de alta e baixa pressão (a) mapeamento dos pontos da seção transversal e (b) seção revolucionada.

Os alojadores possuem conexões que tornam sua interação singular, sendo definida por quatro elementos principais, ou seja, pelo(as):

- Atrito entre as superfícies dos alojadores;
- Ponto de apoio nos ombros,
- Conexões aqui denotadas como do tipo *lock*;
- Conexões aqui denotadas como do tipo *dog*.

Os ombros consistem num afunilamento localizado da seção do ABP, permitindo ao AAP repousar, por meio da ação da gravidade, sobre um pequeno console. Trata-se do principal ponto de apoio do alojador de alta pressão, onde ocorre a transferência de cargas verticais para baixo (forças gravitacionais). A Figura 4-15 ilustra o posicionamento dos ombros no ABP.

As conexões *lock*, por sua vez, impedem que haja rotação relativa entre os alojadores, transferindo cargas que tendem a torcer a estrutura. Já os *dogs* são conexões dentadas que evitam que o AAP se eleve em relação ao ABP, isto é, transferindo cargas verticais para cima.

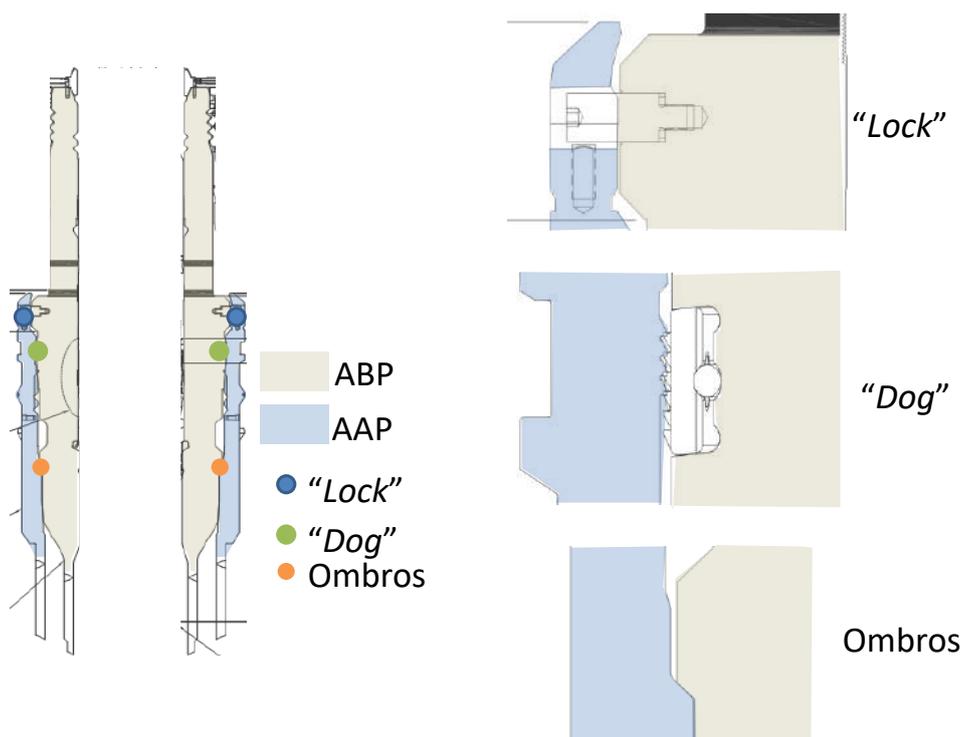


Figura 4-15: Elementos de interação entre os alojadores.

Para simular estas conexões, pequenas superfícies circulares com 25 mm (1 pol) de diâmetro foram definidas nas posições das conexões *lock* e *dog*, distribuídas de 90 em 90 graus, totalizando quatro conexões de cada tipo ao longo da circunferência da seção dos alojadores, como pode ser visualizado na Figura 4-16. Estes pequenos círculos de 1 pol de diâmetro representam a área de contato das conexões, por onde todas as cargas de torção (no caso de *lock*) e verticais para cima (no caso de *dog*) serão transferidas. Às superfícies circulares, foram vinculados elementos de ligação do tipo *multi-point constraint* (MPC), que associam um conjunto de pontos pertencentes a uma face ou superfície a um único ponto de referência. Finalmente, entre dois pontos de referência foi criada uma mola para transferir as cargas.

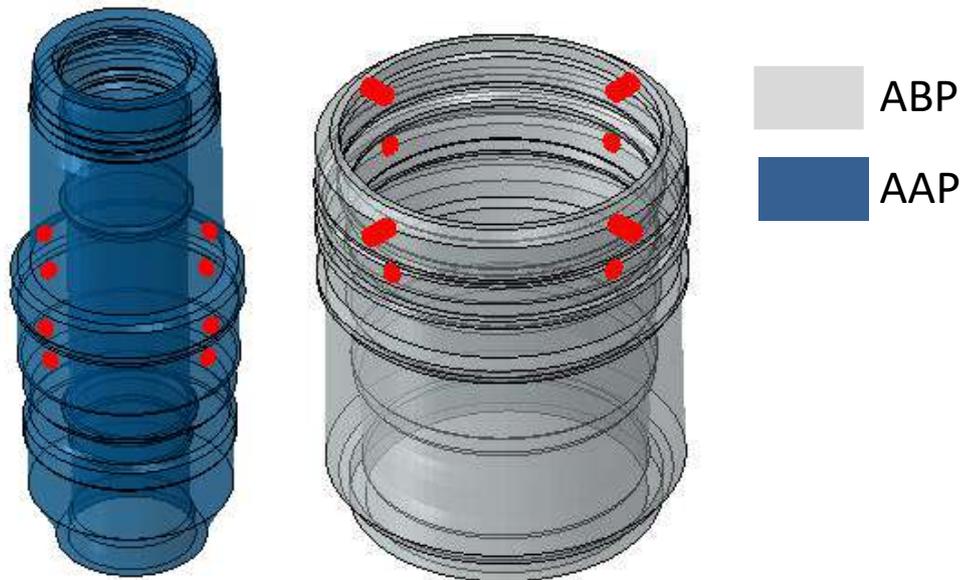


Figura 4-16: Geometria do modelo e detalhes das superfícies das conexões *lock* e *dog*.

Para a conexão do tipo *lock*, uma rigidez muito grande foi atribuída às molas na direção local correspondente ao grau de liberdade restringido por esta conexão. O eixo local de cada *lock* foi criteriosamente definido para que a restrição coincidissem sempre com o deslocamento no eixo Z local ($U_{3_{local}}$ – Vide Figura 4-17).

De forma semelhante, a conexão *dog* teve o eixo local definido de maneira a facilitar a restrição do grau de liberdade correspondente, que neste caso eram os deslocamentos na direção negativa do eixo Y local ($U_{2_{local}}$ – Vide Figura 4-17). A principal distinção em relação à conexão *lock* é que foi preciso definir uma curva de rigidez não linear, com um valor muito alto para o caso de deslocamentos negativos no eixo local, e um valor muito baixo para deslocamentos positivos no mesmo eixo. Isto é para garantir que a mola não irá transferir cargas verticais para baixo, mas somente as cargas que tendem a elevar o AAP. As molas são mostradas na Figura 4-17.

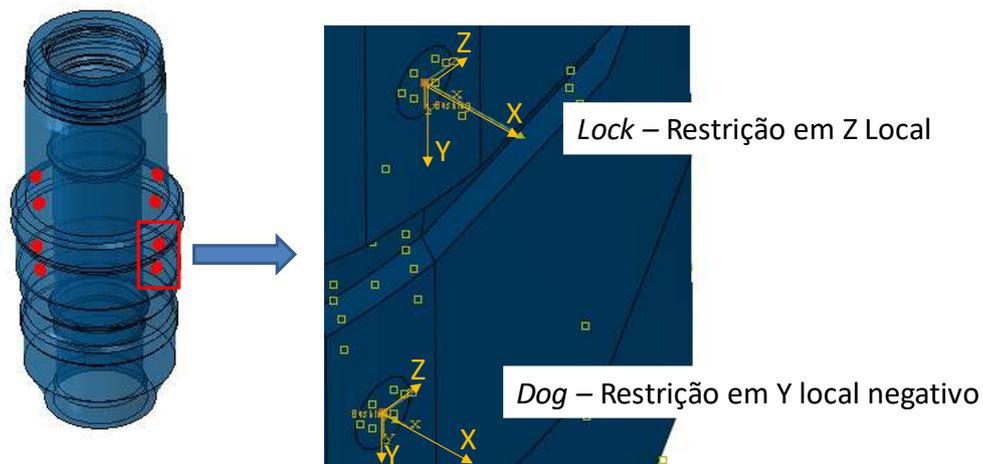


Figura 4-17: Molas das conexões.

A interação conferida pelos ombros e pelo atrito entre as superfícies de aço dos alojadores foi simulada por meio de elementos de contato generalizado do ABAQUS®, com propriedades usuais de contato normal (*hard contact*) e tangencial (*penalty*), como indica a Figura 4-18. O coeficiente de atrito adotado entre as superfícies de aço foi de 0,15.

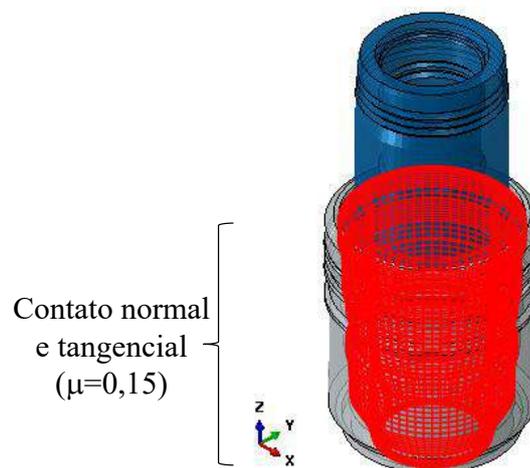


Figura 4-18: Superfície de contato normal e tangencial entre os alojadores.

4.3.2 Condutor e Revestimento de Superfície

O condutor e o revestimento de superfície marcam a transição da parte de elementos sólidos e da parte com elementos de viga da análise. No método dos elementos finitos, a região da interface entre diferentes tipos de elementos pode acarretar em problemas numéricos localizados, singularidades ocasionadas pela transição de elementos que geram tensões não representativas naquele trecho. Desta forma, é importante afastar este trecho de transição das regiões de interesse na análise, como é o caso aqui apresentado.

Com o intuito de estabelecer uma conexão com as faces dos alojadores sem gerar problemas numéricos na transição de elementos diferentes, o condutor e o revestimento de superfície foram modelados com elementos sólidos por um pequeno trecho com cerca de 1 metro de comprimento, localizado nas regiões mais superiores, bem no ponto da solda de conexão com os alojadores, como pode ser visto na Figura 4-19.

A conexão do condutor e o revestimento de superfície com os alojadores foi feita com a ligação do tipo *tie* no ABAQUS que “amarra” duas superfícies, igualando os deslocamentos nodais sofridos por elas. Desta forma, pretende-se simular a ligação conferida pela solda entre estes elementos estruturais, como é destacado na Figura 4-19a.

Após o pequeno trecho com elementos sólidos, o condutor e o revestimento de superfície são modelados com elementos de viga. A transição entre a parte sólida e a de viga é feita por um elemento de ligação rígido chamado de *Multi-points constraint* (MPC) que permite associar um conjunto de pontos pertencentes a uma face ou superfície a um único ponto de referência, como pode ser observado na Figura 4-19b.

Na base do revestimento de superfície, foram definidas uma força e uma rigidez equivalente, correspondente ao comprimento de duto truncado, semelhante ao modelo global.

Entre o condutor e o revestimento, ainda há a camada de cimento anular. Ela foi simulada da mesma forma que no modelo global, por meio de molas com uma alta rigidez axial, permitindo a estas estruturas de se deslocarem verticalmente uma em relação a outra, mas na direção lateral comportam-se solidariamente.

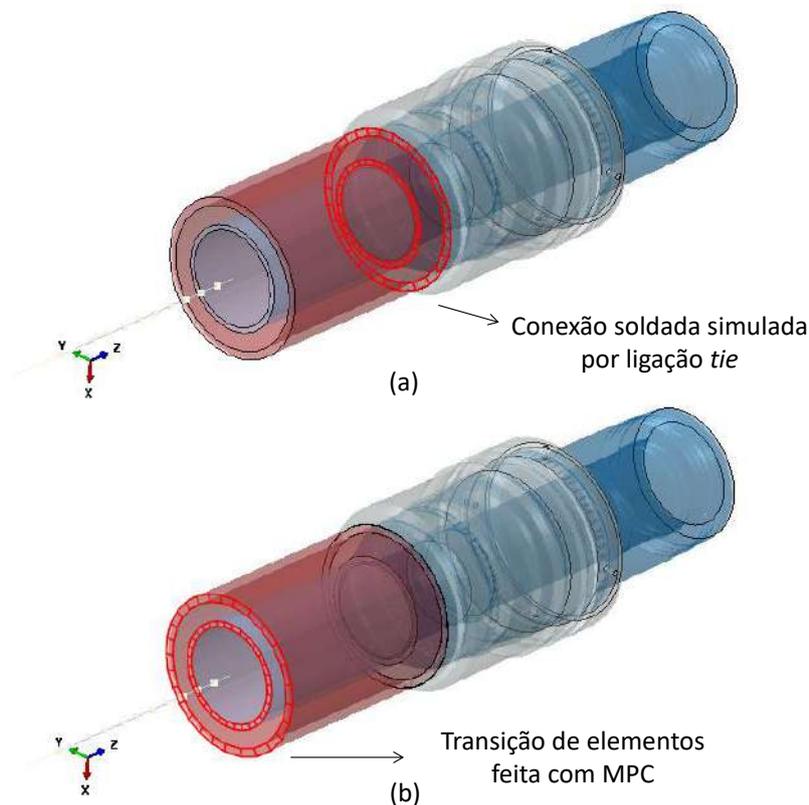


Figura 4-19: Elemento de ligação (a) *tie* na solda com os alojadores e (b) MPC entre a parte sólida e a parte de viga do condutor e do revestimento de superfície.

4.3.3 Malha

Toda a malha do modelo foi gerada pela técnica denominada *top-down*, que consiste na realização de inúmeras partições na estrutura, de forma a se “fatiar” a geometria e obter muitas partes com geometria regular. Desta forma, o algoritmo de geração automática do *software* consegue identificar as partes com geometria regular e gerar uma malha automaticamente.

A parte sólida do condutor e do revestimento de superfície já possui, naturalmente, a geometria bastante regular, pois são dutos com espessura constante ao longo do seu comprimento. Logo, somente uma partição na meia seção foi suficiente para que o ABAQUS gerasse a malha, como mostra a Figura 4-20a. Foram semeados elementos do tamanho de metade da espessura do tubo, gerando a malha indicada na Figura 4-20b. Dois

elementos na espessura do tubo já foram suficientes para representar o gradiente de tensões ao longo da parede. Ao todo, a malha da parte sólida do condutor possui 10920 elementos, enquanto o revestimento de superfície tem 17760.

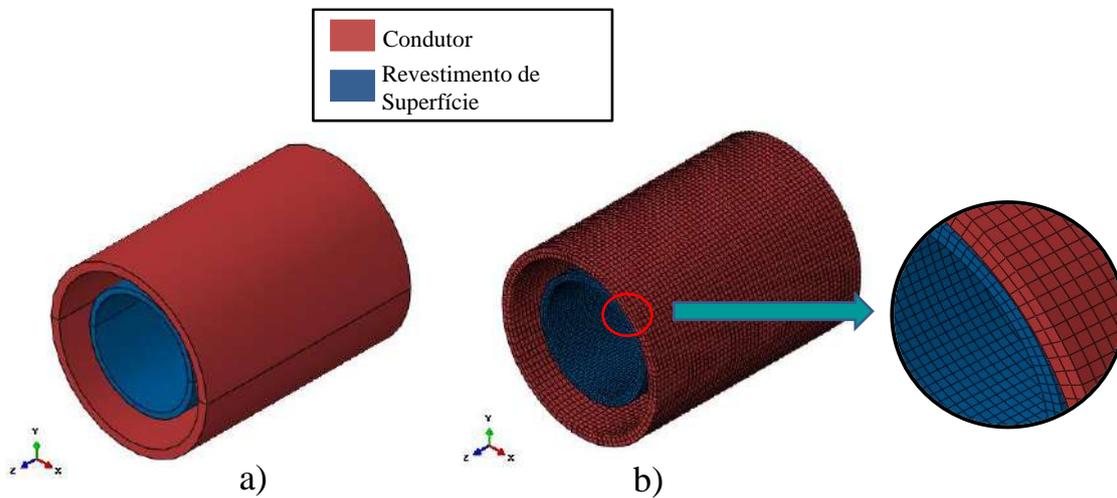


Figura 4-20: (a) Partição realizada na geometria e (b) Malha gerada da parte sólida do Condutor e revestimento de superfície.

Na parte de viga do condutor e do revestimento não é necessário fazer nenhuma partição. A geometria de um elemento de barra é unifilar e, portanto, o *software* não encontra dificuldades em estruturar uma malha. Foram semeados elementos com comprimento de 0,1 m tanto para o condutor quanto para o revestimento de superfície. Desse modo, a malha da parte de viga do condutor possui 1000 elementos, enquanto o revestimento tem 1500.

Diferente do condutor e do revestimento, os alojadores tem a geometria mais irregular. Foram necessárias diversas partições para que fosse possível a utilização da geração automática de malha, tendo sido feitas partições na direção transversal e radial à seção.

As primeiras partições na geometria foram realizadas transversalmente à seção. A cada mudança de espessura modelada foi feito um corte, como indicado na Figura 4-21a. No entanto, estas partições não foram suficientes para a identificação de superfícies

regulares do algoritmo de geração da malha, especialmente nas regiões próximas às conexões de “lock” e “dog”, devido à presença de furos passantes nestas áreas. Adicionalmente, cortes radiais foram feitos nas regiões adjacentes às conexões, como indicado na Figura 4-21b.

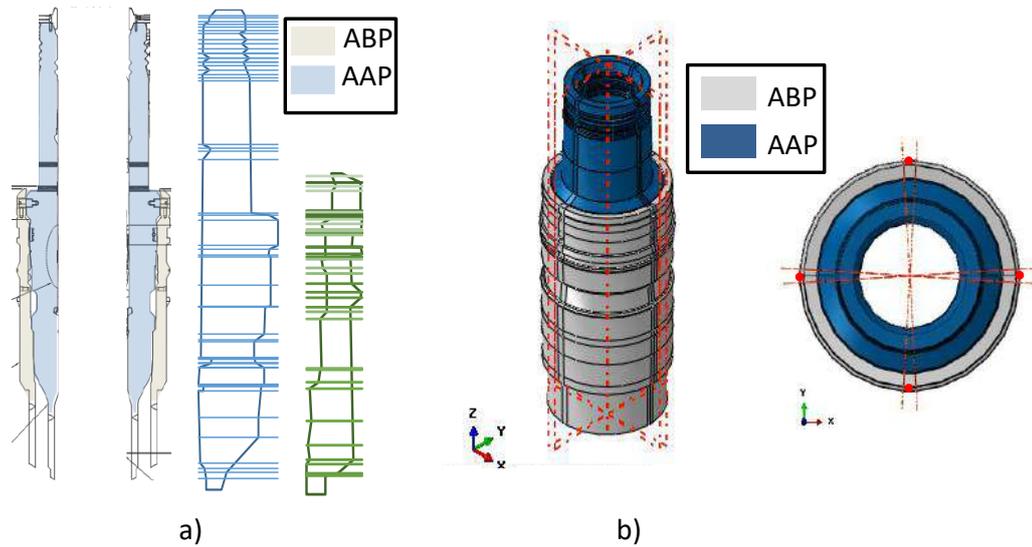


Figura 4-21: (a) Cortes transversais na seção do ABP e do AAP e (b) Cortes radiais na seção do ABP e do AAP.

Após a realização destes cortes, foi possível gerar a malha pela técnica *top-down*. Devido às irregularidades na geometria, e ao grande número de cortes feitos, a malha desta parte estrutural é mais refinada, tendo sido semeados elementos da ordem de 0,025 m. A Figura 4-22 mostra a malha resultante deste processo. Nestas configurações, a malha do AAP foi definida com 59172 elementos e a do ABP com 31982, totalizando 91154 elementos.

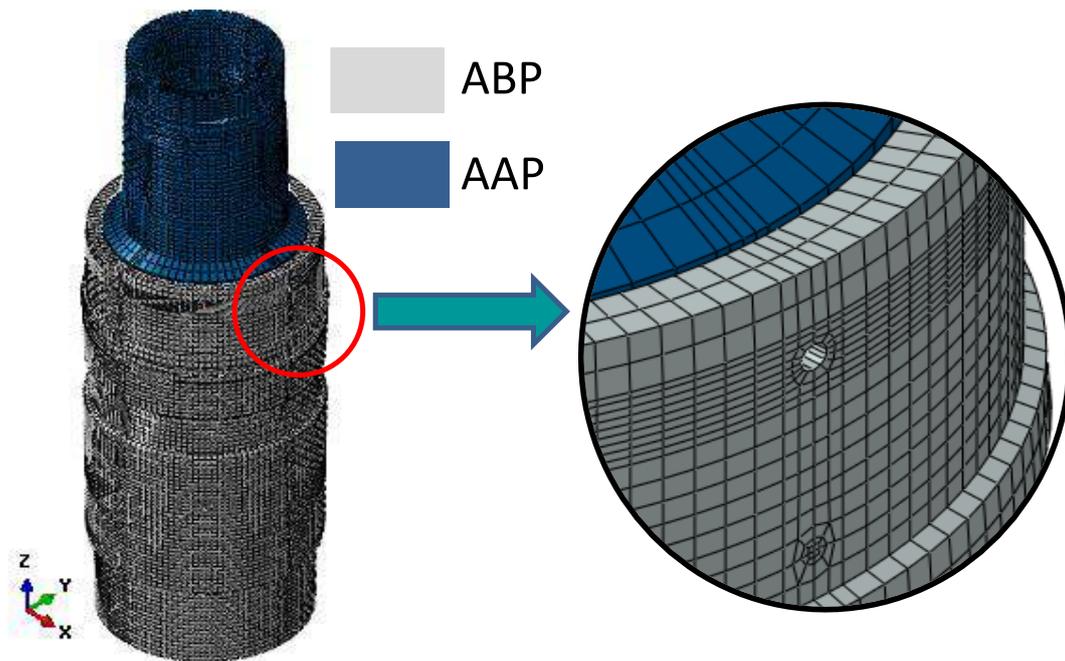


Figura 4-22: Malha do AAP e do ABP.

4.4 *Hot spots* analisados, SCF's e Curvas S-N

Neste estudo de caso, foram escolhidas 6 seções transversais com *hot spots* para o estudo de caso e consolidação da metodologia proposta. Uma seção está localizada num trecho de material base (MB1) com transição de espessura do alojador de alta pressão, onde foi observada uma tensão principal máxima positiva considerável. Outra seção de material base (MB2) foi escolhida no alojador de baixa pressão, na parede externa do ponto de apoio dos ombros, onde também foram observadas as maiores tensões principais positivas na cabeça de poço. No Anexo B é mostrada a distribuição de tensões principais máximas na cabeça de poço, que foi o critério usado para definir as seções MB1 e MB2.

Duas seções transversais estão localizadas nas soldas do condutor (S2) e do revestimento de superfície (S1). Estas seções também podem ser visualizadas no Anexo B.

Os dois últimos *hot spots* encontram-se nos pontos de conexão rosqueada do condutor (CO1) e do revestimento de superfície (SC1), onde o modelo local não é mais

sólido. Os *hot spots* selecionados para serem analisados neste trabalho são mostrados na Figura 4-23.

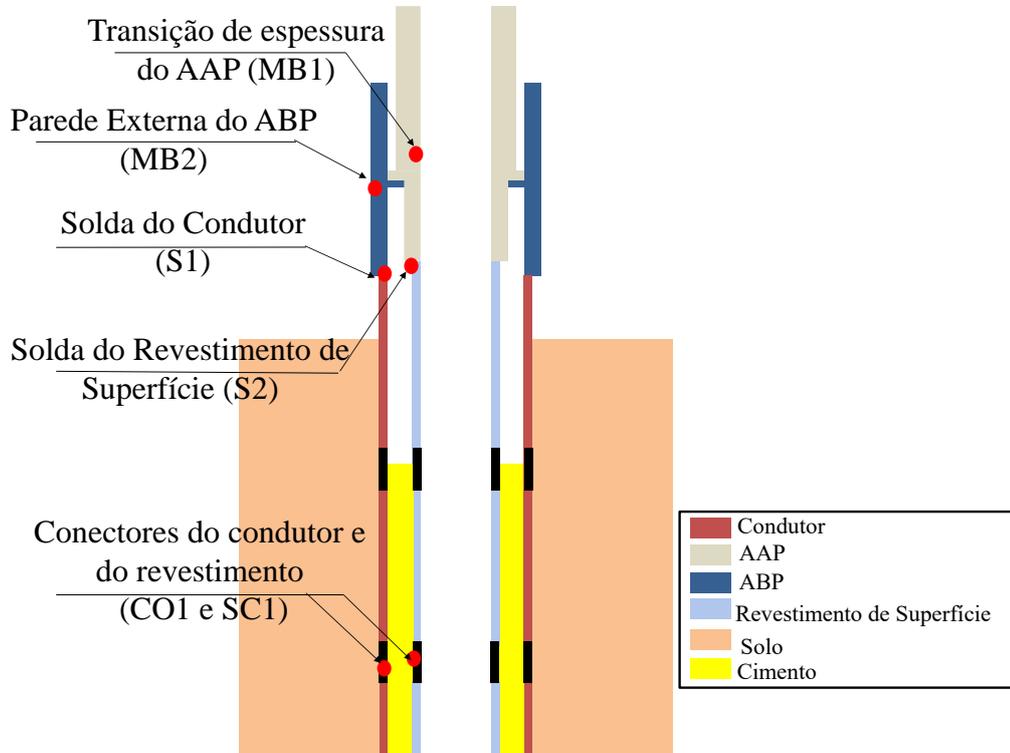


Figura 4-23: *Hot spots* analisados no estudo de caso

Além da escolha dos *hot spots* a serem analisados, é necessário selecionar curvas S-N apropriadas para cada ponto, e SCF's correspondentes para cobrir incertezas que não foram consideradas nas simulações e que também contribuem para a concentração de tensões.

Dentre as seções propostas para serem analisadas, quatro delas estão localizadas em material base (MB1, MB2, CO1 e SC1). Neste caso, é razoável a utilização da curva B1 na água com proteção catódica da DNV-RP-C203[18]. Já para as seções de solda (S1 e S2), geralmente empregam-se as curvas D [18] para a parede externa, onde é possível atingir uma qualidade melhor devido à maior facilidade de polir e tratar a superfície soldada, e E [18] para a parede interna, região de mais difícil acesso para o soldador, todas curvas na água com proteção catódica. Ao usar uma curva diferente para cada parede da

solda, o dano nestas seções deve ser calculado em separado para a parede interna e para a externa. Os coeficientes das curvas selecionadas são mostrados na Tabela 4-9.

Tabela 4-9: Coeficientes das curvas S-N usadas neste trabalho [18]

Curva	m_1	$\log a_1$	m_2	$\log a_2$
B1	4	14,917	5	17,146
D	3	11,764	5	15,606
E	3	11,610	5	15,350

Em relação aos SCF's, MB1 e MB2 são pontos localizados em uma área do modelo sólido, onde já são considerados efeitos de tridimensionalidade e transição de espessura, portanto a concentração de tensão já é contemplada diretamente nas tensões extraídas do modelo local. Desse modo, nenhum SCF se faz necessário e, portanto, seu valor pode ser adotado como 1,0.

As seções S1 e S2, por sua vez, assim como MB1 e MB2, estão contidas na parte sólida do modelo local e consideram efeitos tridimensionais na distribuição de tensões. Porém, muitas vezes por falta de informação sobre o tipo, qualidade, e material usado, a solda é simulada simplificada como uma ligação entre superfícies, como foi o caso do presente trabalho (vide Figura 4-19). Desta forma, a concentração de tensões proporcionada pela mudança de material na região da solda e por zonas termicamente afetadas não pode ser contemplada no modelo local. Assim sendo, foi adotado um SCF de 1,30 para as seções S1 e S2 para considerar conservadoramente os efeitos de concentração de tensão na solda.

As seções CO1 e SC1, diferente das demais, estão em região simulada por elementos de viga. Não somente isto, estas seções possuem conexões rosqueadas que são responsáveis por uma concentração de tensões considerável. Desta forma, foi adotado um SCF relativamente alto para estas seções, de valor igual a 3,55. A Tabela 4-10 resume as curvas S-N e SCF's usados em cada seção transversal.

