



MÉTODOS SIMPLIFICADORES PARA ANÁLISE DE FADIGA EM RISERS

Luiz Otavio da Costa Marcelo Pereira

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: Luís Volnei Sudati Sagrilo
Paulo Maurício Videiro

Rio de Janeiro
Junho de 2018

MÉTODOS SIMPLIFICADORES PARA ANÁLISE DE FADIGA EM RISERS

Luiz Otavio da Costa Marcelo Pereira

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

Examinada por:

Prof. Luís Volnei Sudati Sagrilo, D.Sc.

Dr. Paulo Maurício Videiro, D.Sc.

Prof. Murilo Augusto Vaz, Ph.D.

Dr. Fernando Jorge Mendes de Sousa, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

JUNHO DE 2018

Pereira, Luiz Otavio da Costa Marcelo

Métodos Simplificadores para Análise de Fadiga em Risers/ Luiz Otavio da Costa Marcelo Pereira. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2018.

VIII, 120 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Luís Volnei Sudati Sagrilo

Paulo Maurício Videiro

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2018.

Referências Bibliográficas: p. 97-100.

1. Estruturas Offshore. 2. Fadiga. 3. Métodos Simplificadores. I. Sagrilo, Luís Volnei Sudati et al II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

Agradecimentos

Agradeço aos orientadores Sagrilo e Paulo, por dedicarem tempo para compartilhar experiência e conhecimento sobre o assunto da pesquisa.

Agradeço aos colegas da Saipem do Brasil, em especial o Eduardo Volpi, que me apoiaram e batalharam para me dar flexibilidade para ingressar no programa de mestrado.

Agradeço aos colegas da Wood, em especial Hugues Corrigan, Pedro Barros e Victor Gomes, por disponibilizarem acesso ao software utilizado na pesquisa, fornecer suporte técnico e permitir flexibilidade para concluir as atividades para obtenção do grau de mestrado.

Agradeço aos meus pais Graça e Francisco por me guiarem na minha jornada desde o início. À minha mãe, por estar sempre presente para me amar e educar. Ao meu pai, por compartilhar experiências e me inspirar na minha carreira.

Agradeço a minha noiva Ana Carolina, por ser sempre companheira, conselheira e apoiadora incondicional dos meus sonhos.

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

MÉTODOS SIMPLIFICADORES PARA ANÁLISE DE FADIGA EM RISERS

Luiz Otavio da Costa Marcelo Pereira

Junho/2018

Orientadores: Luís Volnei Sudati Sagrilo

Paulo Maurício Videiro

Programa: Engenharia Civil

Com a crescente demanda de unidades de produção flutuantes para a exploração de petróleo em lâminas d'água profundas, as condições ambientais são cada vez mais desafiadoras no projeto de sistemas de produção submarinos. As ondas oceânicas induzem movimento oscilatório na unidade flutuante que, conseqüentemente, geram carregamentos cíclicos que podem danificar risers através do mecanismo de fadiga. Para garantir a integridade durante a vida útil da unidade de produção, é necessário avaliar o dano à fadiga causado pelos carregamentos ambientais durante a fase de projeto para evitar possíveis conseqüências em caso de falha. O presente trabalho tem como objetivo apresentar métodos numéricos que sejam capazes de estimar a vida à fadiga em estruturas oceânicas com custo computacional reduzido através da simplificação da matriz de carregamentos ambientais. Foram estudadas duas classes distintas de métodos: o método de blocos equivalentes e o método de superfície de resposta. Ambos métodos foram testados para um exemplo de riser rígido em catenária (SCR) conectados a uma plataforma semi-submersível. A análise de fadiga foi realizada através de modelos de elementos finitos no domínio do tempo, com ondas irregulares e movimento da embarcação desacoplado. Os resultados obtidos foram comparados a métodos convencionais e demonstram que é possível obter estimativas aceitáveis para o dano anual reduzindo a matriz de carregamentos ambientais em 90%.

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

SIMPLIFYING METHODS FOR FATIGUE ANALYSIS OF RISERS

Luiz Otavio da Costa Marcelo Pereira

June/2018

Advisors: Luís Volnei Sudati Sagrilo
Paulo Maurício Videiro

Department: Civil Engineering

With the increasing demand for floating production units to explore of oil reservoirs in deep waters, the environmental conditions are even more challenging when designing subsea production systems. The oceanic waves induce oscillatory motion to the floating unit, causing cyclic loading on risers which can be damaged due to fatigue failure mechanism. During design phases, it is required to evaluate fatigue damage induced by environmental loads to avoid eventual failure for the whole exploration system life. The research presented herein studies numerical methods which can provide fatigue damage estimates with reduced computational costs by simplifying the environmental loading matrix. Two different classes of methods were evaluated: the equivalent blocks methods, and the response surface methods. Both were tested with an example of a steel catenary riser (SCR) connected to a semi-submersible vessel. Fatigue analysis was performed using finite element models in time domain, considering irregular waves formulation and de-coupled vessel motions. Obtained results were compared to conventional methods and showed that it is possible to obtain acceptable damage estimates for annual fatigue damage with up to 90% reduction in the design environmental load cases.

Sumário

Capítulo 1	Introdução	1
1.1.	Panorama Geral	1
1.2.	Objetivo	2
1.3.	Estrutura da Tese	3
Capítulo 2	Fadiga em <i>Risers</i>	4
2.1.	Carregamentos Ambientais	4
2.1.1.	Estados de Mar	4
2.1.2.	Propriedades Estatísticas do Espectro de Ondas	5
2.1.3.	Diagramas de Dispersão	6
2.2.	Análises de Tensões em <i>Risers</i>	8
2.2.1.	Movimento da Unidade Flutuante	8
2.2.2.	Equação de Morison	9
2.2.3.	Interação Duto-Solo	10
2.2.4.	Conectores de Topo SCR	10
2.3.	Fadiga em Estruturas Metálicas	11
2.3.1.	Curvas S-N	11
2.3.2.	Regra de Palmgren-Miner	12
2.3.3.	Fatores de Segurança	13
2.3.4.	Contagem de Ciclos para Respostas Aleatórias	13
2.4.	Fadiga em <i>Risers</i>	14
2.4.1.	Fadiga para processos gaussianos de banda estreita	15
Capítulo 3	Métodos Eficientes para Estimativa do Dano de Fadiga	17
3.1.	Blocos Equivalentes	17
3.1.1.	Descrição dos Blocos Equivalentes	18
3.1.2.	Método dos Estados de Mar Majorados (MEMM)	20
3.1.3.	Método dos Danos Equivalentes (MDE)	21
3.1.4.	Resumo do Procedimento para o MBE	25
3.2.	Método da Superfície de Resposta (MSR)	26
3.2.1.	Superfície de Resposta do Dano	27
3.2.2.	Escolha dos Pontos Básicos	28
3.2.3.	Método Para Ajuste da Superfície de Resposta	28
3.2.4.	Coeficientes de Contribuição	30
3.2.5.	Resumo do Procedimento para o MSR	32
Capítulo 4	Estudo de Caso – SCR conectado à uma Semi-Submersível	33

4.1.	Análise de Fadiga Completa – SCR com 56 estados de mar	33
4.1.1.	Descrição do Sistema	33
4.1.2.	Análise preliminar de fadiga baseada no RAO de movimento.....	39
4.1.3.	Análise de Fadiga no SCR considerando todos os estados de mar do diagrama de dispersão	41
4.2.	Fadiga Calculada pelo Método de Blocos Equivalentes	48
4.2.1.	Dano à Fadiga na Região do Topo do <i>Riser</i> Usando o MBE	49
4.2.2.	Dano a Fadiga na Região do TDZ do <i>Riser</i> Usando o MBE.....	56
4.3.	Fadiga Calculada pelo Método da Superfície de Resposta	59
4.3.1.	Dano a Fadiga na Região do Topo do <i>Riser</i> Usando o MSR	61
4.3.2.	Dano a Fadiga na Região do TDZ do <i>Riser</i> Usando o MSR	68
4.4.	Análise de Fadiga Completa – SCR com 142 estados de mar	72
4.4.1.	Descrição do Sistema	72
4.4.2.	Análise de Fadiga Completa	73
4.5.	Método de Blocos Equivalentes – 142 Estados de Mar	76
4.5.1.	Dano a Fadiga na Região do Topo do <i>Riser</i> Usando o MBE	77
4.5.2.	Dano a Fadiga na Região do TDZ do <i>Riser</i> Usando o MBE.....	80
4.6.	Fadiga Calculada pelo Método da Superfície de Resposta	82
4.6.1.	Dano a Fadiga na Região do Topo do <i>Riser</i> Usando o MSR	82
4.6.2.	Dano a Fadiga na Região do TDZ usando o MSR	87
4.6.3.	Uso dos Coeficientes de Participação para Julgar a Qualidade dos Resultados.....	87
4.7.	Análise Comparativa de Desempenho dos Métodos	89
Capítulo 5	Conclusões	93
5.1.	Considerações Gerais.....	93
5.2.	Trabalhos Futuros	96
Apêndice A	Possíveis Melhorias para Utilizar MSR no TDZ	101
A.1.	Grau do Polinômio da Superfície de resposta.....	101
A.2.	Superfícies de Resposta Intermediárias	104
A.3.	Dano Máximo ao Longo do TDZ	106
A.4.	Formulações Analíticas para o Dano no TDZ	110
Apêndice B	Pontos Básicos para o MSR do Segundo Caso de Estudo	111

Capítulo 1

Introdução

1.1. Panorama Geral

Mundialmente, novos campos de exploração de petróleo estão sendo instalados em lâminas d'água cada vez mais profundas e em ambientes mais rigorosos. Plataformas utilizadas em águas profundas são usualmente unidades flutuantes, como semi-submersíveis ou FPSOs (do Inglês, *Floating Production Storage and Offloading units*). Estes tipos de unidades apresentam movimentos significativos devido a ação de carregamentos ambientais.

Os *risers* são dutos que ligam as plataformas ao leito marinho. Para cenários de águas profundas, o uso de *risers* rígidos em catenária, ou SCR (em Inglês, *Steel Catenary Riser*) vem ocorrendo em diversas oportunidades devido a características como resistência à alta pressão e a alta confiabilidade.

O uso crescente de SCRs em novas plataformas de petróleo leva ao desenvolvimento de novas tecnologias de *risers*, principalmente na busca de configurações para maximizar a vida útil do sistema. Um *riser* típico deve ter entre 25 a 30 anos de vida útil de projeto, com um fator de segurança de 10. A falha de um *riser* pode ter consequências graves, como parada de produção acarretando perdas financeiras, ou até derramamento de óleo causando não apenas danos ambientais e perdas financeiras, mas também perda de credibilidade e consequências legais para a empresa operadora devido ao impacto ambiental. Por estes e outros motivos, o projeto de *risers* à fadiga é de suma importância.

Os *risers* estão susceptíveis à falha por fadiga devido a diversas fontes de carregamento. Algumas delas são: desligamento e retomada da produção da unidade, carregamentos ambientais e movimentos da unidade flutuante de produção, vibrações induzidas por vórtices (VIV) e instalação do *riser*.

A fadiga devido aos carregamentos de longo prazo, especificamente devido aos carregamentos de onda e movimentos da unidade flutuante, apresenta um grande desafio para a engenharia. Devido ao comportamento complexo do *riser* e sua interação com o ambiente, são necessárias análises numéricas detalhadas e diversificadas para obter resultados confiáveis. O custo computacional para o correto dimensionamento do

riser é elevado, podendo crescer rapidamente em situações em que diversas configurações precisam ser testadas, como em análises de sensibilidade ou de otimização de projeto. Como consequência, as análises podem ter um grande impacto no cronograma e no custo do projeto.

1.2. Objetivo

Tendo em vista o alto custo computacional requerido para o projeto de *risers*, o estudo de novas técnicas e métodos para simplificação do cálculo é constante nas linhas de pesquisa e desenvolvimento voltadas para a indústria offshore.

Neste sentido, o objetivo deste trabalho é de estudar o uso de métodos simplificadores para reduzir o número de simulações requeridas para avaliar, mesmo que aproximadamente, a vida útil à fadiga do *riser*. Consequentemente, o custo computacional é também menor, e assim o projetista usuário destas metodologias pode ter um diagnóstico da estrutura de forma mais ágil e com custo de projeto reduzido.

Os métodos simplificadores avaliados no trabalho são baseados em estudos disponíveis na literatura. Existe uma família de métodos baseados em aglomerar casos de carregamentos em um único caso equivalente. Estes métodos são chamados no presente texto de Métodos de Blocos Equivalentes (MBE). Song et al. [1], Jia [2] e Sheehan et al. [3] utilizaram métodos desta classe para reduzir o número de simulações computacionais requerido para calcular fadiga em estruturas oceânicas. A própria norma DNV-RP-F204 [4] dedicada a *risers* permite utilizar este tipo de método.

Existem outros métodos simplificadores, como aquele utilizado por Videiro e Moan [5] para reduzir o número de casos para o cálculo de resposta extrema em estruturas offshore. Estes métodos são batizados no presente texto de Métodos de Superfície de Resposta (MSR).

Tendo como base essas duas famílias de métodos, são propostas algumas alternativas de métodos simplificadores para o cálculo de fadiga em *risers*. Os métodos propostos são aplicados em um exemplo de SCR e os resultados são avaliados quanto a eficiência, precisão e relevância para projetos de *risers* tipo SCR.

1.3. Estrutura da Tese

O texto é estruturado em capítulos que seguem a seguinte sequência:

O Capítulo 1 é a presente introdução do trabalho, contendo o cenário técnico e prático que motivou o tema de estudo.

O Capítulo 2 apresenta de forma resumida os principais conceitos de engenharia envolvidos em um típico procedimento de cálculo de fadiga, fornecendo as informações necessárias para a discussão dos métodos propostos e seus resultados.

O Capítulo 3 apresenta os detalhes teóricos dos métodos simplificadores propostos. Os procedimentos para aplicação são esclarecidos em conjunto com alguns aspectos práticos.

O Capítulo 4 apresenta estudos de caso para os métodos propostos em cenário típico de projeto de *risers*. Os resultados permitem avaliar os métodos simplificadores em termos de eficiência e robustez quando comparados com resultados obtidos através de métodos clássicos.

O Capítulo 5 apresenta conclusões e recomendações sobre o uso dos métodos simplificadores propostos, seguido de sugestões para trabalhos futuros dentro do mesmo assunto.

Por fim, a Bibliografia apresenta todas as referências citadas e utilizadas na elaboração da pesquisa.

Capítulo 2

Fadiga em *Risers*

Durante a vida de projeto de *risers*, estes estão sujeitos a dois principais fenômenos que são fonte de dano à fadiga. O primeiro é o dano devido aos carregamentos cíclicos ambientais devido às ondas, e o segundo é a resposta do *riser* devido à vibração induzida por vórtices (VIV). A presente pesquisa é dedicada ao estudo do primeiro mecanismo citado.

Neste capítulo, os carregamentos ambientais devido às ondas são discutidos de forma resumida na Seção 2.1. Os principais aspectos teóricos e práticos das análises de tensões requeridas para o cálculo de fadiga em *risers* são discutidos na Seção 2.2. A Seção 2.3 resume os aspectos práticos para o cálculo de fadiga de projeto para estruturas metálicas. Finalmente, a sequência de cálculos para a fadiga em estruturas oceânicas é resumida na Seção 2.4.

2.1. Carregamentos Ambientais

As estruturas oceânicas estão sujeitas a três tipos de carregamentos ambientais básicos: onda, vento e corrente. Para o cálculo de fadiga de *risers*, o carregamento de ondas é o mais importante para a resposta cíclica do sistema. Detalhes sobre os outros tipos de carregamentos podem ser encontrados em [6].

2.1.1. Estados de Mar

Para o cálculo de estruturas offshore, assumimos que as ondas são processos aleatórios pseudo-estacionários e ergódigos durante um período curto no tempo. Usualmente, o período de curto-prazo (ou *short-term*) é caracterizado por um período de 3h. Dentro desse período, denominado de estado de mar, as ondas são caracterizadas por três parâmetros básicos:

- Altura de onda significativa (H_s);
- Período espectral (T_p), ou Período de cruzamento zero (T_z); e
- Direção da onda (θ_w).

A altura de onda significativa é a média do terço superior das ondas individuais do estado de mar. O período de cruzamento médio é a média de todos os períodos das ondas do estado de mar.

A elevação da onda $\eta(t)$ pode ser representada no domínio da frequência através de uma função de densidade espectral (ou simplesmente o espectro de mar) $S_\eta(\omega)$ que pode ser obtido através de análise de Fourier da série temporal da elevação da superfície do mar. O período espectral T_p é o período associado ao pico da densidade espectral $S_\eta(\omega)$. Por definição, os espectros de onda adotam o seguinte formato [7]:

$$S_\eta(\omega|H_s, T) = H_s^2 f(\omega, T) \quad (2-1)$$

onde:

- ω : Frequência angular;
- S_η : Densidade Espectral da elevação da superfície do mar;
- η : Elevação da superfície do mar;
- T : Parâmetro arbitrário para o período de onda.

Alguns modelos bem difundidos para a densidade espectral $S_\eta(\omega)$ são o Pierson-Moskovitz e o JONSWAP (ambos são discutidos por Faltinsen [8]). A densidade espectral do modelo de Pierson-Moskovitz é dada por [9]:

$$S_\eta(\omega|H_s, T_z) = \frac{4 \pi^3 H_s^2}{\omega^5 T_z^4} \exp\left(-\frac{16\pi^3}{\omega^4 T_z^4}\right) \quad (2-2)$$

2.1.2. Propriedades Estatísticas do Espectro de Ondas

Os espectros de ondas possuem diversas propriedades que são importantes para a compreensão dos métodos simplificadores. A partir do espectro de onda $S_\eta(\omega)$, é possível calcular os momentos de área do espectro a partir da equação abaixo:

$$m_{\eta_x} = \int_0^\infty \omega^x S_\eta(\omega) d\omega \quad (2-3)$$

onde m_{η_x} é o momento de ordem x . O momento de ordem zero m_{η_0} é a área abaixo da curva (igual à variância do sinal de elevações), m_{η_1} é o momento de primeira ordem (ou

momento estático) e m_{η_2} é o momento de segunda ordem (momento de inércia). Estas definições podem ser utilizadas também para determinar H_s e T_z a partir do espectro $S_\omega(\omega)$ [7]:

$$T_z = 2\pi \sqrt{\frac{m_{\eta_0}}{m_{\eta_2}}} \quad (2-4)$$

$$H_s \cong 4 \sqrt{m_{\eta_0}} \quad (2-5)$$

2.1.3. Diagramas de Dispersão

Para avaliar o efeito de longo prazo, os eventos de curto prazo caracterizados pelos pares (H_s, T_p) ou (H_s, T_z) são reunidos em um histograma bidimensional, usualmente chamado de diagrama de dispersão (ou em inglês, *scatter diagram*). Os diagramas de dispersão definem o número de ocorrências simultâneas dentro de uma dada faixa de valores para H_s e para T_z ou T_p . Além dos diagramas $H_s \times T_z$, podem também ser montados diagramas $H_s \times T_p$ ou $T_z \times \Theta_w$, onde Θ_w é a direção do estado de mar. A Tabela 2-1 é um exemplo de diagrama de dispersão adaptado da norma DNV-RP-C102 [10].

Tabela 2-1: Exemplo de um diagrama de dispersão (adaptado da norma DNV-RP-C102 [10])

Hs [m]	Tz [s]															Total
	3.5	4.5	5.5	6.5	7.5	8.5	9.5	10.5	11.5	12.5	13.5	14.5	15.5	16.5	17.5	
1.00	311	2734	6402	7132	5071	2711	1202	470	169	57	19	6	2	1		26287
2.00	20	764	4453	8841	9045	6020	3000	1225	435	140	42	12	3	1		34001
3.00		57	902	3474	5549	4973	3004	1377	518	169	50	14	4	1		20092
4.00		4	150	1007	2401	2881	2156	1154	485	171	53	15	4	1		10482
5.00			25	258	859	1338	1230	776	372	146	49	15	4	1		5073
6.00			4	63	277	540	597	440	240	105	39	13	4	1		2323
7.00			1	15	84	198	258	219	136	66	27	10	3	1		1018
8.00				4	25	69	103	99	69	37	17	6	2	1		432
9.00				1	7	23	39	42	32	19	9	4	1	1		178
10.00					2	7	14	16	14	9	5	2	1			70
11.00					1	2	5	6	6	4	2	1	1			28
12.00						1	2	2	2	2	1	1				11
13.00							1	1	1	1						4
14.00									1							1
Total	331	3559	11937	20795	23321	18763	11611	5827	2480	926	313	99	29	9	0	100000

De forma alternativa, os diagramas de dispersão podem conter a frequência relativa de ocorrência de um dado estado de mar. A frequência de ocorrência (ou probabilidade de ocorrência) $p_{i,j}$ é dada pelo número total de ocorrências observadas do par (H_{s_i}, T_{z_j}) dividido pelo total de ocorrências observadas de todos os estados de mar considerados no diagrama de dispersão:

$$p_{i,j} = p(H_{s_i}, T_{z_j}) = \frac{n(H_{s_i}, T_{z_j})}{n_t} \quad (2-6)$$

onde

- n : Número de ocorrências observadas do estado de mar;
- n_t : Total de ocorrências, dado pela equação:

$$n_t = \sum_i \sum_j n(H_{s_i}, T_{z_j}) \quad (2-7)$$

2.2. Análises de Tensões em *Risers*

A fadiga é um fenômeno que ocorre em decorrência de repetidos ciclos de tensões que são aplicados às estruturas. Para o cálculo de fadiga de um *riser* existem diversas metodologias para o cálculo dos ciclos de tensões. O comportamento global do sistema é avaliado numericamente utilizando o Método de Elementos Finitos [11] para a resolução de equações diferenciais.

Existem diversas variações nas estratégias de modelagem e de solução numérica. A aplicabilidade e a eficiência de cada estratégia dependem da natureza da estrutura oceânica. O presente trabalho aborda apenas modelos desacoplados resolvidos no domínio do tempo, i.e., a embarcação tem movimento prescrito por uma função de transferência que utiliza a elevação da onda para determinar deslocamentos da unidade flutuante. Conseqüentemente, as reações do *riser* não tem influência na dinâmica do flutuante. Este tipo de análise é uma das mais utilizadas pela indústria para o cálculo de SCRs, pois oferece precisão no cálculo de efeitos não-lineares, como contato com o solo, grandes deformações e interação fluido-estrutura.

Correa [12] e Senra [13] apresentam discussões sobre análises acopladas no cálculo de *risers* e linhas de ancoragem. Fox [14] e Azimirad et al. [15] apresentam métodos para cálculo de fadiga espectral.

Os métodos de cálculo de fadiga apresentados no presente texto são voltados exclusivamente para análises desacopladas de *risers* no domínio do tempo. Porém, os métodos simplificadores apresentados no Capítulo 3 podem também ser adaptados para análises no domínio da frequência e/ou análises acopladas.

2.2.1. Movimento da Unidade Flutuante

Em modelos de análise desacopladas, o movimento da unidade flutuante em seus seis graus de liberdade (gdl) é calculado através dos operadores de amplitude de resposta (em Inglês, *Response Amplitude Operator* – RAO). O RAO é uma função de transferência $\Re \rightarrow \Re^6$ que converte o sinal da elevação da onda em movimento da embarcação.

O RAO é obtido através da linearização do movimento do navio a partir da incidência de ondas regulares unitárias de diferentes períodos. Para cada grau de liberdade da unidade flutuante, o RAO é uma função no domínio da frequência composta por amplitude e ângulo de fase para cada frequência angular da onda.

O RAO é uma propriedade da unidade flutuante e é calculado a partir de uma série de fatores do sistema, como geometria do casco, inércia da unidade flutuante, rigidez dos *risers* e linhas de ancoragem conectados, entre outros. Usualmente, o RAO é calculado através de softwares dedicados, tal como o *WAMIT* [16]. Mais detalhes sobre as propriedades do RAO são discutidos por Chakrabarti [6] e Faltinsen [8].

2.2.2. Equação de Morison

As forças hidrodinâmicas oriundas da interação fluido-estrutura entre o *riser* e oceano podem ser obtidas através da equação de Morison [17]. A equação de Morison é válida para corpos esbeltos, como *risers*, linhas de ancoragem, *flowlines*, etc. A equação de Morison é dada por [8]:

$$\vec{F}(t) = \rho \frac{\pi D^2}{4} C_M \vec{u}(t) + \frac{1}{2} \rho D C_D \vec{u}(t) |\vec{u}(t)| \quad (2-8)$$

onde:

- ρ : Densidade do fluido;
- D : Diâmetro hidrodinâmico;
- C_M : Coeficiente de inércia;
- C_D : Coeficiente de arrasto;
- $\vec{u}(t)$: Velocidade relativa do fluido perpendicular à estrutura.

A velocidade relativa para cálculo de *risers* é dada pelas equações (2-9) e (2-10) abaixo.

$$u(t) = (v_{corrente}(t) + v_{onda}(t)) - v_{riser}(t) \quad (2-9)$$

$$\dot{u}(t) = a_{onda}(t) - a_{riser}(t) \quad (2-10)$$

onde:

- $\vec{v}_i(t)$: Velocidade absoluta do componente i perpendicular à estrutura;
- $\vec{a}_i(t)$: Aceleração absoluta do componente i perpendicular à estrutura.

A força calculada através da equação de Morison é sempre perpendicular ao eixo tangencial da estrutura.

2.2.3. Interação Duto-Solo

A interação entre o *riser* e o solo é um fenômeno complexo, com diversas incertezas associadas às propriedades do solo medidas em campo e devido às simplificações dos modelos de engenharia. A norma DNVGL-RP-F114 [18] se dedica exclusivamente a interação duto-solo, com recomendações e diversos modelos de engenharia para representar o fenômeno. Bridge e Willis [19] conduziram testes para calibrar modelos de interação do solo para uso em SCRs.

Para a análise de fadiga em *risers*, as propriedades do solo que são tipicamente empregadas no modelo de engenharia usualmente consistem em:

- Uma rigidez vertical;
- Uma rigidez e/ou atrito lateral;
- Uma rigidez e/ou atrito tangencial.

2.2.4. Conectores de Topo SCR

Na conexão do topo de um *riser* rígido, existem alguns acessórios que são usados para melhorar a vida à fadiga do mesmo. A *flex joint* é um conector do tipo esférico localizado na interface entre a unidade flutuante e o *riser* com o objetivo de reduzir o acoplamento dos movimentos de rotação entre a unidade flutuante e o *riser*. Usualmente usa-se uma *flex joint* com mísula para enrijecer o *riser* e aumentar a sua resistência à fadiga. A Figura 2.1 ilustra estes dois elementos de conexão do *riser* numa unidade flutuante de produção de petróleo.