Tabela 4-10: Curvas S-N e SCF aplicados em cada seção transversal.

Seção Transversal	Curva S-N*		SCF
	Parede	Parede	
	Externa	Interna	
MB1	B1	B1	1,0
MB2	B1	B1	1,0
S1	D	E	1,3
S2	D	E	1,3
CO1	B1	B1	3,55
SC1	B1	B1	3,55

*Curvas na água com proteção catódica, conforme [18]

4.5 Treinamento das Funções de Transferência

Na Seção 3.1, que descreve a metodologia proposta para analisar a fadiga na cabeça de poço submarina, é proposto que se extraia as séries temporais de esforços ou deslocamentos na cabeça de poço do modelo global. Neste estudo de caso, optou-se por extrair as séries temporais de força e momentos, que serão usadas para a geração de carregamentos do modelo local.

Vale lembrar que os carregamentos do modelo local irão representar pontos de treinamento das funções de transferência de força para tensão. Desse modo, é ideal que estes casos de carga englobem toda a amplitude de esforços atuantes na cabeça de poço, representando o domínio no qual a função de transferência estará definida. Para tal fim, os casos de carga do modelo local foram gerados a partir das séries temporais de esforços na cabeça de poço extraídas do modelo global.

A partir das séries temporais de esforços internos extraídas na cabeça de poço, foi traçada a envoltória destas cargas. Desta forma, os 88 casos de carga do modelo global (descritos na seção 4.1) foram pós-processados de modo a obter os valores médios, máximos, mínimos e desvio padrão de cada componente de força (F_x , F_y , F_z) e momento

(M_x , M_y , M_z) atuando no topo da cabeça de poço. Estes valores são apresentados na Tabela 4-11.

Tabela 4-11: Valores médios, mínimos, máximos e desvio padrão extraídos dos 88 casos de carga das séries temporais do modelo global – topo da cabeça de poço.

	Média	Mínimo	Máximo	Desvio Padrão
F_{X_GLOBAL} (kN)	1,66	-69,43	76,62	7,27
F_{Y_GLOBAL} (kN)	6,57	-93,97	123,38	12,27
F_{Z_GLOBAL} (kN)*	-1398,80	-1907,26	-886,19	104,69
M_{X_GLOBAL} (kNm)	-111,79	-991,36	583,91	81,39
M_{Y_GLOBAL} (kNm)	43,93	-478,32	653,51	45,63
M_{Z_GLOBAL} (kNm)	0,00	-1,39	1,16	0,06

*Valores de Fz aqui apresentados referem-se à de tração efetiva

Feito isto, foram semeados 50 números aleatórios usando uma distribuição uniforme, respeitando-se o patamar pré-estabelecido pelos valores máximos e mínimos encontrados na Tabela 4-11, que representam os 50 casos de carregamento do modelo local. Os valores médios, mínimos e máximos dos carregamentos gerados são apresentados na Tabela 4-12.

Tabela 4-12: Valores Médios, mínimos e máximos dos 50 casos de carga do modelo local

	Média	Mínimo	Máximo
F_{X_LOCAL} (kN)	-4,39	-69,43	73,75
F_{Y_LOCAL} (kN)	5,51	-93,97	117,74
F_{Z_LOCAL} (kN)*	-1459,81	-1907,26	-886,19
M_{X_LOCAL} (kNm)	-35,69	-926,46	583,91
M_{Y_LOCAL} (kNm)	-8,80	-478,32	554,52
M_{Z_LOCAL} (kNm)	0,03	-1,23	1,16

*Valores de Fz aqui apresentados referem-se à tração efetiva

Os valores de F_z , como destacados na Tabela 4-11 e na Tabela 4-12 referem-se à tração efetiva. A depender da finalidade, a tração a ser aplicada no modelo local deve ser convertida para tração real. A aplicação da tração real está associada aos parâmetros reais da estrutura (tensões), enquanto a tração efetiva está associada a parâmetros efetivos (esforços, deslocamentos). Desse modo, caso se esteja interessado em determinar esforços solicitantes ou deslocamentos no modelo local, a tração aplicada é a efetiva, e caso se esteja interessado na distribuição de tensões do modelo, a tração aplicada deve ser a real.

Analogamente, para a geração das funções de transferência de esforços para tensão (posteriormente apresentada na Seção 4.5.1) deve-se usar a tração real. Da mesma forma que, para a geração de funções de transferência de forças para esforços solicitantes (posteriormente apresentada na Seção 4.5.2), deve-se aplicar a tração efetiva.

A Figura 4-24 e a Figura 4-25 indicam a dispersão ao redor da média, do valor máximo e do valor mínimo dos 50 carregamentos gerados para o modelo local. É importante destacar que o conjunto de carregamentos deve cobrir o domínio de forma satisfatória, de modo que a função de transferência posteriormente definida capte as não linearidades do problema.

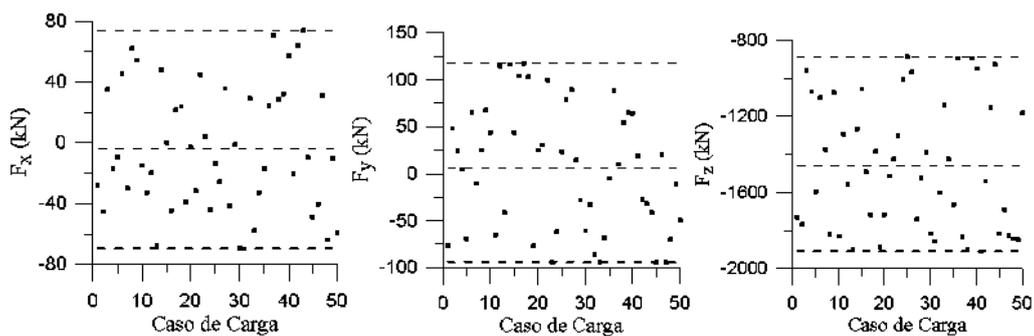


Figura 4-24: Dispersão das 50 componentes de força geradas para treinamento das funções de transferência.

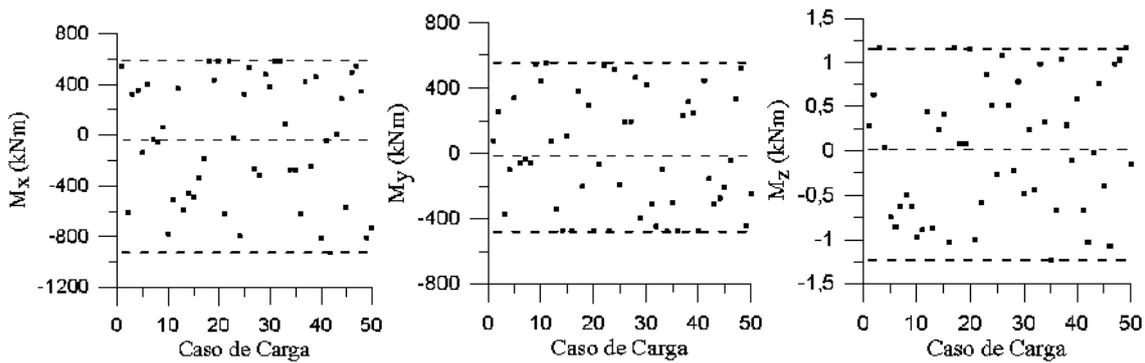


Figura 4-25: Dispersão das 50 componentes de momento geradas para treinamento das funções de transferência.

Uma vez definidos estes carregamentos que cobrirão todo o domínio da função de transferência, eles são aplicados no modelo local. Feitas as 50 análises, os modelos locais são então pós-processados para que se extraiam as tensões nos *hot spots*.

Em seguida, o conjunto de dados é normalizado em função de uma média e de uma amplitude, de forma a obter um conjunto de valores entre -1 e 1 e facilitar o ajuste da função de transferência, aplicando-se a Eq.(1).

Após a normalização, tem-se um conjunto de valores normalizados de força ($\bar{F}_x, \bar{F}_y, \bar{F}_z, \bar{M}_x, \bar{M}_y, \bar{M}_z$) - que representam as variáveis independentes da função - e um conjunto de valores normalizados de tensões/esforços solicitantes extraídos do modelo local – que são as variáveis dependentes.

No presente trabalho, foi utilizado o *software* EUREQA para solucionar as funções de transferência $f(\cdot)$, que representam expressões analíticas fechadas para correlacionar as forças aplicadas na cabeça de poço com as tensões/esforços solicitantes nos *hot spots*. Este *software* utiliza algoritmos genéticos de regressão simbólica para a definição desta função. Cada *hot spot* a ser analisado necessita da definição desta função a fim de se obterem as tensões localizadas.

Em geral, na medida em que se prolonga a busca do algoritmo genético, o EUREQA encontra e lista novas funções de transferência, mais complexas, mas que se ajustam ainda melhor nos pontos dados como *input*, cabendo ao usuário selecionar a função que lhe aprouver.

Porém, apesar de se ajustarem bem nos pontos fornecidos, muitas vezes estas funções mais complexas (com componentes não lineares elevados na quarta potência, por exemplo) não se ajustam corretamente em outro conjunto de pontos, por serem mais instáveis, fenômeno conhecido como *overfitting*. Desta forma, optou-se por selecionar a função mais “otimizada”, isto é, que balanceasse o menor erro com a menor complexidade, a fim de obter soluções mais simples e estáveis, e evitando o problema de *overfitting*, ilustrado no Anexo C.

Apesar disso, a seleção de uma função mais simples não comprometeu o ajuste de pontos. Na Figura 4-26 são plotados os pontos ajustados pela função mais “otimizada” σ_{FAD_1} em conjunto com os pontos ajustados pela função de melhor ajuste σ_{FAD_2} retornada pelo EUREQA para a seção S1 da solda no condutor. Pode-se perceber que a função σ_{FAD_2} tem parâmetros R^2 , correlação e erro que se ajustam melhor ao conjunto de pontos fornecido, porém ela apresenta componentes não-lineares que podem torná-la instável. A função σ_{FAD_1} , por sua vez, ajusta o conjunto de pontos tão bem quanto a σ_{FAD_2} , e possui termos muito mais simples.

O conjunto completo das funções de transferência mais complexas e mais otimizadas retornadas pelo EUREQA é apresentado no Anexo F, junto aos parâmetros estatísticos de cada uma delas.

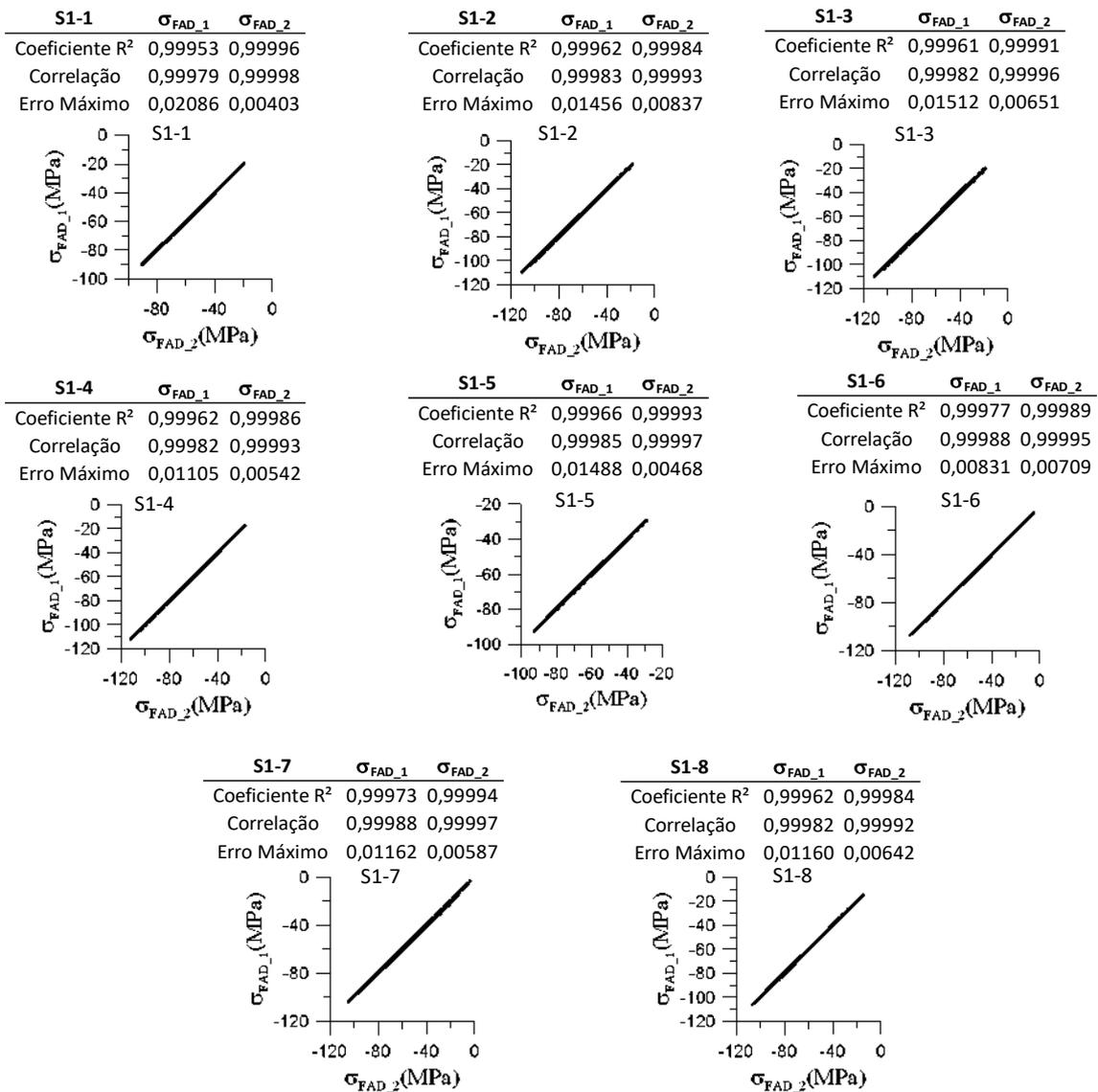


Figura 4-26: Comparação de duas funções de transferência para oito pontos da solda do condutor (Seção S1): mais otimizada (σ_{FAD_1}) e o melhor ajuste (σ_{FAD_2})

4.5.1 Funções de Transferência de Esforços para Tensões

Para o cálculo do dano na cabeça de poço, é fundamental obter as tensões atuantes nos *hot spots* da estrutura, sendo necessária a definição de funções que transfiram os esforços aplicados em tensões de fadiga. As funções apresentadas nesta seção foram usadas para as análises descritas posteriormente, na seção 5.4 e 5.5.

O fato de ter optado por selecionar funções que combinem o melhor ajuste com a menor complexidade resultou em expressões bem simples, com coeficientes constantes

multiplicando cada componente de força. As funções de transferência definidas para o problema tratado neste trabalho ficaram com a seguinte forma

$$\overline{\sigma_{FAD}} = C_{Fx}\overline{F_x} + C_{Fy}\overline{F_y} + C_{Fz}\overline{F_z} + C_{Mx}\overline{M_x} + C_{My}\overline{M_y} + C_{Mz}\overline{M_z} \quad (8)$$

Onde os coeficientes C_{Fx} , C_{Fy} , C_{Fz} , C_{Mx} , C_{My} , C_{Mz} são apresentados na Tabela 4-13, junto aos valores da média e amplitude utilizados para a normalização dos respectivos valores. $\overline{F_x}$, $\overline{F_y}$, $\overline{F_z}$, $\overline{M_x}$, $\overline{M_y}$, $\overline{M_z}$ são os valores normalizados das forças e momentos em X, Y e Z, com $\overline{F_z}$ sendo a tração real. $\overline{\sigma_{FAD}}$ é a tensão de fadiga normalizada no *hot spot*. Os pontos correspondentes às funções de transferência e o sistema de eixos são mostrados na Figura 4-27 e na Figura 4-28. É importante destacar que as funções de transferência das seções S1 e S2 foram definidas nas paredes interna e externa do tubo, devido à utilização de curvas S-N diferentes para estas seções (vide Seção 4.4).

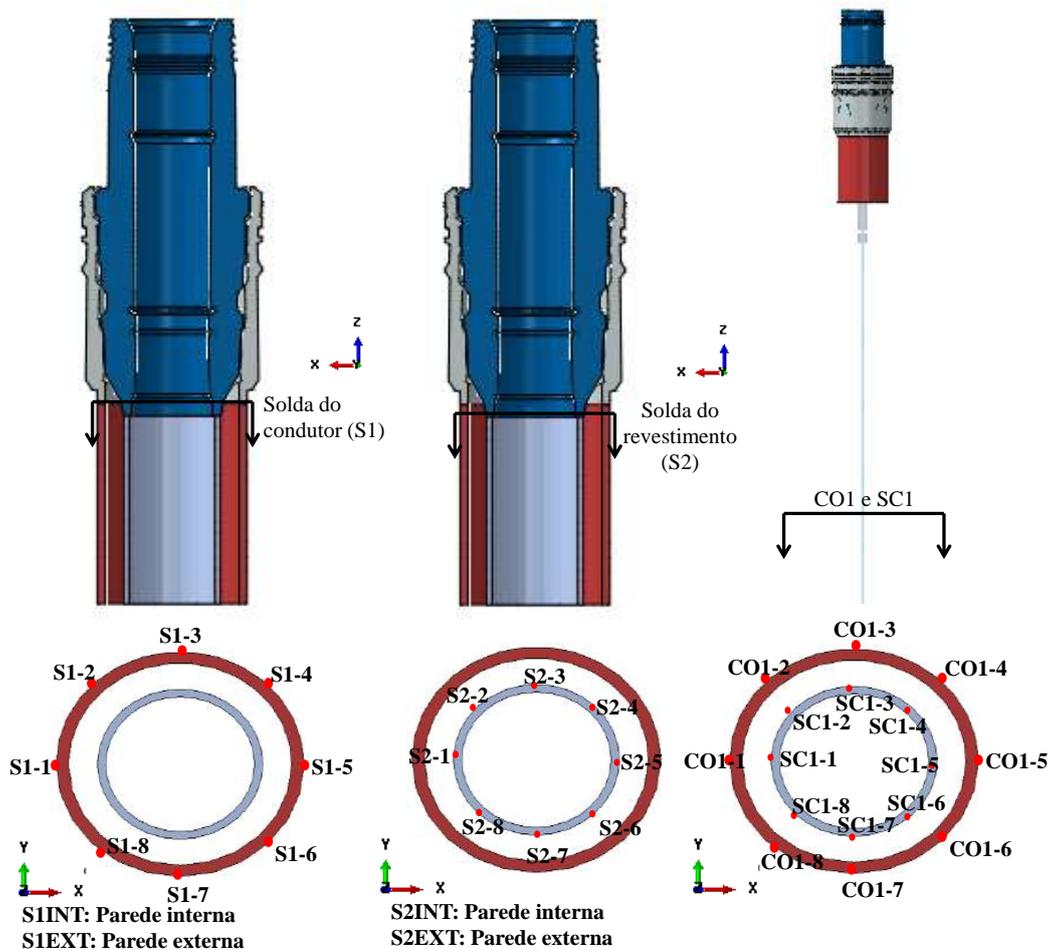


Figura 4-27: Pontos de Determinação das Funções de Transferência - 1

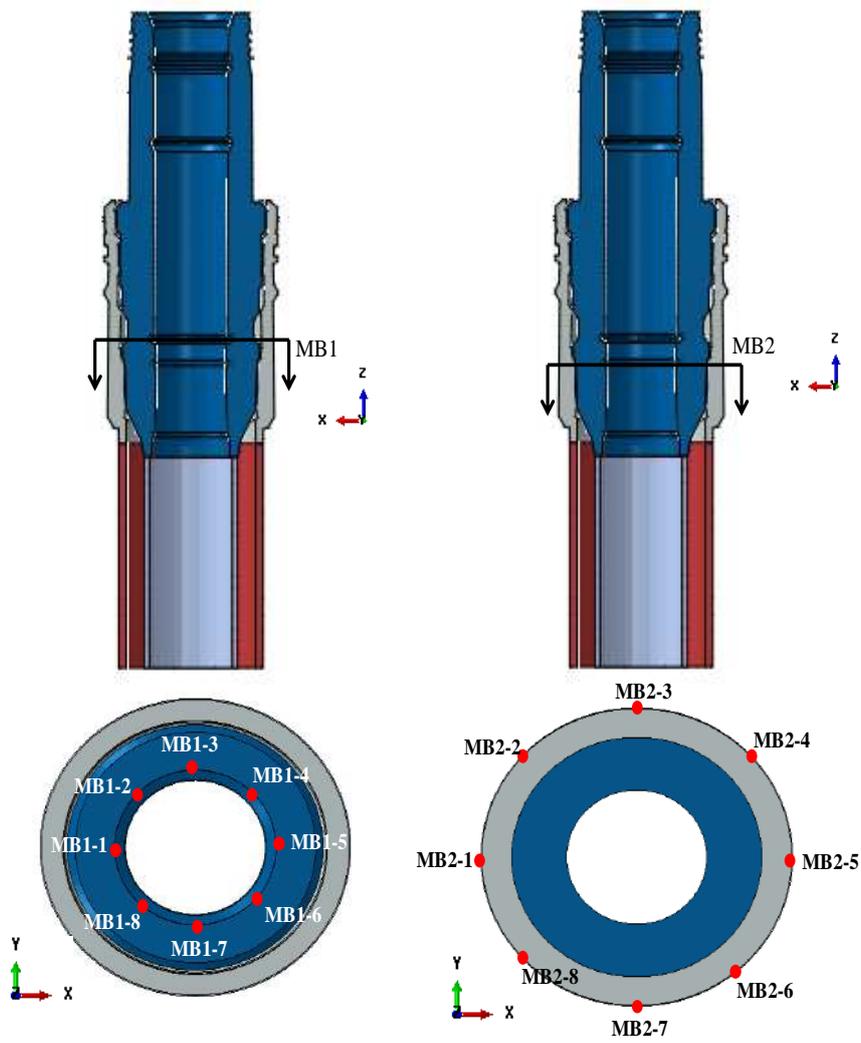


Figura 4-28: Pontos de Determinação das Funções de Transferência - 2

Tabela 4-13: Coeficientes das Funções de Transferência de esforços para tensões

Ponto	C _{Fx}	C _{Fy}	C _{Fz}	C _{Mx}	C _{My}	C _{Mz}	μ [MPa]	Amp [MPa]		μ [kN]	Amp [kN]
CO1-1	0	0,728	0	-0,349	0	0	-60,523	236,050	Fx	-17,224	253,352
CO1-2	0,397	0,485	0	-0,239	0,222	0	-67,385	251,270	Fy	-9,991	314,728
CO1-3	0,627	0	0	0	0,355	0	-68,313	214,062	Fz	-2906,890	974,427
CO1-4	0,380	-0,482	0	0,214	0,223	0	-62,764	249,632	Mx	-37,306	1381,480
CO1-5	-0,587	0	0,068	0	-0,353	0	-46,198	225,714	My	-37,125	1398,583
CO1-6	-0,407	-0,499	0	0,223	-0,254	0	-47,126	239,980	Mz	0,051	1,119
CO1-7	0	-0,748	0	0,336	0	0	-53,988	227,955			
CO1-8	-0,356	0,459	0	-0,214	-0,219	0	-51,747	261,285			
MB1-1	0,240	0	0,086	0	0,821	0	64,984	25,311			
MB1-2	0,148	-0,189	0,080	0,511	0,518	0	64,701	28,843			
MB1-3	0	-0,285	0,081	0,761	0	0	65,674	27,011			
MB1-4	-0,137	-0,183	0,076	0,483	-0,458	0	66,379	31,759			
MB1-5	-0,220	0	0,081	0	-0,749	0	67,130	27,779			
MB1-6	-0,142	0,169	0,078	-0,449	-0,493	0	66,891	31,363			
MB1-7	0	0,278	0,077	-0,742	0	0	66,440	27,732			
MB1-8	0,147	0,197	0,077	-0,525	0,490	0	65,486	29,396			
MB2-1	-0,465	0	-0,183	0	0,691	0	143,633	3,861			
MB2-2	-0,399	0,502	-0,293	0,255	0,232	0	144,831	3,942			
MB2-3	0	0,454	-0,127	0,511	0	0	143,418	5,237			
MB2-4	0,275	0,387	-0,222	0,177	-0,215	0	144,760	5,187			
MB2-5	0,429	0	-0,177	0	-0,709	0	143,532	4,077			
MB2-6	0,339	-0,435	-0,270	-0,224	-0,235	0	144,862	4,533			
MB2-7	0	-0,502	-0,142	-0,548	0	0	143,731	4,754			
MB2-8	-0,439	-0,557	-0,312	-0,273	0,256	0	145,097	3,641			
SIEXT-1	0,310	0	0,113	0	0,767	0	-83,073	103,999			
SIEXT-2	0,193	-0,243	0,095	0,464	0,472	0	-82,725	119,625			
SIEXT-3	0	-0,358	0,102	0,690	0	0	-79,525	114,496			
SIEXT-4	-0,185	-0,232	0,091	0,444	-0,446	0	-76,422	127,518			
SIEXT-5	-0,280	0	0,101	0	-0,685	0	-74,531	116,900			
SIEXT-6	0,208	0,249	0,098	-0,475	0,501	0	-81,491	116,251			
SIEXT-7	-0,179	0,217	0,091	-0,414	-0,436	0	-75,469	132,613			
SIEXT-8	0	0,353	0,099	-0,672	0,024	0	-77,905	117,165			
SIINT-1	0,315	0	0,119	0	0,766	0	-38,595	84,749			
SIINT-2	0,195	-0,244	0,101	0,462	0,468	0	-38,366	98,281			
SIINT-3	0	-0,360	0,106	0,684	0	0	-35,731	94,186			
SIINT-4	-0,186	-0,234	0,096	0,440	-0,443	0	-33,300	104,856			
SIINT-5	-0,281	0	0,107	0	-0,679	0	-31,588	95,820			
SIINT-6	-0,181	0,218	0,094	-0,412	-0,433	0	-32,236	108,563			
SIINT-7	0	0,354	0,106	-0,668	0,023	0	-34,214	95,795			
SIINT-8	0,210	0,252	0,105	-0,474	0,499	0	-37,223	94,585			
S2EXT-1	0,293	0	0	0	0,710	0	79,969	107,229			
S2EXT-2	0	-0,374	0	0,694	0	0	82,705	107,569			
S2EXT-3	-0,204	-0,255	0	0,467	-0,474	0	84,540	112,673			
S2EXT-4	-0,301	0	0	0	-0,714	0	86,215	105,677			
S2EXT-5	0,205	0,254	0	-0,472	0,474	0	80,925	113,862			
S2EXT-6	-0,186	0,232	0	-0,436	-0,446	0	85,497	118,961			
S2EXT-7	0	0,372	0	-0,694	0	0	83,783	108,202			
S2EXT-8	0,187	-0,237	0	0,437	0,446	0	80,623	120,208			
S2INT-1	0,299	0	0	0	0,704	0	68,265	90,112			
S2INT-2	0,190	-0,243	0	0,434	0,441	0	69,860	102,814			
S2INT-3	0	-0,381	0	0,688	0	0	72,280	92,494			
S2INT-4	-0,208	-0,259	0	0,466	-0,469	0	75,947	99,377			
S2INT-5	-0,306	0	0	0	-0,707	0	77,141	92,936			
S2INT-6	-0,188	0,240	0	-0,430	-0,443	0	76,617	105,359			
S2INT-7	0	0,380	0	-0,686	0	0	73,132	93,018			
S2INT-8	0,208	0,262	0	-0,467	0,472	0	70,361	97,265			
SC1-1	0	0,738	0	-0,341	0	0	75,410	154,234			
SC1-2	0,392	0,500	0	-0,235	0,231	0	70,825	164,460			
SC1-3	0,611	0	0	0	0,366	0	70,205	146,513			
SC1-4	0,367	-0,473	0	0,214	0,222	0	73,913	170,321			
SC1-5	-0,608	0	0	0	-0,367	0	84,984	147,219			
SC1-6	-0,397	-0,503	0	0,240	-0,232	0	84,364	163,801			
SC1-7	0	-0,742	0	0,343	0	0	79,778	153,574			
SC1-8	-0,367	0,467	0	-0,212	-0,226	0	81,275	171,025			

4.5.2 Funções de Transferência de Esforços para Esforços

A fim de verificar o modelo local em relação ao global, é conveniente calcular a série histórica de esforços em determinados elementos de interesse. Desse modo, são necessárias funções de transferência que convertam os esforços aplicados na cabeça de poço, em esforços no elemento de interesse. As funções apresentadas nesta seção foram usadas para as análises descritas posteriormente, na seção 5.2, onde serão comparadas as séries de esforços em elementos a 2 m, 4 m e 8 m de distância da *mudline*.

Semelhante à Eq. (8), as funções de transferência definidas ficaram com a seguinte forma:

$$\overline{Esf} = C_{Fx}\overline{F}_x + C_{Fy}\overline{F}_y + C_{Fz}\overline{F}_z + C_{Mx}\overline{M}_x + C_{My}\overline{M}_y + C_{Mz}\overline{M}_z + C \quad (9)$$

Onde os coeficientes C , C_{Fx} , C_{Fy} , C_{Fz} , C_{Mx} , C_{My} , C_{Mz} são apresentados na Tabela 4-14, junto aos valores da média e amplitude utilizados para a normalização dos respectivos valores. \overline{F}_x , \overline{F}_y , \overline{F}_z , \overline{M}_x , \overline{M}_y , \overline{M}_z são os valores normalizados das forças e momentos em X, Y e Z, com \overline{F}_z sendo a tração efetiva. \overline{Esf} é o esforço normalizado correspondente no ponto de interesse. Os pontos correspondentes às funções de transferência e o sistema de eixos são mostrados na Figura 4-29.

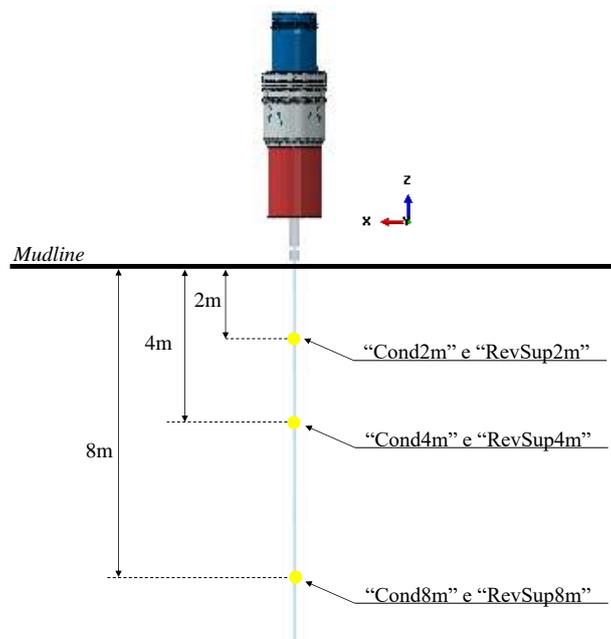


Figura 4-29: Identificação dos nós das funções de transferência de esforços para esforços

Tabela 4-14: Coeficientes das funções de transferência de esforços para esforços

Ponto	Esforço	C_{Fx}	C_{Fy}	C_{Fz}	C_{Mx}	C_{My}	C_{Mz}	C	μ [kN] [kNm]	Amp [kN] [kNm]	μ [kN]	Amp [kN]	
Cond8m	Fz	0	0	1	0	0	0	0,00794	-4291,257	975,980	Fx	-17,224	253,352
Cond8m	My	0,625	0	0	0	0,335	0	0	-147,060	2871,250	Fy	-9,991	314,728
Cond8m	Mx	0	0,761	0	-0,310	0	0	0	-48,948	3026,620	Fz	-1323,974	974,427
Cond4m	Fz	0	0	1	0	0	0	0,00716	-4375,248	969,390	Mx	-37,306	1381,480
Cond4m	My	0,582	0	0	0	0,421	0	0	-141,966	2817,760	My	-37,125	1398,583
Cond4m	Mx	0	0,701	0	-0,392	0	0	0	-34,554	2941,400	Mz	0,051	1,119
Cond2m	Fz	0	0	1	0	0	0	0,00444	-4390,385	957,940			
Cond2m	My	0,523	0	0	0	0,487	0	0	-121,590	2519,310			
Cond2m	Mx	0	0,631	0	-0,461	0	0	0	-20,845	2612,540			
RevSup8m	Fz	0	0	1	0	0	0	0	2995,187	23,580			
RevSup8m	My	0,627	0	0	0	0,335	0	0	-29,099	568,005			
RevSup8m	Mx	0	0,761	0	-0,309	0	0	0	-9,703	598,764			
RevSup4m	Fz	0	0	1	0	0	0	0	3006,554	23,360			
RevSup4m	My	0,583	0	0	0	0,420	0	0	-28,103	557,589			
RevSup4m	Mx	0	0,702	0	-0,392	0	0	0	-6,849	582,055			
RevSup2m	Fz	0	0	1	0	0	0	0	3012,276	23,230			
RevSup2m	My	0,528	0	0	0	0,484	0	0	-23,740	489,762			
RevSup2m	Mx	0	0,635	0	-0,458	0	0	0	-4,178	508,136			

4.5.3 Tempo de Análise

As informações da malha de cada estrutura modelada encontram-se listada na Tabela 4-15. Os 50 casos de carga aplicados no modelo local levaram 6 horas e 54 minutos para completarem, tendo sido feitos em paralelo.

As análises foram feitas em um computador com 4 núcleos e 8 processadores Intel® Core™ i7-6700K CPU @4,00GHz 4,00GHz.

Tabela 4-15: Informações da malha do modelo local

Estrutura	Tipo do Elemento	Elementos
Condutor	Sólido Hexaédrico	10920
	Viga	1000
Revestimento de Superfície	Sólido Hexaédrico	17760
	Viga	1500
AAP	Sólido Hexaédrico	59172
ABP	Sólido Hexaédrico	31982
Total		135607

5 Análises e Resultados

Como descrito na Seção 3.1, a metodologia proposta neste trabalho separa a análise em dois modelos, um global e um local. Além disso, são usadas funções de transferência obtidas por meio de um método de regressão simbólica para calcular o dano em pontos com geometria complexa. Desse modo, antes de efetivamente calcular a fadiga, três premissas devem ser verificadas:

- (1) A capacidade da função de transferência em prever as séries temporais;
- (2) A consistência entre os modelos global e local;
- (3) A componente da tensão de fadiga em cada *hot spot*.

Desta forma, numa primeira análise, é preciso verificar a capacidade de predição das funções de transferência definidas, de modo a assegurar que, dentro de seu domínio, elas são suficientes para prever valores de tensões dados os esforços aplicados no topo cabeça de poço.

Além disso, é fundamental que se verifique a consistência entre os modelos global e local. Esta verificação garante uma melhor segurança nos resultados obtidos, e também que os modelos vão se comportar de forma semelhante quando submetidos às mesmas condições de carregamento e de contorno. A compatibilidade entre modelos foi verificada à nível de esforços internos em elementos localizados abaixo do nível do solo, onde o modelo local é constituído de elementos similares ao do modelo global.

Em seguida, outra análise que precisa ser realizada antes de efetivamente calcular os danos é uma avaliação sobre a componente da tensão de fadiga correspondente a cada *hot spot*. Tendo em vista que os componentes estruturais da cabeça de poço possuem elementos de parede espessa e carregamentos atuando em várias direções, a princípio têm-se um estado triaxial de tensões. Desse modo, foi feita uma análise de forma a investigar a possibilidade de simplificação para um estado uniaxial, ou, em último caso, adotar um modelo de verificação de fadiga triaxial.

Uma vez verificadas as premissas supracitadas, procede-se para o cálculo de fadiga propriamente dito de um estudo de caso. Ao final, a metodologia proposta é comparada

junto aos resultados de outras das metodologias comumente utilizadas para cálculo de fadiga em estruturas *offshore*.

5.1 Verificação da Função de Transferência

A verificação da função de transferência é feita com o intuito de validar a sua capacidade em prever os resultados de tensões nos *hot spots*, que serão posteriormente utilizados para o cálculo de fadiga. A validação das funções representa um passo importante, pois reforça a segurança nos resultados obtidos para a avaliação da vida útil estrutural.

Para tal fim, propõem-se correlacionar os resultados obtidos numa série temporal no modelo local com os preditos pela função de transferência. Por questões de custo computacional, esta correlação fica inviável de ser feita em todas as análises de 12.000 segundos dos 88 casos de carga. Desta forma, serão selecionados somente 50 segundos das séries temporais de um caso de carga específico. A seção selecionada para a validação foi a S2, da solda do revestimento de superfície.

Os resultados obtidos são também apresentados na Figura 5-1. Observa-se que as diferenças entre os sinais são desprezíveis, e que a função de transferência consegue prever o resultado de tensão no modelo local com muita precisão.

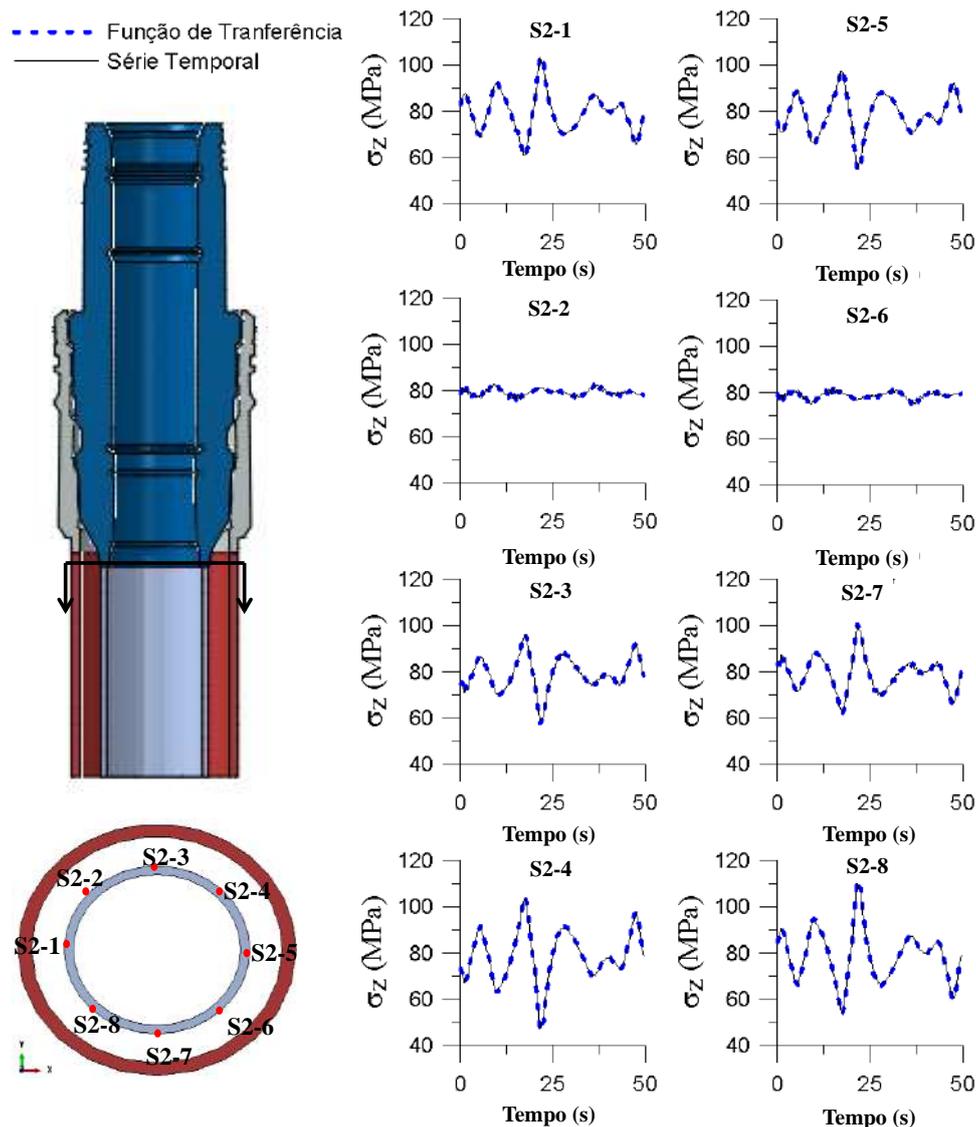


Figura 5-1: Comparação das séries temporais em modelo local com os valores preditos pela função de transferência na seção S2 da solda do revestimento de superfície.

5.2 Verificação cruzada entre os modelos global e local

O objetivo da verificação cruzada é avaliar a consistência entre os modelos global e local. A metodologia utilizada possui como vantagem a divisão de uma análise complexa e computacionalmente custosa em dois modelos mais simples, o que permite maior controle e sensibilidade nos resultados. No entanto, é fundamental que se valide um modelo em relação ao outro, de modo que eles apresentem comportamentos semelhantes submetidos às mesmas condições de contorno e carregamento.

É necessário ressaltar que o desacoplamento das análises traz consigo também um erro associado à utilização de diferentes *softwares* e formulações para calcular a mesma resposta. Enquanto o modelo global foi construído em ANFLEX, que é um *software* dedicado específico para análise de *risers* e sistemas submarinos, utilizando elementos de viga com propriedades equivalentes e contatos simulados por molas, o modelo local foi feito no ABAQUS, constituído parte de elementos sólidos e parte de elementos de viga. Desta forma, a verificação cruzada também é útil para observar a diferença na resposta entre os modelos, permitindo maior controle sobre a dispersão dos resultados.

Esta análise foi feita através da comparação dos dois modelos em termos de séries temporais de esforços (força normal e momentos fletores) em seis pontos localizados a 2,0 m, 4,0 m e 8,0 m abaixo da *mudline*, três deles no condutor e três no revestimento de superfície. Este trecho foi convenientemente escolhido, pois é esperado que os dois modelos tenham uma boa correlação, uma vez que ambos têm formulações semelhantes nesta parte: utilizam elementos de viga para simular os elementos estruturais, sustentados pelo solo simulado por molas P-Y e T-Z, e o cimento anular simulado por molas com rigidez muito alta.

Os nós desta análise comparativa foram identificados por “CondXm” e “RevSupXm” para aqueles localizados no condutor e no revestimento de superfície a X metros da *mudline*, respectivamente, como indicado anteriormente na Figura 4-29.

A geração das séries temporais do modelo global foi feita por meio de análises no domínio do tempo de 12.000 s, com um *cut-off* de 1.200 s, totalizando sinais com 3 h (10.800 s), isto é, a duração média de um estado de mar. Já as séries temporais do modelo local foram geradas por meio de funções de transferência de forças no topo da cabeça de poço para esforços nos 6 pontos analisados (vide Seção 4.5.2).

Foram selecionados aleatoriamente 7 casos de carga dentre os 88 listados na Seção 4.2, e a comparação entre o modelo global e do local foi feita a nível das médias, desvios padrões e coeficientes de correlação dos sinais resultantes de ambos.

A Figura 5-2 mostra a comparação gráfica das séries temporais de esforços geradas a partir do modelo global e pelas funções de transferência para um caso de carga escolhido aleatoriamente entre os 7 caso selecionados. Apesar de não ser possível visualizar o sinal inteiro nesta figura, no trecho de sinal selecionado pode-se perceber visualmente que as

duas séries temporais são aparentemente consistentes, principalmente no elemento a 2,0 m de profundidade. Na medida em que a profundidade aumenta, os sinais mostrados nos gráficos se diferenciam, o que pode ser notado no sinal dos elementos a 8m de profundidade, mas a correlação dos momentos fletores entre as séries de dados retornados pelo modelo global e local continua alta (da ordem de 99%).

A Figura 5-3 apresenta os coeficientes de correlação entre as duas séries de dados – as apresentadas pelo modelo global e pelo local – para os esforços solicitantes nos pontos a 2,0 m, 4,0 m e 8,0 m de profundidade. Nota-se que o coeficiente assume valores próximos a 1,0 na maior parte dos casos de carga analisados, indicando uma boa correlação entre as séries analisadas. Assim como na Figura 5-2, percebe-se uma correlação melhor nos elementos a 2 m de profundidade.

As tabelas presentes no Anexo D apresentam os valores das médias e desvio padrões para os 7 casos de carga selecionados para esta verificação cruzada dos modelos, para os elementos no condutor e no revestimento de superfície a 2,0 m, 4,0 m e 8,0 m de profundidade. Assim como os resultados apresentados previamente pela Figura 5-2 e pela Figura 5-3, os valores de média e desvio padrão são bem próximos nos elementos a 2 m de profundidade. Na medida em que a profundidade aumenta, estes valores se distanciam. O modelo local apresentou, em geral, valores de médias e desvios padrões menores que o modelo global.

A dispersão notada nestas respostas dos modelos à medida que a profundidade aumenta pode ser indício de que as molas de solo ou os elementos utilizados possuem formulações diferentes nos dois *softwares*. No entanto, a boa correlação encontrada na maior parte dos casos de carga analisados é um indicativo que os dois modelos são consistentes, pois apresentam comportamentos semelhantes quando submetidos às mesmas condições de carregamento. Desse modo, os modelos foram considerados consistentes para fins de desenvolvimento e aplicação da metodologia proposta neste trabalho.

No entanto, estas diferenças encontradas nos valores dos parâmetros estatísticos das séries preditas pelos modelos global e local requerem um estudo mais detalhado, de modo a conhecer as incertezas introduzidas pela utilização de dois *softwares* distintos. Tal estudo, porém, foge ao escopo deste trabalho.

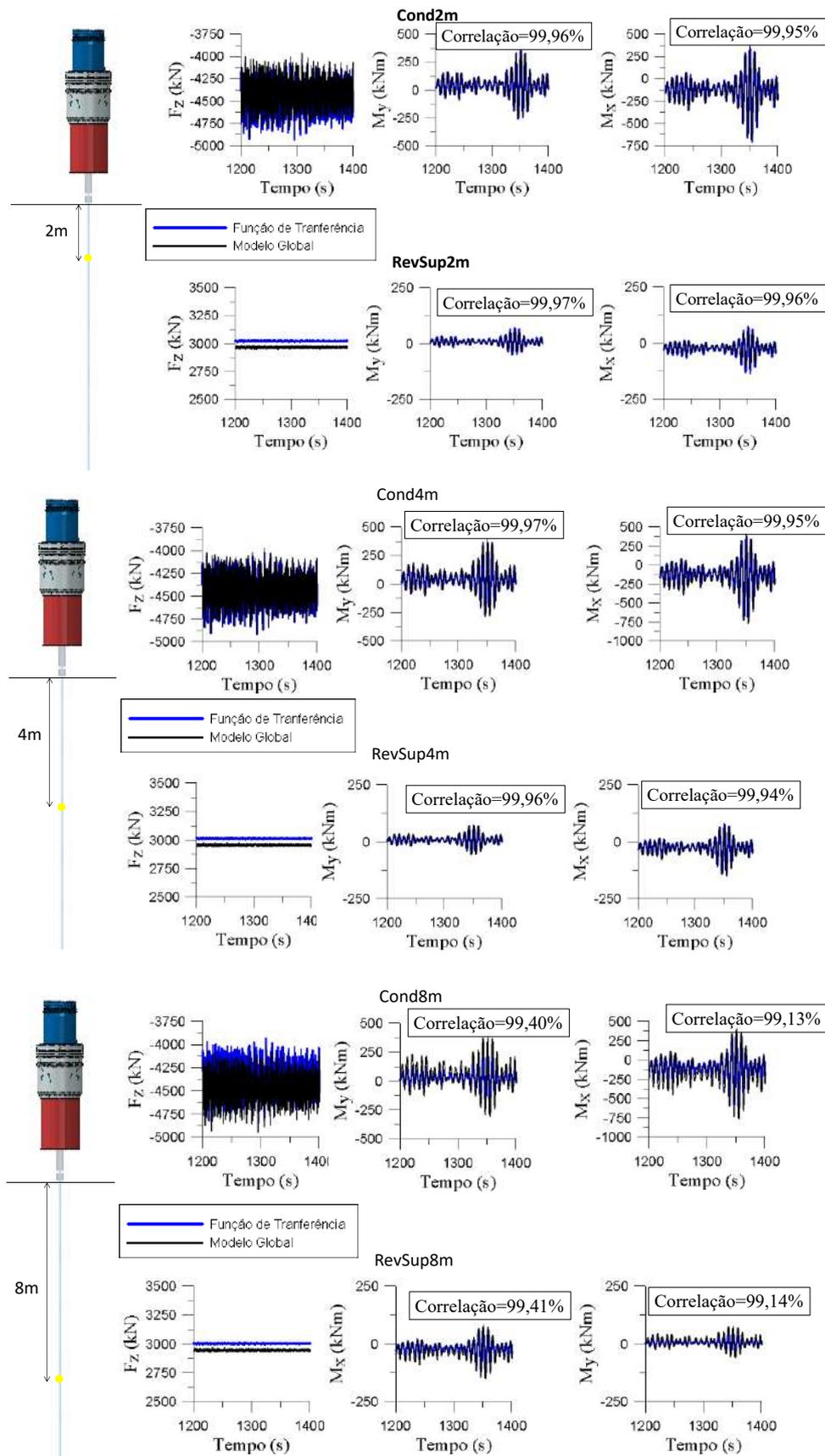


Figura 5-2: Séries temporais de esforços do modelo global e previstas pela função de transferência – elemento a 2m, 4m e 8m da *mudline*.

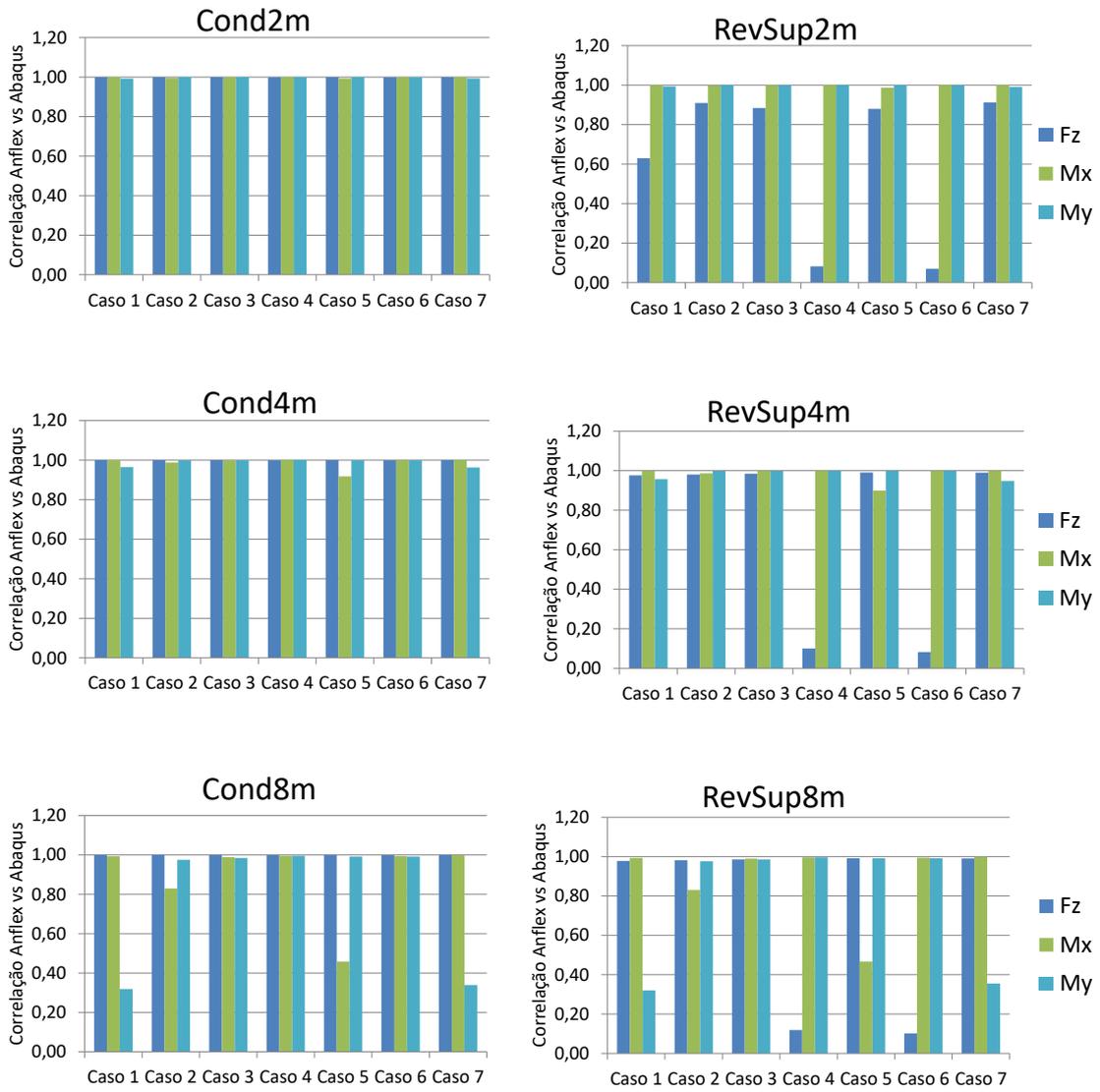


Figura 5-3: Coeficientes de Correlação entre as séries temporais de esforços solicitantes do ANFLEX e do ABAQUS para os 7 casos de carga

5.3 Verificação do Estado de Tensões nos *hot spots* analisados

O objetivo desta análise é determinar a tensão de fadiga de cada *hot spot* analisado neste trabalho, isto é, a componente de tensão que efetivamente contribuirá para a acumulação de dano da estrutura.

O termo “tensão de fadiga” aqui denota a componente do tensor de tensões orientada para a direção da tensão principal máxima, e que, conseqüentemente, contribuirá para a acumulação do dano e a abertura da trinca.

Os critérios de fadiga podem variar em função da complexidade do estado de tensões do ponto a ser analisado, podendo ser multiaxial ou uniaxial. A trinca geralmente cresce orientada perpendicularmente à direção da tensão principal máxima σ_1 , mas o problema reside em conhecer a orientação de σ_1 em qualquer instante de tempo.

Da mecânica dos materiais, pode-se deduzir que a magnitude e a direção das tensões num ponto variam em função do plano selecionado para passar por aquele ponto. Como existem infinitos planos que contém aquele ponto, há também uma combinação infinita de tensões. No entanto, são necessários apenas seis componentes de tensão ou deformação para definir completamente o estado de tensões ou deformações de qualquer plano passando pelo ponto de interesse.

De forma geral, as estruturas estão submetidas a estados de tensões complexos governados pela combinação das cargas atuantes nas três direções, como, por exemplo, tensões biaxiais, flexão associada com torção e fontes de carregamentos com diferentes fases e/ou frequências. Em resumo, o estado de tensões mais geral possível atuando sobre um elemento é multiaxial. Nestes casos, a direção da tensão principal máxima sofre constante alteração, e a obtenção da tensão de fadiga possui critérios próprios de verificação, como o de CROSSLAND [41] e o de SINES [42].

Em muitos casos práticos, no entanto, o estado de tensões pode ser simplificado, podendo ser aproximado por um estado plano de tensões, ou uniaxial. Para que se tenha um estado uniaxial de tensões, a tensão máxima principal (σ_1) deve estar orientada sempre no mesmo sentido. Apesar desta condição não ser satisfeita em todo instante de tempo devido à natureza complexa dos carregamentos incidentes na estrutura real, ela pode ser

assumida de maneira conservadora caso σ_I esteja orientada para uma direção específica na maior parte do tempo. Em outras palavras, em um estado uniaxial, a tensão de fadiga é a componente para onde σ_I está orientada, pois é justamente na direção perpendicular a esta que se desenvolverá a trinca.

Em dutos, *risers* e umbilicais, as tensões relevantes se resumem às axiais, circunferenciais e radiais, e a tensão σ_I está orientada predominantemente na direção axial. Logo, a componente axial de tensão é comumente usada como tensão de fadiga para acumular dano nestas estruturas. No entanto, neste trabalho, a cabeça de poço não pode ser considerada como um tubo propriamente dito. Portanto, deve ser analisada ponto a ponto, a fim de verificar qual tensão de fadiga será usada para calcular o dano.

As componentes de tensão axial e tangencial são geralmente extraídas nas direções dos eixos cartesianos globais X, Y e Z do modelo local, totalizando as 6 componentes do tensor de tensões (σ_x , σ_y , σ_z , τ_{xy} , τ_{xz} , τ_{yz}). Calculando-se as direções principais e os ângulos principais do tensor é possível avaliar se a tensão σ_I está orientada para uma das direções X, Y e Z. Feito isto, basta comparar σ_I com as tensões σ_x , σ_y e σ_z do tensor de tensões. A tensão principal máxima estará orientada na direção daquela tensão cujo valor estiver mais próximo.