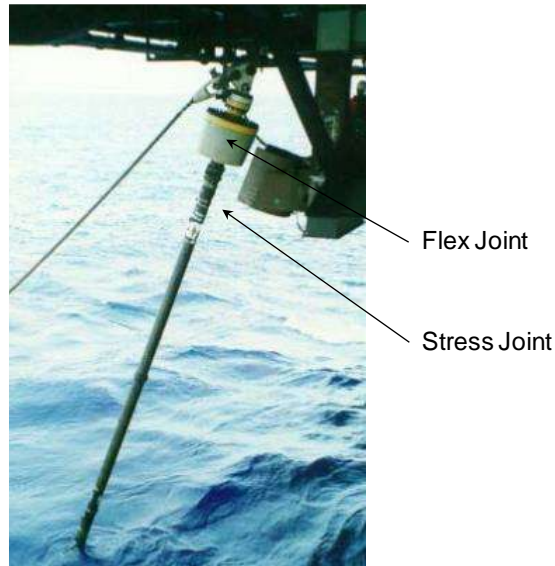


Figura 2-1: Stress Joint e Flex Joint de uma Semi-Submersível (Adaptado de [13])

2.3. Fadiga em Estruturas Metálicas

2.3.1. Curvas S-N

Experimentos em materiais metálicos sugerem que o número de ciclos até a falha por fadiga depende da amplitude do ciclo de tensão sob a forma de lei de potência:

$$N(\Delta\sigma) = K (\Delta\sigma)^{-m} \quad (2-11)$$

onde:

- N : Número de ciclos até a falha;
- $\Delta\sigma$: Variação (em inglês: *range*) de tensão;
- K : constante característica da curva S-N (experimental);
- m : expoente característico da curva S-N (experimental).

A partir de resultados experimentais, é possível obter curvas de resistência de materiais metálicos à fadiga baseado no número de ciclos de tensões. Tal resistência é usualmente apresentada em gráficos de variação de ciclos de tensão por número de ciclos até a falha em escala logarítmica, denominados de curvas S-N.

A Figura 2-2 ilustra a Curva E aplicável para sistemas submersos com proteção catódica, que é bi-linear, uma das curvas S-N indicadas pela norma DNVGL-RP-C203 [20] para cálculo de fadiga em *risers* metálicos, descrita pela equação:

$$N(\Delta\sigma) = \begin{cases} 11,610 (\Delta\sigma)^{-3}, N \leq 10^6 \\ 13,350 (\Delta\sigma)^{-5}, N > 10^6 \end{cases} \quad (2-12)$$

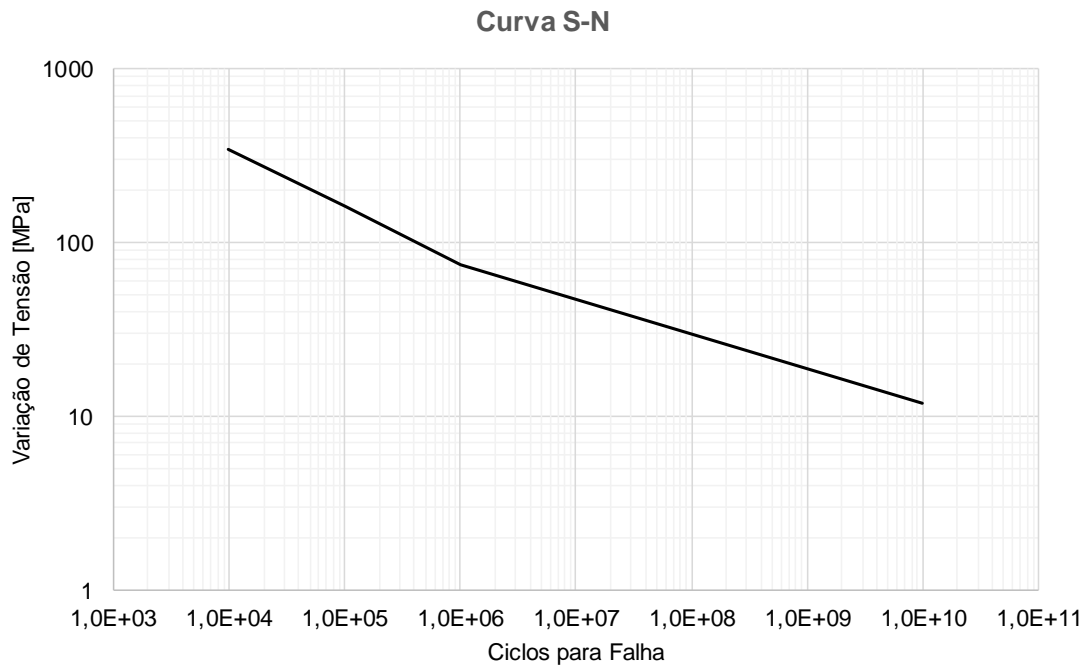


Figura 2-2: Curva S-N Típica para Cálculo de Fadiga de *Risers*: Curva E da [20]

Para estruturas oceânicas é incomum que a trinca se inicie no material de base. Usualmente a estrutura está mais suscetível à falha por fadiga próxima a regiões de solda, pois estas regiões tipicamente possuem concentrações de tensões e/ou micro trincas geradas durante a soldagem.

2.3.2. Regra de Palmgren-Miner

As curvas S-N são baseadas tipicamente em experimentos com ciclos de tensão invariante. Para avaliar a fadiga em estruturas que estão sujeitas a ciclos de tensão de amplitude variável, é utilizada a regra de Palmgren-Miner:

$$d = \sum_i \frac{n_i}{N_i} \quad (2-13)$$

onde:

- d : Dano acumulado;
- n_i : Número de ocorrências do ciclo de tensão com variação $\Delta\sigma_i$;
- N_i : Número de ciclos até a falha para o ciclo de tensão $\Delta\sigma_i$ (calculado a partir da curva S-N apropriada).

O conceito de dano introduzido pela regra de Miner é uma grandeza que indica o percentual da vida útil de uma estrutura que foi consumida devido aos carregamentos cíclicos. Pela definição, quando d é maior que a unidade, é esperado que a estrutura falhe devido à fadiga.

2.3.3. Fatores de Segurança

Fatores de segurança são definidos para compensar incertezas nos carregamentos, resistência do material, tolerâncias na fabricação, entre outros. No cálculo de fadiga, o dano calculado pela equação (2-13) deve ser multiplicado por um fator de segurança de projeto. A DNV-RP-F204 [4] recomenda uso de fator entre 3,0 e 10,0, dependendo da consequência da falha do *riser* em questão.

Portanto, o critério de fadiga de projeto é satisfeito quando o dano acumulado ao longo da vida útil da estrutura, multiplicado pelo fator de segurança, é menor ou igual à unidade.

2.3.4. Contagem de Ciclos para Respostas Aleatórias

Para a análise de fadiga em sistemas com resposta aleatória, as variações de tensão devem ser extraídas da série temporal de tensão. A norma DNV-RP-F204 [4] recomenda o método *Rainflow* [21] para a contagem de ciclos na análise de fadiga em *risers*.

O método *Rainflow* consiste em identificar todos vales e picos contidos em sinal aleatório tensões e, em sequência, detectar todos os ciclos de tensões existentes na

série e sua correspondente variação $\Delta\sigma_i$. A metodologia é apresentada em detalhes na norma ASTM E1049-85 [22].

2.4. Fadiga em *Risers*

Após breve discussão na Seção 2.1 sobre carregamentos ambientais, na Seção 2.2 sobre análise dinâmica de tensões em *risers*, e na Seção 2.3 sobre fadiga em estruturas metálicas, é possível descrever como é feito o procedimento para cálculo de fadiga em *risers*.

Como mencionado anteriormente, o carregamento de ondas pode acarretar em ciclos de tensões importantes no *riser* em curto prazo. Para contabilizar o dano acumulado no longo prazo, é feito o seguinte procedimento:

1. Um modelo numérico do *riser* é gerado descrevendo a geometria, o RAO da embarcação, a conexão com a unidade flutuante, a interação do *riser* com o fluido (água) e a interação do *riser* com o solo.
2. Para um dado estado de mar do diagrama de dispersão, representado por (H_{s_i}, T_{z_j}) , é feita uma análise dinâmica para se obter a resposta representativa para aquele estado de mar. A partir dos resultados são obtidas, ao longo do comprimento do *riser*, séries temporais de tensão com comprimento igual ao tempo de simulação
3. Com os sinais de tensão, é feita a contagem de ciclos pelo método *Rainflow*, descrito na Seção 2.3.4.
4. Com os ciclos de tensão identificados e contados, a regra de Palmgren-Miner é utilizada para calcular o dano $(d_{i,j})$ devido à ocorrência do estado de mar (H_{s_i}, T_{z_j}) .
5. Os passos 2 a 4 são repetidos até que todos os estados de mar do diagrama de dispersão sejam avaliados.
6. O dano anual do *riser* é avaliado somando o dano de cada estado de mar (H_{s_i}, T_{z_j}) multiplicado pela sua respectiva ocorrência anual ($n_{i,j} = N_y p_{i,j}$):

$$D_{anual} = N_y \sum_i \sum_j p_{i,j} d_{i,j} \quad (2-14)$$

onde:

- N_y : Número de estados de mar em um ano ($N_y = 2920$ para estados de mar com duração de 3h).

7. A vida útil de projeto do riser (VU) é finalmente determinada pelo inverso do dano anual multiplicado pelo fator de segurança:

$$VU = \frac{1}{DFF \times D_{anual}} \quad (2-15)$$

onde:

- D_{anual} : Dano acumulado no período de um ano;
- DFF : Fator de segurança a fadiga (ou em Inglês, *Design Fatigue Factor*);
- VU : Vida útil de projeto.

2.4.1. Fadiga para processos gaussianos de banda estreita

Para sistemas lineares, caso seja possível calcular ou estimar o espectro das tensões, é possível calcular o dano à fadiga de forma analítica se assumirmos que o processo é gaussiano de banda estreita.

Dado um sistema qualquer cuja série temporal de tensão possa ser representada por um espectro de banda estreita, o dano pode ser calculado através da equação abaixo [20]:

$$d = \int_0^{\infty} N_c \frac{f_s(s)}{N(2s)} ds \quad (2-16)$$

onde $N(\cdot)$ é a curva S-N apropriada; s representa os picos de tensões; $f_s(s)$ é a função densidade de probabilidades que descreve os picos da parcela dinâmica da série temporal de tensões; e N_c é o número de ciclos em um período de tempo T , podendo ser escrito como:

$$N_c = \nu_0 T \quad (2-17)$$

Assumindo também que a série temporal de tensões é gaussiana, então é possível demonstrar que a função densidade de probabilidade pode ser modelada pela função de Rayleigh (ver, por exemplo, Ang e Tang [23]).

$$f_s(s) = \frac{s}{m_{s_0}} \exp\left(-\frac{1}{2} \frac{s^2}{m_{s_0}}\right) \quad (2-18)$$

onde m_{s_0} é o momento de ordem zero do espectro de tensões. Assumindo que o espectro de tensões $S_s(\omega)$ seja conhecido, então podemos calcular m_{s_0} de forma análoga a equação (2-3):

$$m_{s_x} = \int_0^\infty \omega^x S_s(\omega) d\omega \quad (2-19)$$

e a frequência de cruzamento zero calculada como:

$$v_0 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{m_{s_2}}{m_{s_0}}} \quad (2-20)$$

Substituindo (2-11), (2-17) e (2-18) em (2-16), chegamos ao resultado abaixo:

$$d = \frac{v_0 T (2\sqrt{2})^m}{K} (m_{s_0})^{\frac{m}{2}} \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \quad (2-21)$$

onde $\Gamma(\cdot)$ é a função *gamma*, m e K são os parâmetros da curva S-N (neste caso considerada ser de apenas uma inclinação), T é o tempo de duração do carregamento (3-h no presente trabalho), v_0 é a frequência de ciclos (igual a frequência de cruzamentos zero) do sinal e m_{s_0} já discutido anteriormente representa a variância do sinal de tensões.

Para sistemas com resposta linear, o espectro da resposta (tensões) $S_s(\omega)$ pode ser calculado pela equação abaixo.

$$S_s(\omega) = G_S(\omega)^2 S_\eta(\omega) \quad (2-22)$$

onde:

- $S_s(\omega)$: Espectro da resposta s (i.e. tensões);
- $G_S(\omega)$: Função de transferência ou, melhor dizendo, é amplitude da resposta (tensão) para uma onda regular de amplitude unitária e frequência ω .

Capítulo 3

Métodos Eficientes para Estimativa do Dano de Fadiga

Um dos principais desafios no cálculo de fadiga em estruturas oceânicas é o elevado custo computacional requerido devido ao grande número de estados de mar que precisam ser analisados. Pelo procedimento convencional de cálculo de fadiga, descrito no capítulo anterior, é necessário avaliar dinamicamente a estrutura para cada estado de mar do diagrama de dispersão para contabilizar todos os danos acumulados.

Com o objetivo de reduzir o número de simulações numéricas, neste trabalho são discutidas duas famílias de métodos para simplificar o cálculo de fadiga: o método dos blocos equivalentes (MBE) e o método de superfície de resposta (MSR). Existem também outras abordagens disponíveis na literatura, tais como o método da perturbação e o método da redução de dimensão discutidas por Giraldo et al. [24]. Estes últimos métodos, porém, não serão abordados neste trabalho.

3.1. Blocos Equivalentes

O método de blocos equivalentes consiste em agrupar em blocos diversos estados de mar de curto prazo do diagrama de dispersão e, em seguida, determinar um único estado de mar equivalente para cada bloco. O objetivo é que esse estado de mar equivalente acarrete um dano acumulado igual ao dano dos estados de mar contidos no respectivo bloco.

Song et al. [1] propuseram um método de blocos equivalentes para estruturas offshore, mostrando bons resultados para ancoragem de uma semi-submersível. Jia et al. [2] utilizaram um esquema mais simplificado deste método para o cálculo de fadiga em plataformas fixas. Sheehan et al. [3] utilizaram o método para simplificar o cálculo de fadiga em *risers* flexíveis. A DNV-RP-F204 [4] menciona que este tipo de método pode ser utilizado, mas não fornece uma formulação direta para a determinação dos estados de mar equivalentes.

Recentemente, foi publicada uma nova edição da norma DNVGL-RP-F204 [25], onde é proposto um procedimento mais detalhado para a determinação do bloco equivalente, e para avaliar a qualidade do resultado obtido. Algumas recomendações da norma são discutidas brevemente ao longo do texto.

3.1.1. Descrição dos Blocos Equivalentes

Vamos supor que gostaríamos de dividir o diagrama de dispersão apresentado na Tabela 2-1 em 8 blocos equivalentes. Uma possível divisão seria aquela apresentada na Figura 3-1. Considerando que o diagrama original tem 196 casos (células), estes seriam reduzidos para 8 blocos. Esta simplificação reduziria o custo computacional em aproximadamente 24,5 vezes.

Hs [m] \ Tz [s]	Tz [s]															Total	
	3.5	4.5	5.5	6.5	7.5	8.5	9.5	10.5	11.5	12.5	13.5	14.5	15.5	16.5	17.5		
100	311	2734	6402	7132	5071	2711	1202	470	169	57	19	6	2	1		26287	
2.00	20	764	4453	8841	9045	6020	3000	1225	435	140	42	12	3	1		34001	
3.00		57	902	3471	5549	4973	3004	1377	513	169	50	14	4	1		20092	
4.00		4	150	1007	2401	2881	2156	1154	485	171	53	15	4	1		10482	
5.00			25	258	859	1338	1230	776	372	146	49	15	4	1		5073	
6.00			4	63	277	540	597	440	240	105	39	13	4	1		2323	
7.00			1	15	84	198	258	219	136	66	27	10	3	1		1018	
8.00				4	IV	69	103	39	V	69	37	17	6	VI	2	1	432
9.00				1	7	23	39	42	32	19	9	4	1	1		178	
10.00					2	7	14	16	14	9	5	2	1			70	
11.00					1	2	5	6	6	4	2	1	1			28	
12.00						1	2	2	2	2	1	1				11	
13.00							VII	1			VIII					4	
14.00								1								1	
Total	331	3559	11937	20795	23321	18763	11611	5827	2480	926	313	99	29	9	0	100000	

Figura 3-1: Exemplo de Divisão do Diagrama de Dispersão em Blocos Equivalentes (Diagrama de Dispersão adaptado da DNV-RP-C102 [10])

De forma geral, queremos que os blocos sejam bem representados pelo seu estado de mar equivalente. Ou seja, queremos que

$$N_y p_{eq_k} d_{eq_k} \cong N_y \sum_j p_j d(h_{s_j}, t_{z_j}) \quad (3-1)$$

ou, simplificando:

$$d_{eq_k} \cong \frac{\sum_j p_j d(h_{s_j}, t_{z_j})}{p_{eq_k}} \quad (3-2)$$

Com as seguintes definições:

$$p_{eq_k} = \sum_j p_j \quad (3-3)$$

$$d_{eq_k} = d(h_{seq_k}, t_{zeq_k}) \quad (3-4)$$

onde:

- p_{eq_k} : Probabilidade de ocorrência do bloco equivalente k ;
- d_{eq_k} : Dano do bloco equivalente k ;
- h_{seq_k} : Altura significativa de onda representativa do bloco equivalente k ;
- t_{zeq_k} : Período de cruzamento zero representativo do bloco equivalente k .

Finalmente, o dano anual da estrutura é aproximado por

$$D_{MBE} \cong N_y \sum_k p_{eq_k} d_{eq_k} \quad (3-5)$$

onde D_{MBE} é o dano anual calculado pelo Método de Blocos Equivalentes e o desafio é definir os parâmetros equivalentes h_{seq_k}, t_{zeq_k} .

Existem vários métodos propostos na literatura ([1], [2] e [3]) para determinar os parâmetros equivalentes h_{seq_k}, t_{zeq_k} que façam a aproximação descrita na Eq. (3-2). Neste trabalho são detalhados dois métodos para se determinar os parâmetros equivalentes. O primeiro método foi apresentado por Song et al. [1], que neste texto será referenciado como Método dos Estados de Mar Majorados (MEMM). O segundo

método, proposto neste trabalho, consiste de uma modificação do primeiro e será referenciado como Método dos Danos Equivalentes (MDE).

Durante a revisão bibliográfica do trabalho, não foi encontrada na literatura nenhum método ou regra para a divisão do diagrama de dispersão em blocos. Na nova edição da norma DNV GL, DNVGL-RP-F204 [25], foi incluída uma recomendação para limitar a contribuição de um único bloco equivalente para o dano anual à valores entre 5% a 10%. Caso os resultados mostrem que um ou mais blocos tenham contribuição acima do valor pré-determinado, é recomendado que estes sejam refinado em mais subdivisões. Portanto, a escolha inicial dos blocos é arbitrada pelo projetista que usa o método e então pode ser refinada de acordo com o critério descrito anteriormente. Mesmo utilizando as recomendações da norma, é essencial o julgamento de engenharia e a experiência com cálculos de fadiga em *risers* para que a divisão de blocos seja eficiente e para julgar a qualidade dos resultados obtidos.

3.1.2. Método dos Estados de Mar Majorados (MEMM)

O método foi testado por Song et al. [1] para sistemas lineares e para sistemas com baixa não-linearidade. Este método é baseado em definir valores para h_s e t_z equivalentes considerando apenas a energia contida no espectro da onda dos estados de mar participantes, fatorado por um coeficiente de majoração. Por este motivo, o método será referenciado neste texto como Método dos Estados de Mar Majorados.

Para um conjunto de estados de mar $\{h_{sj}, t_{zj}\}$ contidos em um bloco k , podemos calcular os seguintes parâmetros partindo do espectro da onda:

$$\left(m_{\eta_{0eq}}\right)_k = \frac{\sum_{j=1}^{n_k} p_j (m_{\eta_0})_j}{p_{eq_k}} \quad (3-6)$$

$$\left(m_{\eta_{2eq}}\right)_k = \frac{\sum_{j=1}^{n_k} p_j (m_{\eta_2})_j}{p_{eq_k}} \quad (3-7)$$

onde:

- m_{η_x} : Momento de ordem x do espectro da elevação do mar (ver Eq. (2-3));
- p_j : Probabilidade de ocorrência do j -ésimo estado de mar do bloco;
- p_{eq_k} : Probabilidade de ocorrência do bloco k (ver Eq. (3-3)).

Os momentos de ordem zero e ordem dois calculados para o bloco k são então utilizados para obter $t_{z_{eq}}$ e $h_{s_{eq}}$. O período de cruzamento zero é calculado substituindo (3-6) e (3-7) na Eq. (2-4):

$$(t_{z_{eq}})_k = 2\pi \sqrt{\frac{(m_{\eta_{0eq}})_k}{(m_{\eta_{2eq}})_k}} \quad (3-8)$$

De forma análoga, $h_{s_{eq}}$ é obtido através da propriedade do espectro da onda apresentada na Eq. (2-5). Entretanto, note que $m_{\eta_{0eq}}$ é corrigido conforme a Eq. (3-10).

$$(h_{s_{eq}})_k = 4 \sqrt{(m_{0eq}^*)_k} \quad (3-9)$$

$$(m_{0eq}^*)_k = (m_{\eta_{0eq}})_k \times (1 + (p_{eq})_k) \quad (3-10)$$

O cálculo de $h_{s_{eq}}$, apresentado na Eq. (3-9), contém um fator de correção para o momento de ordem zero equivalente baseado na probabilidade de ocorrência do respectivo bloco, conforme a Eq. (3-10). Este fator majora conservadoramente o dano para compensar possíveis não-linearidades que foram perdidas ao reduzir o bloco a um único estado de mar.

3.1.3. Método dos Danos Equivalentes (MDE)

Com o objetivo de melhorar a performance do método de estados de mar majorados descrito da seção anterior, este trabalho propõe um novo método para o cálculo de h_s e t_z equivalentes para cada bloco.

São propostas duas modificações principais. A primeira modificação utiliza o espectro da resposta ao invés do uso apenas do espectro da onda no cálculo dos momentos equivalentes. A partir deste ponto é assumido que, para um dado sistema de interesse, seja possível obter um espectro de tensões, mesmo que simplificado. Assim, estamos dando mais importância à resposta do sistema do que unicamente ao estado de mar em si próprio. Com a primeira modificação, as Eqs. (3-6), (3-7) e (3-8) são atualizadas:

$$\left(m_{s_{0eq}}\right)_k = \frac{\sum_{j=1}^{n_k} p_j (m_{s_0})_j}{p_{eq_k}} \quad (3-11)$$

$$\left(m_{s_{2eq}}\right)_k = \frac{\sum_{j=1}^{n_k} p_j (m_{s_2})_j}{p_{eq_k}} \quad (3-12)$$

$$\left(t_{zeq}\right)_k = 2\pi \sqrt{\frac{\left(m_{s_{0eq}}\right)_k}{\left(m_{s_{2eq}}\right)_k}} \quad (3-13)$$

onde:

- m_{s_x} : Momento de ordem x do espectro da resposta (tensões) do sistema.

A segunda modificação proposta é para o cálculo da altura de onda significativa equivalente: h_{seq} é escolhido para que o dano equivalente calculado a partir do resultado analítico para sistemas gaussianos e de banda estreita (Eq. (2-21)), seja igual ao dano do bloco completo (como descrito na Eq. (3-1)). Igualando as duas equações mencionadas anteriormente para um conjunto k com n_k estamos de mar, temos o seguinte resultado:

$$\begin{aligned} N_y \sum_{j=1}^{n_k} \left[p_j \frac{v_{0j} T(2\sqrt{2})^m}{K} (m_{s_{0j}})^{\frac{m}{2}} \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \right] \\ = N_y p_{eq_k} \frac{\left(v_{0eq}\right)_k T(2\sqrt{2})^m}{K} \left(\left(m_{s_{0eq}}\right)_k\right)^{\frac{m}{2}} \Gamma\left(1 + \frac{m}{2}\right) \end{aligned} \quad (3-14)$$

Simplificando as parcelas constantes e assumindo $v_0 = 1/t_z$, podemos simplificar a Eq.(3-14) para:

$$\sum_{j=1}^{n_k} \left[p_j \frac{\left(m_{s_{0j}}\right)^{\frac{m}{2}}}{t_{zj}} \right] = p_{eq_k} \frac{\left(\left(m_{s_{0eq}}\right)_k\right)^{\frac{m}{2}}}{\left(t_{zeq}\right)_k} \quad (3-15)$$

É possível reescrever a Eq. (3-15) para obter uma expressão para o momento de ordem zero equivalente do espectro de tensões, i.e., $m_{0_{eq}}^*$:

$$\left(m_{s_{0_{eq}}}^*\right)_k = \left\{ \frac{\left[\sum_{j=1}^{n_k} p_j \times \left[(m_{s_0})_j \right]^{\frac{m}{2}} / t_{z_j} \right]}{p_{eq_k} / (t_{zeq})_k} \right\}^{\frac{2}{m}} \quad (3-16)$$

O próximo passo é utilizar $\left(m_{s_{0_{eq}}}^*\right)_k$ para obter $\left(h_{s_{eq}}\right)_k$. No MEMM, Song et al. [1] utilizaram as propriedades estatísticas do espectro da onda para calcular a altura de onda significativa a partir do momento de ordem zero do espectro da onda (Eq.(3-9)). Entretanto, no MDE, estamos trabalhando com o espectro da resposta ao invés do espectro da onda, logo, a Eq. (2-5) não é válida.

Com o objetivo de encontrar uma expressão análoga à Eq. (3-9) utilizando apenas o espectro da resposta (e.g. tensão), vamos assumir que o espectro da resposta pode ser escrito pela Eq. (2-22). Substituindo (2-1) em (2-22), temos a seguinte expressão para o espectro a resposta S_s :

$$S_s(\omega) = H_s^2 [G_s(\omega)^2 f(\omega, T_z)] \quad (3-17)$$

onde $f(\cdot)$ é uma função arbitrária dependente apenas de ω e T_z . Fazendo a integral de ambos os lados no domínio da frequência angular, temos:

$$\int_0^\infty S_s(\omega) d\omega = H_s^2 \int_0^\infty G_s(\omega)^2 f(\omega, T_z) d\omega \quad (3-18)$$

Repare que o lado esquerdo da equação é a definição do momento de ordem zero. No lado direito, podemos retirar H_s da integral, e esta depende apenas de T_z . Podemos reescrever então a Eq. (3-18) da seguinte forma:

$$m_{s_0} = m_{s_0}(H_s, T_z) = H_s^2 F(T_z) \quad (3-19)$$

onde $F(\cdot)$ é uma função arbitrária que depende apenas de T_z . Em outras palavras, vamos assumir que m_{s_0} é uma função de H_s e T_z , mas que a parcela em H_s independe

da parcela em T_z . O resultado acima nos permite comparar o momento de ordem zero para dois estados de mar distintos:

$$\frac{m_{s_0}(H_{s_1}, T_{z_1})}{m_{s_0}(H_{s_2}, T_{z_2})} = \left(\frac{H_{s_1}}{H_{s_2}}\right)^2 \frac{F(T_{z_1})}{F(T_{z_2})} \quad (3-20)$$

Finalmente, utilizamos a Eq. (3-20) para os estados de mar equivalentes do MDE. Considerando o estado de mar representativo do bloco k , e um segundo estado de mar com altura de onda significativa arbitrária $h_{s_{ref}}$ e mesmo período $(t_{z_{eq}})_k$, temos:

$$\frac{(m_{s_0_{eq}}^*)_k}{m_{s_0}(h_{s_{ref}}, (t_{z_{eq}})_k)} = \left(\frac{(h_{s_{eq}})_k}{h_{s_{ref}}}\right)^2 \quad (3-21)$$

A parcela $F(T_{z_1})/F(T_{z_2})$ da Eq. (3-20) desaparece quando comparamos estados de mar com mesmo período de cruzamento zero. Como $(t_{z_{eq}})_k$ é calculado através da Eq. (3-13) e $(m_{s_0_{eq}}^*)_k$ na Eq. (3-16), podemos finalmente calcular $(h_{s_{eq}})_k$:

$$(h_{s_{eq}})_k = h_{s_{ref}} \sqrt{\frac{(m_{s_0_{eq}}^*)_k}{m_{s_0}(h_{s_{ref}}, (t_{z_{eq}})_k)}}} \quad (3-22)$$

onde $h_{s_{ref}}$ é uma altura de onda significativa arbitrária que pode ser escolhida pelo utilizador do método.

A dedução da Eq. (3-22) é possível devido a um conjunto de hipóteses, dentre elas o fato de que a resposta do sistema seja linear e representável por uma função de transferência que independe de H_s ou T_z . Caso contrário, a Eq. (3-19) não seria válida e seria necessário calcular uma função inversa de m_{s_0} para se obter $h_{s_{eq}}$.

No início da dedução do método, foi feita a hipótese de que seja possível um RAO para o espectro de tensões do sistema. Entretanto, o problema de determinar tal RAO não é sempre viável. Para sistemas não-lineares, por exemplo, a avaliação da resposta por RAO normalmente não reproduz a variação de tensões no sistema de forma fiel. Por outro lado, caso seja possível determinar de forma acurada o RAO de tensões, então o dano à fadiga do sistema poderia ser calculado diretamente através de análises espectrais, ou mesmo através de formulações simplificadas como a da Eq. (3-21).

Portanto, o MDE não é proposto neste trabalho com a premissa de que seja necessário conhecer de forma exata o RAO de tensões, mas sim com o objetivo de utilizar uma expressão que represente de forma aproximada a resposta do sistema. Em outras palavras, o objetivo é de propor uma expressão que seja proporcional à variação de tensões no sistema.

3.1.4. Resumo do Procedimento para o MBE

O procedimento para o cálculo de fadiga utilizando qualquer método de blocos equivalentes pode ser resumido então nos seguintes passos:

1. Particionar o diagrama de dispersão em blocos;
2. Para cada bloco, determinar o estado de mar equivalente $(h_{seq}, t_{zeq})_k$ que aproxima o dano como descrito na Eq. (3-2). Escolher qual método será utilizado para obter $(h_{seq}, t_{zeq})_k$. No caso do MEMM, seguir as instruções da Seção 3.1.2, no caso do MDE, seguir a Seção 3.1.3. Caso outro MBE seja adotado, é necessário seguir o procedimento relevante para se determinar os estados de mar representativos.
3. Para cada estado de mar $(h_{seq}, t_{zeq})_k$, realizar a análise de tensões, contagem de ciclos e cálculo do dano D_{ij} conforme passos 2 a 4 descritos na Seção 2.4;
4. Calcular o dano anual aproximado conforme a Eq. (3-5);
5. Com o dano anual aproximado, calcular vida útil conforme a Eq. (2-15).

O passo 2 acima depende de qual método MBE será utilizado na análise. No caso do MEMM, as equações descritas na Seção 3.1.2 devem ser seguidas para calcular $(h_{seq}, t_{zeq})_k$. No caso do MDE, deve se utilizar as equações da Seção 3.1.3. O passo a passo acima pode ainda ser utilizado para qualquer outro MBE, desde que as equações adequadas sejam utilizadas para obter os estados de mar representativos.

3.2. Método da Superfície de Resposta (MSR)

O Método da Superfície de Resposta consiste em realizar as simulações numéricas para cálculo das tensões somente para alguns poucos estados de mar básicos. A partir dos resultados destes estados de mar, são definidas superfícies que serão utilizadas para estimar os danos nos demais estados de mar dos diagramas de dispersão.

Para a aplicação deste método, é assumido que a resposta pode ser representada por uma superfície contínua para estados de mar contidos no diagrama de dispersão. Além disso, a variação esperada dos parâmetros que definem a resposta (tensões) ao longo dos estados de mar de interesse é bem-comportada.

Métodos de superfície de resposta, por exemplo, foram discutidos por Bucher e Bourgund [26] para reduzir o custo computacional em problemas de confiabilidade estrutural. No lugar de resolver inúmeros modelos em elementos finitos, a superfície de resposta é utilizada para obter as realizações necessárias para métodos como Simulação Monte Carlo e FORM/SORM [27]. Variações do MSR são discutidas por diversos autores com o objetivo de melhorar a acurácia do mesmo. Kim e Na [28] discutiram o método de superfície de resposta sequencial melhorado (*improved sequential response surface method*) onde a eficiência do método é melhorada ao implementar um método de escolha de pontos básicos. Alguns autores, como Kaymaz [29], discutem ainda a aplicação do método Kriging em problemas de confiabilidade estrutural. O Kriging é um método de regressão similar ao MSR clássico, exceto que os pontos básicos são interpolados na superfícies de resposta ponderados por grandezas estatísticas assumindo distribuições gaussianas.

Para estruturas offshore, Videiro et al. [5], [30] utilizaram o MSR para obter a resposta de longo-prazo para o fator de utilização dos elementos estruturais de uma semi-submersível. Mohammadi et al. [31] utilizaram splines para interpolar o dano devido à fadiga em uma jaqueta fixa com a aplicação de algoritmo genético para a determinação dos estados de mar básicos. Mais recentemente, Teixeira et al. [32] utilizaram o Kriging para avaliar a fadiga em geradores eólicos *offshore*.

A seguir será discutida uma metodologia similar àquela apresentada em [26], [30] e [5], com algumas adaptações para serem utilizadas no cálculo de fadiga de SCRs

3.2.1. Superfície de Resposta do Dano

Seja $d_{i,j}$ o dano à fadiga devido à ação de um estado de mar h_{s_i}, t_{z_j} sobre a estrutura em análise. O método consiste em supor que existe uma superfície $g(h_s, t_z)$ contínua que seja capaz de representar o dano $d_{i,j}$ para qualquer par h_{s_i}, t_{z_j} :

$$d_{i,j} = d(h_{s_i}, t_{z_j}) \cong g(h_{s_i}, t_{z_j}) \quad (3-23)$$

No presente trabalho, baseado no conhecimento de fadiga em sistemas lineares e no conhecimento de fadiga em SCRs, a seguinte superfície de resposta é proposta:

$$\ln(d(h_s, t_z)) \cong g(h_s, t_z) = \sum_{i=0}^{n_i} \sum_{j=0}^{n_j} a_{ij} [\ln(h_s)]^i t_z^j \quad (3-24)$$

A superfície de resposta é, portanto, um polinômio de grau n_i em h_s , e grau n_j em t_z , com $(n_i + 1)(n_j + 1)$ coeficientes a_{ij} a determinar. A interpolação é feita na escala logarítmica pois o dano devido à fadiga cresce em lei de potência, como sugere a curva S-N (vide Eq. (2-11)) e o cálculo do dano para processos gaussianos de banda estreita (vide Eq. (2-21)). Por outro lado, é esperado que a evolução do dano ao longo de t_z esteja correlacionada com o RAO da embarcação. Por este motivo, não há ganho em utilizar $\ln(t_z)$ como ordenada. Finalmente, temos que o dano de um estado de mar qualquer pode ser aproximado por

$$d_{i,j} \cong \tilde{d}_{i,j} = \exp\left(g(h_{s_i}, t_{z_j})\right) \quad (3-25)$$

E o dano anual da estrutura pode ser aproximado por

$$D_{MSR} \cong N_y \sum_i \sum_j p_{ij} \times \exp\left(g(h_{s_i}, t_{z_j})\right) \quad (3-26)$$

onde D_{MSR} é o dano anual obtido pelo Método de Superfície de Resposta.

A escolha da ordem dos polinômios da equação (3-24) depende do comportamento da estrutura a ser avaliada. A escolha feita para um SCR é descrita em detalhes na Seção 4.3 deste trabalho.

3.2.2. Escolha dos Pontos Básicos

Para que a superfície de resposta seja capaz de interpolar bem os resultados, é recomendado o uso de uma malha de pontos básicos espaçadas regularmente no domínio. Não é recomendado usar a superfície de resposta para extrapolar os resultados, já que a extrapolação de polinômios usualmente leva a erros importantes. Caso existam estados de mar que não estejam incluídos no contorno formado pelos pontos básicos é recomendado ignorar a contribuição dos mesmos ao dano total, ou então, caso necessário, incluir novos pontos para redefinir a superfície de resposta.

A escolha dos pontos deve ser baseada no conhecimento prévio disponível sobre o comportamento da estrutura a ser avaliada. No Capítulo 4 são discutidos com mais detalhe algumas das informações que podem auxiliar na escolha.

A relevância do conjunto de pontos escolhidos pode ser avaliada através da resposta da superfície utilizando os coeficientes de participação apresentados na Seção 3.2.4.

3.2.3. Método Para Ajuste da Superfície de Resposta

Uma vez escolhidos os casos básicos, analisados e pós-processados, os resultados devem ser utilizados para o ajuste da superfície de resposta. Existem diversos métodos de regressão que podem ser utilizados neste tipo de problema. Alguns autores ([29], [32]) utilizaram a técnica Kriging [33] para o ajuste da superfície de resposta devido à robustez do método. O método dos mínimos quadrados também pode ser utilizado para ajustar as superfícies de resposta. O método dos mínimos quadrados, tal qual como descrito em [34], se resume a calcular os parâmetros de ajuste de uma curva de forma a minimizar o quadrado do erro da função original.

No presente trabalho, foi adotado um método simplificado para ajustar as superfícies de resposta, descrito a seguir. Seja x^* o vetor de pontos básicos e y^* o vetor de respostas associados à x^* , onde $x_k^* = \{h_{s_k}, t_{z_k}\}$ e $y_k^* = \ln(d(h_{s_k}, t_{z_k}))$. Podemos então escrever o problema de ajustar a superfície de resposta como um sistema de equações lineares:

$$\begin{cases} \sum_{i=0}^{n_i} \sum_{j=0}^{n_j} a_{ij} [\ln(h_{s_1})]^i t_{z_1}^j = y_1^* \\ \sum_{i=0}^{n_i} \sum_{j=0}^{n_j} a_{ij} [\ln(h_{s_2})]^i t_{z_2}^j = y_2^* \\ \vdots \\ \sum_{i=0}^{n_i} \sum_{j=0}^{n_j} a_{ij} [\ln(h_{s_k})]^i t_{z_k}^j = y_k^* \end{cases} \quad (3-27)$$

Escrevendo o sistema acima em forma matricial, temos:

$$\mathbf{Ac} = \mathbf{b} \quad (3-28)$$

onde:

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 1 & [\ln(h_{s_1})] & \cdots & [\ln(h_{s_1})]^{n_i} & t_{z_1} & [\ln(h_{s_1})]t_{z_1} & \cdots & [\ln(h_{s_1})]^{n_i}t_{z_1} & \cdots & t_{z_1}^{n_j} & [\ln(h_{s_1})]t_{z_1}^{n_j} & \cdots & [\ln(h_{s_1})]^{n_i}t_{z_1}^{n_j} \\ 1 & [\ln(h_{s_2})] & \cdots & [\ln(h_{s_2})]^{n_i} & t_{z_2} & [\ln(h_{s_2})]t_{z_2} & \cdots & [\ln(h_{s_2})]^{n_i}t_{z_2} & \cdots & t_{z_2}^{n_j} & [\ln(h_{s_2})]t_{z_2}^{n_j} & \cdots & [\ln(h_{s_2})]^{n_i}t_{z_2}^{n_j} \\ \vdots & \vdots & \cdots & \vdots & \vdots & \vdots & \cdots & \vdots & \cdots & \vdots & \vdots & \cdots & \vdots \\ 1 & [\ln(h_{s_n})] & \cdots & [\ln(h_{s_n})]^{n_i} & t_{z_n} & [\ln(h_{s_n})]t_{z_n} & \cdots & [\ln(h_{s_n})]^{n_i}t_{z_n} & \cdots & t_{z_n}^{n_j} & [\ln(h_{s_n})]t_{z_n}^{n_j} & \cdots & [\ln(h_{s_n})]^{n_i}t_{z_n}^{n_j} \end{bmatrix} \quad (3-29)$$

$$\mathbf{b} = \begin{bmatrix} y_1^* \\ y_2^* \\ \vdots \\ y_k^* \end{bmatrix} \quad (3-30)$$

$$\mathbf{c} = \begin{bmatrix} a_{0,0} \\ a_{1,0} \\ \vdots \\ a_{n_i,0} \\ a_{0,1} \\ a_{1,1} \\ \vdots \\ a_{n_i,1} \\ \vdots \\ a_{0,n_j} \\ a_{1,n_j} \\ \vdots \\ a_{n_i,n_j} \end{bmatrix} \quad (3-31)$$

A Eq. (3-28) pode então ser manipulada para se obter os coeficientes $a_{i,j}$:

$$\mathbf{c} = (\mathbf{A}^T \mathbf{A})^{-1} (\mathbf{A}^T \mathbf{b}) \quad (3-32)$$

Como dados de entrada, são necessários um número mínimo de pontos igual ao número de coeficientes a serem ajustados. Logo, para a curva descrita na Eq. (3-24), são necessários no mínimo $(n_i + 1)(n_j + 1)$ pontos básicos. É possível também utilizar um número maior de pontos básicos para o ajuste da curva. Entretanto, quando o número de equações (pontos básicos) é maior que o número de coeficientes a determinar, o sistema linear pode não ter solução exata, e, conseqüentemente, a superfície de resposta não irá retornar os valores exatos nos pontos básicos. Ademais, a Eq. (3-32) não é otimizada para ajustar a SR utilizando diversos pontos básicos como outros métodos mais sofisticados citados anteriormente, mas é suficiente para estimar de forma simplificada o dano nos *risers*.

3.2.4. Coeficientes de Contribuição

Para avaliar a performance do método de interpolação, é possível utilizar coeficientes de contribuição, similares aos definidos por Videiro et al. [5]. Seja o estado de mar representado por h_{s_i}, t_{z_j} , então o seu correspondente coeficiente de contribuição c_{ij} no dano total da estrutura pode ser definido por:

$$c_{ij} = \frac{p_{ij} \tilde{d}_{ij}}{D_{MSR}} \quad (3-33)$$

Os coeficientes de contribuição são informações importantes para avaliar a coerência dos resultados obtidos através da superfície de resposta. Os coeficientes de contribuição podem ser plotados em um gráfico, permitindo a interpretação do projetista de *riser*. Com base na distribuição esperada para a contribuição de cada estado de mar para o dano anual, é possível concluir se os resultados estão coerentes ou não.

Além disso, a distribuição dos coeficientes de participação indica se os pontos escolhidos para interpolar os resultados são relevantes. A região cercada pelos pontos básicos deve englobar os estados de mar mais relevantes para o dano anual do sistema. Caso a distribuição dos coeficientes sugira que existem estados de mar relevantes para o dano total da estrutura fora da região selecionada do diagrama de dispersão, estes pontos devem ser incluídos em um novo ajuste da função interpoladora. Um exemplo de gráfico de coeficientes de participação está ilustrado na Figura 3-2.

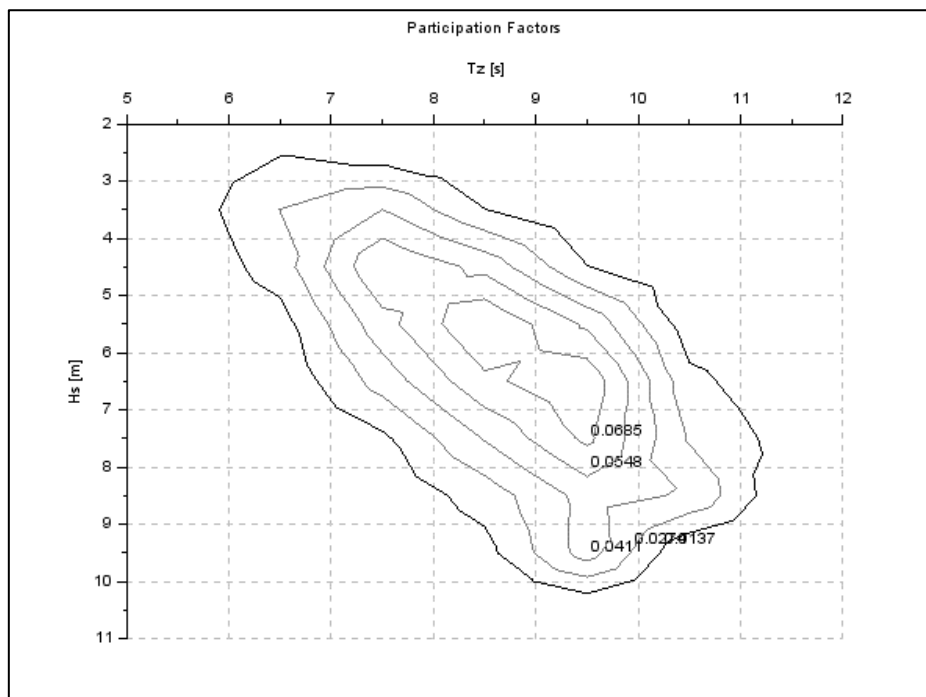


Figura 3-2: Típica Distribuição de Coeficientes de Participação

3.2.5. Resumo do Procedimento para o MSR

O procedimento para o cálculo de fadiga utilizando o Método da Superfície de Resposta pode ser resumido nos seguintes passos:

1. Escolher a forma polinomial de uma função da superfície de resposta $g(h_s, t_z)$ para representar continuamente a variação do dano à fadiga;
2. Escolher estados de mar $\{h_s, t_z\}_k$ relevantes para o ajuste da curva $g(h_s, t_z)$;
3. Para cada estado de mar $(h_s, t_z)_k$, realizar a análise de tensões, contagem de ciclos e cálculo do dano d_{ij} conforme os passos 2 a 4 descritos na Seção 2.4.;
4. A partir dos pontos $\{h_s, t_z\}_k$ e os correspondentes danos determinar pelo método dos mínimos quadrados os parâmetros a_{ij} de $g(h_s, t_z)$ que melhor ajustam aos resultados obtidos na etapa anterior;
5. Somar todos os danos obtidos através da interpolação conforme a Eq. (3-26) utilizando a função interpoladora para o cálculo dos danos individuais;
6. Calcular e avaliar os coeficientes de participação, conforme a Eq. (3-33). Caso seja necessário, repetir passos 2 a 5 para um novo conjunto de estados de mar $\{h_s, t_z\}_k$.

Capítulo 4

Estudo de Caso – SCR conectado à uma Semi-Submersível

Neste capítulo, dois casos distintos de análise de fadiga de *risers* em aço são apresentados. Ambos tratam de *risers* rígidos em catenária livre, conectados à uma plataforma semi-submersível.

Em ambos os casos os modelos numéricos dos *risers* foram feitos no software *Flexcom* v8.6.3 [35], que dispõe de um pacote de *solvers* baseado no método de elementos finitos para a solução de análises estruturais para sistemas offshore. Neste programa, os movimentos impostos no topo do *riser* são gerados automaticamente a partir dos RAOs de movimentos da embarcação, e as forças hidrodinâmicas sobre a estrutura são calculadas a partir da formulação de Morison apresentada na Seção 2.2.2. O pós-processamento dos resultados também foi realizado pelo programa, incluindo o cálculo de tensões em 8 pontos ao longo da seção transversal do *riser*, a contagem de ciclos pela técnica Rainflow e o cálculo do dano acumulado por fadiga pela regra de Miner.

4.1. Análise de Fadiga Completa – SCR com 56 estados de mar

4.1.1. Descrição do Sistema

Nesta seção será estimada a vida à fadiga de um *riser* rígido em catenária livre (SCR) conectado a uma semi-submersível operando em uma lâmina d'água de 1000 metros. O *riser* tem diâmetro nominal de 10" e espessura de parede de 20,6mm. O fluido interno do SCR é gás de exportação, com pressão de projeto de 20 MPa.

O modelo numérico foi definido de acordo com o sistema de coordenadas ilustrados na Figura 4-1 e na Figura 4-2. O sistema foi discretizado em 445 nós estruturais e 444 elementos de pórtico 3-D co-rotacionado. No sistema de coordenadas global, o eixo x é o eixo vertical apontando para cima. O *riser* é modelado no plano XY. O norte verdadeiro para este problema ilustrativo está na direção do eixo Y negativo. O azimute do *riser* com relação a direção longitudinal da plataforma é ilustrado na Figura 4-1. A posição da

conexão de topo com relação ao centro de movimento da embarcação é apresentada na Figura 4-3. A Figura 4-4 ilustra a conexão de topo do *riser*, i.e., uma *flex joint* com mísula.

A corrente vai para norte e é modelada com um perfil triangular. Em todos os casos de carregamento considerou-se o mesmo perfil triangular com velocidades 0,65m/s no topo e 0,00m/s no fundo. As ondas são modeladas como irregulares, unidirecionais e se propagam vindo de Sudeste. A Tabela 4-2 apresenta o diagrama de dispersão considerado para a análise de fadiga. A Figura 4-1 ilustra as direções de onda e corrente consideradas.

Os movimentos da embarcação são definidos pelos RAOs apresentados na Figura 4-5. Além disso, efeitos de segunda ordem (por exemplo, deriva) são representados por um *offset* linear estático da embarcação na direção da onda. O *offset* é dado pela equação (4-1).

$$OFFSET(h_s) = 6,25 h_s \quad (4-1)$$

A interação entre o *riser* e o solo é modelada através de molas lineares verticais e atritos longitudinal e transversal.

Os carregamentos de onda são resolvidos no domínio do tempo e o histórico de tensões de cada ponto de interesse no modelo de elementos finitos é pós-processado utilizando o método de *Rainflow* para contagem de ciclos. Para cada nó do elemento, as tensões são calculadas em oito pontos distintos a fim de contabilizar o efeito de combinar os momentos ao redor dos dois eixos ortogonais da seção transversal do elemento.

O dano em cada ponto é calculado através da curva E da DNVGL-RP-C203 [20] para sistemas submersos com proteção catódica (Figura 2-1). Foi considerado apenas uma inclinação da curva S-N, correspondente ao trecho para $N > 10^6$. Para fadiga em risers, é esperado que a maior parte do ciclo de tensões esteja nesta região. Adicionalmente, considerar apenas uma inclinação da curva da norma é conservador, pois utilizar os parâmetros da região $N > 10^6$ para a região de $N < 10^6$ resulta em um dano maior do que o dano obtido através da curva bi-linear, e vice-versa. Portanto, a escolha da curva S-N com inclinação única foi motivada pela simplificação da resposta do sistema, e justificada pelos argumentos acima.