Considerando os *hot spots* a serem analisados por este trabalho, mostrados na seção 4.4, têm-se dois pontos no material base (MB1 e MB2), dois pontos na solda (S1 e S2), e dois pontos na parte de viga do modelo (CO1 e SC1), abaixo da *mudline*. As soldas S1 e S2 encontram-se numa região de elementos tubulares. Logo, a tensão de fadiga em S1 e S2 será a componente axial. Os pontos CO1 e SC1, abaixo da *mudline*, são pertencentes a um elemento de viga, também numa região de elementos tubulares típicos, que também terão tensão de fadiga na direção axial. Desse modo, os únicos dois pontos que precisam ser avaliados quanto à tensão de fadiga a ser utilizada são os pertencentes ao material base, MB1 e MB2 localizados no alojador de alta e baixa pressão. Nesta análise, eles foram identificados como indicado na Figura 5-4.

Para a determinação da tensão de fadiga dos pontos MB1 e MB2, a análise foi dividida em duas seções, que se complementam. Primeiramente, extrai-se o tensor de tensões nas direções globais e avalia-se o valor das tensões principais e os ângulos

principais. Em seguida, verifica-se qual a componente de tensão tem valor mais próximo da tensão principal máxima, e esta será a tensão de fadiga do ponto.

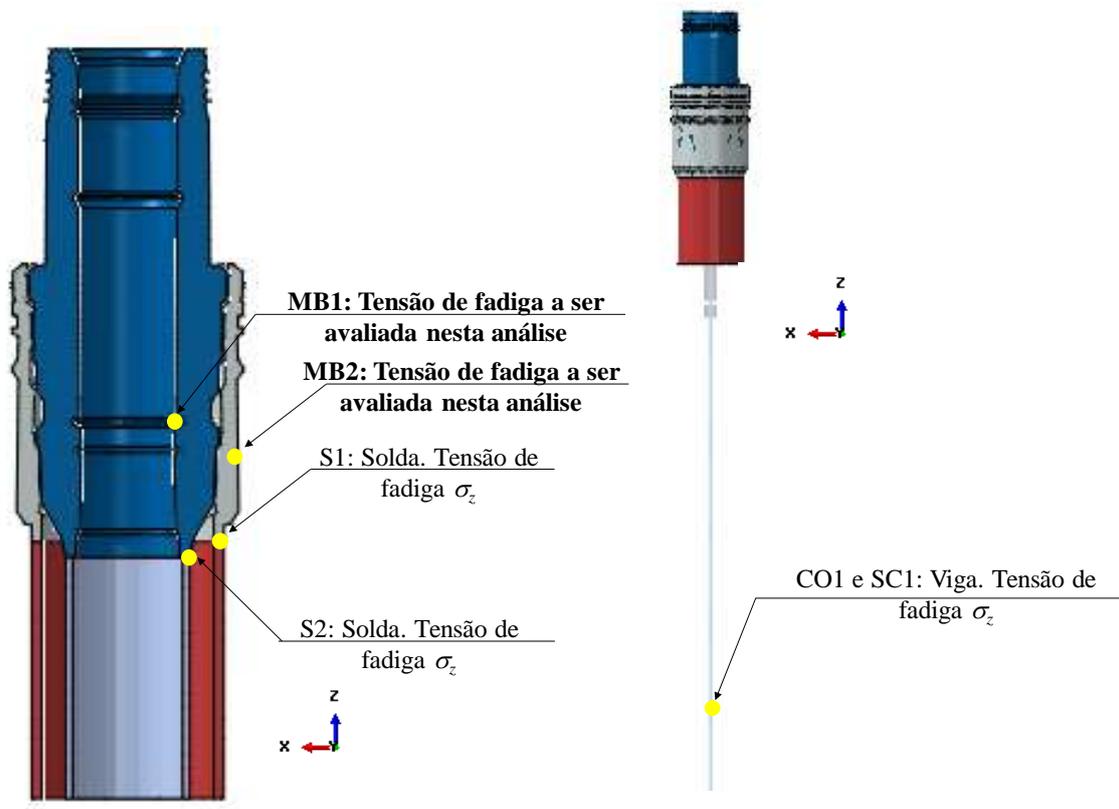


Figura 5-4: Identificação dos nós avaliados na análise do estado de tensões.

5.3.1 Cálculo da tensão principal máxima e plano principal

Tomando as seis componentes do tensor de tensões relativas aos pontos MB1 e MB2 (vide Figura 5-4), localizados respectivamente no alojador de alta e baixa pressão, foi calculado σ_1 e o ângulo entre o plano principal e o plano correspondente ao tensor extraído (θ).

O cálculo de σ_1 e θ foi realizado em todos os 50 casos de carga de treinamento e verificação definidos no modelo local (Seção 4.5), pois estes carregamentos, em tese, ao terem sido gerados a partir do domínio de cargas atuantes cabeça de poço, e englobando

todo este domínio de maneira razoável, são capazes também de captar os diferentes estados de tensões que a estrutura está submetida.

Os valores médios encontrados para σ_I e θ nos 50 casos de carga são apresentados na Tabela 5-1. Nota-se que a ângulo θ dos planos principais adquire valores pequenos em relação aos planos do tensor que foi extraído nos eixos globais. Os valores máximos encontrados para q em todos os 50 casos de carga analisados também são mostrados na Tabela 5-1, com valores da ordem de 5° . Estes resultados indicam que a orientação de σ_I encontra-se relativamente alinhada os eixos do tensor extraído nos eixos globais do modelo.

Desta forma, pode-se afirmar com mais segurança que a tensão de fadiga a ser usada está orientada para alguma das direções cartesianas globais (σ_x , σ_y ou σ_z), pois os valores de ângulos dos planos principais calculados foram pequenos, com valores máximos da ordem de 5° .

Tabela 5-1: Resumo dos resultados para cálculo de σ_I e θ

Nó	σ_I médio [kPa]	θ médio [°]	θ máximo [°]
MB1	76218,8	2,02	4,82
MB2	145553,1	4,42	4,87

5.3.2 Orientação de σ_I e tensão de fadiga

Resta descobrir qual a orientação da tensão de fadiga. Para tal fim, propõem-se comparar σ_I com as demais componentes σ_x , σ_y ou σ_z . Aquela que estiver mais próxima indica a orientação da tensão de σ_I .

Os resultados desta análise são mostrados na Tabela 5-2. Pode-se notar que a tensão σ_I é sempre bem próxima de alguma das componentes de tensão extraídas do modelo. No ponto MB1, σ_I esteve orientada em todas análises na direção de σ_z , enquanto no ponto MB2, a mesma ficou orientada na direção de σ_y .

Tabela 5-2: Resumo dos resultados para a orientação de σ_1

Nó	Máxima diferença percentual σ_1 e σ_x	Máxima diferença percentual σ_1 e σ_y	Máxima diferença percentual σ_1 e σ_z	Tensão de fadiga
MB1	107,76%	174,59%	2,06%	σ_z
MB2	114,17%	0,34%	33,29%	σ_y

No ponto MB1 a tensão σ_z é a direção axial, portanto é a tensão de fadiga usual em dutos. No ponto MB2, por sua vez, a tensão σ_y é justamente a tensão circunferencial. O fato de a tensão principal estar orientada na direção circunferencial revela um efeito localizado nesta região que não é muito usual em seções tubulares típicas. A Figura 5-5 mostra a distribuição das tensões principais máximas de tração nos alojadores em um caso de carga entre os 50 analisados, indicando a tensão de fadiga para cada *hot spot* e a tendência de abertura de trinca.

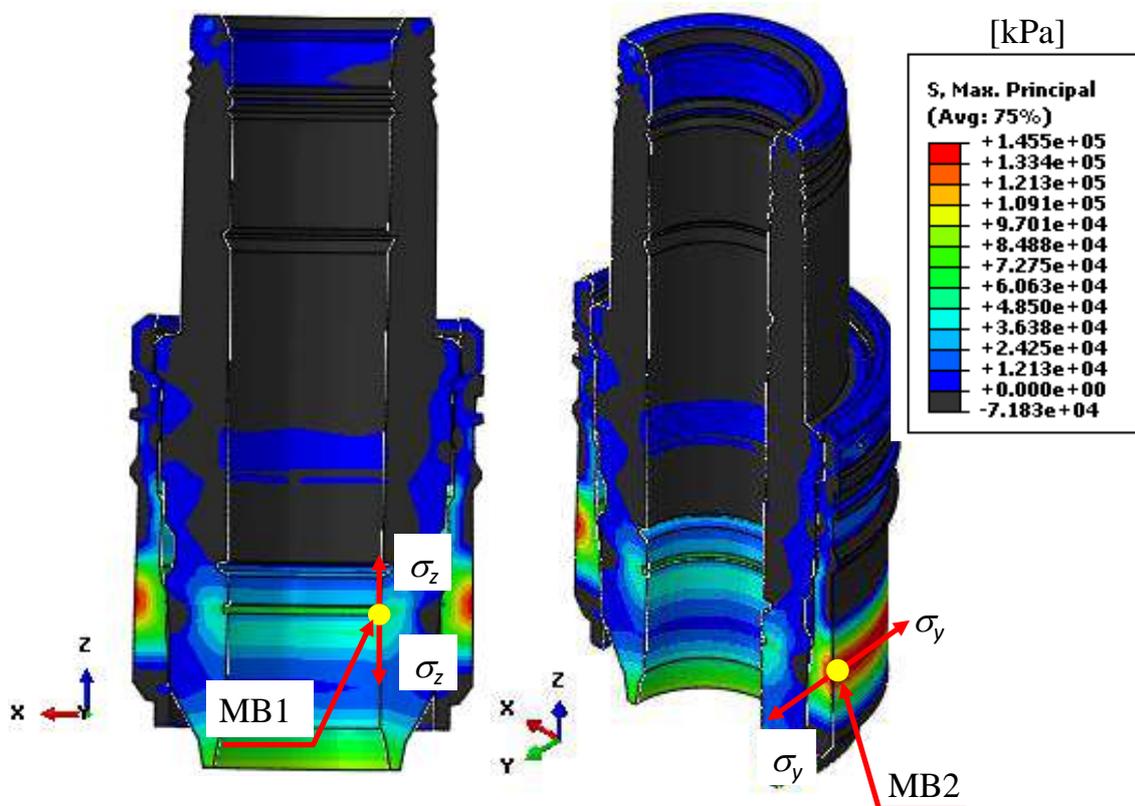


Figura 5-5: Tensões principais máximas de tração nos pontos MB1 e MB2, indicando as tensões de fadiga nos *hot spots*

5.4 Análise de Vida à Fadiga

O objetivo deste estudo de caso é consolidar a metodologia proposta na seção 3.1, por meio de sua aplicação na íntegra, obtendo assim o dano nos *hot spots* da estrutura. Devido à complexidade da geometria do problema tratado neste trabalho, há influência de efeitos locais e tridimensionais, de modo que a avaliação do dano em determinados pontos via modelo global fica comprometida.

O presente estudo de caso, dentre outros aspectos, visa também mostrar que, com a metodologia proposta, é possível obter o dano em qualquer ponto da estrutura. Em contrapartida, ela exige a construção de um modelo local e o treinamento de funções de transferência para cada ponto.

Devido à incidência de momentos fletores na seção de cálculo, o ponto mais solicitado se altera a cada instante de tempo. Desta forma, como é usual em cálculo de tensões em dutos, o dano deve ser avaliado ao longo da seção transversal, geralmente em 8 pontos separados por ângulos de 45 graus. Neste trabalho, adotou-se a mesma estratégia, mas os danos são apresentados somente para o ponto mais crítico dentre os 8.

As análises realizadas incluíram um ano de estados de mar com 3 h de duração, com diagrama de dispersão simplificado conforme previamente apresentado na Seção 4.1. As seções de *hot spots* encontram-se descritas na Seção 4.4 e na Figura 5-6, e os pontos das respectivas seções encontram-se ilustrados na Figura 4-27 e Figura 4-28, apresentadas anteriormente.

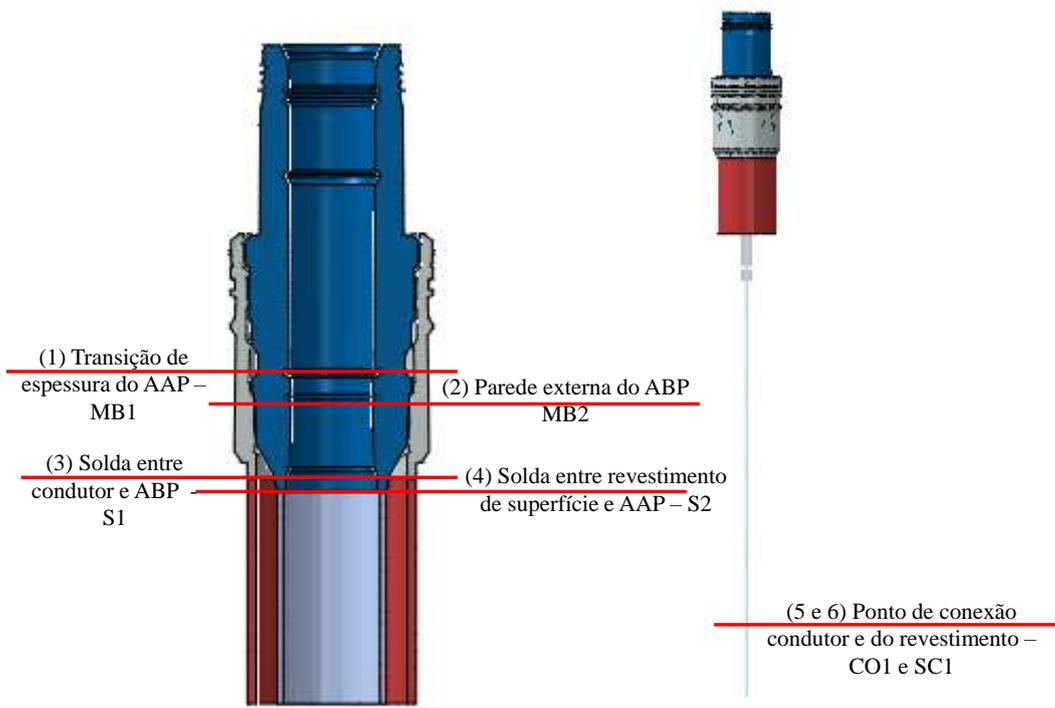


Figura 5-6: Seções de *Hot spots* da cabeça de poço analisados no estudo de caso.

Somando os danos gerados pelos 88 estados de mar descritos na seção 4.1, distribuídos em 1 ano de simulação, obtiveram-se os valores de danos e vidas apresentadas na Tabela 5-3 e na Figura 5-7. Tendo em vista que as operações de perfuração dificilmente se prolongam por um ano inteiro, os resultados anuais e a vida em anos não possuem muito significado prático. Portanto, foi calculado também um dano médio diário, dividindo o dano anual por 365 dias, que representaria o dano médio por dia de operação.

Vale destacar que as condições simuladas nesta análise são parte de um diagrama de dispersão simplificado, com somente 11 estados de mar, aplicados nas 8 direções. Além disso, as premissas adotadas neste caso base não correspondem, necessariamente, à condição real da estrutura, incluindo, por exemplo, nível de cimento coincidente com a *mudline*, desconsideração de amortecimento estrutural e de *offsets* da sonda.

Portanto, os resultados de dano não devem ser usados para tomada de decisão prática ou *benchmark*, pois o objetivo do presente trabalho é somente demonstrar e consolidar a metodologia proposta.

Tabela 5-3: Dano anual e vida dos *hot spots* analisados.

Seção	Ponto	Dano Anual	Vida (anos)	Dano Médio Diário
MB1	MB1-6	$4,33.10^{-3}$	231,9	$1,19.10^{-5}$
MB2	MB2-8	$6,80.10^{-4}$	1471,2	$1,86.10^{-6}$
S1 Externa	S1EXT-3	$6,37.10^{-2}$	15,7	$1,74.10^{-4}$
S1 Interna	S1INT-3	$4,07.10^{-2}$	24,5	$1,12.10^{-4}$
S2 Externa	S2EXT-7	$5,03.10^{-2}$	19,9	$1,38.10^{-4}$
S2 Interna	S2INT-7	$4,30.10^{-2}$	23,3	$1,18.10^{-4}$
CO1	CO1-7	4,45	0,2	$1,22.10^{-2}$
SC1	SC1-7	$6,39.10^{-1}$	1,6	$1,75.10^{-3}$

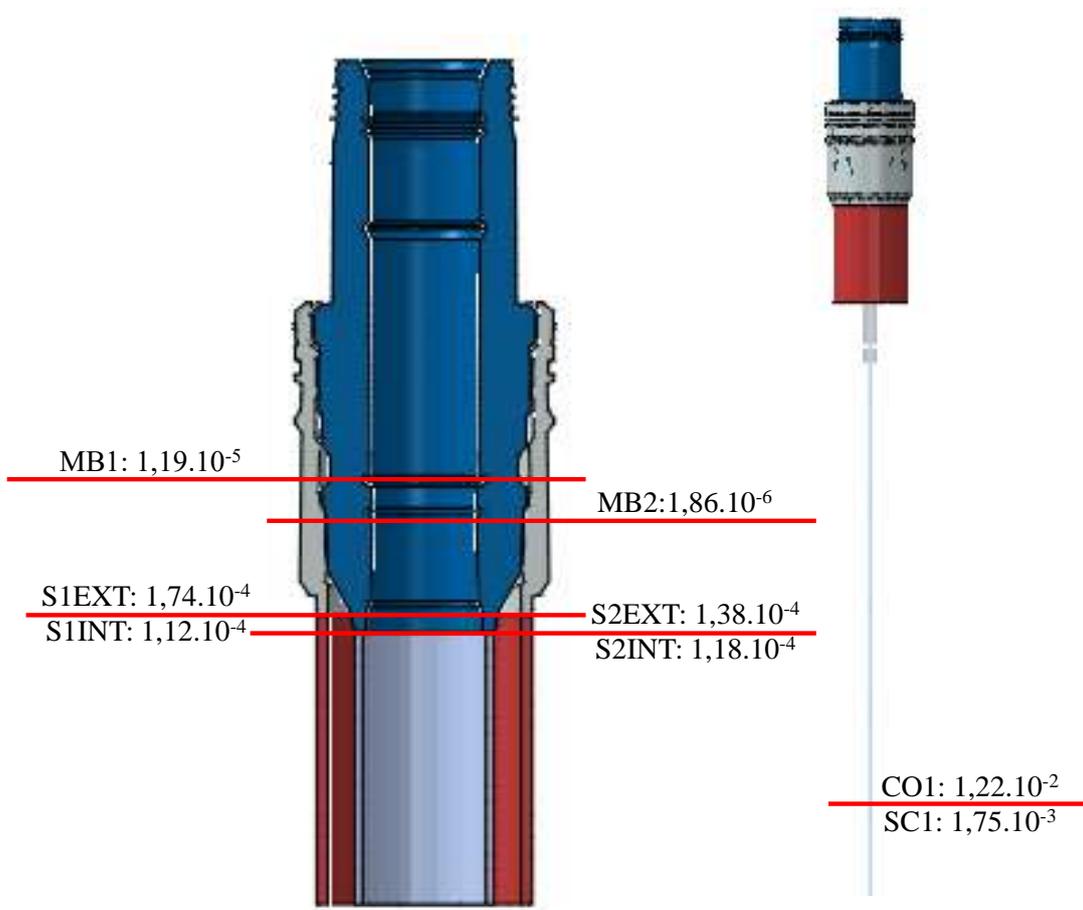


Figura 5-7: Dano Médio Diário dos *hot spots* analisados

A partir dos resultados apresentados, pode-se observar que as seções que apresentaram maior dano foram a CO1 e a SC1.

A seção MB1 apresentou um dano muito baixo em comparação com as demais seções, com uma vida praticamente infinita. A seção MB2, cuja tensão de fadiga é a circunferencial (conforme as conclusões da seção 5.3), também sofreu um dano baixo. Pode-se concluir que estas seções selecionadas dentro dos alojadores não tendem a sofrer falha por fadiga em comparação com as demais seções analisadas.

Quanto às seções de solda S1 e S2, de forma geral a parede externa apresentou dano maior. Desta forma, apesar de na parede interna ser utilizada uma curva S-N mais rigorosa, as tensões na parede externa geraram maiores amplitudes de ciclos de tensão, o que foi dominante para gerar um dano maior.

Desse modo, foi possível aplicar a metodologia proposta no presente trabalho e calcular o dano da estrutura da cabeça de poço em todos os *hot spots* de interesse.

5.5 Comparação com outras metodologias

Vistos separadamente, os resultados da Seção 5.4 não permitem ter qualquer sensibilidade em relação a outros métodos de avaliação de fadiga. Desta forma, esta seção apresenta a comparação da vida útil nos *hot spots* segundo outras metodologias no domínio no tempo e da frequência.

Nesta seção, os danos obtidos são resultantes de 1 ano inteiro de medições experimentais de estados de mar com 3 h, somando 2920 estados de mar simulados. Uma vez que as operações de perfuração não duram 1 ano inteiro, os resultados aqui apresentados representam o dano médio diário, obtido pela razão entre o dano anual e 365 dias, assim como na Seção 5.4. As metodologias comparadas foram três:

- (1) Fadiga aleatória no Domínio do Tempo (DT) usando Fatores de Concentração de tensão – método usual de cálculo de fadiga em *risers*, que usa as séries temporais de tensões do modelo global, associadas a SCF's apropriados, para calcular as tensões nos *hot spots*;
- (2) Fadiga aleatória no domínio do tempo usando funções de transferência obtidas por meio de Regressão Simbólica (RS) – metodologia proposta neste trabalho,

que usa as séries de esforços do modelo global em conjunto com funções de transferência calculadas em modelo local e SCF's (quando aplicáveis) para obter as tensões nos *hot spots*;

- (3) Fadiga aleatória no Domínio da Frequência (DF) usando fatores de concentração de tensão – aplica técnicas de linearização no modelo global [43] e obtém os espectros de tensões nominais, que associados junto a métodos específicos (Dirlik [44]) e SCF's apropriados, torna possível calcular o dano nos *hot spots*. Uma descrição mais detalhada sobre as técnicas de linearização aplicadas neste método pode ser encontrada em DANTAS *et al.* [45].

As metodologias supracitadas foram referenciadas como DT, RS e DF. O custo computacional necessário para a aplicação de DT e RS são semelhantes. O método RS, proposto neste trabalho, aumenta ligeiramente o tempo e processamento devido à necessidade de processamento das funções de transferência e sua geração para cada *hot spot* analisado. A metodologia DF, por sua vez, tem custo computacional muito reduzido devido às técnicas de linearização aplicadas e por resolver a equação da dinâmica evitando as transformadas para o domínio do tempo [45]. Os SCF's e curvas S-N aplicados nos três métodos foram os mesmos apresentados na Tabela 4-10.

As seções MB1 e MB2 foram avaliadas exclusivamente pelo método RS, pois os efeitos locais introduzidos pela presença e interação dos alojadores só conseguem ser simulados corretamente por meio do modelo local. As demais seções (S1, S2, CO1 e SC1) foram analisadas pelos três métodos. Inicialmente serão apresentados os resultados de danos médios diários normalizados de todas as seções, para avaliar, numa visão geral, a ordem de grandeza dos danos observados em cada *hot spot*. Em seguida serão mostrados os danos médios diários em suas grandezas originais para cada seção de *hot spot* em separado.

Os resultados de dano médio diário normalizado para as três metodologias são mostrados na Figura 5-8. Nota-se que os maiores danos foram observados em CO1 e SC1 nas três metodologias utilizadas. Os danos na seção MB1 e MB2 são tão pequenos em comparação com os demais que, quando normalizados, tornam-se visualmente imperceptíveis.

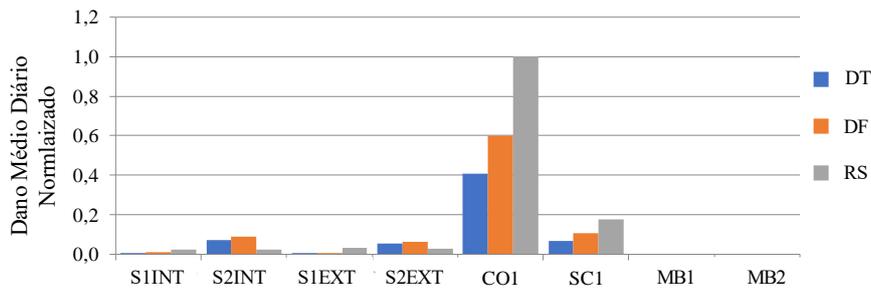


Figura 5-8: Dano médio diário normalizado para as seções de *hot spots* segundo os métodos DT, DF e RS

Ainda analisando a Figura 5-8, observa-se que os danos previstos pelos métodos DF e DT são mais próximas entre si do que de RS. DF foi um pouco mais conservador que DT em todas as seções analisadas. A diferença fundamental entre estas duas metodologias são as técnicas de linearização usadas no modelo global da abordagem DF. É possível concluir que os resultados dos métodos DF e DT têm boa correlação, e que as técnicas de linearização aplicadas no DF não implicaram em perdas relevantes na qualidade dos resultados. A aplicação do DF se mostra bastante interessante do ponto de vista prático, pois este reduz consideravelmente o custo computacional da análise.

Os danos médios diários das seções CO1, SC1, MB1 e MB2 são mostrados separadamente na Figura 5-9. Importante destacar que cada seção encontra-se em escala diferente nesta figura. O método RS, proposto no presente trabalho, tem a possibilidade de calcular a fadiga em qualquer ponto do alojador, como foi feito com MB1 e MB2, o que não é possível usando os outros dois métodos. Apesar disso, os danos nestas seções foram baixos em comparação com as soldas e os conectores. MB1 apresentou dano na ordem de grandeza sete vezes menor que CO1, enquanto MB2 apresentou uma ordem de grandeza 13 vezes menor.

Em especial, na seção MB2, observa-se um dano total na ordem de 10^{-15} , o que, para fins práticos, pode ser considerado como zero. Uma possível justificativa para este dano muito baixo é o fato de a tensão de fadiga neste ponto ser a circunferencial (como foi concluído na Seção 5.3). Apesar das tensões principais máximas neste ponto serem as maiores (em módulo) observadas no modelo, a tensão circunferencial tem variações praticamente inexistentes, pois depende das pressões externas e internas aplicadas, que são constantes ao longo da análise. Portanto, apesar de apresentarem valores altos em módulo, há pouca variabilidade e um baixo número de ciclos associado à tensão

circunferencial, e conseqüentemente um baixo dano. De fato, variações nas tensões circunferenciais são observadas somente no modelo local quando há pressões sendo aplicadas numa configuração deformada de cabeça de poço, o que pode alterar discretamente o gradiente de pressões na parede do alojador e causar alguma variação na tensão circunferencial.

As seções CO1 e SC1 apresentaram um dano maior na metodologia RS. Parte deste resultado pode ser justificado por um efeito adicional presente em RS que é ausente no DF e no DT, causado pelas pressões aplicadas. Nas metodologias DF e DT, o efeito das pressões é computado somente no cálculo de conversão da tração efetiva em real, e no cálculo das tensões na parede do tubo. Já em RS, as pressões (internas e externas) foram aplicadas como forças distribuídas nas superfícies dos alojadores, do condutor e do revestimento de superfície. Neste caso, a aplicação de altas pressões em uma configuração deformada da cabeça de poço acarreta num aumento também dos momentos fletores, além dos efeitos típicos já considerados no modelo global. Este efeito é ilustrado no Anexo A.

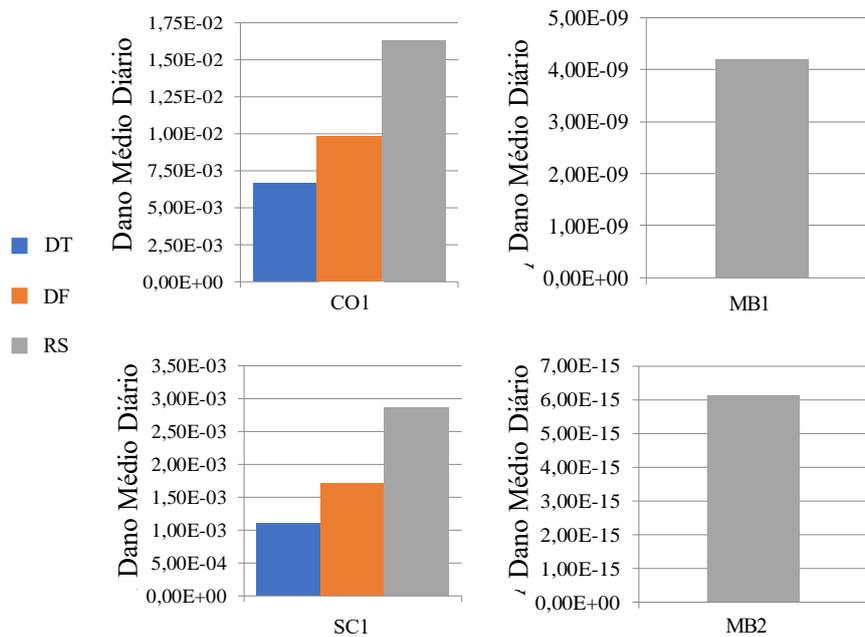


Figura 5-9: Dano médio diário para as seções de *hot spots* segundo os métodos DT, DF e RS – Seções CO1, SC1, MB1 e MB2

Os danos médios diários das seções S1 e S2 são mostrados separadamente na Figura 5-10, na parede interna e externa das soldas do condutor e do revestimento de superfície. É importante destacar que os gráficos de S1INT e S1EXT estão na mesma escala para

uma melhor comparação visual, assim como S2INT e S2EXT. A partir desta figura, nota-se que RS apresentou um dano maior em S1 e menor em S2 em comparação com DF e DT. Isto indica uma provável diferença na distribuição de tensões entre S1 e S2, reduzindo o dano do primeiro (S2EXT e S2INT) e aumentando o do segundo (S1EXT e S1INT). No entanto, esta hipótese precisa ser investigada mais profundamente. O Anexo E mostra uma análise complementar na tentativa de compreender este comportamento diferenciado das tensões em S1 e S2 nos métodos DT e RS.

Em especial, estas seções encontram-se numa região onde o modelo local e o global tem formulações fundamentalmente diferentes. A modelagem deste trecho em RS conta com a geometria detalhada dos alojadores, do condutor e do revestimento de superfície, bem como a simulação destas estruturas com elementos sólidos hexaédricos. Por outro lado, em DF e DT, são utilizadas inércias equivalentes para a simulação destas estruturas com elementos de viga. Isto ressalta, por um lado, a importância de um modelo detalhado dos alojadores, pois pode acarretar em alterações significativas no comportamento do modelo.

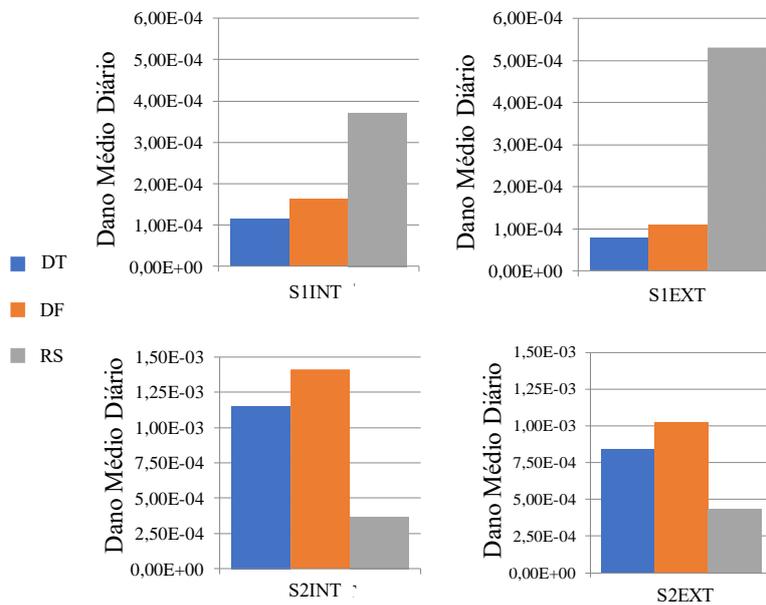


Figura 5-10: Dano médio diário para as seções de *hot spots* segundo os métodos DT, DF e RS – Seções S1 e S2

Os resultados mostrados nesta seção mostram que o dano imposto pela perfuração na cabeça de poço submarina é relevante e pode levar a estrutura à falha.

6 Conclusões

Neste trabalho, uma metodologia para calcular a fadiga na estrutura de cabeças de poços *offshore* foi desenvolvida e aplicada. A metodologia proposta inclui a utilização de um modelo global, um modelo local e um modelo de análise de fadiga para obter a vida útil nos *hot spots* da cabeça de poço.

Do modelo global foram extraídas as séries temporais de esforços na cabeça de poço, e do modelo local definiram-se funções de transferência de esforços para tensões por meio de algoritmos evolucionários de regressão simbólica. Combinando os resultados do modelo global com as funções de transferência, as tensões de fadiga foram calculadas. Com um modelo de análise de fadiga apropriado, foi possível obter o dano em cada *hot spot*.

A utilização de regressão simbólica foi bastante conveniente para definir uma expressão analítica fechada para as relações entre esforços e tensões do modelo local, o que permitiu obter as tensões de fadiga de forma relativamente simples e possibilitando considerar os efeitos tridimensionais do modelo local e as não-linearidades proporcionadas pelos elementos de contato.

Em relação ao custo computacional, a metodologia aqui desenvolvida foi compatível com análises no domínio do tempo ordinárias, acrescentando o fato de ser requerido o processamento das funções de transferência, e sua geração para cada *hot spot*, processo que pode ser automatizado. Em contrapartida a utilização das funções de transferência traz o benefício de considerar as potencialidades de um modelo local por meio de uma expressão analítica de fácil processamento.

Em relação às seções transversais analisadas, àquelas contidas dentro dos alojadores (MB1 e MB2) apresentaram dano à fadiga muito baixo no estudo de caso considerado. Os alojadores são elementos muito rígidos e as análises feitas mostraram que as seções MB1 e MB2 são pouco suscetíveis à fadiga quando comparadas as demais analisadas.

Os pontos críticos foram dominados pelas seções da solda e do conector do condutor e do revestimento de superfície (S1, S2, CO1 e SC1).

Como consequência de uma modelagem mais detalhada dos elementos estruturais, a metodologia proposta permitiu o cálculo nos pontos contidos dentro dos alojadores, por ser a única a considerar os efeitos da inércia e geometria desses alojadores com mais precisão. Além disso, os resultados apresentados nas seções S1 e S2 assumiram valores diferentes em comparação com o método DT. Isto destaca a importância em se considerarem os efeitos locais nos trechos próximos aos alojadores, que pode acarretar em diferenças significativas dos danos destas seções.

6.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

O presente trabalho lançou algumas bases para a elaboração de metodologias mais apuradas para determinação da vida à fadiga de cabeças de poços. No entanto, como foi destacado, muitas incertezas permanecem na análise, referentes, por exemplo, ao nível de cimento, rigidez da junta flexível, rigidez do tracionador, e rigidez do solo.

Desta forma, para trabalhos futuros, propõem-se realizar análises de sensibilidade alterando-se estes parâmetros a fim de se determinar os níveis de incerteza relacionados a cada um deles e como os mesmos influenciam na resposta final da estrutura.

Além disso, é possível investir numa modelagem do solo com elementos sólidos, pois algumas fontes na literatura [27][28] parecem indicar que os resultados obtidos nestes modelos são mais coerentes com o real comportamento da estrutura.

É possível ainda a construção de modelos locais mais detalhados, com condutor e revestimento de superfície totalmente simulados por meio de elementos sólidos. Neste caso, os danos nos conectores (CO1 e SC1) – que apresentaram valores altos - também podem ser reavaliados via modelo local. Uma estratégia que pode ser adotada para reduzir as incertezas associada a estes pontos e aumentar a sua vida útil é a modelagem apropriada destas seções usando elementos sólidos e suas geometrias exatas, o que pode reduzir o nível de tensões nos pontos. Neste trabalho, a modelagem com elementos de viga tinha o propósito de validar os modelos global e local (Seção 5.2), e, por isso, as seções abaixo da *mudline* foram feitas de maneira idêntica ao modelo global. Também é possível avaliar a modelagem do solo para aumentar a vida, utilizando molas de Zakeri[27][28] ao invés

das molas da API-RP-2GEO [29]. Modelar o solo com elementos sólidos também pode auxiliar numa resposta mais consistente com o real comportamento da estrutura. Outro parâmetro que pode ser alterado para reduzir o nível de tensões na estrutura é o amortecimento, que no presente trabalho foi assumido como zero. Uma reavaliação do SCF de 3,55 também pode ser feita de forma a aumentar a vida da estrutura.

Referências Bibliográficas

- [1] PELLINI, W.S. 1972. *Criteria for Fracture Control Plans*. Naval Research Laboratory Report 7406.
- [2] BAI, Y., BAI, Q. 2010. *Subsea Engineering Handbook*. Elsevier. Houston USA.
- [3] HOPPER, C., 1983. “Vortex-Induced Oscillations of Long Marine Drilling Riser”. *Proc. Deep Offshore Technology (DOT)*.
- [4] SINGEETHAM, S. P. “An optimized design of a typical subsea drilling system for fatigue applications”. *Eighth International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. Hague, Netherlands.
- [5] KING, G.W. 1990. “Drilling Engineering for Subsea Development Wells”. *SPE Journal of Petroleum Technology*.
- [6] MØVIK, H. 2006, "Fatigue damages at wellhead," *Underwater Technology Conference*, Bergen, Norway
- [7] LYONS, W.C., PLISGA, G., LORENZ, M., 2015. *Standard Handbook of Petroleum and Natural Gas Engineering*. Third Edition.
- [8] PESTANA, R.G 2013. *Análise de Desconexão de Emergência de um Riser de Perfuração em Águas Ultra profundas*. COPPE/UFRJ. Dissertação de Mestrado
- [9] API. *Recommended Practice for Design, Selection, Operation and Maintenance of Marine Drilling Riser Systems (RP-16Q)*. First Edition. America Petroleum Institute. 1993.
- [10] REINÅS, L., SÆTHER, M., HØRTE, T., GRYTØYR, G. 2011. “Wellhead Fatigue Analysis Method”. *Proceedings of the 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. No. OMAE2011-50026. June 19-24, Rotterdam, The Netherlands.
- [11] MATHER, A. *Offshore Engineering: An Introduction*, Witherby & Co Ltd. 1995
- [12] THOMAS, J.E., 2001. *Fundamentos de Engenharia do Petróleo*. Editora Interciência. Rio de Janeiro.
- [13] DNV. *Wellhead fatigue analysis (RP-E104)*. Det Norske Veritas. Março, 2018.
- [14] WILLIAMS, D., GREENE, J., 2012a. “The Influence of Drilling Rig and Riser System Selection on Wellhead Fatigue Loading”. *Proceedings of the 29th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. No. OMAE2012-83754, Rio de Janeiro.

- [15] GREGERSEN, K., 2015. *Evaluation of Wellhead Fatigue for Drilling Risers*. Norwegian University of Science and Technology. Department of Marine Technology. M.Sc Thesis.
- [16] DYNGVOLD, S.H.O. 2011. *Development of simulation model for virtual testing and design of a riser tensioner system*. University of Adger, Adger, Noruega. M. Sc Thesis.
- [17] JANUARILHAM, Y. 2012. *Analysis of Component Criticality in the Blowout Preventer*. University of Stavanger. Faculty of Science and Technology. Master Thesis.
- [18] DNV. *Fatigue Design of Offshore Steel Structures (RP-C203)*. Det Norske Veritas. Outubro, 2011.
- [19] POLI, R., KOZA, J.R. 2003. "A Genetic Programming Tutorial". *Introductory Tutorials in Optimization, Search and Decision Support*. Volume 8 Chapter 8.
- [20] GONZALES, G.M., CORTINA, J.P.R., SOUSA, J.R.M., SAGRILO, L.V.S 2018, "Alternative Solutions of the Geodesic Differential Equations Applied to the Mechanical Analysis of the Tensile Armors of Flexible Pipes under Bending". *Mathematical Problems in Engineering*, Volume 2018, ID 1040973.
- [21] KOZA, J.R. 1992. *Genetic Programming: On the Programming of Computers by Means of Natural Selection*. Cambridge, MA: MIT Press.
- [22] VALKA, W.A., FOWLER, J.R. 1985. "The Design and Analysis of a TLP Subsea Wellhead". *Offshore Technology Conference*. Houston. Texas
- [23] REINÅS, L. 2012. *Surface casing cement boundary condition for subsea wellhead fatigue analytical models*. University of Stavanger. Faculty of Science and Technology. Department of Petroleum Engineering. PhD thesis.
- [24] WILLIAMS, D., GREENE, J., 2012b. "The Effects of modelling techniques and data uncertainty in wellhead fatigue life calculation". *Proceedings of the 29th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. No. OMAE2012-83755. Rio de Janeiro.
- [25] HARILDSTAD, E. HAUKANES, A. 2013. *Effects of BOP Stack Modelling on Estimated Wellhead Fatigue Damage*. Norwegian University of Science and Technology. Master Thesis.
- [26] HEGSETH, J.M., 2014. *Assessment of Uncertainties in Estimated Wellhead Fatigue..* Norwegian University of Science and Technology. Department of Marine Technology. M.Sc Thesis.
- [27] ZAKERI, A., CLUKEY, E.C., KEBADZE, E.B., JEANJEAN, P. 2016. "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 (2016) 78-95
- [28] ZAKERI, A., CLUKEY, E.C., KEBADZE, E.B., JEANJEAN, P. 2016. “Fatigue Analysis of offshore well conductors: Part II – Development of new approaches for conductor fatigue analysis in clays and sands”. *Applied Ocean Research* 57 (2016) 96-113.
- [29] API. *Geotechnical and Foundation Design Considerations (RP-2GEO)*. First Edition. American Petroleum Institute. 2011
- [30] BUITRAGO, J., KRISHNAN, V., SOMMERFIELD, P., 2011. "Fatigue Assessment of Subsea Tree Connectors and Wellheads". *Proceedings of 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. No. OMAE2011-49853. Rotterdam, The Netherlands
- [31] ARONSEN, K.H., KUZMICHEV, S., GRYTØYR, G., GREGERSEN, K., KIRKEMO, F., REINÅS, L. 2018. "Analysis Approach for Estimating Wellhead Fatigue". *Proceedings of 37th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. No. OMAE2018-77214, Madrid, Spain.
- [32] LACEO COPPE 2019. *Modelagem Probabilística da Resposta de Risers de Perfuração sob Carregamentos Ambientais para Análise de Extremos e de Fadiga*. Relatório Técnico. Data da Emissão: 29/04/2019. “Sigilo técnico”.
- [33] SCHMIDT, M., LIPSON, H., 2009, “Symbolic regression of implicit equations”, In: Riolo, R., O’Reilly, U., McConaghy, T. (eds) *Genetic Programming Theory and Practice*, v. 7, chapter 5, pp. 73-85.
- [34] SCHMIDT, M. and LIPSON, H., 2009, “Distilling free-form natural laws from experimental data”, *Science* 324, n° 5923, pp. 81-85.
- [35] GONZALES, G.M., SOUSA, J.R.M., SAGRILO, L.V.S., MARTINS, R.R., ROCHA, D.M., 2019. “A Symbolic Regression Formulation to Estimate the Lateral Buckling Resistance of Tensile Armors in Flexible Pipes”. *Proceedings of 38th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. No. OMAE2019-95510, Glasgow, Scotland, United Kingdom.
- [36] ANZAI, H. ENDO, T. 1979. “On-site indication of fatigue damage under complex loading”. *International Journal of Fatigue*. 0142-1123/79/010049-09. IPC Business Press Limited
- [37] CHAVES, V.V., 2015. *Artificial Neural Networks applied to the analysis of Flexible Pipes*. COPPE/UFRJ. Dissertação de Mestrado.

- [38] MATLOCK, H, 1970. “Correlations for Design of Laterally Loaded Piles in Soft Clay”. *In: Proceedings of the Offshore Technology Conference*, pp.578-594, Texas, E.U.A., 1970.
- [39] ANFLEX. Manual do Usuário, doc. 3.0, CENPES/DIPREX/SEDEM. Relatório Interno
- [40] ABAQUS, 2013, *Abaqus 6.13*, Dassault Systèmes Simulia Corp., Waltham, MA.
- [41] CROSSLAND, B., 1956. “Effect of large hydrostatic pressures on the torsional fatigue strength of and alloy steel”. *Proc. Int. Conf. on Fatigue of Metals*, IMechE, London, pp. 138-149.
- [42] SINES, G., OGI, G., 1981. “Fatigue criteria under combined stress or strains”. *J. Eng. Mater. Technol.*, Vol 103, pp. 82-90.
- [43] REZENDE, F.A., LOPES, G.K., SOUSA, F.J.M., DANTAS, C.M.S, SOUSA, J.R.M., FONSECA, C.E., PERCY, J.G., 2020. “Wellhead Fatigue Analysis Considering Global and Local Effects”. *Proceedings of 39th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. No. OMAE2020-18854, Fort Lauderdale, Florida, USA.
- [44] JIAO, G., MOAN, T. – “Probabilistic Analysis of Fatigue due to Gaussian Load Processes”, *Probabilistic Engineering Mechanics*, Vol. 5, No. 2, 1990.
- [45] DANTAS, C.M.S, SIQUEIRA, M.Q., ELLWANGER, G.B, TORRES, A.L.F.L, MOURELLE, M.M. 2004. “A Frequency Domain Approach for Random Fatigue Analysis of Steel Catenary Risers at Brazil’s Deep Waters”. *Proceedings of 23rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. No. OMAE2004-51104, Vancouver, British Columbia, Canada.

ANEXO A - Efeito nos Momentos devido às Pressões e Carga Lateral

A.1 Objetivo

Verificar se a combinação de altas pressões e carga lateral interfere nos momentos fletores do condutor e do revestimento. Para tal fim, foram comparados os resultados de dois modelos da cabeça de poço, conforme a Figura A.1:

- (1) Com carga lateral aplicada e;
- (2) Com carga lateral e pressões externas aplicadas.

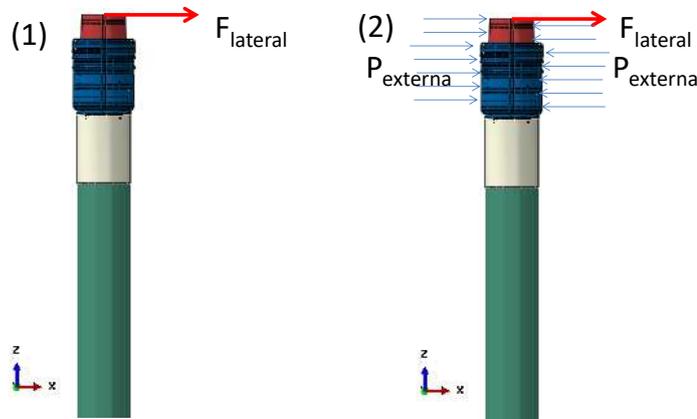


Figura A.1: Modelos comparados nesta análise

A.2 Resultados

Os momentos no condutor e no revestimento para os modelos com e sem pressão externa aplicada são mostrados na Figura A.2. Pode-se observar que houve um acréscimo nos momentos destas estruturas com a aplicação das pressões.

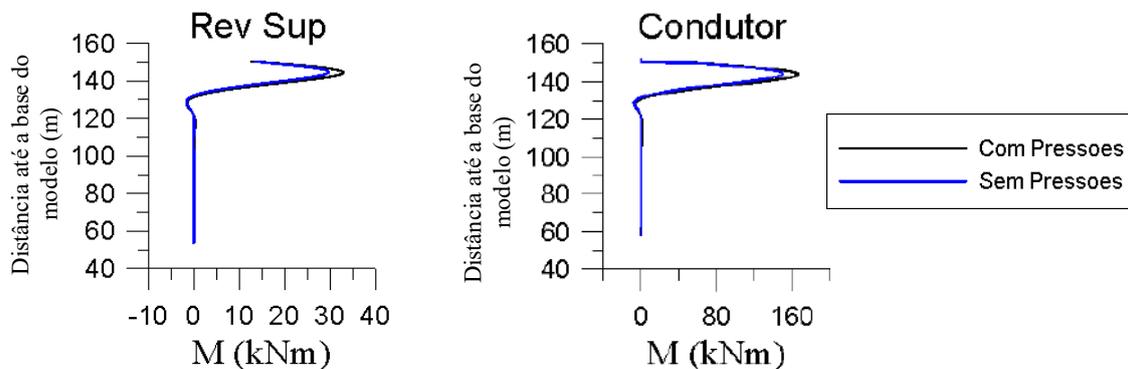


Figura A.2: Resultados dos momentos no condutor e no revestimento

ANEXO B – Distribuição de Tensões principais máximas e deformada

A Figura B.1 e a Figura B.2 apresentam a distribuição de tensões principais máximas positivas nos elementos estruturais da cabeça de poço, submetida somente a carregamentos gravitacionais e pressão. Pode-se notar que as regiões que apresentam tensões positivas encontram-se principalmente nos alojadores (Seção MB2 e MB1 da), e no revestimento de superfície (Seção S2). A seção S1, da solda do condutor apresentou tensões máximas negativas.

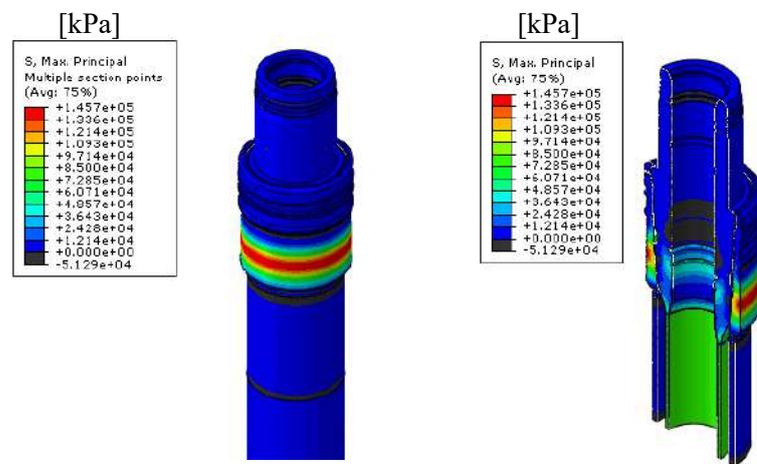


Figura B.1: Distribuição de tensões principais máximas positivas na cabeça de poço sob ação da gravidade e pressão

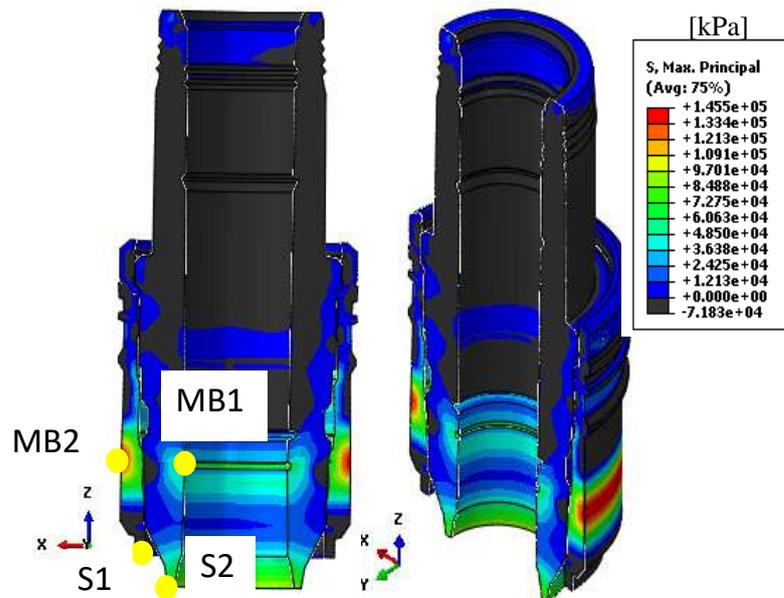


Figura B.2: Distribuição de tensões principais máximas positivas na cabeça de poço sob ação da gravidade e pressão

A Figura B.3 mostra a deformada do modelo submetido a uma condição de carregamento com gravidade, pressões, forças e momentos aplicados, com um fator de escala aumentado em 100 vezes para uma melhor visualização. Os valores das forças e momentos aplicados são da mesma ordem de grandeza dos carregamentos suportados pela estrutura no modelo global e da mesma ordem de grandeza dos casos de carga de treinamento da função de transferência. Pode-se perceber que os maiores deslocamentos (da ordem de 7 cm) são experimentados na base do modelo, no revestimento de superfície, onde há uma força aplicada devido ao trecho do duto truncado. No topo da cabeça de poço, os deslocamentos são da ordem de 4 cm.

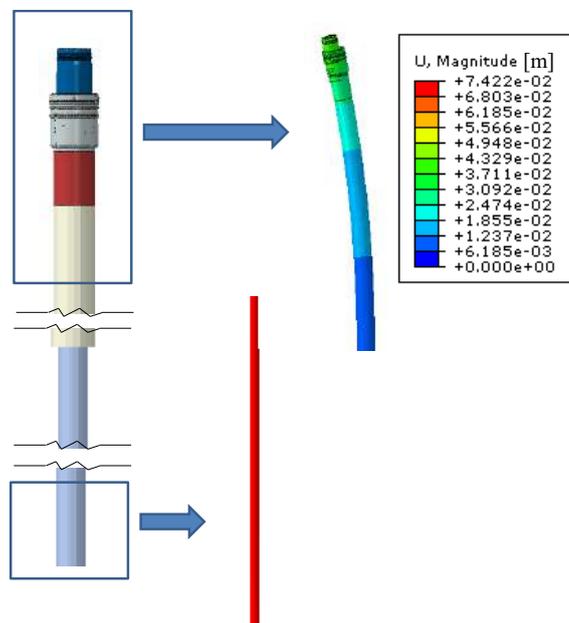


Figura B.3: Deformada do modelo local (Fator de escala de 100 vezes)

ANEXO C – Ilustração do *overfitting*

C.1 Objetivo

Este anexo objetiva ilustrar o fenômeno de *overfitting* analisando uma série temporal predita por duas funções retornadas pelo EUREQA, uma complexa com precisão máxima e outra mais simples com boa precisão, são elas:

$$\begin{aligned} \bar{M}_{yy} = & 0,0002 + 0,5212\text{sen}(\bar{F}_x) + 0,1084\bar{F}_x^3 + 0,5016\bar{M}_y - 7,0464 \cdot 10^{-5} \frac{\bar{M}_y}{\bar{F}_x} \\ & + 0,0301\bar{M}_y\text{sen}(\bar{F}_x)^2 - 0,0027\bar{M}_y\text{sen}(\bar{F}_x) - 0,0049\text{sen}(\bar{F}_x)^2 \end{aligned} \quad (\text{C.1})$$

$$\bar{M}_{yy} = 0,5246\bar{F}_x + 0,5047\bar{M}_y \quad (\text{C.2})$$

Onde \bar{M}_{yy} são os valores normalizados de momento fletor em torno do eixo Y local da seção, \bar{F}_x e \bar{M}_y são as componentes de força normalizada em X e momento normalizado em Y nos eixos globais do modelo.

Os parâmetros estatísticos das duas funções são mostrados na Tabela C.1.

Tabela C.1 – Parâmetros estatísticos das Eq. (C.1) e (C.2)

Parâmetro	Eq. (C.1)	Eq. (C.2)
R ²	0,99999	0,999962
Coef. Correlação	0,999995	0,999982
Erro Máximo	0,001581	0,003215

C.2 Resultados

Os resultados apresentados na Figura C.1 ilustram o fenômeno de *overfitting*, que ocorreu na função mais complexa da Eq. (C.1).

Apesar da Eq. (C.1) apresentar parâmetros estatísticos melhores – mostrados na Tabela C.1 - seus termos não lineares tornam-na instável quando utilizada para a predição das séries temporais. Isto não ocorreu na função da Eq. (C.2), com coeficientes relativamente mais simples.