Um resumo geral de toda a modelagem é apresentado na Tabela 4.1. Nas análises dinâmicas aleatórias foram consideradas as seguintes características:

- Espectro do mar: Pierson-Moskovitz
- Discretização do espectro do mar: 300 componentes
- Tamanho da simulação: 3.600s (depois do *cut-off*)

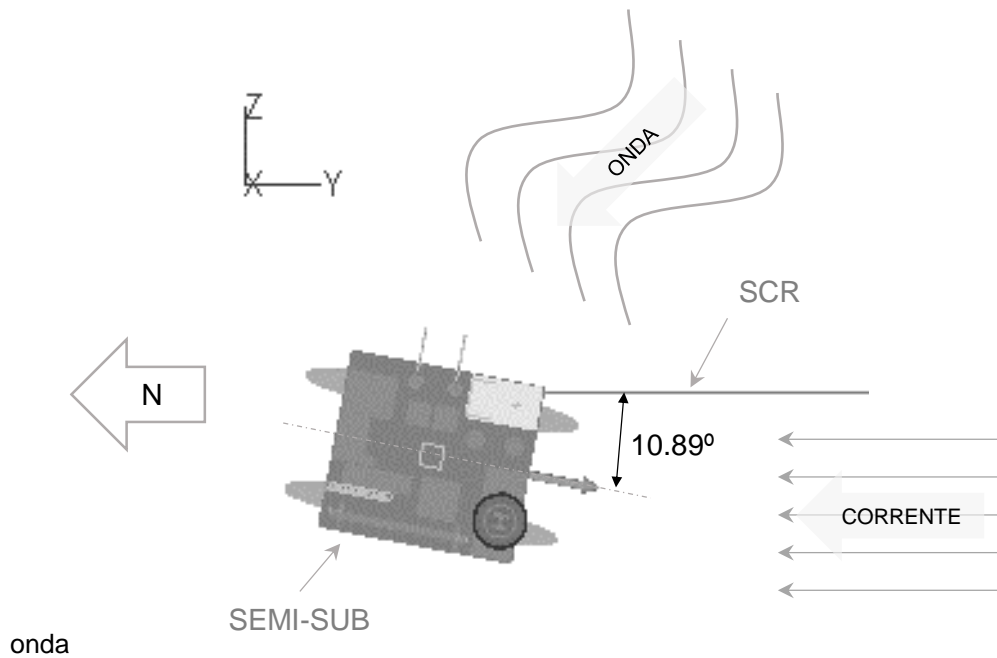


Figura 4-1: Vista Superior do Modelo Numérico – Orientações da FPU e dos Carregamentos Ambientais

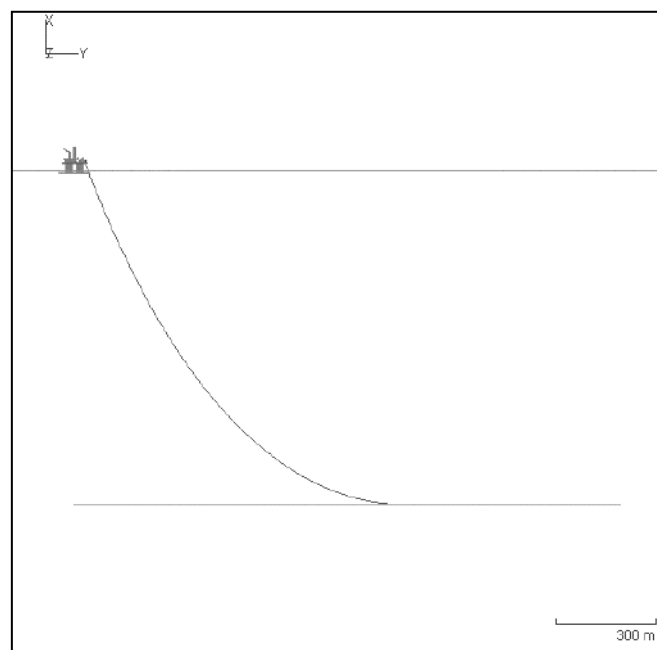


Figura 4-2: Vista Frontal do Modelo Numérico – Representação do riser em catenária

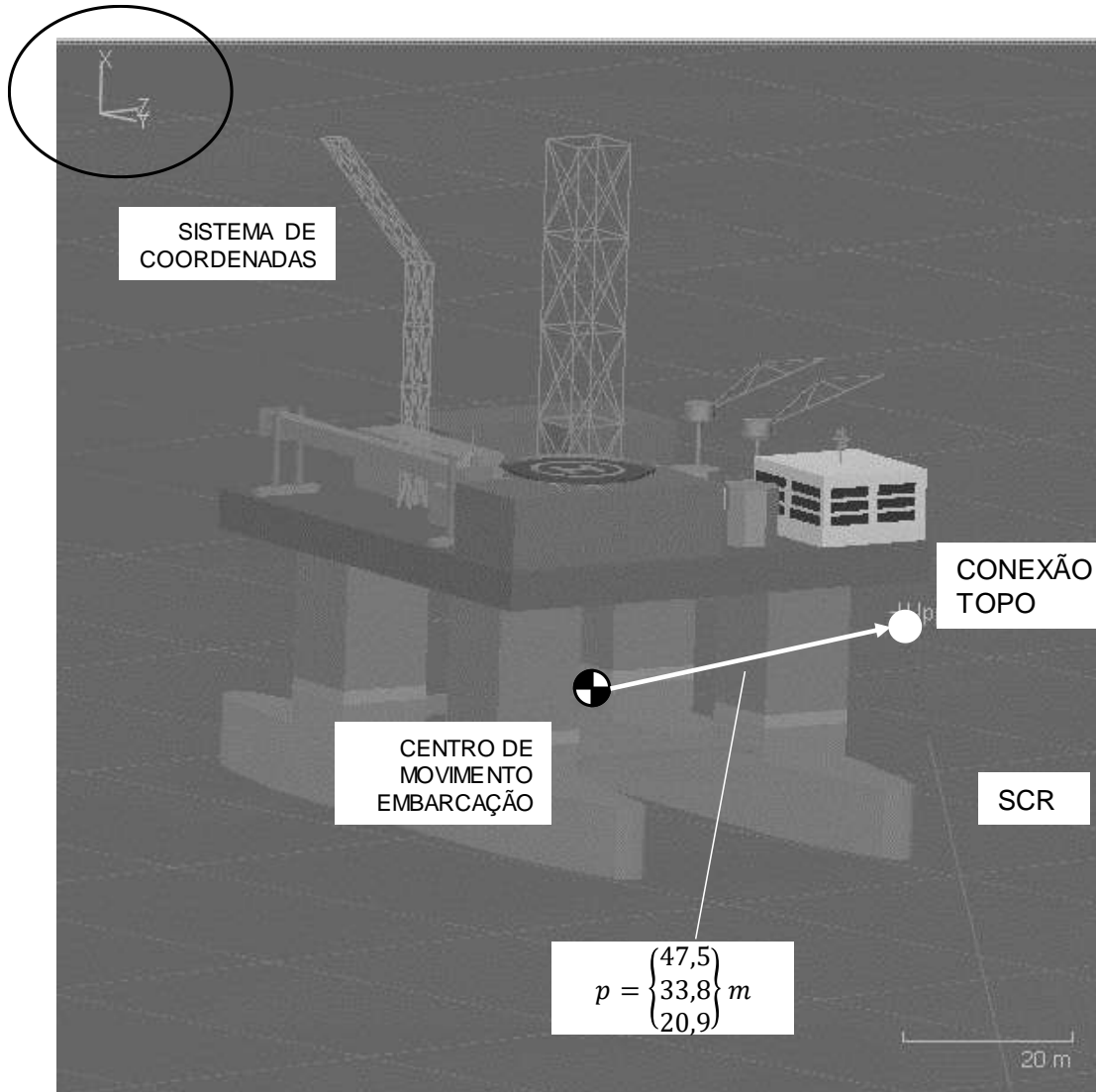


Figura 4-3: Posição da Conexão de Topo

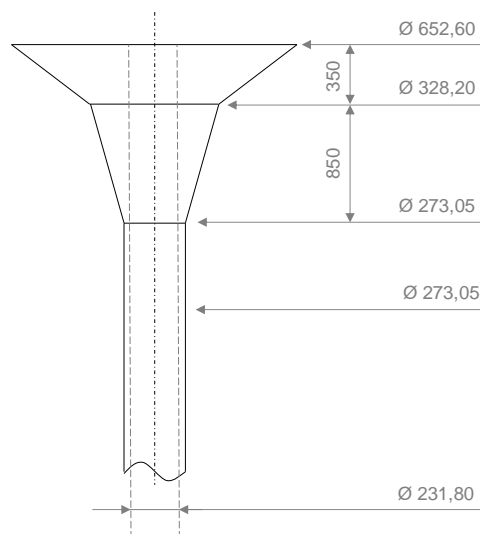


Figura 4-4: Detalhes da Stress Joint

Tabela 4-1: Principais Dados do Sistema

Planeta Terra	Aceleração da Gravidade	9,806	m/s ²
Dados Oceanográficos	Lâmina d'água	1000	m
	Densidade da água	1025	kg/m ³
Unidade Flutuante	Tipo	Semi-Sub	
	RAO da Embarcação	Figura 4-5	
	Offset Estático	Proporcional	
Dados de Processo	Fluido Interno	Gás	
	Densidade do Fluido Interno	200	kg/m ³
	Pressão Interna de Projeto	10	MPa
	Altura de Referência (acima da Linha d'água)	181	m
Geometria do Riser	Diâmetro nominal	10	"
	Diâmetro Externo	273,05	mm
	Espessura da Parede	20,63	mm
	Diâmetro interno	231,80	mm
	Angulo de <i>Hang-Off</i>	21,67	°
	Azimute	-10,89	°
	Comprimento total modelado	2120	m
	Comprimento Suspenso	976	m
	Posição Conexão Topo	Figura 4-3	
	Material do Riser	Designação	Aço C-Mn
Módulo de Young		210	GPa
Módulo de Cisalhamento		80	GPa
Curva S-N		Curva E [20] para N>10 ⁶	
Stress Joint	Módulo de Young	210	GPa
	Módulo de Cisalhamento	80	GPa
	Diâmetro Interno	231,80	mm
	Diâmetro Externo Mínimo	273,05	mm
	Diâmetro Externo Máximo	652,60	mm
Flex Joint	Comprimento Total	2,5	m
	Rigidez à flexão	2,6	kN.m
Coefficientes Hidrodinâmicos	Coefficiente de Arrasto	1,2	-
	Coefficiente de Inércia	2	-
Propriedades do Solo	Modelo do Solo	Molas Lineares com Atrito	
	Rigidez Lateral do Solo	200	kN/m/m
	Coefficiente de Atrito Longitudinal	0,2	-
	Coefficiente de Atrito Lateral	0,5	-
Carregamentos Ambientais	Digrama de Dispersão	Tabela 4-2	
	Direção da Onda (indo para)	Sudeste	
	Velocidade da Corrente	0,65	m/s
	Direção da Corrente (indo para)	Norte	
	Perfil da Corrente	Triangular	

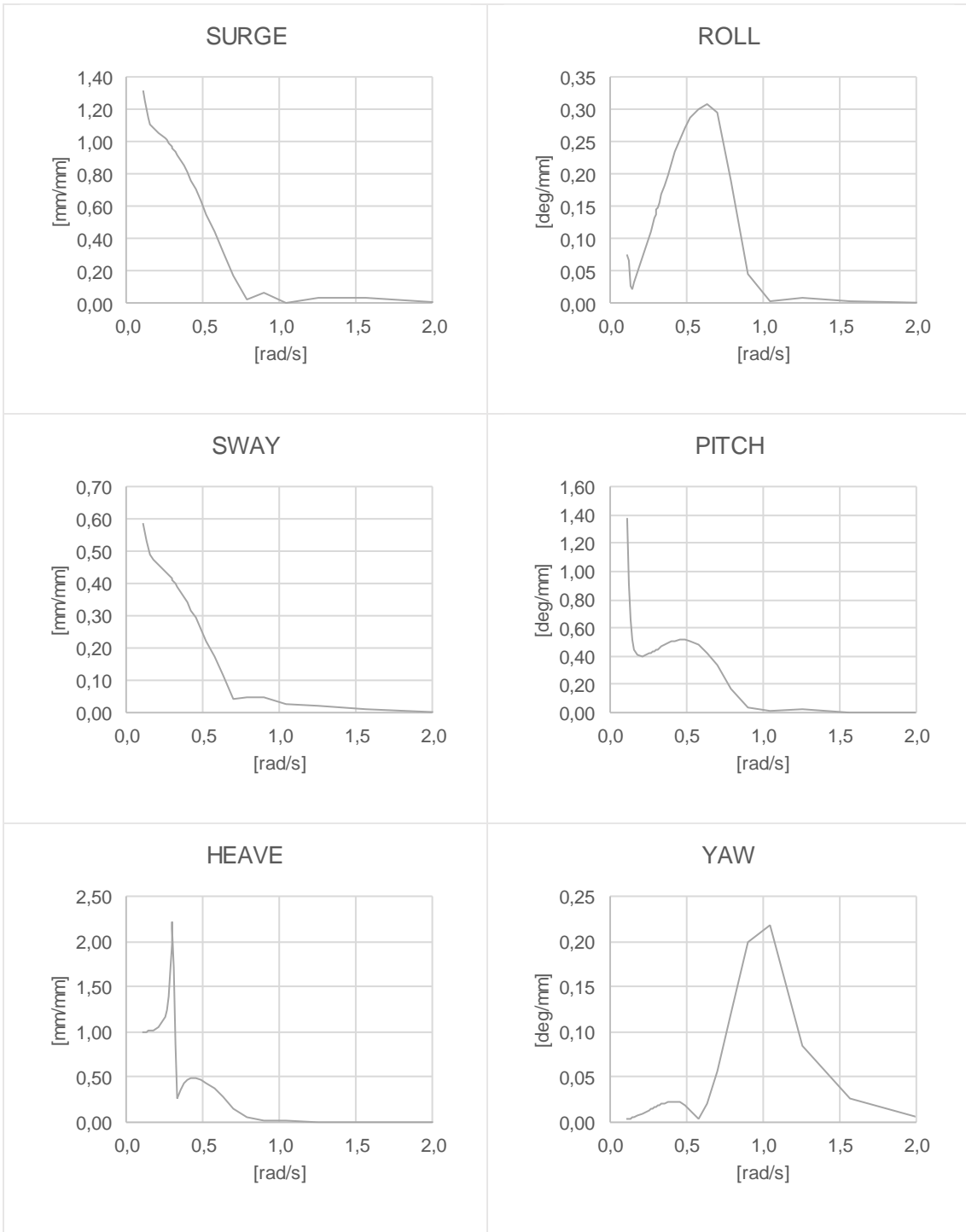


Figura 4-5: RAOs da Embarcação no Centro de Movimentos

Tabela 4-2: Diagrama de Dispersão – 56 Estados de Mar

H _s [m]	T _z [s]											Total			
		3.5	4.5	5.5	6.5	7.5	8.5	9.5	10.5	11.5	12.5				
0.50		0.007%	0.007%	0.007%											0.02%
1.50		0.027%	1.548%	5.610%	2.363%	0.199%									9.75%
2.50		0.007%	0.849%	11.180%	18.510%	6.288%	0.747%	0.027%							37.61%
3.50			0.027%	2.699%	13.250%	12.250%	3.089%	0.356%	0.014%						31.69%
4.50				0.247%	3.151%	6.343%	3.473%	0.678%	0.082%	0.007%					13.98%
5.50				0.014%	0.514%	1.719%	1.815%	0.781%	0.089%	0.014%	0.007%				4.95%
6.50				0.007%	0.069%	0.390%	0.486%	0.404%	0.089%	0.014%	0.007%				1.47%
7.50						0.048%	0.123%	0.151%	0.055%	0.014%					0.39%
8.50						0.007%	0.027%	0.048%	0.041%						0.12%
9.50							0.007%	0.027%							0.03%
10.50															0.00%
Total		0.04%	2.43%	19.76%	37.86%	27.24%	9.77%	2.47%	0.37%	0.05%	0.01%				100%

4.1.2. Análise preliminar de fadiga baseada no RAO de movimento

A compreensão da influência do RAO da embarcação na resposta do *riser* é essencial para julgar a qualidade dos métodos simplificadores. Para auxiliar o entendimento dos resultados nas seções seguintes, o RAO de movimentos é transferido para o topo do *riser* (Figura 4-6) e conseqüentemente utilizado na Eq. (2-21), válida para sistemas lineares gaussianos, para calcular um dano hipotético induzido pelo embarcação. O grau de liberdade da embarcação utilizado para o cálculo foi o *heave*.

Apesar de não ter significado físico, o resultado seria análogo ao dano para um sistema linear cujo RAO de tensões fosse igual (ou proporcional) ao RAO do movimento de *heave* da unidade no topo do *riser*. Desta forma o resultado aqui obtido será identificado como pseudo-dano. Caso a resposta em tensão do *riser* seja proporcional ao deslocamento no topo, então o dano terá uma distribuição parecida com o pseudo-dano apresentado nesta seção.

A Figura 4-7 apresenta o dano devido a um estado de mar de 3h em função de h_s e t_z . A Figura 4-8 ilustra a contribuição de cada estado de mar para o dano anual, considerando as probabilidades de ocorrências do diagrama de dispersão da Tabela 4-2. Estes resultados são importantes para uma avaliação qualitativa e antecipar os resultados esperados dos métodos simplificadores, em especial o MSR. A Figura 4-7 antecipa o formato que a superfície de resposta deve ter para interpolar os resultados. Já a Figura 4-8 serve como base de comparação para os coeficientes de participação

do MSR, por exemplo, antecipando que os estados de mar com maior contribuição para o dano anual são aqueles com h_s 3,5m e 4,5m, e t_z 7,5s.

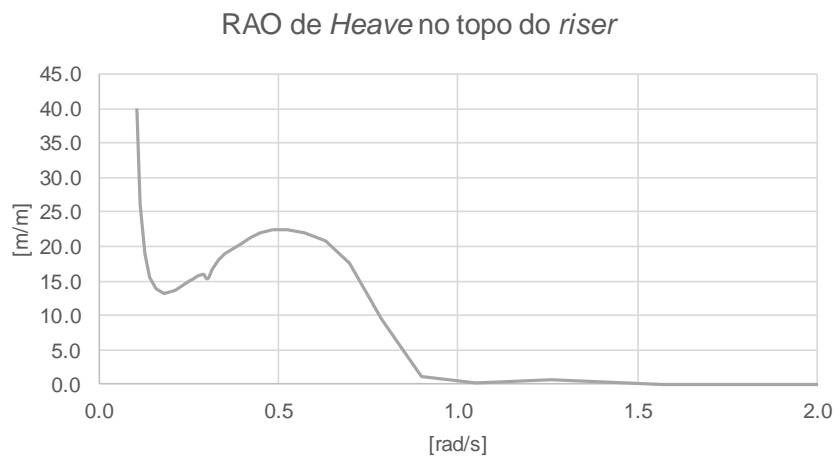


Figura 4-6: RAO do Movimento Vertical (*heave*) no Topo do *Riser* para a direção de onda utilizada.

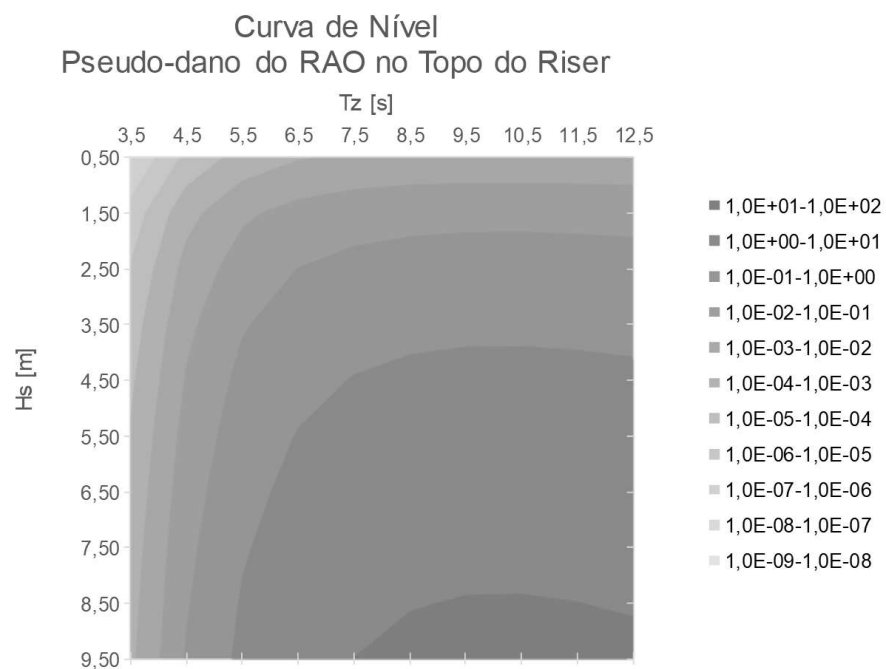


Figura 4-7: Pseudo-Dano Obtido a partir do RAO de Movimento no Topo do *Riser*. (Valores numéricos apresentados nos contornos não têm significado físico, mas são apresentados para compreensão da escala da distribuição)

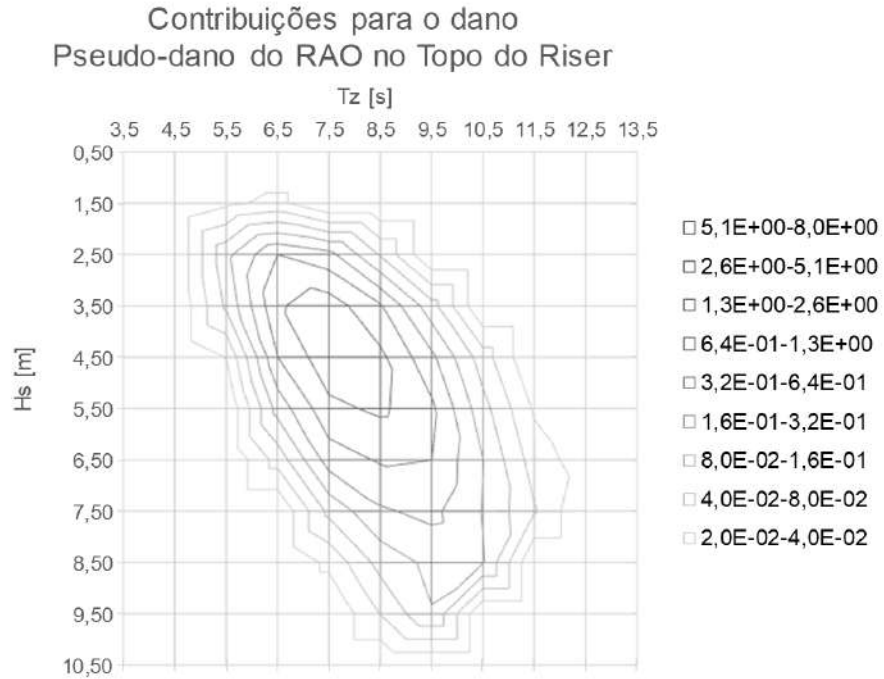


Figura 4-8: Contribuições dos Estados de Mar para o Pseudo-Dano Anual Obtido a partir do RAO de Movimento no Topo do *Riser*.

4.1.3. Análise de Fadiga no SCR considerando todos os estados de mar do diagrama de dispersão

Foram inicialmente realizadas análises dinâmicas aleatórias para todos os pares h_s-t_z do diagrama completo mostrado na Tabela 4-2 para o cálculo da vida a fadiga ao longo de todo o SCR. Para um SCR típico, os pontos de maior interesse para a análise de fadiga estão em pelo menos duas regiões críticas: no topo do *riser*, e na *touch-down zone* (TDZ), ou seja, na região em que o SCR toca o solo. Os resultados obtidos para dano e vida estão resumidos na Tabela 4-3. Para facilitar a compreensão dos resultados, a vida útil de projeto é calculada usando um fator de segurança igual à unidade.

Tabela 4-3: Resultados do Dano à Fadiga para o Diagrama de Dispersão da Tabela 4-1

	Topo	TDZ
Local	Elemento 434	Elemento 115
Dano Anual	3,4707E-02	5,4087E-02
Vida Útil	28,8 anos	18,5 anos

O gráfico da Figura 4-9 mostra o dano acumulado ao longo do topo do riser para o diagrama de dispersão de projeto. O tronco do cone da *flex joint* está na coordenada zero e o comprimento do *riser* aumenta em direção ao leito marinho.

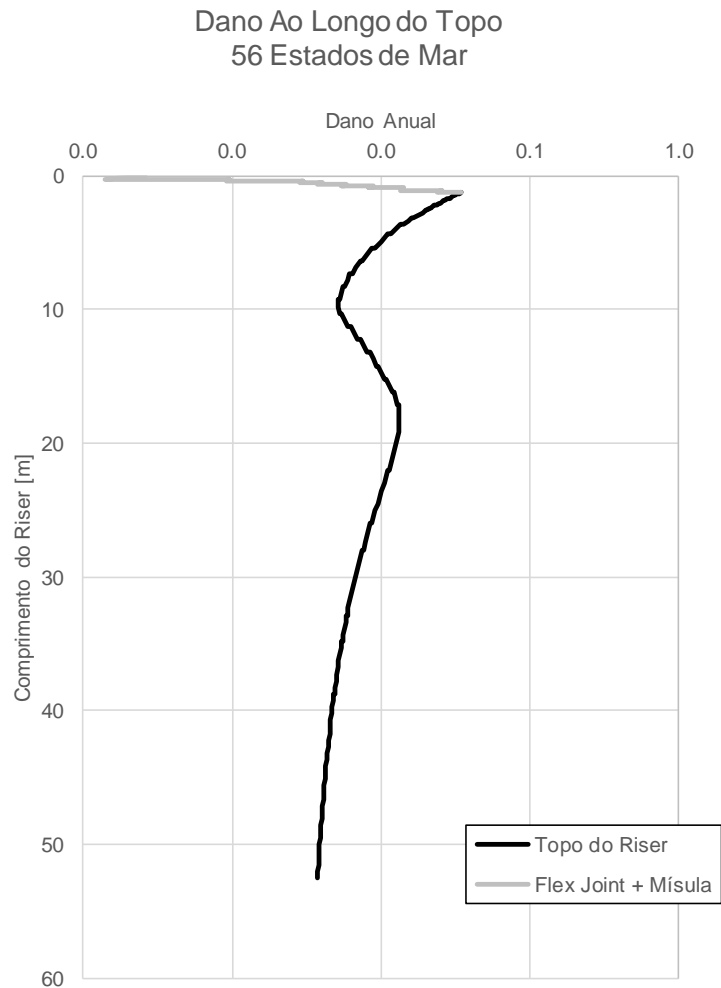


Figura 4-9: Distribuição do Dano ao Longo do TDZ para Estados de Mar Contidos no Diagrama de Dispersão

Os resultados mostram que, para a região do topo do *riser*, a seção crítica à fadiga é aquela logo após o último tronco de cone da *stress joint* (como ilustrado na Figura 4-10). Este resultado é esperado, já que o movimento da embarcação causa variação cíclica na curvatura no topo do *riser* e essa seção é a menor seção mais próxima do topo.