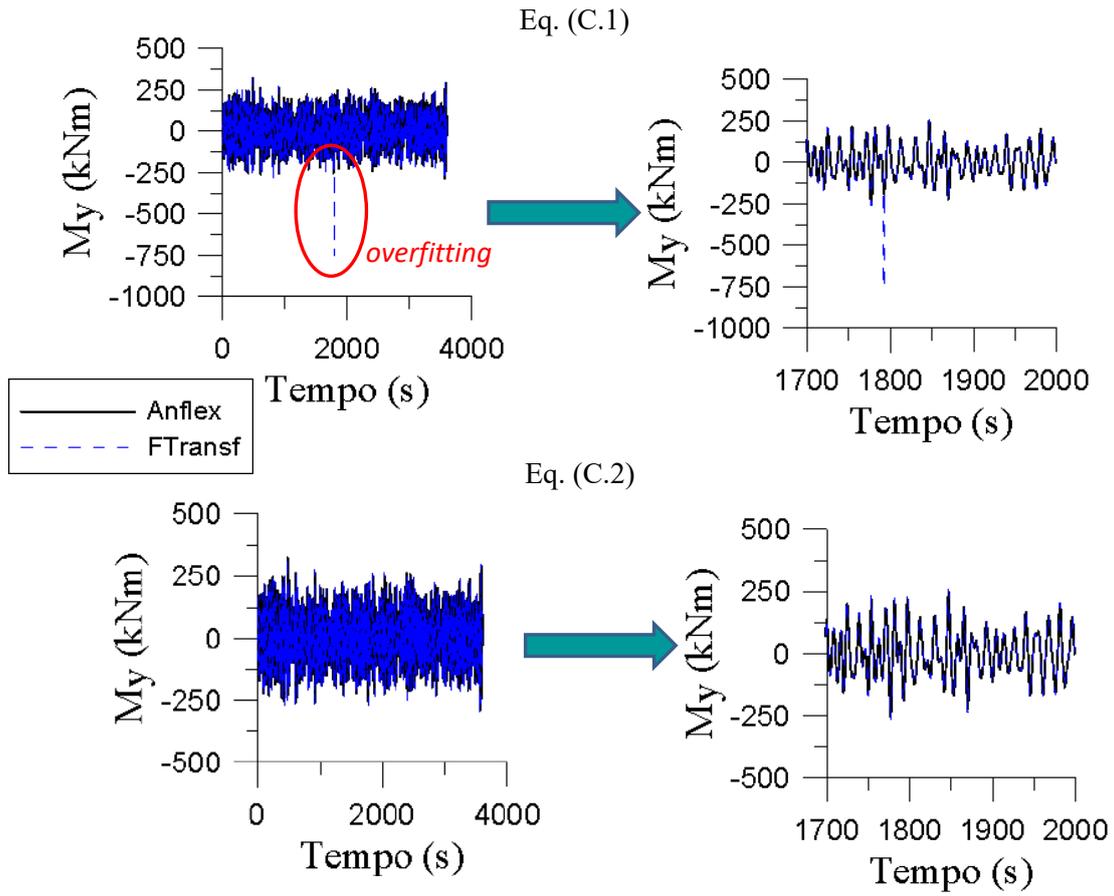


Figura C.1- Ajustes retornados pelas funções das Eq. (C.1) e (C.2)

ANEXO D – Tabelas com Médias e Desvios Padrões dos Sinais do Modelo Global e Local

As tabelas a seguir apresentam a média e desvio padrão para os 7 casos de carga selecionados na verificação cruzada entre os modelos global e local, feita na Seção 5.2.

Tabela D.1- Média e Desvio Padrão dos sinais do modelo global e local para o elemento do condutor a 2m de profundidade.

		Cond2m					
Caso de Carga	Parâmetro	Fz_{global} (kN)	Fz_{local} (kN)	Mx_{global} ₁ (kN)	Mx_{local} (kN)	My_{global} ₁ (kN)	My_{local} (kN)
W_H3.25_T7.75	Média	-4433,77	-4464,27	45,93	43,53	-121,47	-116,88
	Desvio Padrão	78,33	78,38	117,11	119,10	10,03	10,26
SW_H5.25_T9.75	Média	-4432,87	-4463,45	45,33	42,83	-143,19	-137,83
	Desvio Padrão	95,91	96,25	11,46	11,23	227,07	231,70
SE_H2.25_T6.75	Média	-4433,98	-4464,48	48,05	45,88	-125,47	-121,85
	Desvio Padrão	84,79	84,83	59,90	61,29	104,83	108,20
S_H4.25_T8.75	Média	-4410,85	-4462,93	41,69	38,96	-132,09	-126,14
	Desvio Padrão	94,12	92,27	73,01	73,73	120,92	123,14
NW_H1.25_T5.25	Média	-4434,25	-4464,75	47,15	45,44	-121,93	-119,70
	Desvio Padrão	99,45	99,49	1,64	1,70	39,76	41,50
NE_H4.25_T8.75	Média	-4410,85	-4462,95	41,68	38,84	-132,17	-126,51
	Desvio Padrão	93,98	92,07	74,55	75,24	128,93	131,41
E_H1.75_T6.25	Média	-4434,21	-4464,71	46,88	44,81	-121,16	-117,67
	Desvio Padrão	94,58	94,63	54,40	55,95	4,68	4,90

Tabela D.2- Média e Desvio Padrão dos sinais do modelo global e local para o elemento do condutor a 4m de profundidade.

		Cond4m					
Caso de Carga	Parâmetro	Fz_{global} (kN)	Fz_{local} (kN)	Mx_{global} ₁ (kN)	Mx_{local} (kN)	My_{global} ₁ (kN)	My_{local} (kN)
W_H3.25_T7.75	Média	-4443,88	-4445,99	48,49	43,18	-131,78	-119,17
	Desvio Padrão	77,94	78,64	135,91	125,96	10,10	10,62
SW_H5.25_T9.75	Média	-4442,99	-4445,17	47,54	42,49	-153,65	-140,54
	Desvio Padrão	95,43	96,57	12,47	11,44	258,55	250,19
SE_H2.25_T6.75	Média	-4444,10	-4446,21	50,31	45,50	-134,68	-124,10
	Desvio Padrão	84,37	85,11	68,53	64,64	119,80	117,29
S_H4.25_T8.75	Média	-4424,62	-4444,65	44,48	38,70	-145,13	-128,77
	Desvio Padrão	93,69	92,58	88,18	78,81	145,47	135,10
NW_H1.25_T5.25	Média	-4444,37	-4446,47	47,71	45,05	-126,02	-121,81
	Desvio Padrão	98,95	99,82	1,78	1,75	43,94	45,05
NE_H4.25_T8.75	Média	-4424,63	-4444,66	44,53	38,58	-144,85	-129,13
	Desvio Padrão	93,55	92,38	89,72	80,28	153,80	143,65
E_H1.75_T6.25	Média	-4444,33	-4446,43	48,73	44,44	-130,23	-119,84
	Desvio Padrão	94,11	94,94	63,18	59,42	4,64	5,16

Tabela D.3- Média e Desvio Padrão dos sinais do modelo global e local para o elemento do condutor a 8m de profundidade.

		Cond8m					
Caso de Carga	Parâmetro	Fz _{global} (kN)	Fz _{local} (kN)	Mx _{global} ₁ (kN)	Mx _{local} (kN)	My _{global} ₁ (kN)	My _{local} (kN)
W_H3.25_T7.75	Média	-4465,26	-4365,99	47,27	31,22	-138,88	-99,08
	Desvio Padrão	76,39	79,51	145,07	98,59	11,95	9,17
SW_H5.25_T9.75	Média	-4464,39	-4365,17	47,61	30,73	-158,08	-116,76
	Desvio Padrão	93,51	97,63	14,70	8,71	271,55	223,79
SE_H2.25_T6.75	Média	-4465,47	-4366,21	44,50	32,87	-124,57	-102,98
	Desvio Padrão	82,69	86,05	65,91	50,44	114,44	105,39
S_H4.25_T8.75	Média	-4460,69	-4364,64	49,70	28,07	-166,37	-107,19
	Desvio Padrão	91,88	93,60	110,12	62,55	179,69	123,25
NW_H1.25_T5.25	Média	-4465,74	-4366,48	37,98	32,53	-102,75	-100,97
	Desvio Padrão	96,98	100,92	2,42	1,35	38,30	40,54
NE_H4.25_T8.75	Média	-4460,70	-4364,65	51,18	27,99	-160,33	-107,47
	Desvio Padrão	91,74	93,40	110,26	63,58	181,27	130,53
E_H1.75_T6.25	Média	-4465,70	-4366,44	43,02	32,12	-122,17	-99,47
	Desvio Padrão	92,23	95,99	63,28	46,76	6,06	4,48

Tabela D.4- Média e Desvio Padrão dos sinais do modelo global e local para o elemento do revestimento a 2m de profundidade.

		RevSup2m					
Caso de Carga	Parâmetro	Fz _{global} (kN)	Fz _{local} (kN)	Mx _{global} ₁ (kN)	Mx _{local} (kN)	My _{global} ₁ (kN)	My _{local} (kN)
W_H3.25_T7.75	Média	2986,11	3021,34	7,87	8,43	-21,02	-22,67
	Desvio Padrão	1,70	2,87	20,91	23,27	1,72	1,99
SW_H5.25_T9.75	Média	2986,05	3021,36	7,76	8,30	-24,73	-26,73
	Desvio Padrão	2,33	2,44	1,99	2,19	40,31	45,15
SE_H2.25_T6.75	Média	2986,11	3021,35	8,24	8,89	-21,71	-23,63
	Desvio Padrão	1,81	2,22	10,68	11,97	18,68	21,09
S_H4.25_T8.75	Média	2964,95	3021,39	6,87	7,55	-21,84	-24,47
	Desvio Padrão	3,49	2,37	12,22	14,42	20,24	24,02
NW_H1.25_T5.25	Média	2986,11	3021,33	8,03	8,81	-20,96	-23,21
	Desvio Padrão	2,11	2,64	0,29	0,33	7,05	8,09
NE_H4.25_T8.75	Média	2964,94	3021,38	6,87	7,52	-21,87	-24,54
	Desvio Padrão	3,53	2,25	12,49	14,71	21,59	25,63
E_H1.75_T6.25	Média	2986,11	3021,34	8,02	8,68	-20,96	-22,82
	Desvio Padrão	2,02	2,41	9,74	10,94	0,81	0,95

Tabela D.5- Média e Desvio Padrão dos sinais do modelo global e local para o elemento do revestimento a 4m de profundidade.

		RevSup4m					
Caso de Carga	Parâmetro	Fz_{global} (kN)	Fz_{local} (kN)	Mx_{global} ₁ (kN)	Mx_{local} (kN)	My_{global} ₁ (kN)	My_{local} (kN)
W_H3.25_T7.75	Média	2980,52	3015,76	9,29	8,55	-25,32	-23,62
	Desvio Padrão	1,71	1,84	26,25	24,97	1,92	2,11
SW_H5.25_T9.75	Média	2980,46	3015,77	9,11	8,41	-29,51	-27,86
	Desvio Padrão	2,34	2,26	2,40	2,27	49,88	49,65
SE_H2.25_T6.75	Média	2980,51	3015,75	9,61	9,01	-25,80	-24,60
	Desvio Padrão	1,82	1,99	13,19	12,81	23,06	23,28
S_H4.25_T8.75	Média	2957,95	3015,79	8,54	7,66	-27,99	-25,52
	Desvio Padrão	3,44	2,16	17,16	15,62	28,31	26,82
NW_H1.25_T5.25	Média	2980,51	3015,74	9,09	8,92	-24,05	-24,14
	Desvio Padrão	2,12	2,33	0,34	0,35	8,44	8,94
NE_H4.25_T8.75	Média	2957,94	3015,79	8,55	7,64	-27,88	-25,60
	Desvio Padrão	3,48	2,16	17,43	15,92	29,84	28,51
E_H1.75_T6.25	Média	2980,51	3015,74	9,33	8,80	-25,03	-23,75
	Desvio Padrão	2,02	2,22	12,23	11,78	0,88	1,02

Tabela D.6- Média e Desvio Padrão dos sinais do modelo global e local para o elemento do revestimento a 8m de profundidade.

		RevSup8m					
Caso de Carga	Parâmetro	Fz_{global} (kN)	Fz_{local} (kN)	Mx_{global} ₁ (kN)	Mx_{local} (kN)	My_{global} ₁ (kN)	My_{local} (kN)
W_H3.25_T7.75	Média	2969,33	3004,56	9,30	6,17	-27,30	-19,62
	Desvio Padrão	1,72	1,84	28,50	19,51	2,37	1,82
SW_H5.25_T9.75	Média	2969,29	3004,57	9,37	6,07	-31,07	-23,12
	Desvio Padrão	2,34	2,26	2,89	1,72	53,30	44,33
SE_H2.25_T6.75	Média	2969,33	3004,55	8,76	6,50	-24,50	-20,39
	Desvio Padrão	1,83	1,99	12,96	9,98	22,51	20,87
S_H4.25_T8.75	Média	2946,77	3004,58	9,84	5,55	-32,70	-21,22
	Desvio Padrão	3,37	2,16	21,64	12,38	35,22	24,42
NW_H1.25_T5.25	Média	2969,32	3004,54	7,49	6,43	-20,27	-19,99
	Desvio Padrão	2,13	2,33	0,47	0,27	7,55	8,03
NE_H4.25_T8.75	Média	2946,76	3004,58	10,09	5,53	-31,54	-21,28
	Desvio Padrão	3,41	2,16	21,65	12,58	35,58	25,86
E_H1.75_T6.25	Média	2969,32	3004,54	8,47	6,35	-24,02	-19,69
	Desvio Padrão	2,03	2,22	12,43	9,25	1,17	0,89

ANEXO E – Estudo das Séries de Tensões nas Seções S1 e S2

E.1 Introdução e Objetivos

Os resultados apresentados na Seção 5.5 parecem indicar uma distribuição de tensões diferente entre as soldas do condutor (S1) e do revestimento de superfície (S2), quando são comparadas as metodologias no Domínio do Tempo (DT) e com Regressão Simbólica (RS).

O presente anexo traz alguns resultados complementares que foram produzidos na investigação do sinal das tensões nas soldas S1 e S2 resultantes das duas metodologias. Esta verificação foi feita somente em um caso de carga, no qual foi observado o maior dano no conjunto total dos 2920 estados de mar (1 ano de simulação).

O objetivo é compreender melhor a distribuição de tensões entre as seções S1 e S2 no modelo local e no modelo global.

E.2 Resultados

A comparação das séries temporais foi feita em termos visuais (pela sobreposição dos gráficos), e também em termos de parâmetros estatísticos (correlação e desvio padrão), nos 8 pontos da seção transversal (igualmente espaçados por ângulos de 45°).

Como a análise de fadiga realizada não contou com a correção da tensão média, é esperado que o dano seja proporcional ao desvio padrão da série temporal. Pois, em geral, uma dispersão maior do sinal em torno da média irá resultar em maiores números e amplitudes de ciclos contados. Logo, a diferença no dano entre os dois modelos seria, de certa forma, proporcional à diferença de desvio padrão entre os sinais de ambos.

E.3.1 Seção S1

A Figura E.1 apresenta os coeficientes de correlação das séries temporais de tensões nos oito pontos da seção transversal, resultantes das metodologias RS e DT. Como pode ser observado, a correlação entre os dois sinais é alta, da ordem de 90% em todos os pontos analisados.

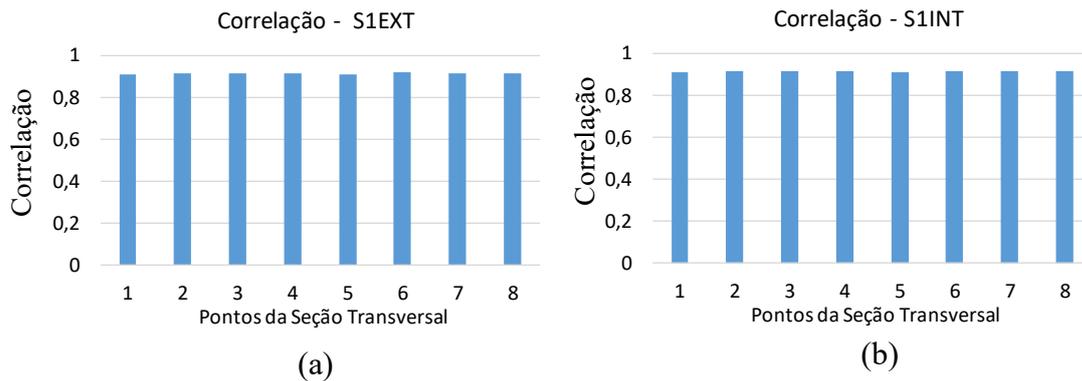


Figura E.1: Coeficiente de Correlação entre os sinais de tensões resultantes das metodologias RS e DT para a solda S1 (a) Parede externa e (b) Parede interna

A Figura E.2 mostra um trecho dos gráficos das séries analisadas, somente para o ponto 2 da seção transversal. Nota-se que, apesar da boa correlação, o sinal do método RS tem amplitudes maiores, portanto espera-se um desvio padrão maior, e também um dano maior.

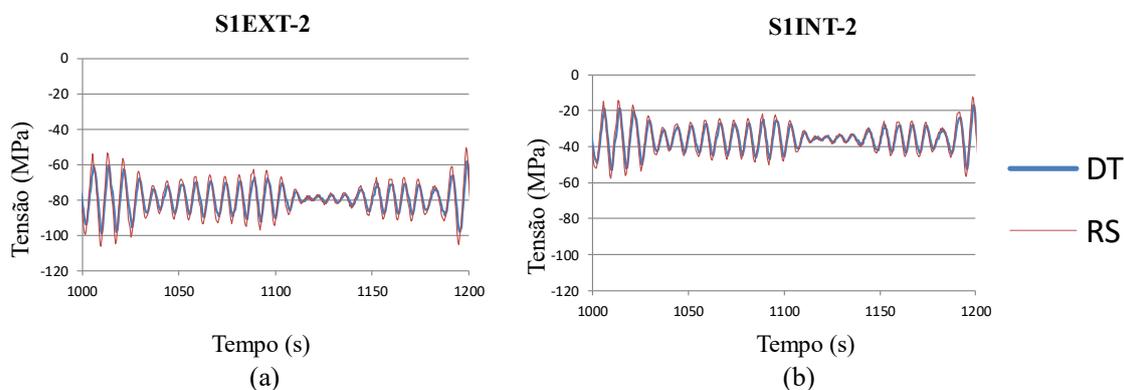


Figura E.2: Comparação visual das séries de tensões no ponto 2 da seção S1 da (a) Parede externa e (b) Parede interna

A Figura E.3 apresenta os desvios padrões das mesmas séries temporais de tensões resultantes das metodologias RS e DT. Comparando, inicialmente, as barras azuis com as barras laranjas de cada gráfico, pode-se observar que os desvios padrões das séries RS são maiores em todos os pontos analisados em comparação com DT, confirmando a hipótese

estabelecida anteriormente durante a análise da Figura E.2. Esta tendência do método RS em apresentar desvios maiores nos sinais da solda S1 provavelmente se repete na maioria dos outros 2919 casos de carga, e reforça o resultado obtido na Seção 5.5, onde a solda S1 apresentou maior dano no método RS que no DT.

Comparando, agora, as barras da Figura E.3(a) em relação com a Figura E.3(b), nota-se que os desvios da primeira são, em geral, maiores que os da segunda. Isto é, as barras azuis e laranjas são, em sua maioria, mais altas na Figura E.3(a). Isto indica que na parede externa houve maior dispersão do sinal em torno da média, e conseqüentemente uma maior amplitude dos ciclos de tensão, tanto para o método RS quanto para DT.

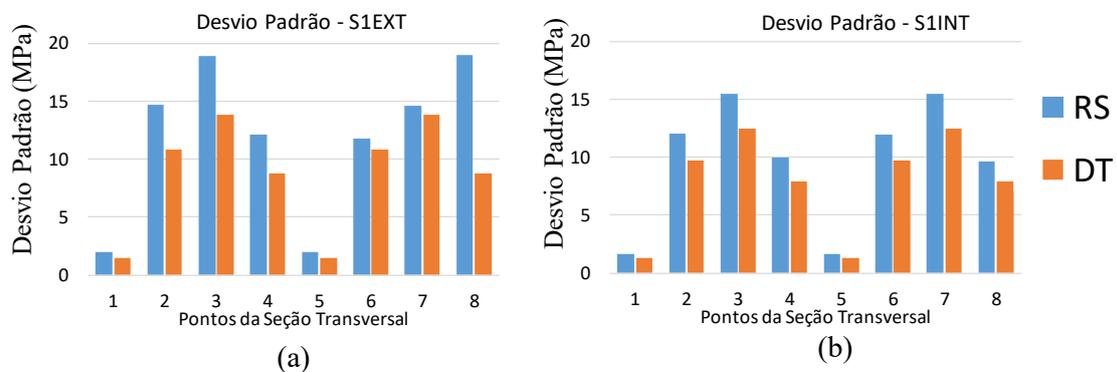


Figura E.3: Desvios padrões dos sinais das metodologias RS e DT para (a) Parede externa na Solda S1 e (b) Parede interna da solda S1.

E.3.2 Seção S2

A Figura E.4 apresenta o coeficiente de correlação obtido entre as séries de tensões retornadas pelos métodos RS e DT, tendo assumido valores da ordem de 90% em todos os pontos da seção transversal analisados. Isto denota uma boa correlação entre as séries de tensões obtidas pelas duas metodologias.

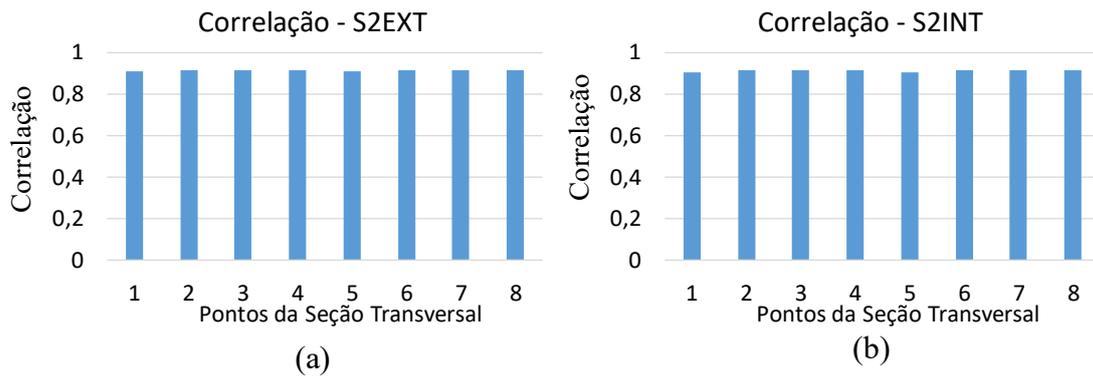


Figura E.4: Coeficiente de Correlação entre os sinais de tensões resultantes das metodologias RS e DT para a solda S2 (a) Parede externa e (b) Parede interna

A Figura E.5, por sua vez, mostra um trecho dos gráficos das séries analisadas, somente para o ponto 2 da seção transversal. Aqui, nota-se o inverso da solda S1 (vide Figura E.2), o sinal do método RS tem amplitudes menores, portanto espera-se um desvio padrão menor, e também um dano menor.

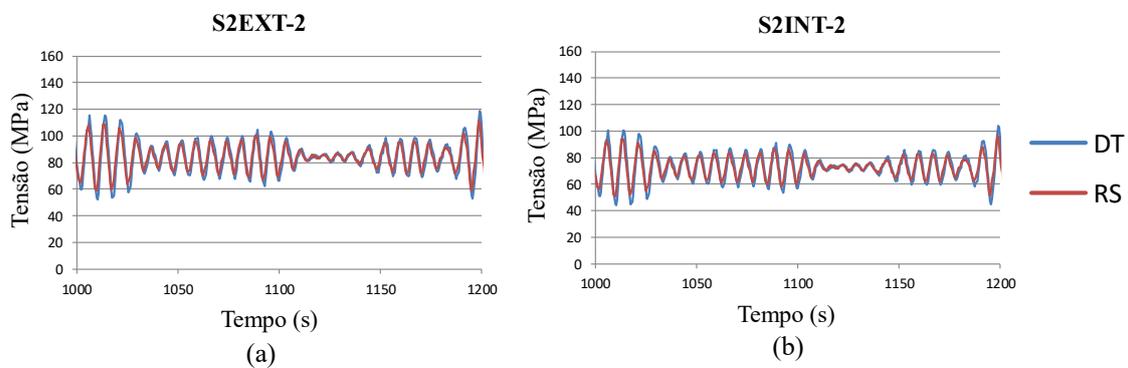


Figura E.5: Comparação visual das séries de tensões no ponto 2 da seção S1 d (a) Parede externa e (b) Parede interna

Os desvios padrões para os oito pontos da seção transversal da solda S2 pelos métodos DT e RS são mostrados Figura E.6. Novamente, nota-se que, ao inverso da Figura E.3, os desvios padrões de RS são menores que DT. Como dito anteriormente, um desvio padrão menor está, geralmente, associado a um dano menor. Logo, assumindo que

este comportamento ocorre na maioria dos 2920 casos de carga, espera-se um dano menor na seção S2 pelo método RS, reforçando o resultado obtido na Seção 5.5.

Além disso, nota-se que a maioria das barras são mais altas na Figura E.6(a), indicando que há uma maior dispersão em torno da média no sinal da parede externa. Este mesmo padrão também foi observado na Figura E.3.

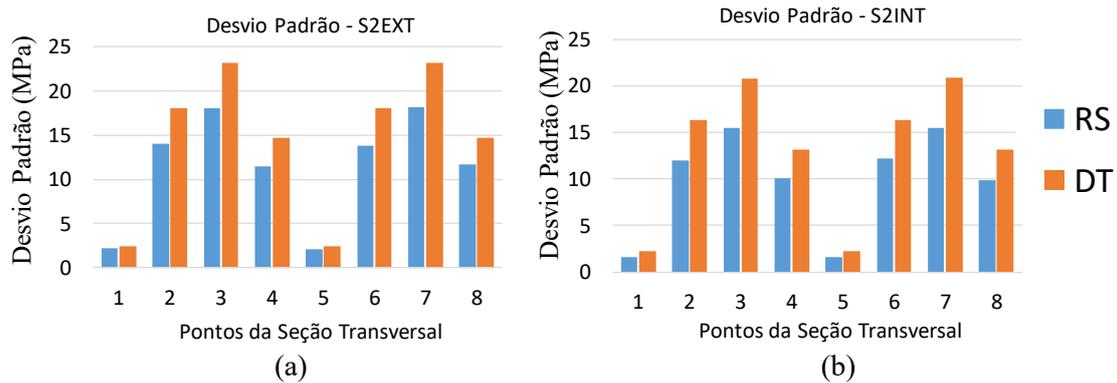


Figura E.6: Desvios padrões dos sinais das metodologias RS e DT para (a) Parede externa na Solda S2 e (b) Parede interna da solda S2.

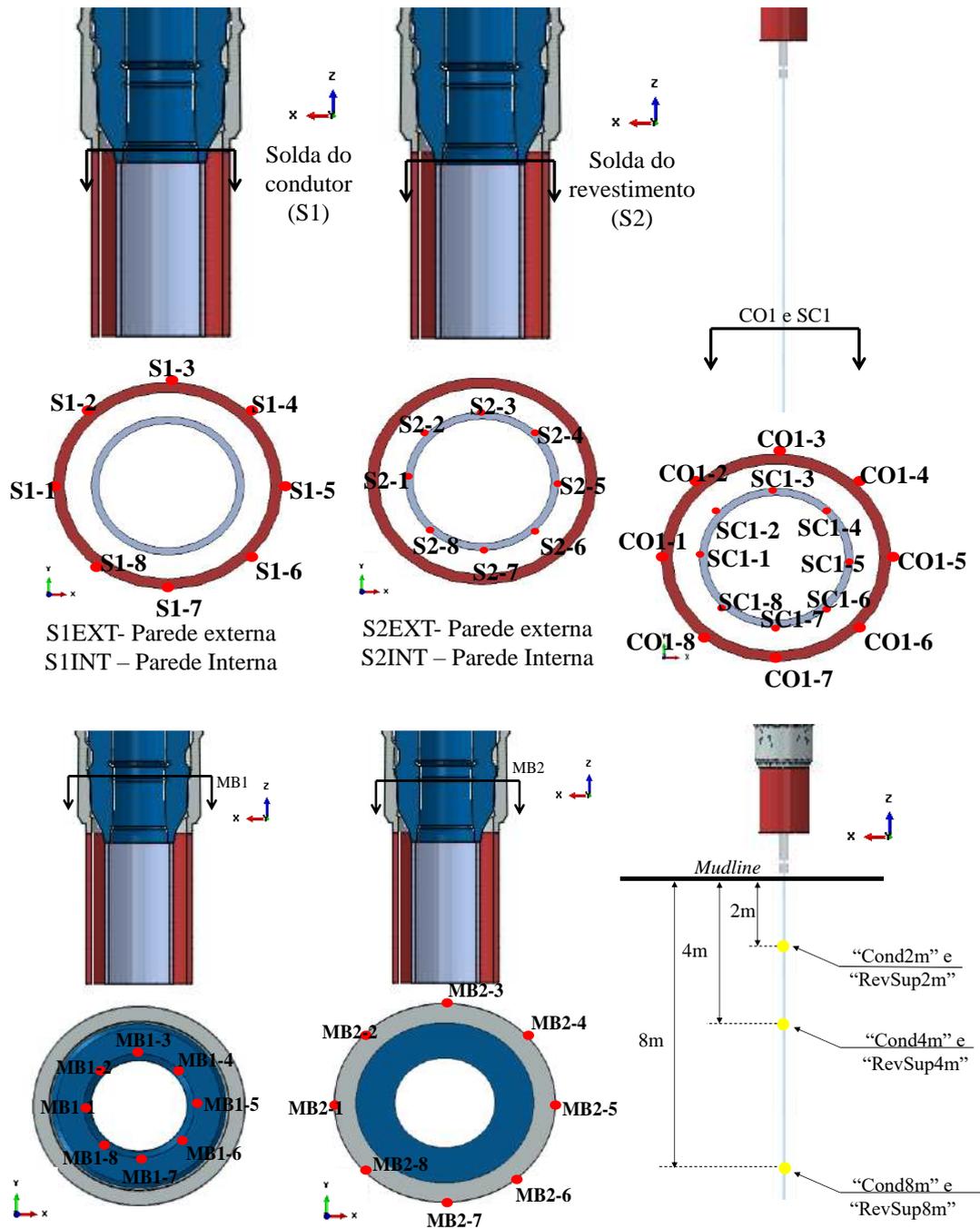
E.3 Conclusões

Os resultados apresentados neste anexo permitem fazer as seguintes colocações:

- As séries de tensões resultantes dos dois métodos, tanto na solda S1 quando na solda S2, tem correlação alta, com coeficiente na ordem de 90%;
- Os desvios padrões apresentados por ambos os métodos foram, em geral, maiores na parede externa, tanto em S1 quanto em S2;
- Na solda S1, o método RS gerou sinais com desvios padrões maiores que DT, enquanto que na solda S2, foram menores que DT, reforçando os resultados obtidos na Seção 5.5;
- Houve, aparentemente, uma distribuição diferenciada das tensões entre as soldas em relação aos métodos RS e DT.

ANEXO F – Lista de Funções de Transferência do EUREQA

A seguir são apresentadas as funções de transferência retornadas pelo EUREQA. A função (1) representa o melhor ajuste nos pontos fornecidos, com coeficientes não lineares, enquanto a função (2) representa o ajuste mais otimizado, com coeficientes lineares. Todos os valores de força, esforços e tensão são *normalizados* em função da média da amplitude, também apresentados.



PONTO MB1-1

Função (1)	$\sigma_{MB1-1} = 0.815219751365241 * My + 0.230779134280501 * Fx + 0.0882982151396127 * Fz + 0.071668968800022 * Fx^3 + 0.0882982151396127 * My * Fx^2 - 0.000680942915502527 - 0.0188395574693413 * Fx * Fz - 0.0255806139229358 * Fz * My$
Função (2)	$\sigma_{MB1-1} = 0.820747372355789 * My + 0.239609959058586 * Fx + 0.0855899792279929 * Fz$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999887	0.99949	64.984	25.311
Correlação	0.999945	0.999763		
Erro Máximo	0.007339	0.02102		

PONTO MB1-2

Função (1)	$\sigma_{MB1-2} = 0.516424977084097 * My + 0.510564189207069 * Mx + 0.150712240507555 * Fx + 0.0792240635126304 * Fz + 0.0237047858461856 * Fy * Fz - 0.190319415666044 * Fy$
Função (2)	$\sigma_{MB1-2} = 0.51753528357294 * My + 0.510942054869302 * Mx + 0.148346227370171 * Fx + 0.0800695303584648 * Fz - 0.188773180875304 * Fy$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999707	0.999609	64.701	28.843
Correlação	0.999864	0.999811		
Erro Máximo	0.014066	0.018259		

PONTO MB1-3

Função (1)	$\sigma_{MB1-3} = 0.765225751861663 * Mx + 0.0798706006045349 * Fz + 0.0327071620904004 * Fy * Fz - 0.000820163145320128 - 0.270352276546061 * Fy - 0.0361690555007292 * Fz * Mx - 0.108906033568805 * Fy^3$
Função (2)	$\sigma_{MB1-3} = 0.761205102774079 * Mx + 0.0813495559337073 * Fz - 0.285131448628433 * Fy$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
---------------	------------	------------	-------------------------------	------------------

R ²	0.999837	0.999588	65.674	27.011
Correlação	0.999919	0.9998		
Erro Máximo	0.009224	0.013863		

PONTO MB1-4

Função (1)	$\sigma_{MB1-4} = 0.480247766749338 * Mx + 0.0690294810632424 * Fz + 0.0274570815932407 * Fy * Fz - Fz * Fx^2 * Mz^3 - 0.132760508209994 * Fx - 0.178366818653646 * Fy - 0.452052068811437 * My$
Função (2)	$\sigma_{MB1-4} = 0.482640222817135 * Mx + 0.0755923855995747 * Fz - 0.137332956168173 * Fx - 0.182563169164565 * Fy - 0.458063310340349 * My$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999661	0.999451	66.379	31.759
Correlação	0.999834	0.999736		
Erro Máximo	0.010453	0.015259		

PONTO MB1-5

Função (1)	$\sigma_{MB1-5} = 0.000968616116619275 + 0.0780744016450351 * Fz + 0.0333202077207329 * Fx * Fz + 0.0283557201009453 * Fz * My - 0.225902618629138 * Fx - 0.7409926974787 * My - 0.062465109476274 * My * Fz^2 - 0.0703101446262785 * My * Fx^2$
Função (2)	$\sigma_{MB1-5} = 0.0810286673180786 * Fz - 0.219615663844784 * Fx - 0.749291139573691 * My$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999888	0.999418	67.130	27.779
Correlação	0.999945	0.999731		
Erro Máximo	0.005981	0.022756		

PONTO MB1-6

Função (1)	$\sigma_{MB1-6} = 0.00029756664525081 + 0.170643020335013 * Fy + 0.0726098833135993 * Fz + 0.0204971242107703 * Fx * Fz - 0.144897459148617 * Fx - 0.453500735766178 * Mx - 0.495190883036474 * My - 0.0307724457746848 * Mx * My$
Função (2)	$\sigma_{MB1-6} = 0.168672953276893 * Fy + 0.0778636659907818 * Fz - 0.14174423597778 * Fx - 0.449028025522145 * Mx - 0.493168638058997 * My$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999833	0.999672	66.891	31.363
Correlação	0.999917	0.999839		
Erro Máximo	0.007609	0.011917		

PONTO MB1-7

Função (1)	$\sigma_{MB1-7} = 0.00118078246757402 + 0.261293823771775 * Fy + 0.0816418392979579 * Fz + 0.040789931985462 * Fz * Mx + 0.129840433787908 * Fy^3 - 0.747502692011125 * Mx - 0.0339589706420348 * Fy * Fz$
Função (2)	$\sigma_{MB1-7} = 0.277689281344553 * Fy + 0.0771840025055558 * Fz - 0.742106272715678 * Mx$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.99989	0.99955	66.440	27.732
Correlação	0.999945	0.999792		
Erro Máximo	0.010457	0.015304		

PONTO MB1-8

Função (1)	$\sigma_{MB1-8} = 0.487220498839605 * My + 0.194762318253869 * Fy + 0.146650249498645 * Fx + 0.0770949310331674 * Fz - 0.525694343830291 * Mx - 0.00919751830063541 * Fy * Fz - 0.00946349800078788 * Fx * Fz - 0.0214808587832539 * Fz * My$
Função (2)	$\sigma_{MB1-8} = 0.489758184480021 * My + 0.197222817111081 * Fy + 0.146912351065981 * Fx + 0.0774724153225597 * Fz - 0.525420063641959 * Mx$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999808	0.999703	65.486	29.396
Correlação	0.99991	0.999856		
Erro Máximo	0.007154	0.009615		

PONTO MB2-1

Função (1)	$\sigma_{MB2-1} = 0.644243774704419 * My + 0.16911905826591 * Fx * My + 0.287494140626086 * My^2 + 0.644243774704419 * Mz * My^3 - 0.02366451644641 - 0.204774047560413 * Fz - 0.478196491967647 * Fx$

Função (2)	$\sigma_{MB2-1} = 0.691403752810856 * My - 0.18279529224457 * Fz - 0.465448535589453 * Fx$
-------------------	--

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.992612	0.980627	143.633	3.861
Correlação	0.996368	0.990374		
Erro Máximo	0.06043	0.133574		

PONTO MB2-2

Função (1)	$\sigma_{MB2-2} = 0.493164618088691 * Fy + 0.255988741576177 * Mx + 0.230155280410556 * My - 0.00546877509286585 - 0.304141564926712 * Fz - 0.404148337249014 * Fx - 0.0727238539169025 * Fy * Mx - 0.0894300945310715 * Fy * Fz$
Função (2)	$\sigma_{MB2-2} = 0.501861755906294 * Fy + 0.254855969672277 * Mx + 0.23227447008476 * My - 0.292573044707867 * Fz - 0.399255167034976 * Fx$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.992925	0.992195	144.831	3.942
Correlação	0.996648	0.996104		
Erro Máximo	0.073656	0.066234		

PONTO MB2-3

Função (1)	$\sigma_{MB2-3} = 0.504279859493049 * Mx + 0.426779710333731 * Fy + 0.152299489181551 * Fz * Mx + 0.266775503827877 * Mx^2 + 0.266775503827877 * Fy * Mx^2 - 0.0257910414226981 - 0.147066019175121 * Fz - 0.665129986620357 * Fy * Mx^3$
Função (2)	$\sigma_{MB2-3} = 0.510594480690454 * Mx + 0.453504832001387 * Fy - 0.126824003822641 * Fz$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.996859	0.981622	143.418	5.237
Correlação	0.998622	0.990832		
Erro Máximo	0.031152	0.072133		

PONTO MB2-4

Função (1)	$\sigma_{MB2-4} = 0.381677465715056 * Fy + 0.29559434189106 * Fx + 0.1678167504346 * Mx + 1.24956007179793 * Mx^2 * My^2 - 0.0110757364841305 - 0.200537531768313 * My - 0.230894634351006 * Fz$
-------------------	--

Função (2)	$\sigma_{MB2-4} = 0.387262574112656 * F_y + 0.275135104605768 * F_x + 0.177421465883669 * M_x - 0.214898252802473 * M_y - 0.221952412017548 * F_z$
-------------------	--

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.994048	0.988034	144.760	5.187
Correlação	0.997038	0.994018		
Erro Máximo	0.0521	0.064505		

PONTO MB2-5

Função (1)	$\sigma_{MB2-5} = 0.436285730280099 * F_x + 0.283475030893033 * M_y^2 + 0.0898521994234787 * M_x^2 - 0.036462188628779 - 0.177220446137122 * F_z - 0.691542619583666 * M_y - 0.0582630273240175 * F_y * M_x - 0.145874339644216 * F_z * M_y$
Função (2)	$\sigma_{MB2-5} = 0.428785528200037 * F_x - 0.176797343817869 * F_z - 0.708759327618372 * M_y$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.993822	0.97611	143.532	4.077
Correlação	0.99692	0.988023		
Erro Máximo	0.089411	0.160676		

PONTO MB2-6

Função (1)	$\sigma_{MB2-6} = 0.327576367156495 * F_x + 0.10279242881966 * F_x * M_y - 0.221327856158903 * M_x - 0.252908650880054 * M_y - 0.270994482957076 * F_z - 0.43483355351425 * F_y - 0.118499341136826 * F_y * M_x$
Função (2)	$\sigma_{MB2-6} = 0.339021048748352 * F_x - 0.223735646403302 * M_x - 0.235192355913057 * M_y - 0.269904010144231 * F_z - 0.434832180794304 * F_y$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.990542	0.985829	144.862	4.533
Correlação	0.995577	0.99311		
Erro Máximo	0.062109	0.071739		

PONTO MB2-7

Função (1)	$\sigma_{MB2-7} = 0.0935439332807706 * Fy * Fz + 0.239510938283282 * Mx^2 + 0.156301493438164 * My^2 - 0.0394807810805439 - 0.156301493438164 * Fz - 0.484273289918666 * Fy - 0.5689541148464 * Mx - 0.156301493438164 * Fz * Mx - 0.188742578441454 * Fy * Mx$
Função (2)	$\sigma_{MB2-7} = -0.141667371107699 * Fz - 0.502123354626044 * Fy - 0.547812374545682 * Mx$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.996758	0.972443	143.731	4.754
Correlação	0.998418	0.986178		
Erro Máximo	0.034368	0.103304		

PONTO MB2-8

Função (1)	$\sigma_{MB2-8} = 0.262724025393856 * My + 0.163363993975585 * Mx * My - 0.00668239984254482 - 0.262724025393856 * Mx - 0.330576827638195 * Fz - 0.427696478321475 * Fx - 0.539779903286746 * Fy - 0.0968875385018675 * Fy * Mx - 0.163363993975585 * My * Mx^2$
Função (2)	$\sigma_{MB2-8} = 0.255518366837526 * My - 0.272926562340255 * Mx - 0.312255180704032 * Fz - 0.439449788593095 * Fx - 0.557461297058311 * Fy$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.996466	0.988977	145.097	3.641
Correlação	0.998309	0.994623		
Erro Máximo	0.071117	0.118967		

PONTO S1EXT-1

Função (1)	$\sigma_{S1EXT-1} = 0.766379900171725 * My + 0.311078843457348 * Fx + 0.117606036802482 * Fz + 0.0305461589405636 * Fx^3 + 0.0476803957204302 * My * Fx^2 - 0.000677497424226354 - 0.0264414599681596 * Fz * My - 0.0375718752906871 * Fx * Fz$
Função (2)	$\sigma_{S1EXT-1} = 0.766667175235396 * My + 0.310223253204365 * Fx + 0.11319273258114 * Fz$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999917	0.999483	-83.073	103.999
Correlação	0.999958	0.999773		

Erro Máximo 0.00627 0.021107

PONTO S1EXT-2

Função (1)	$\sigma_{S1EXT-2} = 0.47353379321143 * My + 0.466535534220666 * Mx + 0.195534987950775 * Fx + 0.0994238389007385 * Fz + 0.0236884048298438 * Fy * Fz - 0.242520834314231 * Fy - 0.0194008651681999 * Fx * Fz - 0.0209873722935802 * Fz * Mx$
Função (2)	$\sigma_{S1EXT-2} = 0.471746089785807 * My + 0.464485926956972 * Mx + 0.192829460680846 * Fx + 0.094524292239189 * Fz - 0.242995425426627 * Fy$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999829	0.999646	-82.725	119.625
Correlação	0.999924	0.999832		
Erro Máximo	0.00862	0.014257		

PONTO S1EXT-3

Função (1)	$\sigma_{S1EXT-3} = 0.694807249052914 * Mx + 0.10019637934682 * Fz + 0.0354978743708511 * Fy * Fz - 0.000528604477064954 - 0.345589419776522 * Fy - 0.0262732956111326 * Fz * Mx - 0.0892658492437048 * Fy^3$
Função (2)	$\sigma_{S1EXT-3} = 0.690055418428667 * Mx + 0.101577340782345 * Fz - 0.357926672345685 * Fy$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999911	0.999663	-79.525	114.496
Correlação	0.999957	0.999836		
Erro Máximo	0.007492	0.013785		

PONTO S1EXT-4

Função (1)	$\sigma_{S1EXT-4} = 0.443673438422974 * Mx + 0.0926491844752337 * Fz + 0.024694647137429 * Fy * Fz - 0.183001163313906 * Fx - 0.22854714515564 * Fy - 0.443673438422974 * My - 0.715763141622493 * Fy * Fz * My * Fx^2$
Função (2)	$\sigma_{S1EXT-4} = 0.443514789493748 * Mx + 0.091073170199489 * Fz - 0.184782427556647 * Fx - 0.23177102694807 * Fy - 0.446281032883336 * My$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999855	0.999646	-76.422	127.518
Correlação	0.999928	0.999826		
Erro Máximo	0.005867	0.010316		

PONTO S1EXT-5

Função (1)	$\sigma_{S1EXT-5} = 0.000347805237273366 + 0.100682101731224 * Fz + 0.0225564141433748 * Fx * Fz + 0.0194076721144248 * Fz * My + 0.00993068959343993 * Fx * My - 0.28214676597192 * Fx - 0.682183236140278 * My - 0.0499802224973658 * My * Fx^2$			
Função (2)	$\sigma_{S1EXT-5} = 0.100628468737136 * Fz - 0.280282373832466 * Fx - 0.684957668645723 * My$			

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999938	0.999739	-74.531	116.900
Correlação	0.999969	0.999877		
Erro Máximo	0.003919	0.013291		

PONTO S1EXT-6

Função (1)	$\sigma_{S1EXT-6} = 0.216252882462115 * Fy + 0.0886023584118515 * Fz + 0.0213067776175367 * Fx * Fz - 0.178547128624324 * Fx - 0.415782256334421 * Mx - 0.436356903287925 * My - 0.0243354362548869 * Fy * Fz$			
Função (2)	$\sigma_{S1EXT-6} = 0.216804403731829 * Fy + 0.090521759446157 * Fz - 0.179007623563831 * Fx - 0.414465351576177 * Mx - 0.435759060774551 * My$			

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999903	0.99979	-81.491	116.251
Correlação	0.999953	0.999896		
Erro Máximo	0.005445	0.007588		

PONTO S1EXT-7

Função (1)	$\sigma_{S1EXT-7} = 0.349847965070806 * Fy + 0.09774931149665 * Fz + 0.00537235185036779 * Mz - 0.00764734418977822 * Fx - 0.0254968482262165 * My - 0.678974783004728 * Mx - 0.0411575330028529 * Fz * \sin(\sin(Fy))$			

Função (2)	$\sigma_{S1EXT-7} = 0.352586246383054 * F_y + 0.0993678638134491 * F_z - 0.0240787441315979 * M_y - 0.672184520531972 * M_x$
-------------------	--

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.99988	0.99963	-75.469	132.613
Correlação	0.99994	0.999831		
Erro Máximo	0.007681	0.014571		

PONTO S1EXT-8

Função (1)	$\sigma_{S1EXT-8} = 0.497192816366374 * M_y + 0.245597110578324 * F_y + 0.205432331071117 * F_x + 0.102627994282995 * F_z + 0.0161081904461824 * F_z * M_x - 0.474539269619332 * M_x - 0.0161081904461824 * F_z * M_y - 0.0242025801363442 * F_x * F_z - 0.0242025801363442 * F_y * F_z$
Função (2)	$\sigma_{S1EXT-8} = 0.500656933926109 * M_y + 0.24921683480205 * F_y + 0.208112834554169 * F_x + 0.0979926663952733 * F_z - 0.474643714838312 * M_x$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999878	0.99966	-77.905	117.165
Correlação	0.999939	0.999835		
Erro Máximo	0.00718	0.011497		

PONTO S1INT-1

Função (1)	$\sigma_{S1INT-1} = 0.765873275168824 * M_y + 0.315607154575887 * F_x + 0.124716045491476 * F_z + 0.0478143917350754 * M_y * F_x^2 + \sin(0.0298711455606167 * F_x^3) - 0.000700403993897979 - 0.0292778344462823 * F_z * M_y - 0.0391765201447745 * F_x * F_z$
Função (2)	$\sigma_{S1INT-1} = 0.766270565270538 * M_y + 0.315366745737321 * F_x + 0.119158021943505 * F_z$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999902	0.999462	-38.595	84.749
Correlação	0.999951	0.999756		
Erro Máximo	0.006254	0.021064		

PONTO S1INT-2

Função (1)	$\sigma_{S1INT-2} = 0.471151483183487 * M_y + 0.464086561399378 * M_x + 0.194761549764147 * F_x + 0.103333059865537 * F_z + 0.0259566414663153 * F_y * F_z$
-------------------	---

	- 0.244489637145398*Fy - 0.0200215664355709*Fx*Fy - 0.0200215664355709*Fz*Mx
Função (2)	$\sigma_{S1INT-2} = 0.468391732382909*My + 0.461703877917683*Mx + 0.194762878767753*Fx + 0.101272593409338*Fz - 0.243786414489714*Fy$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999817	0.999593	-38.366	98.281
Correlação	0.999914	0.999818		
Erro Máximo	0.00946	0.016338		

PONTO S1INT-3

Função (1)	$\sigma_{S1INT-3} = 0.68908603447334*Mx + 0.105683828191716*Fz + 0.0342350686467017*Fy*Fz - 0.000404394235954522 - 0.348327461124763*Fy - 0.0251218511324782*Fz*Mx - 0.0858432301883906*Fy^3$
Função (2)	$\sigma_{S1INT-3} = 0.684247289568974*Mx + 0.106206372454311*Fz - 0.360362137630765*Fy$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999903	0.99964	-35.731	94.186
Correlação	0.999953	0.999825		
Erro Máximo	0.007216	0.013823		

PONTO S1INT-4

Função (1)	$\sigma_{S1INT-4} = 0.440391206048872*Mx + 0.0974748301501635*Fz + 0.021357170734421*Fy*Fz - 0.183310628544948*Fx - 0.231217813423243*Fy - 0.439351319932422*My$
Função (2)	$\sigma_{S1INT-4} = 0.439744043353744*Mx + 0.0961387980597696*Fz - 0.186306797356229*Fx - 0.234157349400741*Fy - 0.442968402038937*My$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999674	0.999612	-33.300	104.856
Correlação	0.999844	0.999807		
Erro Máximo	0.014089	0.010202		

PONTO S1INT-5

Função (1)	$\sigma_{S1INT-5} = 0.00166768846420937 + 0.105111964211021*Fz + 0.0282066697800949*Fx*Fz + 0.0234335180680787*Fz*My - 0.283255386272675*Fx - 0.674966067068984*My - 0.0133726575285714*Fy^2 - 0.0497658905565988*My^3$
Função (2)	$\sigma_{S1INT-5} = 0.106924158246216*Fz - 0.28113046663418*Fx - 0.678735471632515*My$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999912	0.999713	-31.588	95.820
Correlação	0.999956	0.999877		
Erro Máximo	0.00586	0.013707		

PONTO S1INT-6

Função (1)	$\sigma_{S1INT-6} = 0.217227943778355*Fy + 0.0936915958208316*Fz + 0.0183058014907391*Fx*Fz + 0.000331512217578311*Fx^2 - 0.179787911787963*Fx - 0.412688937430342*Mx - 0.433208728053696*My - 0.027918944726327*Fz*\sin(Fy)$
Função (2)	$\sigma_{S1INT-6} = 0.217727479901857*Fy + 0.0938856259623925*Fz - 0.180512997095387*Fx - 0.411520625720945*Mx - 0.432850279456592*My$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999895	0.999766	-32.236	108.563
Correlação	0.99995	0.999885		
Erro Máximo	0.005869	0.007688		

PONTO S1INT-7

Função (1)	$\sigma_{S1INT-7} = 0.352739250223401*Fy + 0.103032526428992*Fz + 0.00617108141429011*Mz - 0.00741296971792698*Fx - 0.0246922409476985*My - 0.67420678935852*Mx - 0.0416437184341448*Fz*\sin(\sin(Fy))$
Função (2)	$\sigma_{S1INT-7} = 0.353866281821854*Fy + 0.106126804004592*Fz - 0.0231198237078545*My - 0.667955907199209*Mx$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999876	0.999656	-34.2137	95.7952
Correlação	0.999938	0.999841		
Erro Máximo	0.007891	0.013668		

PONTO S1INT-8

Função (1)	$\sigma_{S1INT-8} = 0.496367654989792 * My + 0.248341356191134 * Fy + 0.207698371856894 * Fx + 0.10785657412208 * Fz - 0.474048904362033 * Mx - 0.0169936324536622 * Fx * Fz - 0.0169936324536622 * Fz * My - 0.0216807689870058 * Fy * Fz$
Função (2)	$\sigma_{S1INT-8} = 0.499066476522801 * My + 0.252291844782968 * Fy + 0.210170886721677 * Fx + 0.105108160371736 * Fz - 0.474016823791734 * Mx$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999834	0.999681	-37.2234	94.58476
Correlação	0.99992	0.999844		
Erro Máximo	0.009309	0.010597		

PONTO S2EXT-1

Função (1)	$\sigma_{S2EXT-1} = 0.712756047975571 * My + 0.301757012229221 * Fx + 0.0134047101758845 * Fz + 0.0134047101758845 * Fz * Mz - 0.0204934386088061 * Fx * My - 0.0355452245245059 * Fz * My - 0.049333043259854 * Fx * Fz - 0.0169184721891521 * Fx^2$
Função (2)	$\sigma_{S2EXT-1} = 0.709600797531676 * My + 0.293427070167291 * Fx$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.99973	0.998924	79.96905	107.2286
Correlação	0.999883	0.999555		
Erro Máximo	0.01729	0.026723		

PONTO S2EXT-2

Função (1)	$\sigma_{S2EXT-2} = 0.449515584958416 * My + 0.439816694426752 * Mx + 0.189015678731248 * Fx + 0.0309035694988054 * Fy * Fz + 0.0632776540871111 * Fz * Mx^2 - 0.238110025781268 * Fy - 0.0292322758713375 * Fz * Mx$
Função (2)	$\sigma_{S2EXT-2} = 0.44602284500861 * My + 0.437068317185144 * Mx + 0.187327827977112 * Fx - 0.237496358335237 * Fy$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
---------------	------------	------------	-------------------------------	------------------

R ²	0.999521	0.99936	82.70455	107.5692
Correlação	0.999781	0.999698		
Erro Máximo	0.017864	0.016191		

PONTO S2EXT-3

Função (1)	$\sigma_{S2EXT-3} = 0.691859833813898 * Mx + 0.00570430364316386 * Fz + 0.0407424103004816 * Fy * Fz + 0.131893089562869 * Mx * Fy^2 - 0.347837643614142 * Fy - 0.0202000953543413 * Fz * Mx - 0.209455428465792 * Fy^3$
Função (2)	$\sigma_{S2EXT-3} = 0.693681515934977 * Mx - 0.374043816660295 * Fy$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999904	0.999311	84.53988	112.673
Correlação	0.999956	0.99968		
Erro Máximo	0.005993	0.016308		

PONTO S2EXT-4

Função (1)	$\sigma_{S2EXT-4} = 0.00035453886483302 + 0.470326116688408 * Mx + 0.00911200371740323 * Fz + 0.0293182220430794 * Fy * Fz - Fy * Fz * My * Fx^2 - 0.20247542202436 * Fx - 0.251783730116383 * Fy - 0.468819227945354 * My$
Função (2)	$\sigma_{S2EXT-4} = 0.466868977693154 * Mx - 0.203569633495186 * Fx - 0.254606322266761 * Fy - 0.473740953529775 * My$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.99963	0.999166	86.21478	105.6767
Correlação	0.999827	0.999597		
Erro Máximo	0.013605	0.013019		

PONTO S2EXT-5

Função (1)	$\sigma_{S2EXT-5} = 0.00109938694643781 + 0.0460387273304281 * Fx * Fz + 0.0380463780610401 * Fz * My + 0.0143303566383178 * Fx * My + 0.0143303566383178 * My * Mz - 0.299670114286189 * Fx - 0.709824960654429 * My - 0.0460387273304281 * My * Fx^2$
Função (2)	$\sigma_{S2EXT-5} = -0.301275932521236 * Fx - 0.713638535772426 * My$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999783	0.99918	80.9255	113.8616
Correlação	0.999893	0.999595		
Erro Máximo	0.009541	0.020098		

PONTO S2EXT-6

Função (1)	$\sigma_{S2EXT-6} = 0.235515476541591 * F_y + 0.00806238960420703 * F_z + 0.0286701471220779 * F_z * M_x + 0.0189194453294054 * F_x * F_z - 0.187292356991369 * F_x - 0.437612791505643 * M_x - 0.44426519181774 * M_y - 0.0302770533715905 * F_y * F_z$			
Função (2)	$\sigma_{S2EXT-6} = 0.231501435587593 * F_y - 0.186376325753048 * F_x - 0.435953792306437 * M_x - 0.446060714563348 * M_y$			

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999673	0.999152	85.49737	118.9606
Correlação	0.999854	0.999611		
Erro Máximo	0.011375	0.018153		

PONTO S2EXT-7

Função (1)	$\sigma_{S2EXT-7} = 0.0047354004924235 + 0.37319003942187 * F_y + 0.0047354004924235 * F_x + 0.0316386271593485 * F_z * M_x + 0.0243503074792626 * F_x * F_y - 0.700909471461274 * M_x - 0.0560840357129237 * F_y * F_z - 0.0389767624423152 * F_y^2$			
Função (2)	$\sigma_{S2EXT-7} = 0.371502459724972 * F_y - 0.694214997710092 * M_x$			

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999703	0.999252	83.78272	108.2019
Correlação	0.999861	0.999641		
Erro Máximo	0.014979	0.021738		

PONTO S2EXT-8

Função (1)	$\sigma_{S2EXT-8} = 0.470110000319018 * M_y + 0.25042566436454 * F_y + 0.201348340614425 * F_x + 0.00893432501409373 * F_z + 0.00893432501409373 * F_z * M_x - 0.470110000319018 * M_x - 0.0257399062080716 * F_y * F_z - 0.0291573754774732 * F_x * F_z - 0.0293529643286387 * F_z * M_y$			

Função (2)	$\sigma_{S2EXT-8} = 0.474116885848389*My + 0.25351576353383*Fy + 0.205171330326365*Fx - 0.472460480122946*Mx$
-------------------	---