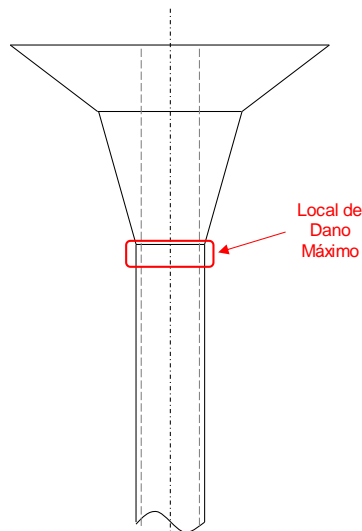
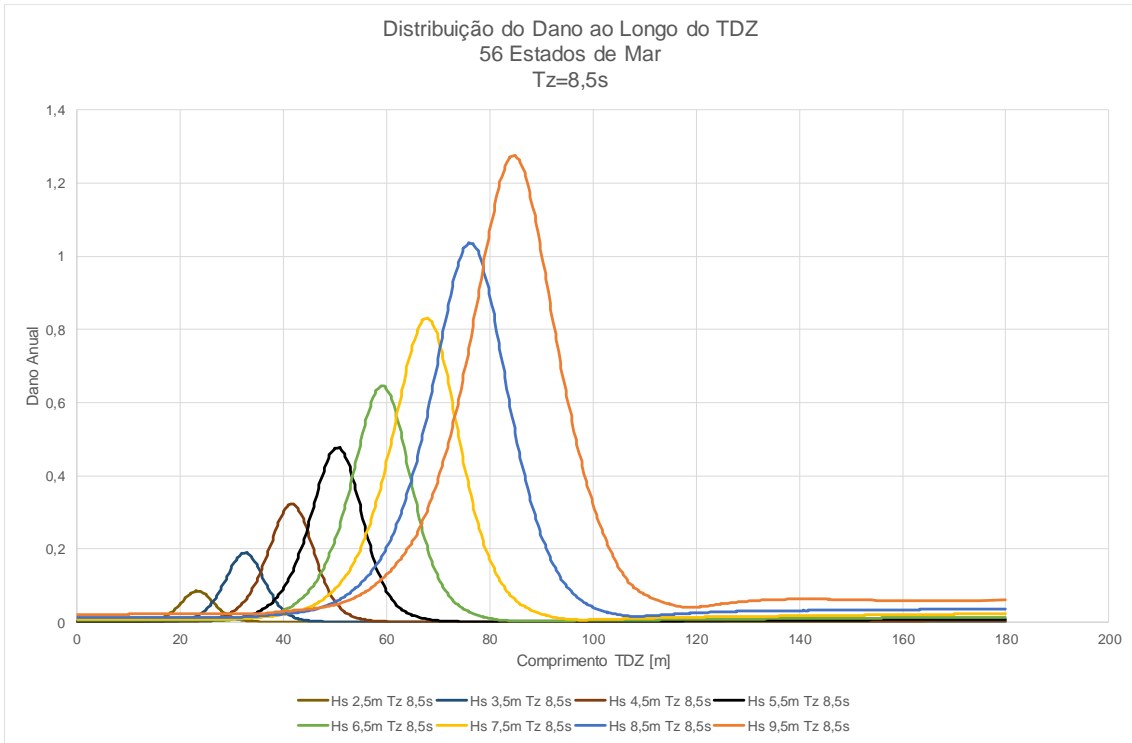
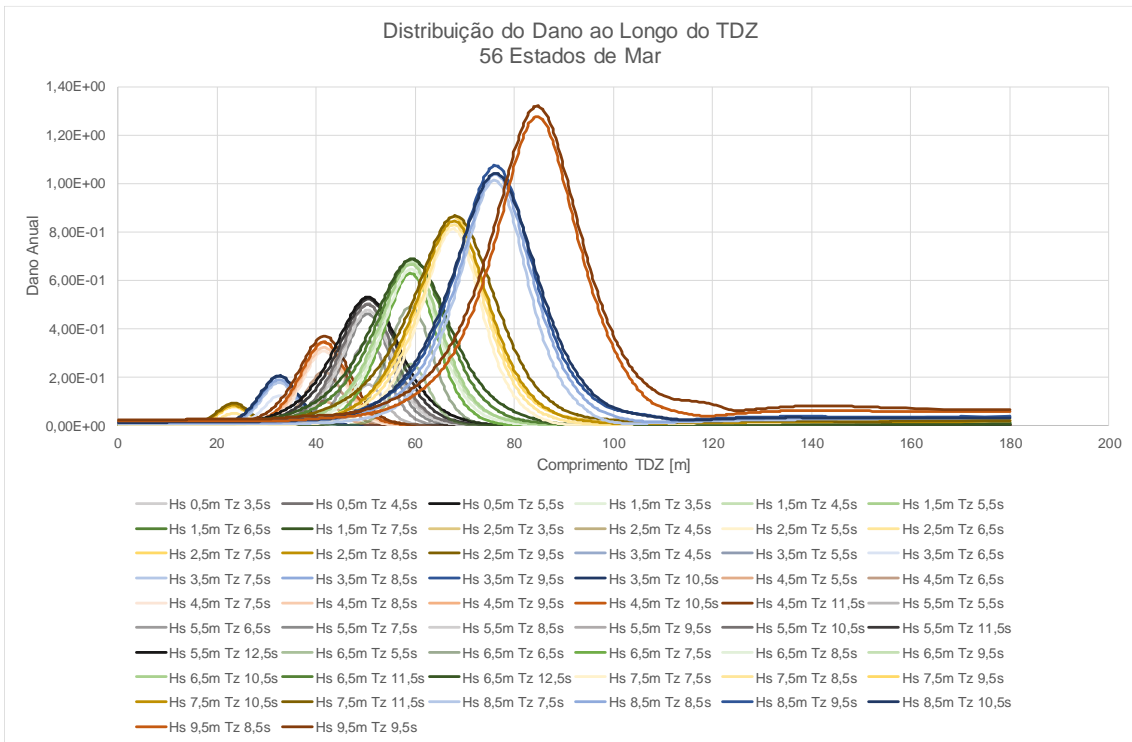


Figura 4-10: Seção crítica à fadiga no topo

Para a região do TDZ, antecipar o local (ou elemento do modelo) que é o mais crítico para fadiga é uma tarefa mais complexa. Rezazadeh et al. [36] citam que o dano máximo é esperado na região entre o cortante máximo e a curvatura máxima. Este ponto é tipicamente próximo ao ponto onde o *riser* toca o solo (TDP, do inglês, *Touch-Down Point*) na configuração estática. O TDP varia instantaneamente com o movimento dinâmico da embarcação devido às ações ambientais e o TDP de equilíbrio estático também varia com o offset da embarcação. Como consequência, o local ao longo do TDZ onde o dano é máximo é diferente para cada *offset* da embarcação. Para o exemplo estudado neste capítulo, isto significa que a posição onde o dano é máximo varia com o h_s . Isso é ilustrado no gráfico da Figura 4-11 (a), onde são apresentadas a distribuição do dano ao longo do TDZ para todos estados de mar avaliados com $t_z = 8,5s$ e valores distintos de h_s . O gráfico da Figura 4-11 (b) complementa o gráfico anterior: nele são apresentadas as distribuições de dano ao longo do TDZ para todos os carregamentos incluídos no diagrama de dispersão da Tabela 4-2. Repare que os resultados apresentados no segundo gráfico sugerem que, para o exemplo em questão, o valor de t_z não influencia na posição onde o dano é máximo ao longo do TDZ.



(a)



(b)

Figura 4-11: Distribuição do Dano ao Longo do TDZ (a) para Estados de Mar com $t_z = 8,5s$; (b) para todos Estados de Mar Contidos no Diagrama de Dispersão

O gráfico da Figura 4-12 mostra o dano acumulado ao longo do TDZ para o diagrama de dispersão de projeto. O comprimento do *riser* aumenta em direção à embarcação.

A contribuição para o dano no topo do *riser* (elemento 434) está apresentada em curvas de nível na Figura 4-13. A Figura 4-14 apresenta o dano anual associado a cada estado de mar (h_s, t_z) antes de ser ponderado pela respectiva probabilidade de ocorrência. O primeiro gráfico é importante para compreender quais estados de mar são mais críticos para a vida útil do *riser*. O segundo é importante para o entendimento dos métodos simplificadores, tanto do MBE quanto do MSR, que serão discutido nas seções seguintes. Todavia, já é possível fazer uma comparação importante: os contornos das curvas de nível na Figura 4-7 e na Figura 4-14 são semelhantes. Este resultado é importante pois indica que podemos utilizar os pseudo-danos para ajudar a calibrar os métodos simplificadores. Outra comparação importante é entre os gráficos apresentados na Figura 4-8 e na Figura 4-13: esta comparação indica que os pseudo-danos podem ser utilizados também para obter uma estimativa de quais estados de mar têm maior contribuição para o dano anual do sistema.

Ademais, as curvas de contribuição (Figura 4-13) demonstram que os estados de mar na faixa de $t_z = 7,5 s$ tem maior participação no dano anual no topo do *riser*. O resultado pode ser explicado pela combinação do movimento da embarcação e a ocorrência anual. Da Figura 4-14 pode se dizer que o dano associado aos estados de mar entre $7,5 s \leq t_z \leq 12,5 s$ tem a mesma ordem de grandeza, enquanto que o diagrama de dispersão (Tabela 4-2) mostra que $7,5 s$ é o período com maior probabilidade de ocorrência dentro da faixa mencionada acima.

A participação no dano anual no TDZ (elemento 115) de cada estado de mar está apresentada em curvas de nível na Figura 4-15. Através deste gráfico é possível identificar que o dano neste elemento é dominado por uma certa faixa de valores de h_s . Este é o efeito do offset estático discutido anteriormente: o elemento 115 está na posição da catenária onde o dano é máximo neste dado offset, e para outros offsets, a posição crítica é mais distante. Devido à complexidade da resposta, os pseudo-danos não apresentam uma correlação evidente com os resultados de dano no TDZ, e por este motivo, uma possível comparação entre estes não é discutida.

Para fins de comparação com os métodos simplificados introduzidos no Capítulo 3, os resultados apresentados nessa subseção serão tratados como resultados “exatos”.

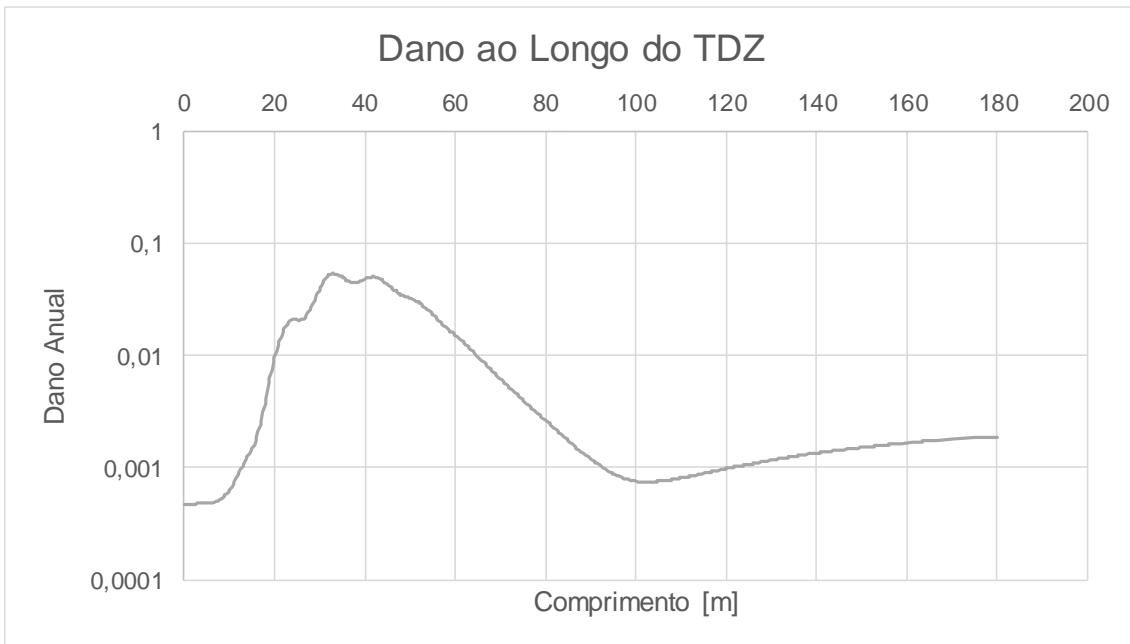


Figura 4-12: Distribuição do Dano ao Longo do TDZ

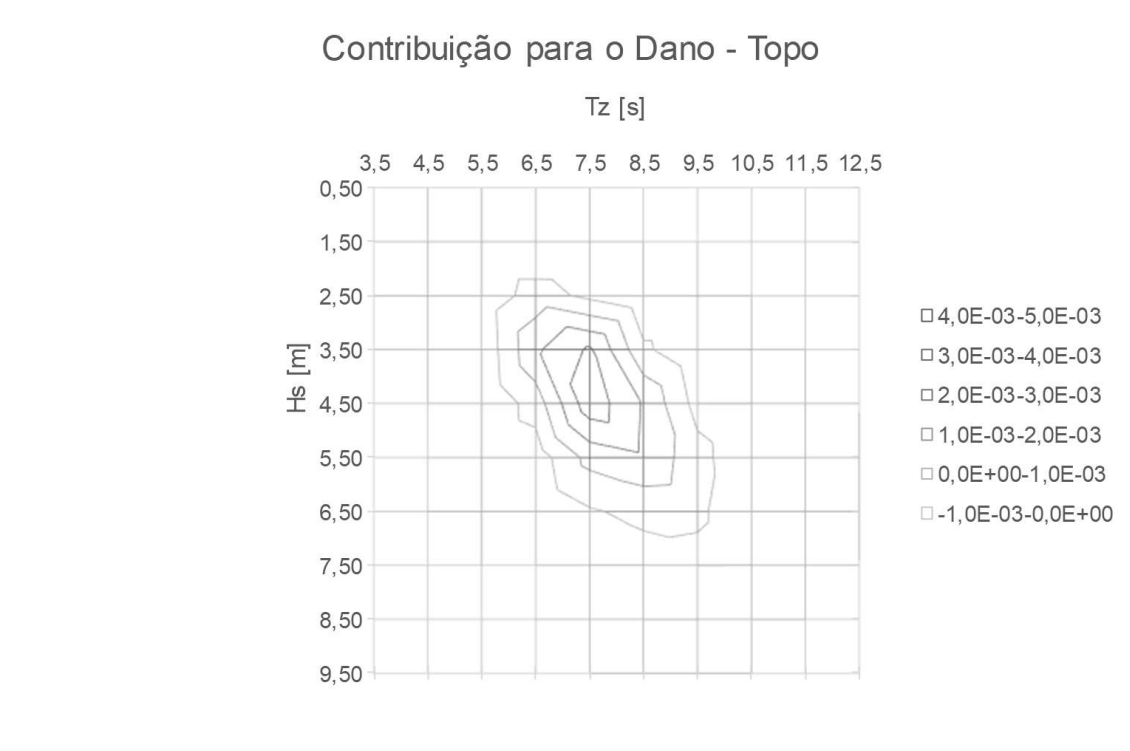


Figura 4-13: Distribuição da Contribuição dos Estados de Mar para o Dano Anual no Topo

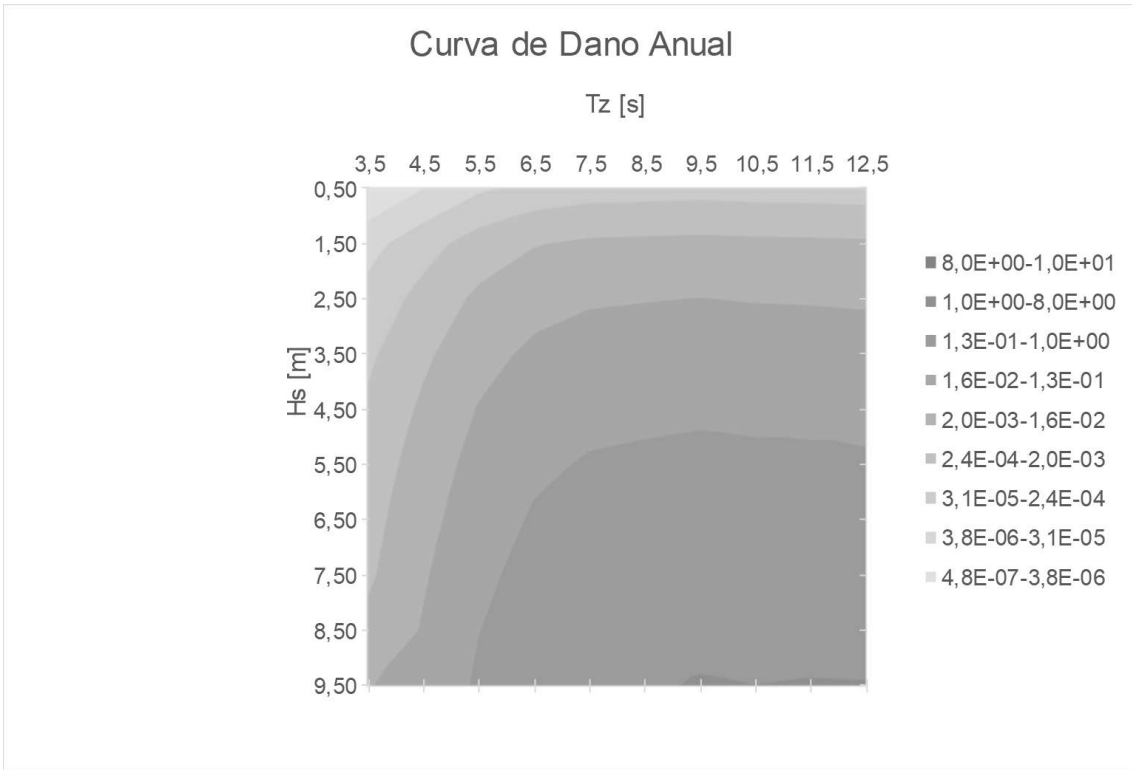


Figura 4-14: Dano Anual no Topo em função do Estado de Mar

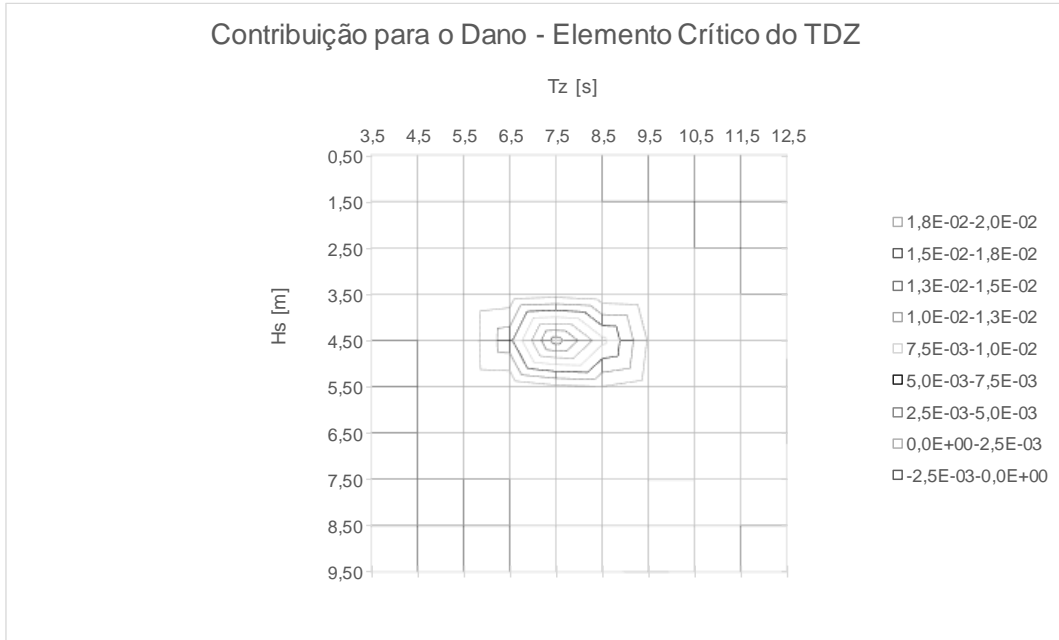


Figura 4-15: Distribuição da Contribuição dos Estados de Mar para o Dano Anual no TDZ para o elemento crítico

4.2. Fadiga Calculada pelo Método de Blocos Equivalentes

Para avaliar e discutir o desempenho da família dos Métodos de Blocos Equivalentes (MBE), são propostos dois cenários de cálculo: para o caso em que o diagrama de dispersão é reagrupado em 22 blocos e para o caso em que o diagrama é reagrupado em 13 blocos. As divisões propostas estão ilustradas nas Tabela 4-4 e Tabela 4-5 respectivamente, onde os números em cada célula de H_s-T_z identifica o bloco ao qual ela pertence.

Para cada diagrama aglutinado, são utilizadas ambas variações do MBE apresentadas no texto: O Método dos Estados de Mar Majorados (MEMM) e o Método dos Danos Equivalentes (MDE).

Tabela 4-4: Divisão de Blocos Equivalentes – Caso com 22 Blocos

Hs [m] \ Tz [s]	Tz [s]										
	3,5	4,5	5,5	6,5	7,5	8,5	9,5	10,5	11,5	12,5	
0,50	1	2	3								
1,50	1	2	3	4	5						
2,50	1	2	3	4	5	6	6				
3,50	7		8	9	10	11	12	13			
4,50			8	9	10	11	12	13	14		
5,50			8	9	10	11	12	13	14	15	
6,50			16		16	17	18	19	20	21	22
7,50					17	18	19	20	21		
8,50					17	18	19	20			
9,50							18	19			

Tabela 4-5: Divisão de Blocos Equivalentes – Caso com 13 Blocos

Hs [m] \ Tz [s]	Tz [s]										
	3,5	4,5	5,5	6,5	7,5	8,5	9,5	10,5	11,5	12,5	
0,50	1	1	1								
1,50	1	1	1	2	2						
2,50	1	1	1	2	2	3	3				
3,50	4		4	4	5	5	6	6			
4,50			4	4	5	5	6	6	7		
5,50			4	4	5	5	6	6	7	7	
6,50			8		8	9	9	10	10	11	11
7,50					9	9	10	10	11		
8,50					12		12	13	13		
9,50							12	13			

4.2.1. Dano à Fadiga na Região do Topo do *Riser* Usando o MBE

Os grupos definidos nas Tabela 4-4 e Tabela 4-5 são utilizados para calcular o dano anual do SCR utilizando ambos os métodos MEMM e MDE. Para o MDE, os estados de mar equivalentes foram calculados assumindo que o RAO de movimento vertical (*heave*) no topo do *riser* é proporcional ao RAO de tensões. Ou seja, os momentos de ordem zero e de ordem dois do espectro da resposta foram calculados a partir da Eq. (2-22) e assumindo que o RAO de tensões do sistema é equivalente (ou proporcional) ao apresentado na Figura 4-6. Os pares (h_{seq}, t_{zeq}) calculados para cada estado de mar representativo e para cada método estão listados junto com os resultados de danos nas Tabela 4-7 à 4-10. Os resultados finais da análise de fadiga estão resumidos na Tabela 4-6.

Para o dano no topo do *riser*, para o caso onde são considerados 22 blocos de estados de mar, os danos calculados para cada bloco estão resumidos na Tabela 4-7 e Tabela 4-8 para o MEMM e o MDE, respectivamente. O gráfico apresentado na Figura 4-16 compara o desempenho de ambos os métodos bloco por bloco. Já o gráfico apresentado na Figura 4-17 apresenta a evolução do dano acumulado a cada bloco.

De forma similar, os 13 blocos definidos na Tabela 4-5 são utilizados para calcular o dano anual do SCR utilizando ambos os métodos MEMM e MDE. O dano no topo do *riser* calculado para cada bloco estão resumidos nas Tabelas 4-9 e 4-10 para o MEMM e o MDE, respectivamente. O gráfico apresentado na Figura 4-18 compara o desempenho dos métodos bloco a bloco, e a Figura 4-19 apresenta a evolução do dano acumulado.

Tabela 4-6: Resultados para o Método dos Blocos Equivalentes

	Estados de Mar	Dano	Dano Normalizado	Vida Útil	
Diagrama Completo	56	3,47E-02	1,00	28,8	
MBE	MEMM	22	3,98E-02	1,15	25,1
	MDE	22	3,46E-02	1,00	28,9
	MEMM	13	4,44E-02	1,28	22,5
	MDE	13	3,45E-02	0,99	29,0

Comparando a performance entre o MEMM e o MDE com relação aos valores “exatos” calculados, é possível notar que o MEMM apresenta desvios maiores do dano de fadiga

do que o MDE. O desvio no dano total do MEMM é significativamente maior (15% e 28%) quando comparado com o desvio máximo encontrado pelo MDE de 1%.

Quando avaliamos o dano acumulado bloco a bloco, ambos métodos apresentam desvios que são compensados quando o dano total é calculado somando erros positivos e negativos. Como é de se esperar pela definição do Método de Majoração dos Estados de Mar (MEMM), o dano decorrente dos blocos com maior ocorrência tem um erro maior para o lado conservador, majorando o dano. Já o resultado do MDE é mais consistente, apresentando erros significativos apenas nos blocos que incluem variações de t_z entre 4,5 s e 6,5 s (bloco 16 da Tabela 4-4 e blocos 1, 4 e 8 da Tabela 4-5). O dano anual cresce acentuadamente com t_z nesta região, conforme ilustram as curvas de nível da Figura 4-7 e os pseudo-danos da Figura 4-14. Portanto, a falta de precisão observada no MDE pode estar associada à uma deficiência em contabilizar a influência do período de cruzamento zero na determinação do estado de mar representativo. Por outro lado, a Figura 4-14 também poderia ter sido utilizada para antecipar esta inacurácia evitando aglutinar estados de mar com t_z distintos dentro desta faixa.

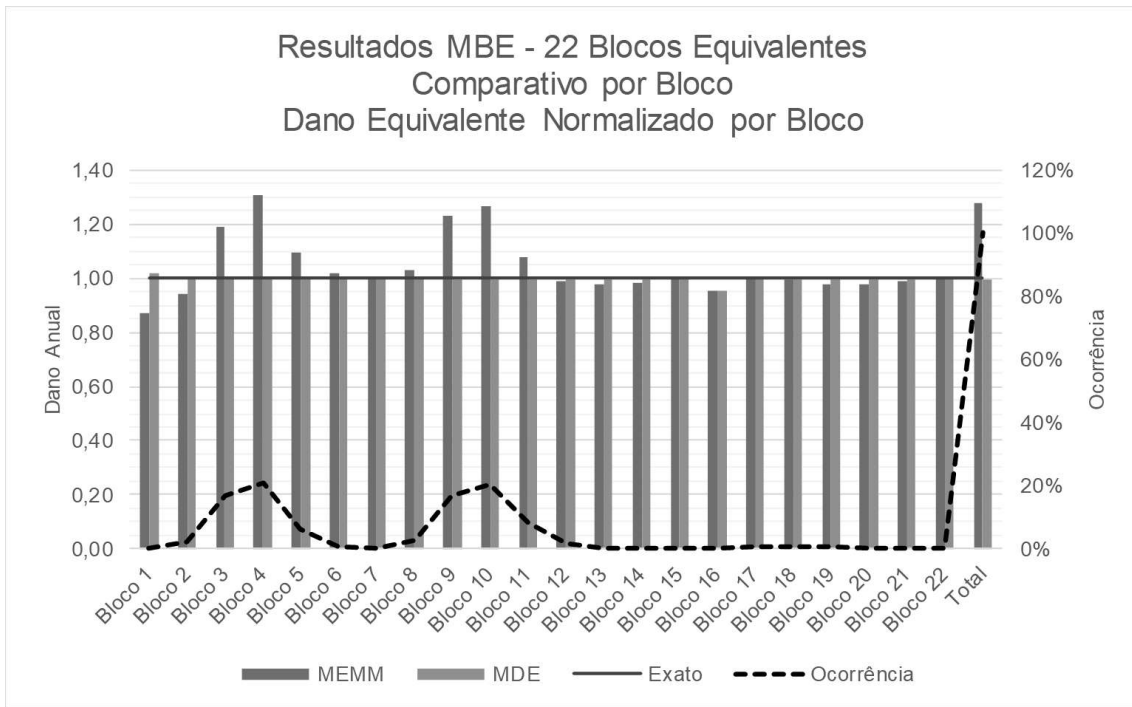


Figura 4-16: Resultados Individuais para o Dano no Topo usando Blocos Equivalentes – 22 Estados de Mar

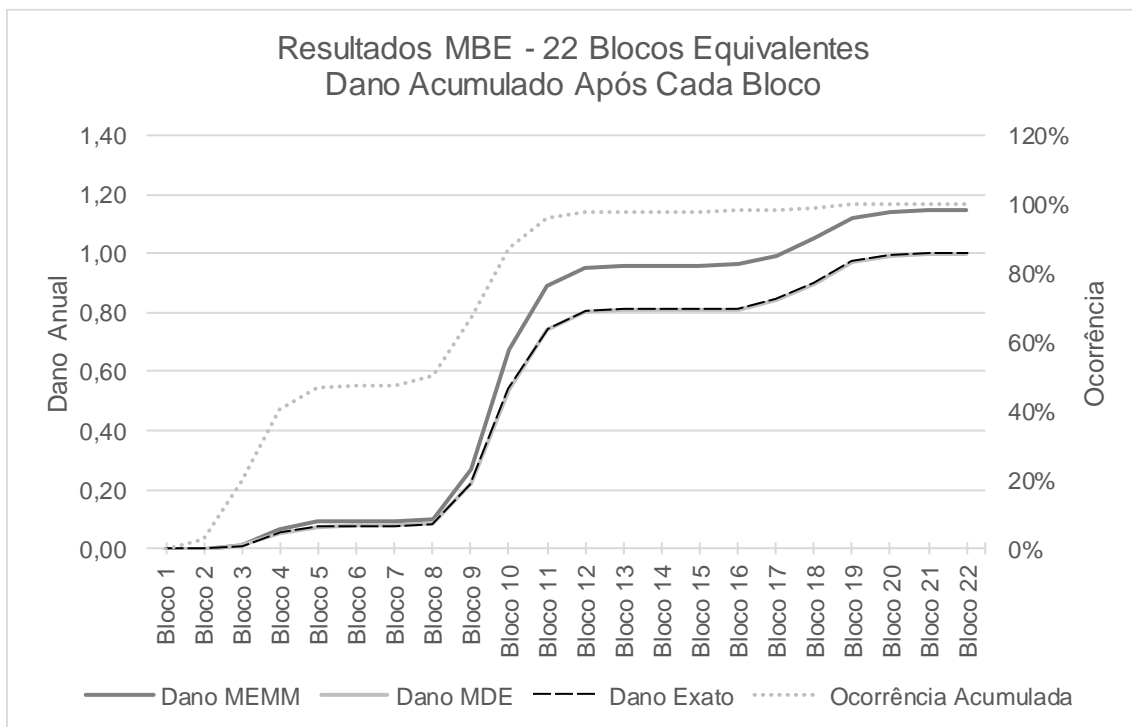


Figura 4-17: Evolução dos Métodos MEMM e MDE para o Dano no Topo – 22 Estados de Mar

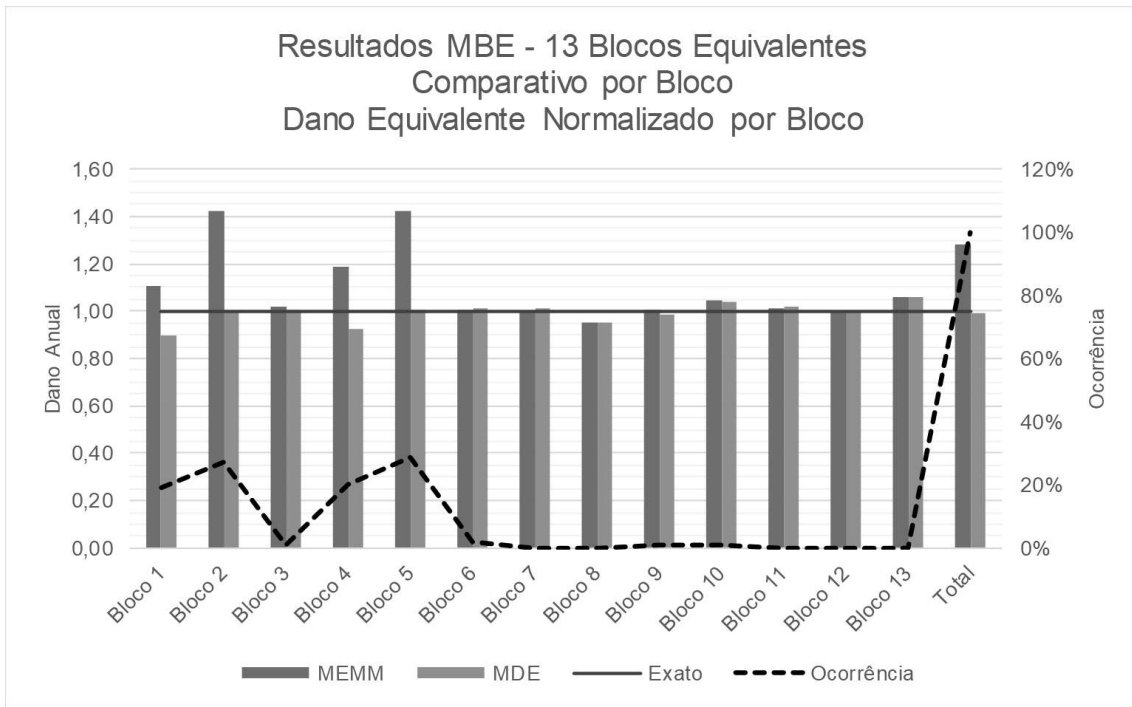


Figura 4-18: Resultados Individuais para o Dano no Topo usando Blocos Equivalentes – 13 Estados de Mar

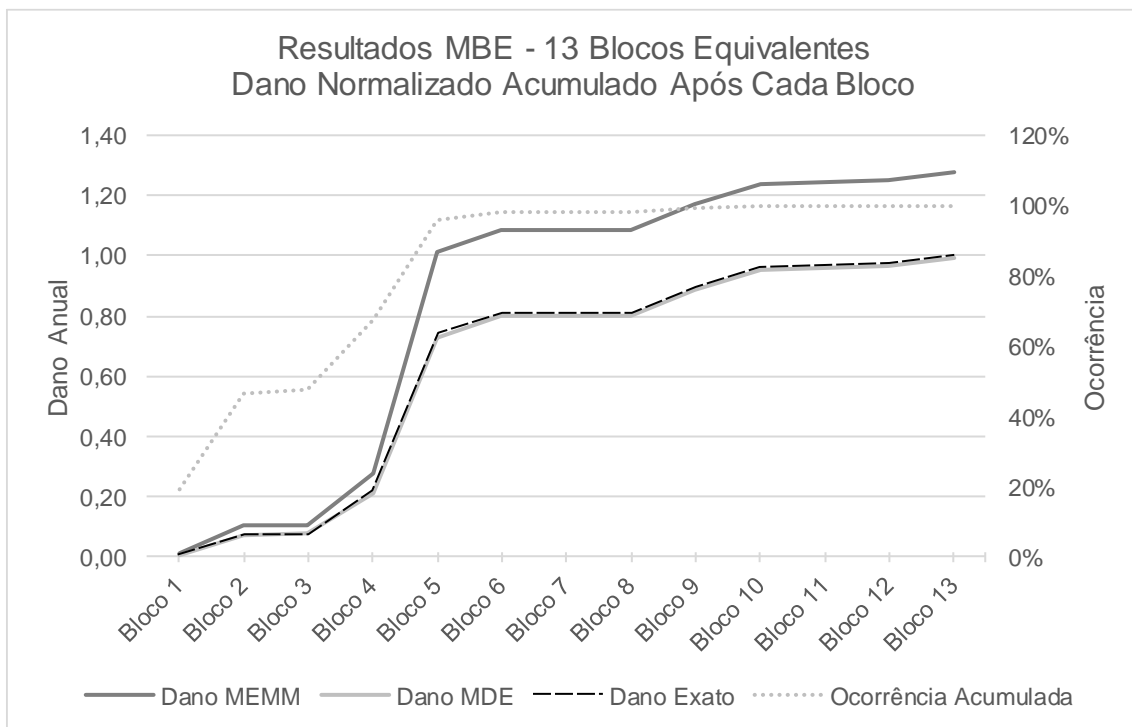


Figura 4-19: Evolução dos Métodos MEMM e MDE para o Dano no Topo – 13 Estados de Mar

Tabela 4-7: Dano no Topo por Bloco Equivalente Calculado Através do MEMM – 22 Estados de Mar

Bloco	h_{seq} [m]	t_{zeq} [s]	p_{eq} [%]	Dano Exato	Dano Aproximado	Dano Aproximado Normalizado
1	1,61	3,50	0,04	8,06E-09	7,01E-09	0,87
2	1,94	4,50	2,40	5,43E-06	5,13E-06	0,94
3	2,40	5,50	16,80	3,43E-04	4,09E-04	1,19
4	2,65	6,50	20,87	1,47E-03	1,92E-03	1,30
5	2,55	7,50	6,49	7,71E-04	8,43E-04	1,09
6	2,51	8,53	0,77	1,06E-04	1,08E-04	1,02
7	3,50	4,50	0,03	3,41E-07	3,41E-07	1,00
8	3,66	5,50	2,96	2,51E-04	2,59E-04	1,03
9	4,09	6,50	16,91	4,72E-03	5,80E-03	1,23
10	4,42	7,50	20,31	1,11E-02	1,41E-02	1,27
11	4,59	8,50	8,38	6,93E-03	7,48E-03	1,08
12	4,84	9,50	1,82	2,14E-03	2,11E-03	0,99
13	4,95	10,50	0,19	2,18E-04	2,13E-04	0,97
14	5,19	11,50	0,02	2,77E-05	2,72E-05	0,98
15	5,50	12,50	0,01	1,03E-05	1,03E-05	1,00
16	6,50	6,39	0,08	1,00E-04	9,58E-05	0,95
17	6,67	7,50	0,45	1,10E-03	1,10E-03	1,00
18	6,86	8,50	0,64	2,01E-03	2,00E-03	0,99
19	7,09	9,50	0,63	2,50E-03	2,45E-03	0,98
20	7,29	10,50	0,19	7,50E-04	7,33E-04	0,98
21	7,02	11,50	0,03	9,85E-05	9,73E-05	0,99
22	6,50	12,50	0,01	1,81E-05	1,81E-05	1,00
Total			100,00	3,47E-02	3,98E-02	1,15

Tabela 4-8: Dano no Topo por Bloco Equivalente Calculado Através do MDE – 22 Estados de Mar

Bloco	h_{seq} [m]	t_{zeq} [s]	p_{eq} [%]	Dano Exato	Dano Aproximado	Dano Aproximado Normalizado
1	1,70	3,50	0,04	8,06E-09	8,19E-09	1,02
2	1,97	4,50	2,40	5,43E-06	5,44E-06	1,00
3	2,26	5,50	16,80	3,43E-04	3,43E-04	1,00
4	2,42	6,50	20,87	1,47E-03	1,47E-03	1,00
5	2,48	7,50	6,49	7,71E-04	7,71E-04	1,00
6	2,50	8,53	0,77	1,06E-04	1,07E-04	1,01
7	3,50	4,50	0,03	3,41E-07	3,41E-07	1,00
8	3,62	5,50	2,96	2,51E-04	2,51E-04	1,00
9	3,82	6,50	16,91	4,72E-03	4,70E-03	1,00
10	4,09	7,50	20,31	1,11E-02	1,11E-02	0,99
11	4,48	8,50	8,38	6,93E-03	6,90E-03	1,00
12	4,85	9,50	1,82	2,14E-03	2,13E-03	0,99
13	4,98	10,50	0,19	2,18E-04	2,17E-04	0,99
14	5,21	11,50	0,02	2,77E-05	2,76E-05	1,00
15	5,50	12,50	0,01	1,03E-05	1,03E-05	1,00
16	6,50	6,39	0,08	1,00E-04	9,55E-05	0,95
17	6,66	7,50	0,45	1,10E-03	1,10E-03	1,00
18	6,86	8,50	0,64	2,01E-03	2,01E-03	1,00
19	7,12	9,50	0,63	2,50E-03	2,48E-03	0,99
20	7,33	10,50	0,19	7,50E-04	7,45E-04	0,99
21	7,04	11,50	0,03	9,85E-05	9,81E-05	1,00
22	6,50	12,50	0,01	1,81E-05	1,81E-05	1,00
Total			100,00	3,47E-02	3,46E-02	1,00

Tabela 4-9: Dano no Topo por Bloco Equivalente Calculado Através do MEMM – 13 Estados de Mar

Bloco	h_{seq} [m]	t_{zeq} [s]	p_{eq} [%]	Dano Exato	Dano Equivalente	Dano Equivalente Normalizado
1	2,38	5,37	19,24	3,49E-04	3,86E-04	1,11
2	2,74	6,71	27,36	2,24E-03	3,18E-03	1,42
3	2,51	8,53	0,77	1,06E-04	1,08E-04	1,02
4	4,11	6,33	19,90	4,97E-03	5,89E-03	1,19
5	4,71	7,79	28,69	1,81E-02	2,57E-02	1,42
6	4,86	9,59	2,00	2,36E-03	2,38E-03	1,01
7	5,27	11,75	0,03	3,80E-05	3,81E-05	1,00
8	6,50	6,39	0,08	1,00E-04	9,58E-05	0,95
9	6,71	8,04	1,05	2,85E-03	2,85E-03	1,00
10	6,83	9,69	0,70	2,37E-03	2,48E-03	1,04
11	6,92	11,66	0,04	1,17E-04	1,18E-04	1,01
12	8,68	8,31	0,04	2,62E-04	2,62E-04	1,00
13	8,75	9,80	0,12	8,75E-04	9,26E-04	1,06
Total			100,00	3,47E-02	4,44E-02	1,28

Tabela 4-10: Dano no Topo por Bloco Equivalente Calculado Através do MDE – 13 Estados de Mar

Bloco	h_{seq} [m]	t_{zeq} [s]	p_{eq} [%]	Dano Exato	Dano Equivalente	Dano Equivalente Normalizado
1	2,22	5,37	19,24	3,49E-04	3,14E-04	0,90
2	2,44	6,71	27,36	2,24E-03	2,24E-03	1,00
3	2,50	8,53	0,77	1,06E-04	1,07E-04	1,01
4	3,78	6,33	19,90	4,97E-03	4,59E-03	0,92
5	4,20	7,79	28,69	1,81E-02	1,81E-02	1,00
6	4,86	9,59	2,00	2,36E-03	2,38E-03	1,01
7	5,28	11,75	0,03	3,80E-05	3,84E-05	1,01
8	6,50	6,39	0,08	1,00E-04	9,55E-05	0,95
9	6,68	8,04	1,05	2,85E-03	2,81E-03	0,99
10	6,82	9,69	0,70	2,37E-03	2,46E-03	1,04
11	6,94	11,66	0,04	1,17E-04	1,19E-04	1,02
12	8,68	8,31	0,04	2,62E-04	2,62E-04	1,00
13	8,76	9,80	0,12	8,75E-04	9,29E-04	1,06
Total			100,00	3,47E-02	3,45E-02	0,99

4.2.2. Dano a Fadiga na Região do TDZ do *Riser* Usando o MBE

O método MBE foi também utilizado para estimar o dano no TDZ. Os resultados encontrados para o TDZ estão resumidos na Tabela 4-11. Os estados de mar representativos utilizados para o cálculo são os mesmos apresentados nas Tabelas 4-7 a 4-10.

Como já discutido anteriormente, a distribuição do dano no TDZ é mais complexa devido ao comportamento não-linear do sistema. As consequências nos resultados do MBE são discutidas a seguir.

Um dos principais desafios no cálculo de fadiga no TDZ é identificar o local ou elemento da malha de elementos finitos crítico utilizando poucos estados de mar. O local onde ocorre o dano máximo no TDZ depende indiretamente do estado de mar, já que o offset estático é proporcional à altura significativa da onda. Dentro de um único bloco equivalente podem haver pontos críticos diferentes, mas quando utilizamos apenas um estado de mar representativo, o dano é concentrado em apenas um elemento, afetando a acurácia do método.

A complexidade da distribuição do dano ao longo do TDZ é retratada na Figura 4-20. O gráfico mostra o dano devido aos estados de mar contidos no bloco equivalente 18 da Tabela 4-4 e o dano total acumulado dentro do bloco. O local onde o dano é máximo dentro de um bloco não corresponde exatamente a nenhum elemento crítico calculado nos estados de mar individuais, e sim à uma posição intermediária.

Quando utilizamos um MBE, o dano de um bloco equivalente para o TDZ não é distribuído como na Figura 4-20, mas concentrado em um único elemento crítico. Este efeito é ilustrado no gráfico da Figura 4-21, onde o resultado do dano no bloco equivalente 18 obtidos pelo MEMM e pelo MDE são comparados com o resultado exato. Podemos concluir do gráfico que os métodos MBE tem tendência de apresentar danos maiores dentro de um único bloco equivalente.

Todavia, quando analisamos o dano acumulado por todos os blocos, a mesma afirmação não é tão óbvia. Quando os danos de cada bloco equivalente são concentrados em alguns elementos (que não necessariamente são equivalentes aos elementos críticos no problema completo ilustrado na Figura 4-21), não é claro se a distribuição final do dano ao longo do TDZ dado pelo um MBE será conservadora ou não. Com o objetivo de fazer essa investigação, a Figura 4-22 compara os resultados dos métodos. Para os casos selecionados, o MBE foi sempre mais conservador. Este resultado é positivo se queremos estimar rapidamente se o *riser* tem vida útil de projeto

adequada. Entretanto, é também um indicativo de que o método pode penalizar em demasiado o dano no TDZ.

Neste exemplo, a utilização de 22 ou 13 blocos equivalentes fizeram pouca diferença na acurácia do resultado. Tanto para o MEMM ou para o MDE, e mesmo para a região do topo ou do TDZ, os resultados foram equivalentes usando 22 ou 13 blocos. Isto leva a crer que a 13 blocos foram suficientes para este exemplo, e qualquer falta de precisão do método está intrínseca no cálculo do estado de mar equivalente, e não na divisão dos blocos.

Tabela 4-11: Resultados MBE – Dano no TDZ

	Estados de Mar	Dano	Dano Normalizado	Vida Útil	Elemento Crítico	
Diagrama Completo	56	5,41E-02	1,00	18,5	115	
MBE	MEMM	22	1,15E-01	2,13	8,7	122
	MDE	22	9,50E-02	1,76	10,5	119
	MEMM	13	1,21E-01	2,23	8,3	124
	MDE	13	9,92E-02	1,83	10,1	120

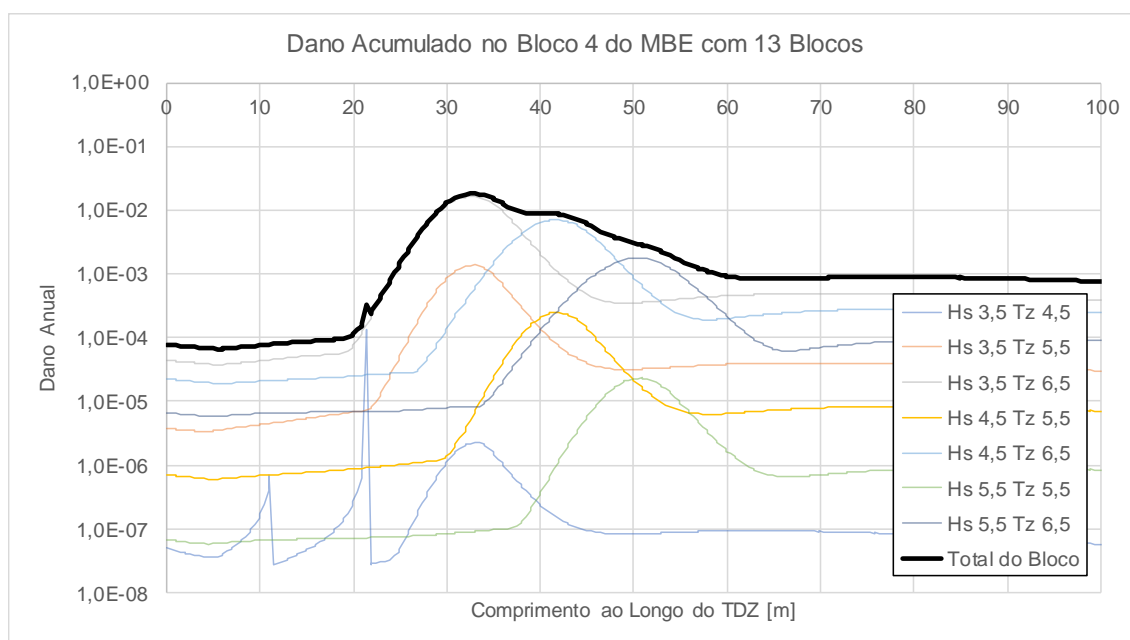


Figura 4-20: Dano ao longo do TDZ Para o bloco 4 da Tabela 4-5

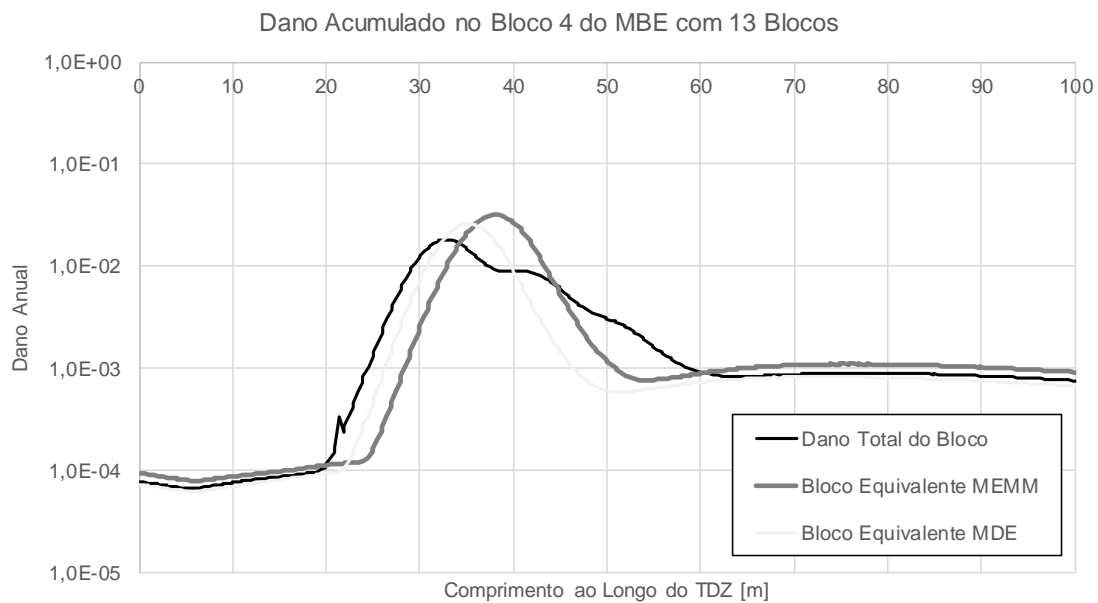


Figura 4-21: Comparativo da Distribuição do Dano bloco 4 da Tabela 4-5 para Diferentes Métodos

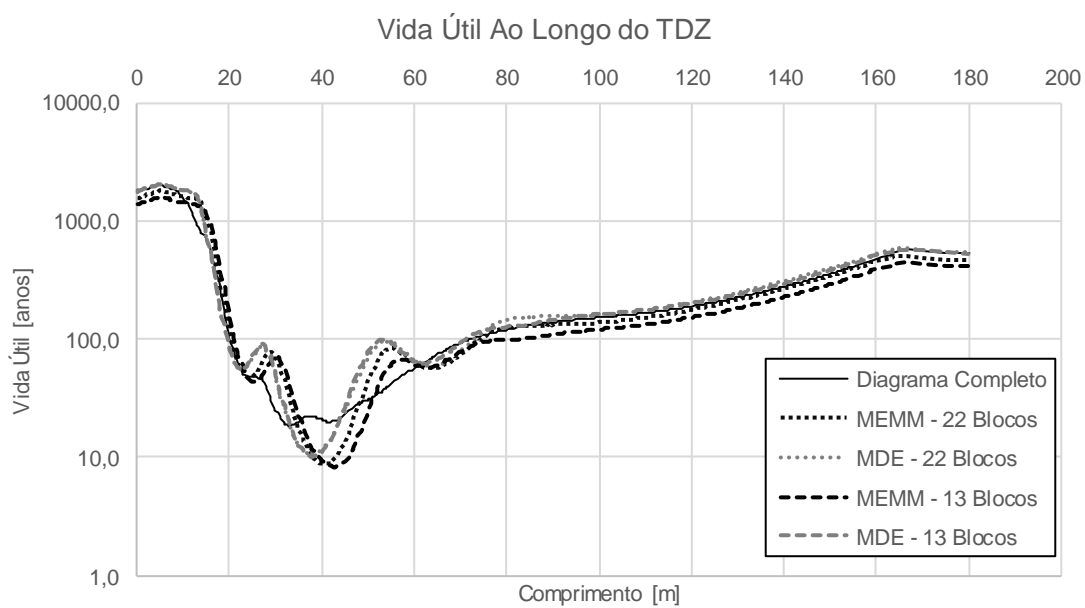


Figura 4-22: Vida útil ao Longo do TDZ Calculado pelos Métodos de Bloco Equivalentes

4.3. Fadiga Calculada pelo Método da Superfície de Resposta

Para a utilização do Método de Superfície de Resposta (MSR), são necessárias pelo menos duas escolhas distintas:

- A função que define a superfície de resposta; e
- Os casos (pontos básicos) que serão utilizados para calibrar a superfície.

Neste trabalho adotou-se que a função interpoladora é do tipo polinomial definida pela Eq. (3-24). Para o grau do polinômio em h_s , definimos $n_i = 2$. Em princípio, espera-se que o dano varie exponencialmente com a altura de onda significativa (como indica a Eq. (2-21) para sistemas gaussianos de banda estreita) e, portanto, uma reta em um gráfico log-log seria suficiente. Entretanto, foi adotada a ordem dois pois sabe-se que o sistema tem alguma não-linearidade intrínseca, fazendo com que a resposta não seja perfeitamente exponencial. Então, foi escolhido interpolar $(\log h_s)^2$ para absorver potenciais não-linearidades.

A dependência da resposta do sistema em relação à t_z é fortemente relacionada à ressonância da estrutura. Logo, é recomendado observar a influência do RAO da resposta para ajudar na escolha do grau do polinômio em t_z . Neste trabalho, foi demonstrado que o RAO do movimento no topo do *riser* pode ser usado para calcular pseudo-danos (vide Seção 4.1.2), que por sua vez têm distribuição similar ao dano à fadiga também no topo do *riser*. Portanto, é esperado que o polinômio em t_z que seja um bom ajuste distribuição dos pseudo-danos seja também um bom ajuste para o MSR.

A avaliação descrita é ilustrada na Figura 4-24. Para um dado h_s constante, os pseudo-danos foram ajustados utilizando grau 3 em t_z . O resultado não é exato nos pontos intermediários, principalmente nos valores menores de h_s , mas são suficientes para estimar o dano através do MSR. O erro pode ser grande para o dano de t_z 5,5s, mas ao que indica a Figura 4-8, a contribuição do mesmo para dano anual é pequena, e, portanto, podemos tolerar este tipo de resultado. Portanto, para os casos do MSR apresentados neste trabalho, foi escolhido $n_j = 3$ conforme a sensibilidade descrita.