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999643	0.999218	80.62277	120.2076
Correlação	0.999826	0.999624		
Erro Máximo	0.01182	0.016254		

PONTO S2INT-1

Função (1)	$\sigma_{S2INT-1} = 0.002166976245142 + 0.696746072040338*My + 0.281567995940756*Fx + 0.00432843639189963*Fz + 0.176210208433668*Fx^3 + 0.168236274605242*Fx^2*\sin(My) - 0.0289807369231717*Fx^2$
Função (2)	$\sigma_{S2INT-1} = 0.703818081556423*My + 0.298503003059464*Fx$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999693	0.998907	68.26453	90.1118
Correlação	0.999851	0.999538		
Erro Máximo	0.016324	0.027689		

PONTO S2INT-2

Função (1)	$\sigma_{S2INT-2} = 0.44441875429175*My + 0.438412188132147*Mx + 0.191579699341825*Fx + 0.00472432578432469*Fz + 0.0405523554633353*Fy*Fz - 0.241027422151402*Fy - 0.0248561211065659*Fx*Fy - 0.0312225846280524*Fz*Mx$
Função (2)	$\sigma_{S2INT-2} = 0.441292095532648*My + 0.433549543009481*Mx + 0.190330424278047*Fx - 0.243286148288697*Fy$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999618	0.999321	69.86042	102.8143
Correlação	0.999816	0.999676		
Erro Máximo	0.012812	0.017088		

PONTO S2INT-3

Função (1)	$\sigma_{S2INT-3} = 0.684769791082592*Mx + 0.00344161844866451*Fz + 0.0430742391312288*Fy*Fz + 0.123511524275418*Mx*Fy^2 -$
-------------------	---

	0.000531197095874884 - 0.355272046555422*Fy - 0.0245572594291593*Fz*Mx - 0.206013832271754*Fy^3
Função (2)	$\sigma_{S2INT-3} = 0.687596463116361*Mx - 0.38102902855903*Fy$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.99991	0.99931	72.27952	92.4939
Correlação	0.999956	0.999675		
Erro Máximo	0.005797	0.017348		

PONTO S2INT-4

Função (1)	$\sigma_{S2INT-4} = 0.465449855978176*Mx + 0.00598743817806904*Fz +$ 0.0350734058315731*Fx*Fz + 0.0252170618634575*Fz*My + 0.023655848598929*Fy*Fz - 0.207205615958783*Fx - 0.254710741895578*Fy - 0.465449855978176*My
Função (2)	$\sigma_{S2INT-4} = 0.465700034016577*Mx - 0.208241209405338*Fx -$ 0.258585408372348*Fy - 0.469055619810037*My

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999628	0.999216	75.94749	99.3766
Correlação	0.99982	0.999617		
Erro Máximo	0.011472	0.013434		

PONTO S2INT-5

Função (1)	$\sigma_{S2INT-5} = 0.041290374561212*Fx*Fz + 0.0235491615000931*My*Mz +$ 0.022756131739012*Fz*My + 0.00262862492943581*Fx^2 - 0.306922669827369*Fx - 0.706756707727473*My - 0.0210401078349455*Mx*My
Função (2)	$\sigma_{S2INT-5} = -0.306100148824962*Fx - 0.707450746932576*My$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999768	0.999231	77.14067	92.9361
Correlação	0.999897	0.999624		
Erro Máximo	0.010757	0.020392		

PONTO S2INT-6

Função (1)	$\sigma_{S2INT-6} = 0.241120223113683 * Fy + 0.00392487725737877 * Fz + 0.0335445187874183 * Fx * Fz + 0.0194918435345962 * Fz * My - 0.190021756436273 * Fx - 0.433690609397687 * Mx - 0.441131081312794 * My - 0.0335445187874183 * Fy * Fz$
Função (2)	$\sigma_{S2INT-6} = 0.240181653463106 * Fy - 0.188266539151614 * Fx - 0.430127581730722 * Mx - 0.442560378754894 * My$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999677	0.999255	76.61695	105.3586
Correlação	0.999849	0.999655		
Erro Máximo	0.009787	0.016673		

PONTO S2INT-7

Função (1)	$\sigma_{S2INT-7} = 0.00447344899013424 + 0.380845193544653 * Fy + 0.00438809222717144 * Fx + 0.035415922822116 * Fz * Mx + 0.0237839582818354 * Fx * Fy - 0.693528468010992 * Mx - 0.0586517813129813 * Fy * Fz - 0.0377194911475792 * Fy^2$
Função (2)	$\sigma_{S2INT-7} = 0.379769022686354 * Fy - 0.686018587563996 * Mx$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999715	0.99929	73.13242	93.018
Correlação	0.999863	0.999666		
Erro Máximo	0.014125	0.020708		

PONTO S2INT-8

Função (1)	$\sigma_{S2INT-8} = 0.468850403839537 * My + 0.25673059812317 * Fy + 0.206379194800872 * Fx + 0.0065678838226822 * Fz - 0.465473323501782 * Mx - 0.0220977171892753 * Fy * Fz - 0.0221626845947743 * Fx * Fz - 0.0252553209704368 * Fz * My$
Função (2)	$\sigma_{S2INT-8} = 0.471686184296921 * My + 0.262390843768131 * Fy + 0.207991960320977 * Fx - 0.466965666624973 * Mx$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.999594	0.999254	70.36148	97.265

Correlação 0.999804 0.999638
 Erro Máximo 0.011405 0.015093

PONTO CO1-1

Função (1)	$\sigma_{CO1-1} = 0.12388307997876 * Fx^2 + 0.528260809195027 * Fz * Mz^2 + 1.4210299004551 * Fx * My * Mx^2 - My^2 * Mz^2 - 0.280915343703746 * My - 0.568299251638397 * Fx$
Função (2)	$\sigma_{CO1-1} = -0.325594991888288 * My - 0.6080487505978 * Fx$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.990478	0.97738	-60.5234	236.05
Correlação	0.995577	0.988643		
Erro Máximo	0.070705	0.076531		

PONTO CO1-2

Função (1)	$\sigma_{CO1-2} = 0.218412566118393 * Mx + 0.0430394713482327 * Fz + 0.114489828124654 * My * Mz + 0.108078540738155 * Fx * Fz - 0.203398858957384 * My - 0.410486021507275 * Fx - 0.515694133220797 * Fy$
Função (2)	$\sigma_{CO1-2} = 0.202889268235572 * Mx - 0.216424701946354 * My - 0.394544906937528 * Fx - 0.512777404843282 * Fy$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.991699	0.982993	-67.3852	251.2695
Correlação	0.99598	0.991487		
Erro Máximo	0.054536	0.057436		

PONTO CO1-3

Função (1)	$\sigma_{CO1-3} = 0.34526478378739 * Mx + 0.0398690019123502 * Fz + 0.0950838712623645 * Fy * Fz + 0.540349329513761 * Mx * Fy^2 - Fy^3 - 0.611942454357539 * Fy - 0.0950838712623645 * Fz * Mx - 0.34526478378739 * Mx^3 - 0.0950838712623645 * Fy * Mx^2$
Função (2)	$\sigma_{CO1-3} = 0.274213899937493 * Mx - 0.766600752821854 * Fy$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.996735	0.985359	-68.3133	214.0615
Correlação	0.998441	0.992681		
Erro Máximo	0.043861	0.063831		

PONTO CO1-4

Função (1)	$\sigma_{CO1-4} = 0.390786555152931 * F_x + 0.188302472520691 * M_x + 0.175307934338796 * M_y + 0.0537006458965511 * F_z + 0.390786555152931 * M_y * F_x^2 + M_x * M_y * F_z^2 - 0.495812102709272 * F_y$			
Função (2)	$\sigma_{CO1-4} = 0.378875127247219 * F_x + 0.218430785069496 * M_y + 0.176980271411511 * M_x - 0.510995188541335 * F_y$			

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.990706	0.983723	-62.764	249.632
Correlação	0.995365	0.991893		
Erro Máximo	0.051931	0.071163		

PONTO CO1-5

Função (1)	$\sigma_{CO1-5} = 0.0151636285750207 + 0.520792258359583 * F_x + 0.25671566642 * M_y + 0.0416828689673423 * F_z + 0.79630738659372 * F_x^3 + 0.873217993783197 * M_y * F_x^2 - 0.140305424101832 * F_x * M_y - 0.207646490544013 * F_x^2$			
Função (2)	$\sigma_{CO1-5} = 0.632834707143878 * F_x + 0.305657008480557 * M_y$			

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.992229	0.980997	-46.198	225.7138
Correlação	0.996421	0.990711		
Erro Máximo	0.10007	0.069988		

PONTO CO1-6

Função (1)	$\sigma_{CO1-6} = 0.507375875210976 * F_y + 0.383559255484663 * F_x + 0.20489238703803 * M_y + 0.0468147264297269 * F_z + 0.0468147264297269 * F_y * M_x + 0.0301493485208656 * F_x * M_x - 0.210870206013021 * M_x - 0.165475240558696 * M_y * M_z$			

Função (2)	$\sigma_{C01-6} = 0.507271239677542 * F_y + 0.385866804568607 * F_x + 0.198297802524735 * M_y - 0.214793828431337 * M_x$
-------------------	--

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.992055	0.986318	-47.1261	239.9802
Correlação	0.996222	0.993321		
Erro Máximo	0.054026	0.054726		

PONTO C01-7

Função (1)	$\sigma_{C01-7} = 0.00614903448408704 + 0.598518741357213 * F_y + 0.420028463520856 * F_z * M_y^2 + F_y^2 * \cos(F_z) * \sin(\sin(\sin(6.25036342278464 + F_y))) - 0.348143589840998 * M_x - 0.187827222756843 * M_x * M_y$
Função (2)	$\sigma_{C01-7} = 0.740485202334491 * F_y - 0.310543061541937 * M_x$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.992905	0.985896	-53.9879	227.9552
Correlação	0.996458	0.992934		
Erro Máximo	0.0578	0.067707		

PONTO C01-8

Função (1)	$\sigma_{C01-8} = 0.488728245566844 * F_y + 0.0381661732374264 * F_z + 0.077781100721496 * F_x * F_z + 0.0365788243346973 * F_x^2 - 0.198203482356336 * M_x - 0.206782719454228 * M_y - 0.370497312526009 * F_x - 0.126623619343191 * M_x * M_y$
Função (2)	$\sigma_{C01-8} = 0.471403816485853 * F_y - 0.182914845397488 * M_x - 0.199988113537002 * M_y - 0.362658428481644 * F_x$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.990823	0.98051	-51.7473	261.2854
Correlação	0.995433	0.990616		
Erro Máximo	0.039542	0.064843		

PONTO SC1-1

Função (1)	$\sigma_{SC1-1} = 0.208147941825457 * F_x * M_y + 0.208147941825457 * F_x^2 - 0.0152136323959348 - 0.266701543095823 * M_y - 0.531100882895183 * F_x -$
-------------------	---

	$0.618433539147229 * F_x^3 - 0.699629898541097 * M_y * F_x^3 - 0.699629898541097 * M_y * F_x^2$
Função (2)	$\sigma_{SC1-1} = -0.320275377390798 * M_y - 0.61398402590067 * F_x$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.993488	0.984496	75.41007	154.23356
Correlação	0.997035	0.992347		
Erro Máximo	0.076699	0.068757		

PONTO SC1-2

Função (1)	$\sigma_{SC1-2} = 0.213595519572109 * M_x + M_y * M_z^3 + F_x * M_y * M_z^4 + F_x * M_y * M_z^3 - 0.193896113207284 * M_y - 0.380719718003287 * F_x - 0.510202793882314 * F_y - 0.0695986085290262 * F_y * M_x$
Função (2)	$\sigma_{SC1-2} = 0.209834648184723 * M_x - 0.195202783415065 * M_y - 0.395495024460401 * F_x - 0.510272582300112 * F_y$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.993787	0.98881	70.82459	164.4602
Correlação	0.996995	0.994472		
Erro Máximo	0.03862	0.04391		

PONTO SC1-3

Função (1)	$\sigma_{SC1-3} = 0.251978163873849 * M_x + 0.0950429709435808 * F_y * F_z + 0.74293986364123 * M_x * F_y^2 - F_y^3 - 0.6164712663306 * F_y$
Função (2)	$\sigma_{SC1-3} = 0.301000310292761 * M_x - 0.757481043614751 * F_y$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.996246	0.989484	70.20462	146.51338
Correlação	0.998128	0.994745		
Erro Máximo	0.03992	0.045816		

PONTO SC1-4

Função (1)	$\sigma_{SC1-4} = 0.38821711993187 * F_x + 0.211073398487258 * M_y + 0.20251631961837 * M_x + 0.159539898181491 * M_x * M_y - 0.501267580551657 * F_y - 0.0411106209421034 * F_y * M_x - 0.105286930845227 * F_x * F_z$
Função (2)	$\sigma_{SC1-4} = 0.368749053773365 * F_x + 0.204231792751757 * M_y + 0.171157638964693 * M_x - 0.485114835513268 * F_y$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.990266	0.985997	73.91335	170.3206
Correlação	0.995212	0.993268		
Erro Máximo	0.044126	0.05904		

PONTO SC1-5

Função (1)	$\sigma_{SC1-5} = 0.0138618596357635 + 0.513209483355087 * F_x + 0.26021785212838 * M_y + 0.746448533248108 * F_x^3 + 0.875830516376184 * M_y * F_x^2 - \sin(\sin(\sin(\sin(\sin(0.145536468226233 * F_x * M_y)))))) - 0.195099474244006 * F_x^2$
Função (2)	$\sigma_{SC1-5} = 0.622504001889487 * F_x + 0.328065066626496 * M_y$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.990907	0.985149	84.98367	147.21856
Correlação	0.995972	0.992567		
Erro Máximo	0.108172	0.059086		

PONTO SC1-6

Função (1)	$\sigma_{SC1-6} = \sin(\sin(\sin(\sin(0.458122326192651 * F_y + 0.354040637115742 * F_x + 0.221856051705299 * M_y + 0.458122326192651 * F_y^3 + 0.354040637115742 * F_x^3 - 0.0444774643086792 * F_x^2 - 0.458122326192651 * M_x * F_y^2)))) - 0.176586665904881 * M_x$
Função (2)	$\sigma_{SC1-6} = 0.50562284275697 * F_y + 0.389068373258979 * F_x + 0.199090755817991 * M_y - 0.20500898846302 * M_x$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.994271	0.989235	84.36369	163.80056
Correlação	0.997184	0.99462		

Erro Máximo 0.051235 0.04103

PONTO SC1-7

Função (1)	$\sigma_{SC1-7} = 0.656354847873521 * F_y + 0.0643054260219046 * F_z * M_x + 0.656354847873521 * F_y^3 + 6.13343941781485 * M_x * F_y^4 - 0.241641220596465 * M_x - 0.0817121552686031 * F_y * F_z - 1.86947124291267 * M_x * F_y^2$
Função (2)	$\sigma_{SC1-7} = 0.760826396215691 * F_y - 0.302894013948452 * M_x$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.997166	0.989408	79.77819	153.57401
Correlação	0.998691	0.994705		
Erro Máximo	0.040456	0.046918		

PONTO SC1-8

Função (1)	$\sigma_{SC1-8} = 0.495776282430457 * F_y + 0.0766317443274254 * F_x * F_z - F_y * F_z * M_x * F_x^2 - 0.195761855261499 * M_x - 0.212659518973864 * M_y - 0.378840435314323 * F_x - 0.146602799948932 * M_x * M_y$
Função (2)	$\sigma_{SC1-8} = 0.486457927418535 * F_y - 0.176811229452812 * M_x - 0.199530967374303 * M_y - 0.367793097294027 * F_x$

Função	(1)	(2)	μ (kPa)	Amp (kPa)
R ²	0.990191	0.985859	81.27489	171.02524
Correlação	0.99511	0.993134		
Erro Máximo	0.046704	0.056942		

PONTO COND8m - esforço axial

Função (1)	$\text{Faxial}_{\text{COND8m}} = 0.0261708838048078 + 0.958284157586689 * F_z + 0.0133613896511265 * F_y + 0.133090542015316 * F_y * M_x - 0.0160895220031407 * M_x - 0.104987294902375 * F_x * M_y - 0.115323796514696 * F_x^2 - 0.181252378828247 * F_y^2$
Função (2)	$\text{Faxial}_{\text{Cond8m}} = 0.00794311221310595 + F_z$

Função	(1)	(2)	μ (kN)	Amp (kN)
R ²	0.999276	0.990574	-4291.26	975.98
Correlação	0.999647	0.996117		
Erro Máximo	0.018069	0.084498		

PONTO COND8m - Momento em Y

Função (1)	$\text{Myy}_{\text{COND8m}} = 0.0132758935455519 + 0.51420106233925 * F_x + 0.277955266372543 * M_y + 0.648145520221787 * F_x^3 + 0.648145520221787 * M_y * F_x^2 + 0.173560738109477 * F_x * M_y^2 - 0.118954593602647 * F_x * M_y - 0.179488890899151 * F_x^2$
Função (2)	$\text{Myy}_{\text{Cond8m}} = 0.625584002682101 * F_x + 0.335386191122156 * M_y$

Função	(1)	(2)	μ (kNm)	Amp (kNm)
R ²	0.993817	0.98976	-147.06	2871.25
Correlação	0.997102	0.994885		
Erro Máximo	0.091637	0.050154		

PONTO COND8m - Momento em X

Função (1)	$M_{XX_{COND8m}} = 0.677658679563026 * F_y + 0.0456302028477483 * F_z * M_x + 0.677658679563026 * F_y^3 + 0.677658679563026 * M_x * F_y^4 - 0.279068233023922 * M_x - 0.0819723882584918 * F_y * F_z - 0.160175215577811 * F_y * F_x^2 - 0.677658679563026 * M_x * F_y^2$			
Função (2)	$M_{XX_{Cond8m}} = 0.761443641653989 * F_y - 0.310095557241677 * M_x$			

Função	(1)	(2)	μ (kNm)	Amp (kNm)
R ²	0.998201	0.992607	-48.9481	3026.62
Correlação	0.999111	0.996305		
Erro Máximo	0.022668	0.040181		

PONTO COND4m - esforço axial

Função (1)	$F_{axial_{COND4m}} = 0.0228335110595128 + 0.977968775441258 * F_z + 0.0103890930501768 * F_x + 0.00834924220507894 * F_y + 0.120361996821756 * F_y * M_x - 0.091669588639214 * F_x * M_y - 0.104953895830133 * F_x^2 - 0.158020546473295 * F_y^2$			
Função (2)	$F_{axial_{Cond4m}} = 0.00716964552262342 + F_z$			

Função	(1)	(2)	μ (kN)	Amp (kN)
R ²	0.999457	0.994123	-4375.25	969.39
Correlação	0.999732	0.997576		
Erro Máximo	0.018697	0.065765		

PONTO COND4m - Momento em Y

Função (1)	$M_{yy_{COND4m}} = 0.567227333977396 * F_x + 0.41292356033526 * M_y + 0.138363973516671 * F_x^3 + 0.138363973516671 * M_y * F_x^2 - 0.0277936916951009 * F_z * M_y - 0.0292531360173221 * F_x * M_y - 0.0448855683863855 * F_x * F_z - 0.0277936916951009 * F_x^2$			
	$M_{yy_{Cond4m}} = 0.582675617682956 * F_x + 0.421193618391751 * M_y$			

Função (2)	
-------------------	--

Função	(1)	(2)	μ (kNm)	Amp (kNm)
R ²	0.999528	0.998522	-141.966	2817.76
Correlação	0.999802	0.99929		
Erro Máximo	0.019135	0.025424		

PONTO COND4m - Momento em X

Função (1)	$M_{XX_{COND4m}} = 0.00173564171275898 + 0.674491609502564 * F_y + 0.0335947715660705 * F_z * M_x + 0.205179853472538 * F_y^3 - 0.398255808684458 * M_x - 0.0664429394383588 * F_y * F_z - 0.0137763702739971 * F_y^2 - 0.112923267548724 * M_x * F_y^2$
Função (2)	$M_{XX_{Cond4m}} = 0.701596882106394 * F_y - 0.392629693498777 * M_x$

Função	(1)	(2)	μ (kNm)	Amp (kNm)
R ²	0.999754	0.998731	-34.5543	2941.4
Correlação	0.999886	0.999404		
Erro Máximo	0.011449	0.023044		

PONTO COND2m - esforço

axial

Função (1)	$F_{axial_{COND2m}} = 0.00753390682201142 + F_z + 0.00753390682201142 * M_y + 0.0355560133788425 * F_y * M_x + 0.262972492284344 * F_x * F_y^3 - 0.0183590429549152 * F_y^2 - 0.262972492284344 * F_x * M_y * F_y^2 - 0.690046977160156 * F_x^2 * F_y^2$
Função (2)	$F_{axial_{Cond2m}} = 0.00444294981866417 + F_z$

Função	(1)	(2)	μ (kN)	Amp (kN)
R ²	0.999773	0.998605	-4390.38	957.94
Correlação	0.999899	0.999431		
Erro Máximo	0.015317	0.029124		

PONTO COND2m - Momento em Y

Função (1)	$M_{yy_{COND2m}} = 0.51378597150304 * F_x + 0.484620052207274 * M_y + 0.0627537207707366 * F_x^3 - 0.0194210114816322 * F_z * M_y - 0.276975960111662 * F_z * F_x^3 - 0.153143318886294 * F_x * M_y * M_x^2$
-------------------	--

Função (2)	$M_{yy_{Cond2m}} = 0.523088478546148 * F_x + 0.487409372571976 * M_y$
-------------------	---

Função	(1)	(2)	μ (kNm)	Amp (kNm)
R ²	0.999897	0.999297	-121.59	2519.31
Correlação	0.999954	0.999687		
Erro Máximo	0.007816	0.020858		

PONTO COND2m - Momento em X

Função (1)	$M_{XX_{COND2m}} = 0.00109189260770299 + 0.619527664906883 * F_y + 0.0270979747154886 * F_z * M_x + 0.106474045572159 * F_y^3 - 0.465356039108771 * M_x - 0.0558630951642425 * F_y * F_z - 0.00678188758783798 * F_y^2 - 0.0558630951642425 * M_x * F_y^2$
Função (2)	$M_{XX_{Cond2m}} = 0.631290399178746 * F_y - 0.461353911585841 * M_x$

Função	(1)	(2)	μ (kNm)	Amp (kNm)
R ²	0.999957	0.999318	-20.8453	2612.54
Correlação	0.999979	0.999704		
Erro Máximo	0.003796	0.018867		

PONTO RevSup8m - esforço axial

Função (1)	$F_{axial_{RevSup8m}} = 0.0132327081117915 + 0.9804496976431 * F_z + 0.0840188413796479 * F_y * M_x - F_x^2 * F_y^2$
Função (2)	$F_{axial_{RevSup8m}} = F_z$

Função	(1)	(2)	μ (kN)	Amp (kN)
R ²	0.997467	0.992934	2995.187	23.58
Correlação	0.9989	0.996719		
Erro Máximo	0.037106	0.066941		

PONTO RevSup8m - Momento em Y

Função (1)	$M_{yy_{RevSup8m}} = 0.0109568686973788 + 0.544216955776299 * F_x + 0.281949344963689 * M_y + 0.575171456676057 * F_x^3 +$
-------------------	--

	$0.575171456676057 * My * Fx^3 + 0.575171456676057 * My * Fx^2 - 0.187399836073465 * Fx * My - 0.166951941423946 * Fx^2$
Função (2)	$M_{yy_{RevSup8m}} = 0.627078355602753 * Fx + 0.335636572725011 * My$

Função	(1)	(2)	μ (kNm)	Amp (kNm)
R ²	0.995809	0.989738	-29.0994	568.005
Correlação	0.99813	0.994868		
Erro Máximo	0.065664	0.049249		

PONTO RevSup8m - Momento em X

Função (1)	$M_{XX_{RevSup8m}} = 0.676740981513623 * Fy + 0.757250204543256 * Fy^3 - 0.00107670631803804 - 0.270020289899434 * Mx - 0.0784007470050536 * Fy * Fz - 0.254738004907824 * Fy * Fx^2 - 0.642949667958006 * Mx * Fy^2$
Função (2)	$M_{XX_{RevSup8m}} = 0.761843637213691 * Fy - 0.309293458273921 * Mx$

Função	(1)	(2)	μ (kNm)	Amp (kNm)
R ²	0.997988	0.992593	-9.70291	598.764
Correlação	0.998997	0.996297		
Erro Máximo	0.021104	0.040254		

PONTO RevSup4m - esforço axial

Função (1)	$F_{axial_{RevSup4m}} = 0.0166676428970143 + 0.987608791303438 * Fz + 0.0085852668084734 * My - 0.0677706741280724 * Fz^2 - 0.853789909292831 * Fx * My * Fy^2 - 1.24911047815893 * Fx^2 * Fy^2$
Função (2)	$F_{axial_{RevSup4m}} = Fz$

Função	(1)	(2)	μ (kN)	Amp (kN)
R ²	0.999191	0.995742	3006.554	23.36
Correlação	0.999609	0.998004		
Erro Máximo	0.028803	0.054313		

PONTO RevSup4m - Momento em Y

Função (1)	$M_{yy_{RevSup4m}} = 0.577536726013522 * F_x + 0.413351340842727 * M_y - 0.40374206770578 * F_z * F_x^3 - 0.287669151948636 * F_z * M_y * M_z^2 - 0.424902857524386 * F_x * M_y * M_x^2$
Função (2)	$M_{yy_{RevSup4m}} = 0.583309039489841 * F_x + 0.42057231222145 * M_y$

Função	(1)	(2)	μ (kNm)	Amp (kNm)
R ²	0.999523	0.998542	-28.1032	557.589
Correlação	0.999781	0.999301		
Erro Máximo	0.013504	0.02538		

PONTO RevSup4m - Momento em X

Função (1)	$M_{xx_{RevSup4m}} = 0.00122691199350031 + 0.676462217333357 * F_y + 0.0403683661252861 * F_z * M_x + 0.190265787499778 * F_y^2 * \sin(F_y) - 0.409444506311773 * M_x - 0.059771530349281 * F_z * \sin(6.2110431910768 + F_y)$
Função (2)	$M_{xx_{RevSup4m}} = 0.702668807578462 * F_y - 0.392009601383078 * M_x$

Função	(1)	(2)	μ (kNm)	Amp (kNm)
R ²	0.999567	0.998742	-6.84905	582.055
Correlação	0.999793	0.999407		
Erro Máximo	0.01459	0.022756		

PONTO RevSup2m - esforço axial

Função (1)	$F_{axial_{RevSup2m}} = 0.0111584141959173 + 0.989023057805814 * F_z + 0.015234041439515 * F_y + 0.581430699798493 * F_y * M_x * F_x^2 - 0.00738524165044619 * M_x - 0.0734712292109624 * F_z^2 - 0.314460423013437 * F_x^2 * F_y^2$
Função (2)	$F_{axial_{RevSup2m}} = F_z$

Função	(1)	(2)	μ (kN)	Amp (kN)
R ²	0.999496	0.997327	3012.276	23.23
Correlação	0.999755	0.998737		

Erro Máximo 0.019972 0.044599

PONTO RevSup2m - Momento em Y

Função (1)	$M_{y_{RevSup2m}} = 0.523466417210974 * F_x + 0.481790767377295 * M_y + 0.0643308942222138 * F_x^3 + 0.0643308942222138 * M_y * F_x^2 - 0.0141139498498853 * F_x * M_y - 0.0265361144880264 * F_z * M_y - 0.0412657248458562 * F_x * F_z - 0.0138257710174528 * F_x^2$
Função (2)	$M_{y_{RevSup2m}} = 0.528051082014464 * F_x + 0.484814639976445 * M_y$

Função	(1)	(2)	μ (kNm)	Amp (kNm)
R ²	0.99991	0.999343	-23.74	489.762
Correlação	0.999961	0.999698		
Erro Máximo	0.008833	0.019759		

PONTO RevSup2m - Momento em X

Função (1)	$M_{x_{RevSup2m}} = 0.000999497253357922 + 0.626160366265776 * F_y + 0.0262054680125691 * F_z * M_x + 0.0951108605647164 * F_y^3 - 0.46128425050244 * M_x - 0.0546415415518484 * F_y * F_z - 0.00559195323636053 * F_y^2 - 0.0550011591662561 * M_x * F_y^2$
Função (2)	$M_{x_{RevSup2m}} = 0.635913226582537 * F_y - 0.458218333587285 * M_x$

Função	(1)	(2)	μ (kNm)	Amp (kNm)
R ²	0.999961	0.999333	-4.1779	508.136
Correlação	0.999981	0.999709		
Erro Máximo	0.003349	0.018711		