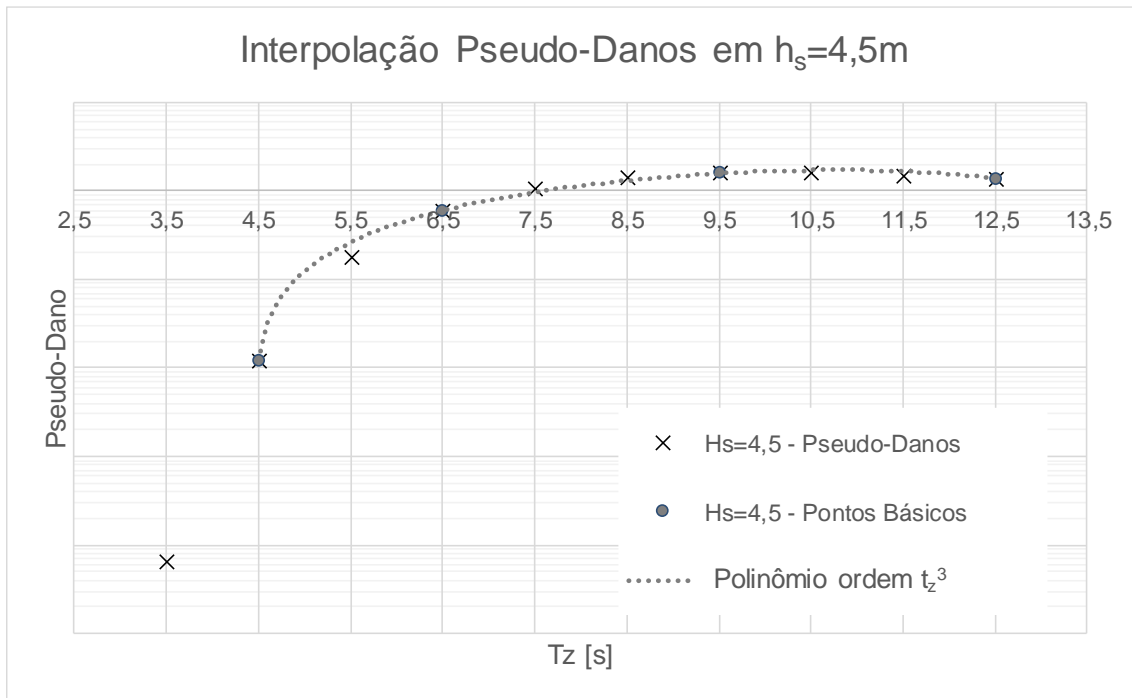


Figura 4-23: Ajuste do Grau do Polinômio da Superfície de Resposta em $h_s = 4.5m$ (escala logarítmica no eixo vertical, valores numéricos omitidos pois não têm significado físico)

Uma vez escolhidos os graus do polinômio, resta escolher um conjunto de estados de mar adequados para ajustar a superfície de resposta. Para o polinômio escolhido, são necessários ao menos 12 estados de mar para ajustar a superfície de resposta.

Para estados de mar com t_z baixo, não faz sentido utilizarmos h_s maiores que aqueles que aparecem no diagrama de dispersão, pois tipicamente estes estariam acima do limite de quebra da onda [37]. Por outro lado, para valores de t_z altos, pode ser interessante utilizar estados de mar com h_s altos para uniformizar a distribuição dos pontos que ajustam a superfície de resposta, mesmo que tenham ocorrência observada nula no diagrama de dispersão.

Adicionalmente, estados de mar com h_s baixo tipicamente tem contribuição mínima para o dano total na estrutura. Logo, estes estados de mar (por exemplo, com $h_s \leq 1,0m$) podem ser também excluídos da interpolação.

Finalmente, cabe ressaltar que o método não deve ser utilizado para extrapolar resultados conforme já descrito na Seção 3.2.2. O dano deve ser interpolado apenas em estados de mar que estejam englobados pelos pontos básicos. Caso contrário, o dano deve ser considerado matematicamente nulo mesmo que o respectivo estado de mar tenha ocorrência maior que zero.

Para este exemplo, foram escolhidos oito conjuntos distintos de estados de mar para interpolar a superfície de resposta. Os pontos básicos de cada conjunto foram selecionados para que sejam igualmente espaçados entre os estados de mar com ocorrência maior que zero. Pequenas variações na escolha dos estados de mar são propostas para avaliar a sensibilidade do método com relação à escolha dos pontos básicos.

Os conjuntos estão ilustrados nas Tabelas 4-13 a 4-20. O contorno pontilhado apresentado nas tabelas ajuda a identificar os estados de mar com ocorrência maior que zero.

4.3.1. Dano a Fadiga na Região do Topo do *Riser* Usando o MSR

Os oito conjuntos de pontos básicos foram utilizados para geração de superfícies de respostas e cálculos de fadiga realizados a partir destas. Os resultados de dano anual e vida útil no topo do *riser* para todos estes casos estão resumidos na Tabela 4-12. Os resultados mostram que o maior erro obtido no dano foi de 9% para o conjunto A-IV. Os conjuntos A-V ao A-VIII demonstraram os menores erros, apenas 1%.

Tabela 4-12: MSR para 56 Estados de Mar - Dano no Topo do *Riser*

MSR para o topo 56 Estados de Mar	Estados de Mar	Dano	Dano Normalizado	Vida Útil
Diagrama Completo	56	3,47E-02	1,00	28,8
Conjunto A-I	15	3,65E-02	1,05	27,4
Conjunto A-II	15	3,66E-02	1,06	27,3
Conjunto A-III	12	3,76E-02	1,08	26,6
Conjunto A-IV	12	3,77E-02	1,09	26,5
MSR Conjunto A-V	12	3,50E-02	1,01	28,6
Conjunto A-VI	12	3,50E-02	1,01	28,6
Conjunto A-VII	12	3,51E-02	1,01	28,5
Conjunto A-VIII	12	3,52E-02	1,01	28,4

Baseado nos resultados de dano normalizados, vemos que os conjuntos propostos onde foram utilizados estados de mar com $t_z = 7,5 s$ foram mais precisos que os demais. Isto pode ser explicado pelo fato de que esta faixa de t_z tem maior participação no dano, conforme já discutido na seção 4.1.3 e confirmado no gráfico de coeficientes de participação obtidos com o conjunto A-V apresentado na Figura 4-24 . Ao inclui-la nos

pontos básicos, os danos interpolados para esta faixa tornam-se mais precisos, reduzindo o erro no cálculo do dano total.

Com relação à distribuição dos coeficientes de participação, a curva de nível apresentada na Figura 4-24 demonstra um comportamento conforme esperado para um cálculo de dano à fadiga. A região que foi desprezada pelo MSR parece estar fora das regiões de interesse, e, portanto, é uma escolha aceitável.

Para fazer uma avaliação mais aprofundada do MSR, os gráficos das Figura 4-25 e Figura 4-26 apresentam casos específicos da superfície de resposta obtida com o conjunto A-V. Nestas figuras, a superfície é apresentada em cortes iso- h_s e iso- t_z . Apesar da avaliação dos gráficos ser qualitativa, é uma boa alternativa para o usuário do método avaliar se a superfície de resposta apresenta comportamento conforme esperado. Os seguintes pontos devem ser observados na avaliação da superfície de resposta:

- Para sistemas com pouca não-linearidade, é esperado que as curvas iso- t_z sejam proporcionais entre si, isto é, que tenham aproximadamente o mesmo formato, independentemente do valor de h_s . O mesmo é válido para as curvas iso- h_s ;
- Para um dado t_z constante, a superfície em h_s deve ser sempre crescente;
- Para a região do topo do *riser*, é feita a hipótese de que as curvas iso- t_z da superfície de resposta tenham formato equivalente à distribuição do pseudo-dano calculado conforme a Seção 4.1.2 do presente trabalho.

Para este exemplo, a superfície de resposta é completamente conhecida, uma vez que foi realizada a análise completa de fadiga. Os gráficos iso- h_s e iso- t_z devem ser compatíveis com a distribuição apresentada na Figura 4-14. É possível identificar um comportamento um pouco fora do esperado na distribuição do dano entre t_z 10s e 12s. Isto poderia ser um indicador que o polinômio utilizado em t_z não é adequado. Entretanto, os coeficientes de participação da Figura 4-24 demonstram que a participação do dano nessa faixa de t_z é pequena. De fato, se for ignorada a contribuição dos estados de mar com t_z superior à 10 s chega-se a um valor de dano anual acumulado aproximadamente igual a $3,48E-02$, sugerindo que o trecho tem contribuição menor que 1% no resultado global. Em cenários como este, cabe ao usuário do método decidir se o resultado é aceitável ou não baseado nas informações disponíveis do sistema e nos resultados obtidos.

Em resumo, o MSR apresentou bons resultados para o cálculo do dano no topo do *riser* para todos os conjuntos de pontos básicos propostos. Portanto, a qualidade do resultado não foi afetada pelo conjunto de pontos básicos, desde que estivessem de acordo com as recomendações discutidas anteriormente no presente trabalho.

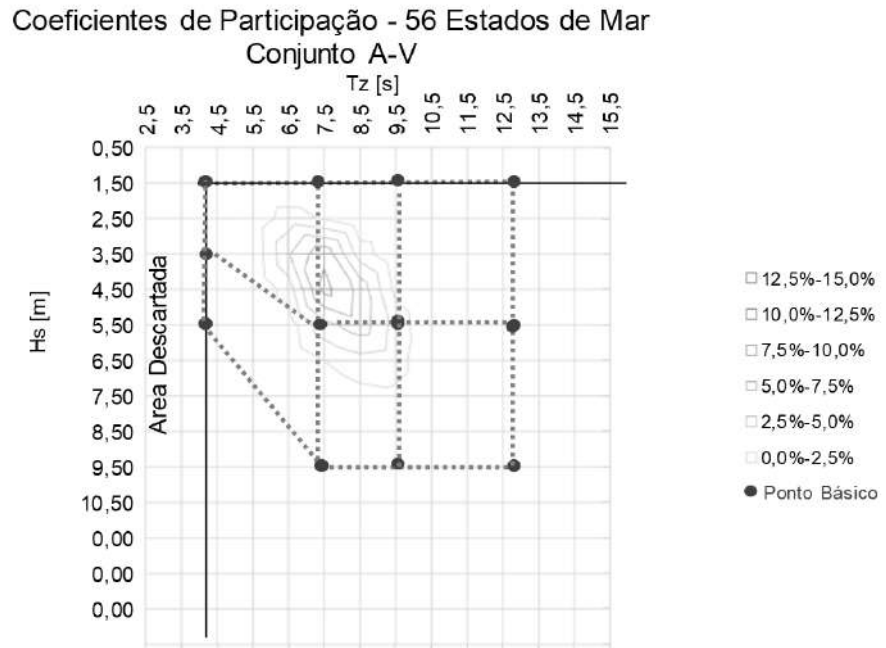


Figura 4-24: MSR para 56 Estados de Mar - Curva de Nível dos Coeficiente de Participação para o Conjunto A-V

Superfície de Dano - Conjunto A-V Iso-Tz

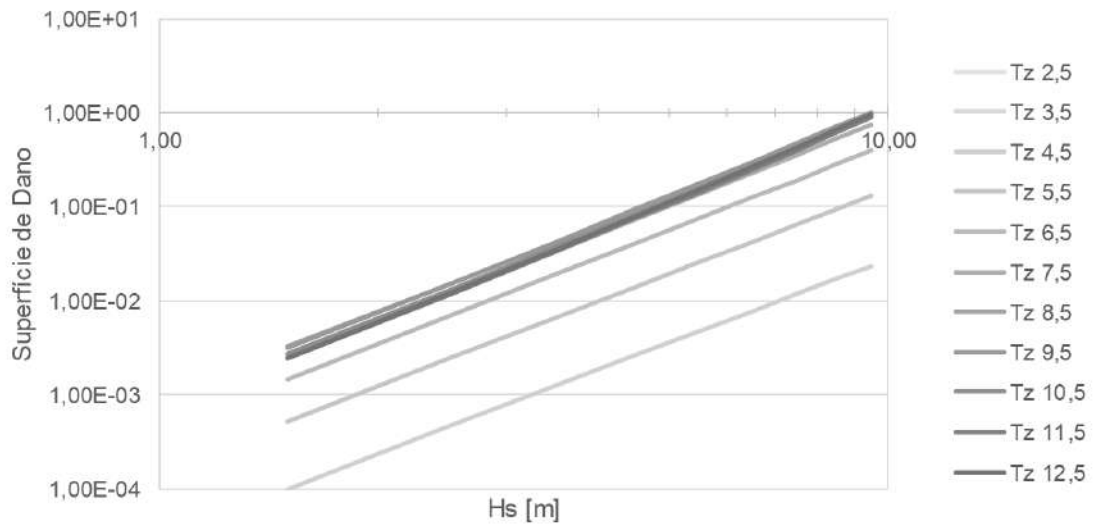


Figura 4-25: Superfície de Dano do Conjunto A-V – Iso t_z

Superfície de Dano - Conjunto A-V Iso-Hs

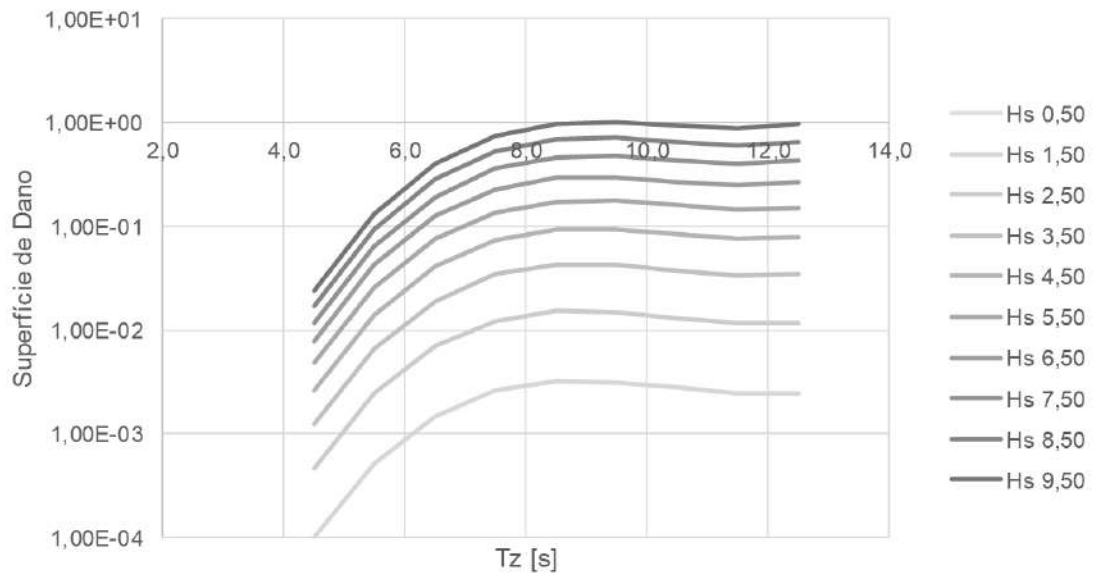


Figura 4-26: Superfície de Dano do Conjunto A-V – Iso h_s

Tabela 4-13: MSR para 56 Estados de Mar - Conjunto A-I para Ajuste Superfície de Resposta

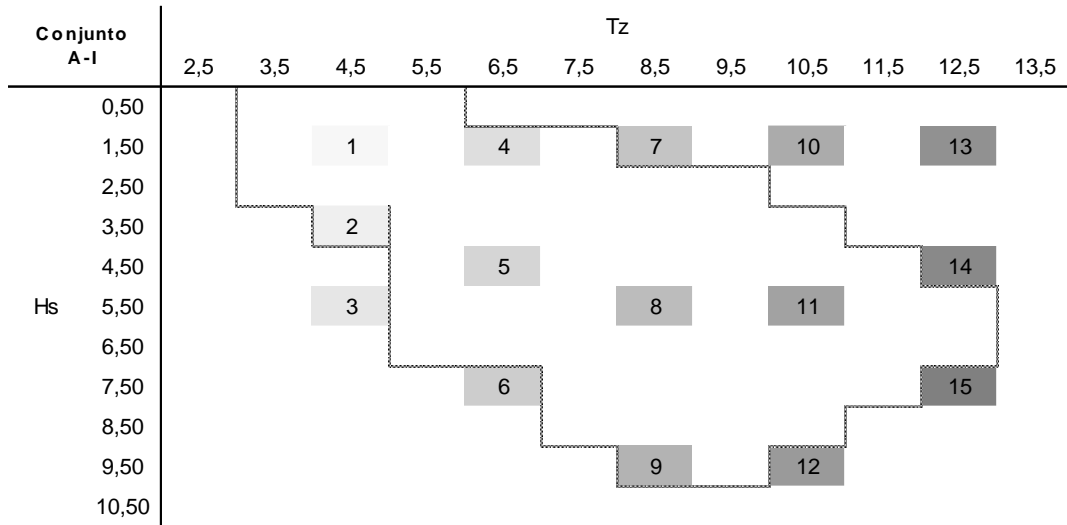


Tabela 4-14: MSR para 56 Estados de Mar - Conjunto A-II para Ajuste Superfície de Resposta

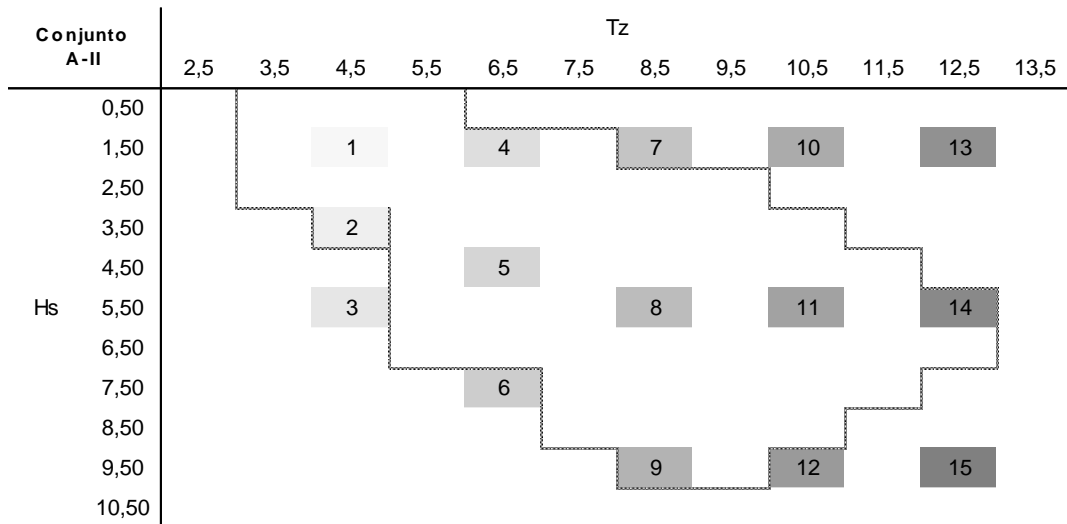


Tabela 4-15: MSR para 56 Estados de Mar - Conjunto A-III para Ajuste Superfície de Resposta

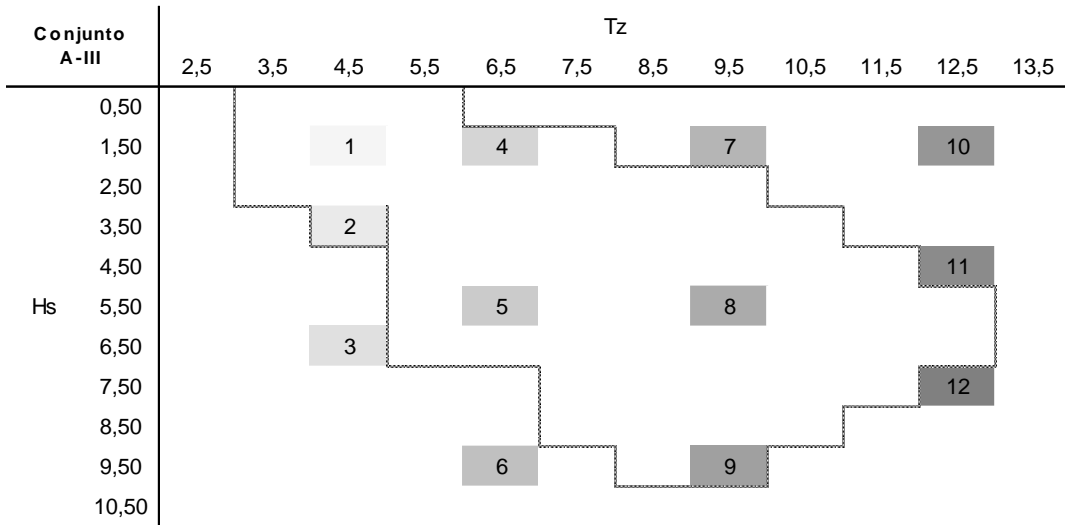


Tabela 4-16: MSR para 56 Estados de Mar - Conjunto A-IV para Ajuste Superfície de Resposta

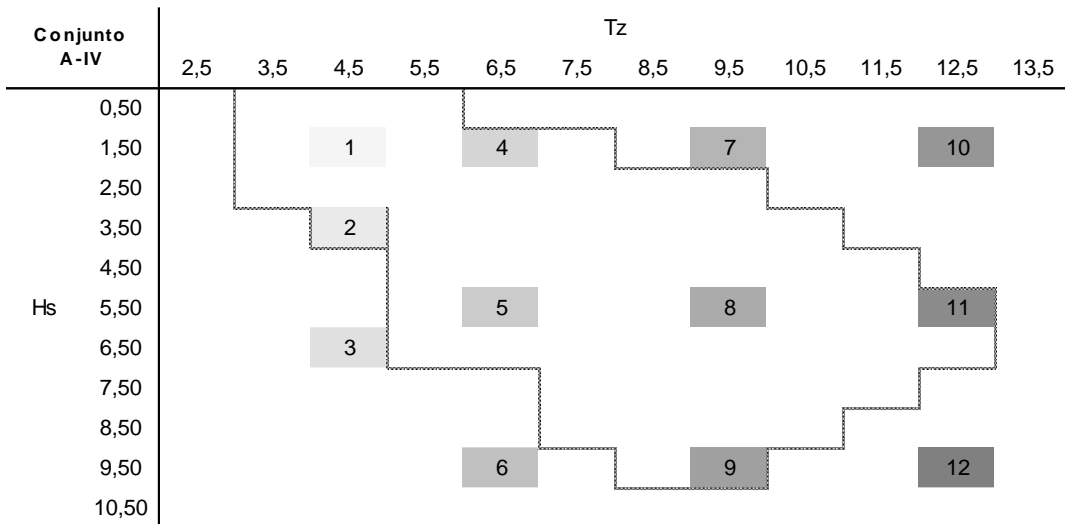


Tabela 4-17: MSR para 56 Estados de Mar - Conjunto A-V para Ajuste Superfície de Resposta

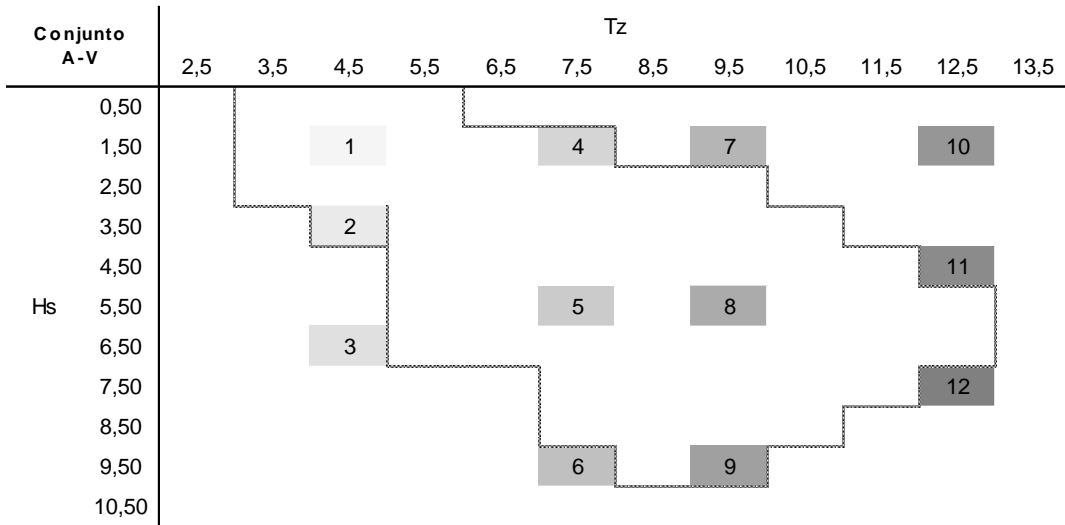


Tabela 4-18: MSR para 56 Estados de Mar - Conjunto A-VI para Ajuste Superfície de Resposta

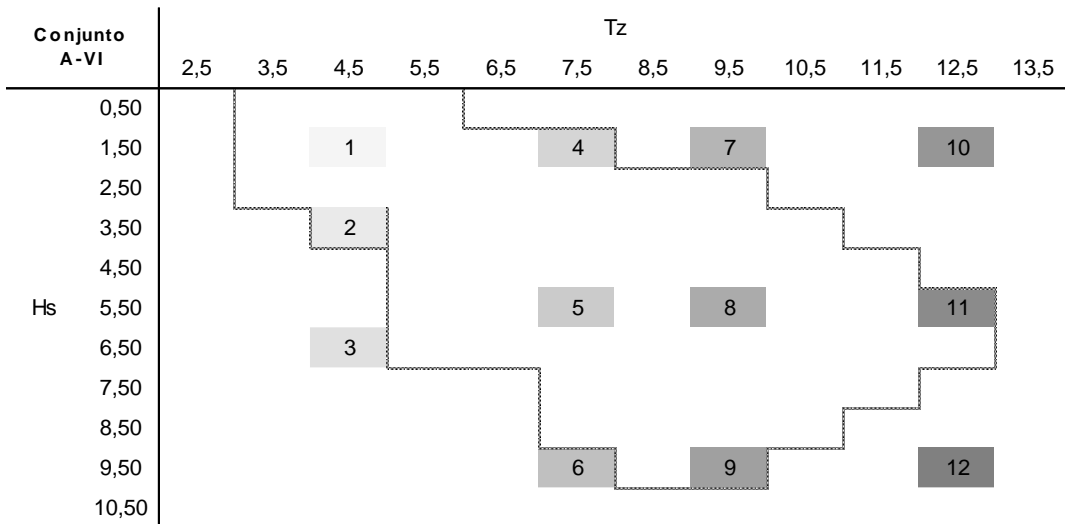


Tabela 4-19: MSR para 56 Estados de Mar - Conjunto A-VII para Ajuste Superfície de Resposta

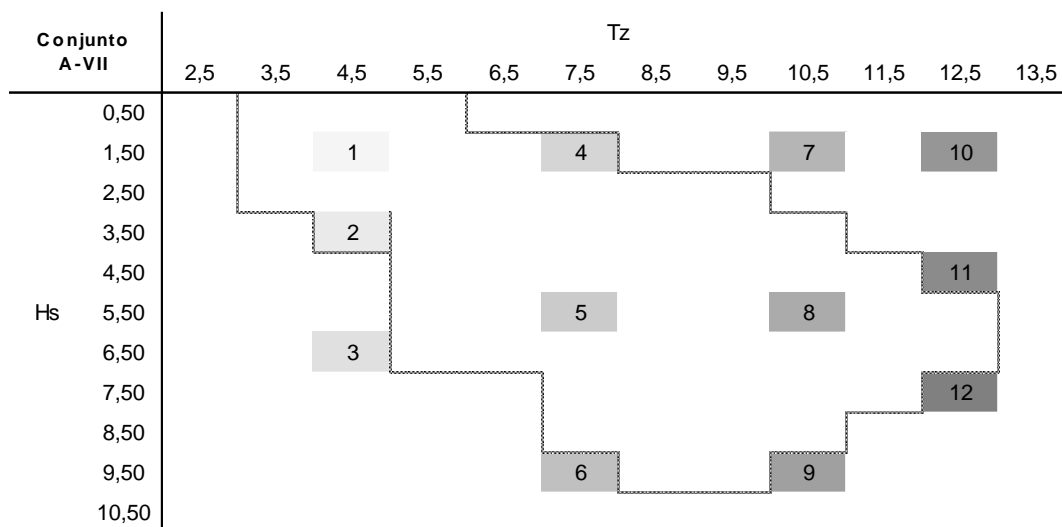
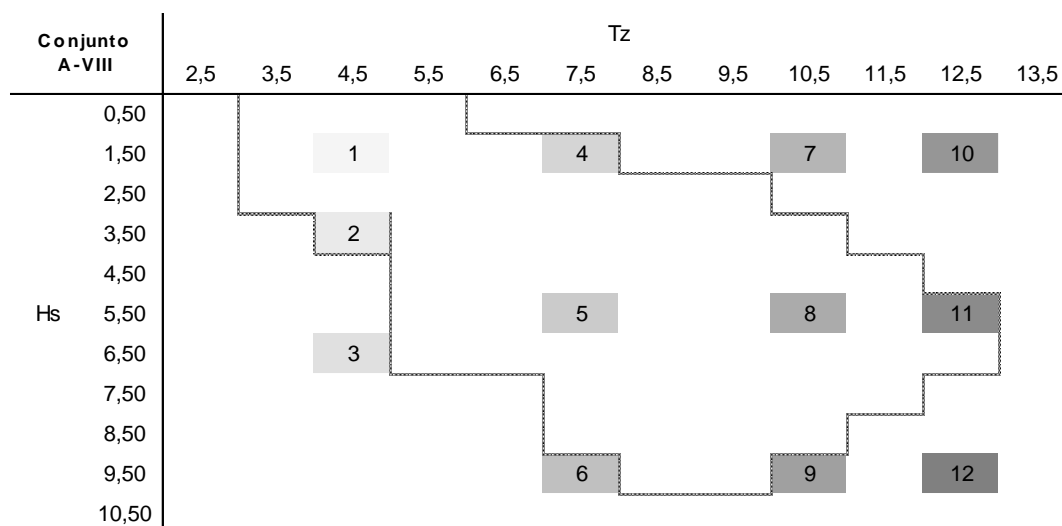


Tabela 4-20: MSR para 56 Estados de Mar - Conjunto A-VIII para Ajuste Superfície de Resposta



4.3.2. Dano a Fadiga na Região do TDZ do *Riser* Usando o MSR

Na subseção anterior, foram utilizadas superfícies de resposta para interpolar o dano em um único elemento crítico no topo do *riser*. No TDZ, identificar qual elemento é crítico é mais complexo. Além disso, a contribuição para o dano em um determinado ponto no *riser* depende fortemente do offset da embarcação, conforme já foi discutido anteriormente na Seção 4.2.2.

Com a finalidade de avaliar se o esquema MSR proposto no trabalho é também válido para o cálculo de fadiga no TDZ, são escolhidos 4 pontos ao longo do comprimento do

riser onde a interação duto-solo é importante. Por se tratar de um exemplo acadêmico, foram escolhidos os pontos de interesse baseados no cálculo da análise completa apresentada na Seção 4.1. Os pontos estão destacados na Figura 4-27, e identificados pelo número do elemento do modelo de elementos finitos. Para cada um dos quatro pontos, o MSR é aplicado utilizando os conjuntos A-I, A-III, A-V e A-VII descritos anteriormente. Para cada ponto escolhido, foi estimado o dano anual utilizando o MSR, e posteriormente foi normalizado dividindo-o pelo respectivo dano exato calculado na Seção 4.1. Os resultados estão resumidos na Tabela 4-21.

Tabela 4-21: MSR para 56 Estados de Mar - Dano no TDZ

MSR para o TDZ 56 Estados de Mar	Dano Normalizado			
	Conjunto A-I	Conjunto A-III	Conjunto A-V	Conjunto A-VII
75	0,03	0,03	0,03	0,03
99	0,12	0,02	0,04	0,04
114	0,69	0,12	0,18	0,18
126	1,21	0,57	0,54	0,56

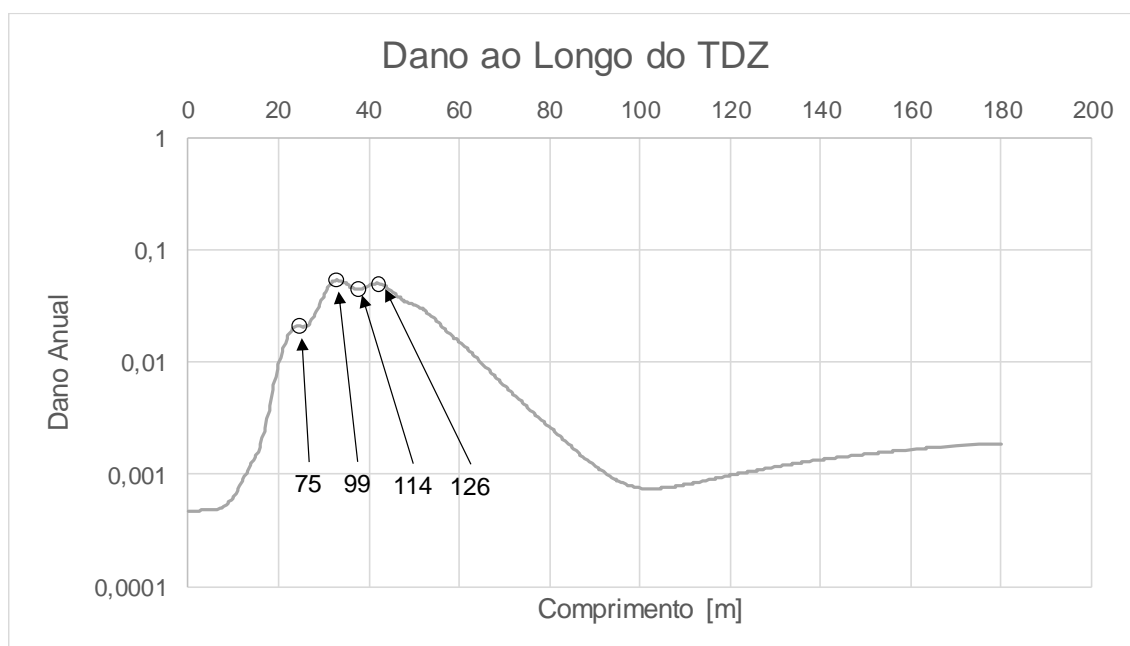


Figura 4-27: MSR para 56 Estados de Mar – Pontos de Interesse

Os resultados obtidos confirmam o que era esperado: os danos interpolados não são adequados para estimar a vida útil da estrutura. Para tentar compreender melhor as limitações do método, o dano calculado pela análise completa de todos os estados de

mar para o elemento 99 é apresentado nas Figura 4-28 e Figura 4-29. As curvas apresentam o dano anual de cada carregamento, sem contabilizar a ocorrência.

A distribuição do dano em h_s (Figura 4-28) demonstra claramente que o offset crítico para este elemento ocorre quando a altura da onda significativa é igual a 2,5m. Mais importante, o gráfico é um claro indício de que a superfície de resposta de ordem 2 em $\log(h_s)$ não é adequada, já que a derivada das curvas tem pelo menos duas inversões de sinal. Entretanto, apenas aumentar o grau do polinômio não é suficiente para obter resultados relevantes (ver discussão na Seção A.2 do Apêndice A), indicando que a escolha de um polinômio em $\log(h_s)$ não é adequada, independente da ordem do mesmo.

Os resultados obtidos demonstram que o MSR proposto no trabalho não é adequado para estimar o dano na região do TDZ de um *riser*. Algumas sugestões de potenciais melhorias no método são apresentadas no Apêndice A, e podem ser investigadas em detalhes em trabalhos futuros.

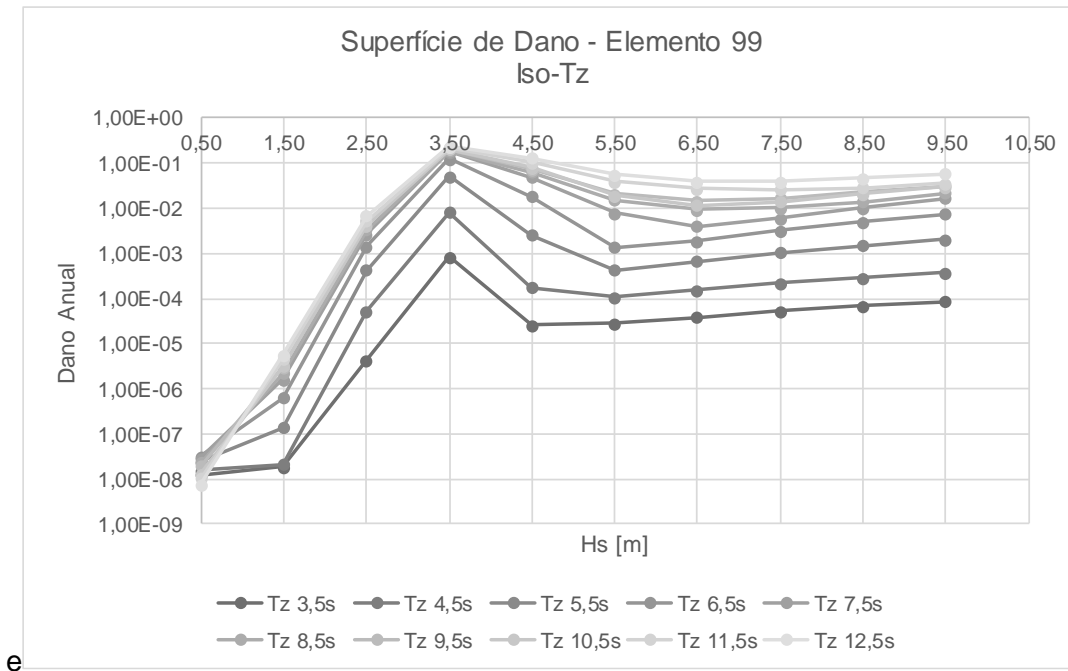


Figura 4-28: Distribuição do Dano Exato no Elemento 77 Localizado no TDZ – Curvas Iso- t_z

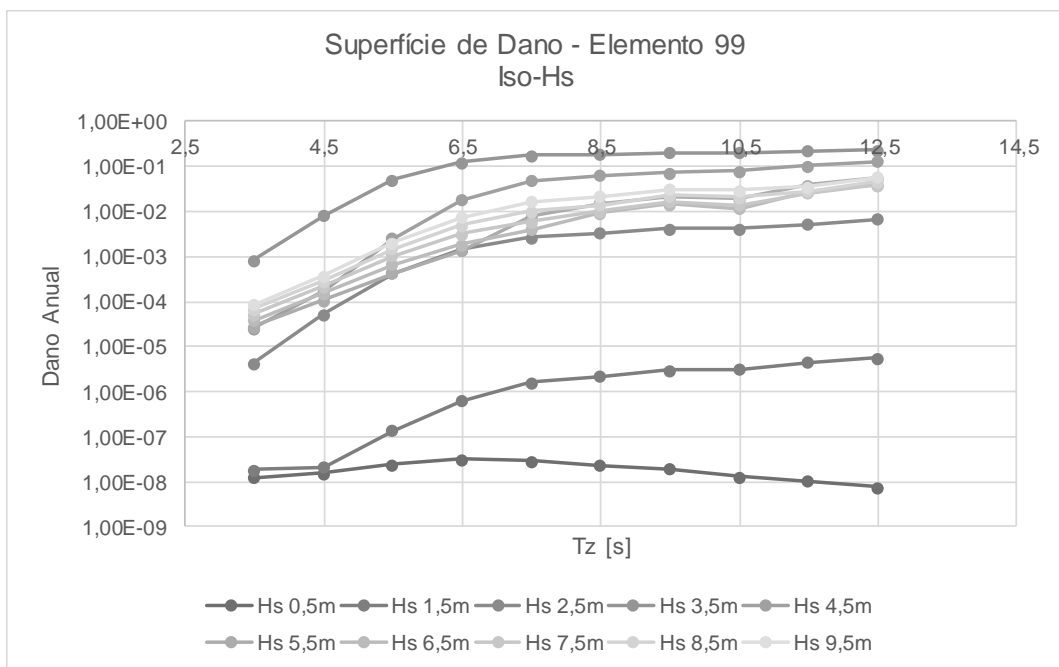


Figura 4-29: Distribuição do Dano Exato no Elemento 77 Localizado no TDZ – Curvas Iso- h_s

4.4. Análise de Fadiga Completa – SCR com 142 estados de mar

4.4.1. Descrição do Sistema

Para complementar as avaliações das seções anteriores, é proposto a avaliação de um sistema similar ao descrito na Seção 4.1, porém com as seguintes modificações:

- Os estados de mar do diagrama da Tabela 2-1 são utilizados no cálculo de fadiga,
- A direção de propagação da onda é de sudoeste para nordeste (vide Figura 4-30); e,
- A rigidez da *flex joint* (descrita na Figura 4-1) foi alterada para a curva descrita na Figura 4-31.

Ambas modificações têm como objetivo testar os métodos simplificadores em situações mais complexas. Um diagrama de dispersão com mais estados de mar foi utilizado para verificar o desempenho computacional reduzindo a razão entre o número de casos simulados e o número de casos base. Já a rigidez da *flex joint* é modificada para introduzir uma não-linearidade importante ao sistema.

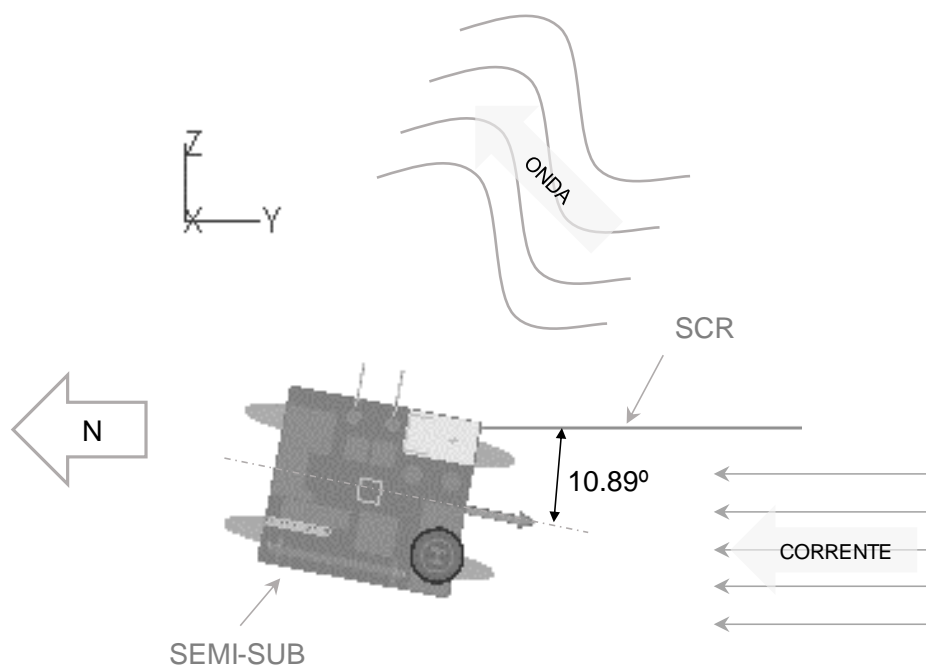


Figura 4-30: Carregamentos Ambientais para o Exemplo com 142 Estados de Mar

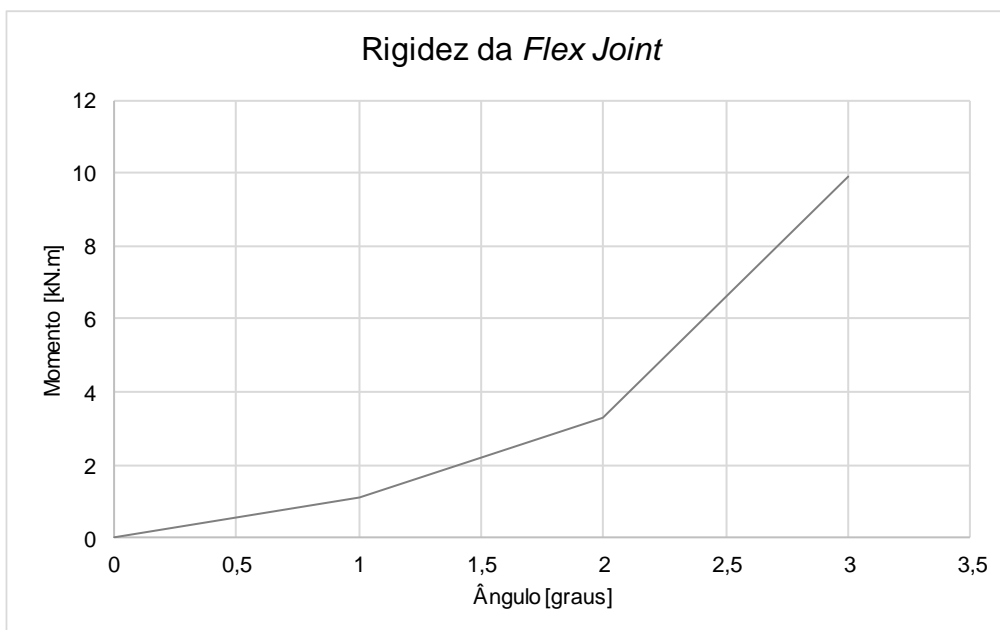


Figura 4-31: Rigidez Não-Linear da *Flex Joint*

4.4.2. Análise de Fadiga Completa

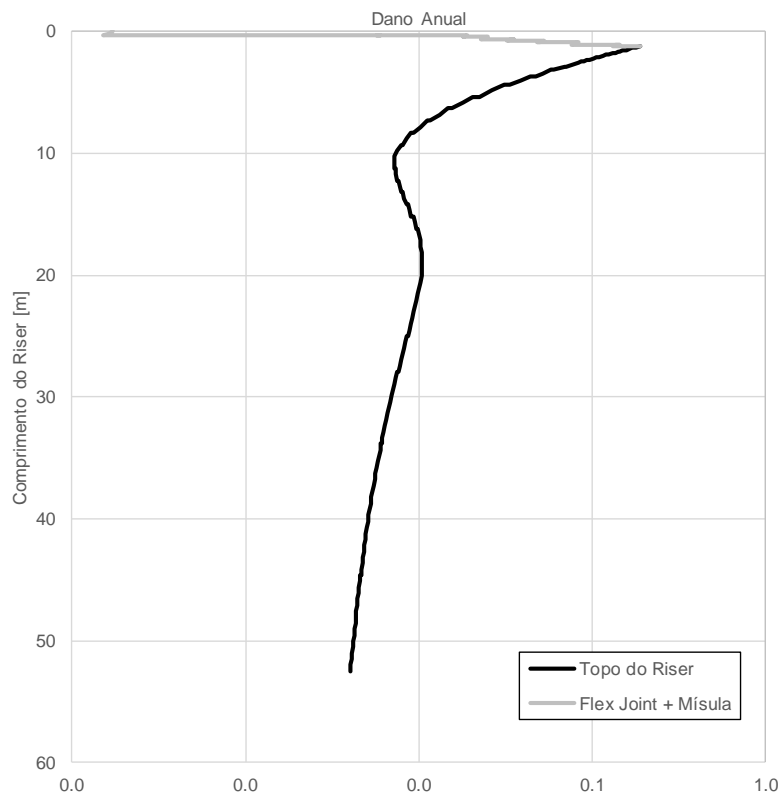
A análise de fadiga foi realizada contemplando todos os casos de carregamento associados ao diagrama da Tabela 2-1 e os principais resultados obtidos para os danos anuais e vida útil estão resumidos na Tabela 4-22. O fator de segurança utilizado para este caso também foi $DFF = 1$. A distribuição do dano ao longo do topo do *riser* e ao longo do TDZ estão apresentadas na Figura 4-32 (a) e (b), respectivamente. A participação no dano anual de cada estado de mar está representada pelas curvas de nível apresentada na Figura 4-33.

Novamente, os resultados apresentados nesta seção serão tratados como resultados “exatos” e nas seções seguintes eles serão comparados com os resultados dos métodos simplificados descritos no Capítulo 3.

Tabela 4-22: Resultados do Dano à Fadiga para o Diagrama de Dispersão da Tabela 4-1

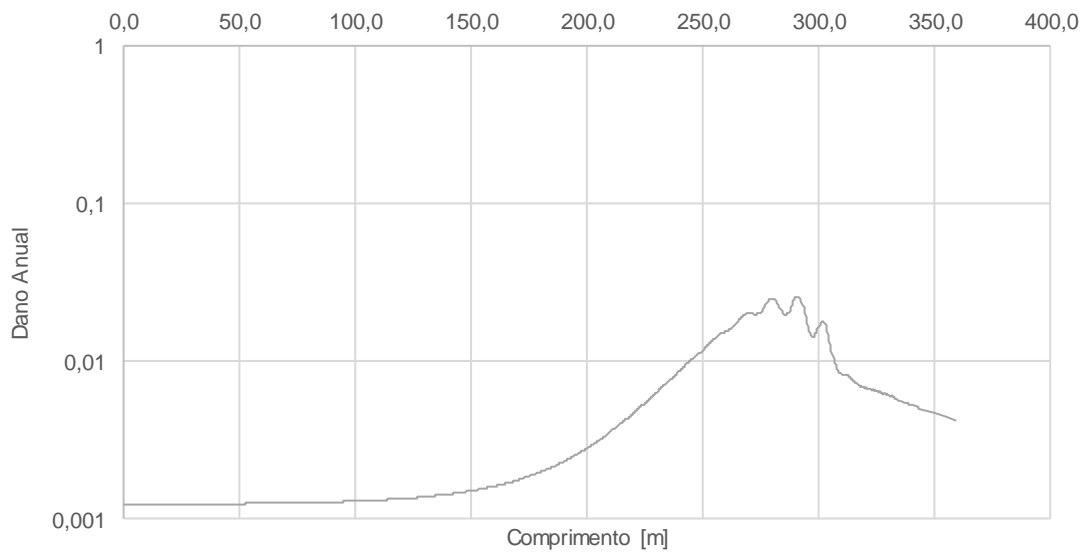
	Topo	TDZ
Local	Elemento 588	Elemento 333
Dano	1,89E-01	2,58E-02
Vida Útil	5,29 anos	38,7 anos

Dano Ao Longo do Topo



(a)

Dano Ao Longo do TDZ



(b)

Figura 4-32: Distribuição do Dano ao Longo do *riser* para o diagrama de dispersão de projeto para a (a) região do topo, (b) região do TDZ

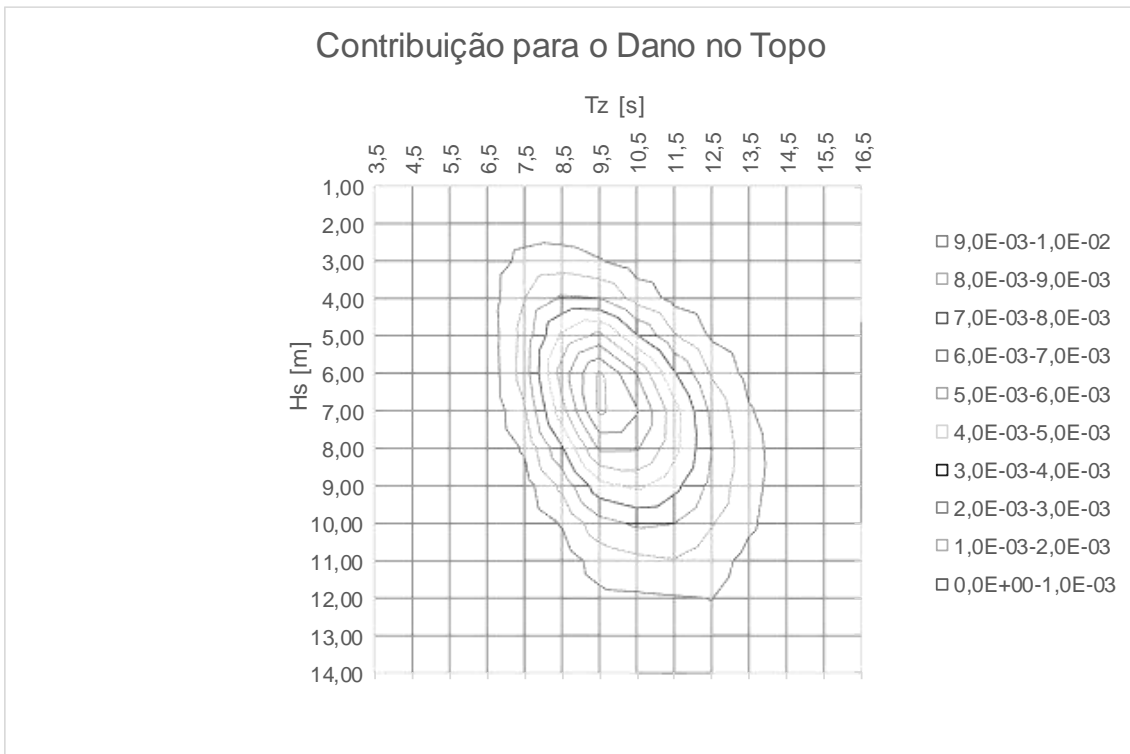


Figura 4-33: Distribuição da Contribuição dos Estados de Mar para o Dano Anual no Topo

4.5. Método de Blocos Equivalentes – 142 Estados de Mar

Para a utilização do MBE, é proposto um único esquema de aglutinação de blocos apresentado na Tabela 4-23. Os resultados do MBE no exemplo anterior não apresentaram grande sensibilidade à escolha dos blocos equivalentes (vide Seção 4.2), e por este motivo foi estudado apenas um esquema de aglutinação do diagrama de dispersão. Os blocos são escolhidos levando em consideração a rigidez da *flex joint* ilustrada na Figura 4-31.

Foi feito um estudo de sensibilidade para o ângulo de *hang-off* na configuração estática do *riser* em função do offset da embarcação. Foi observado que para offsets correspondentes a valores de h_s entre 1,0 e 4,0m o ângulo de *hang-off* situa-se na primeira região de rigidez da *flex joint* (vide Fig. 4-28). A faixa de variação deste ângulo situa-se na segunda região da curva para offsets relativos à h_s entre 5,0m e 7,0m. A última região da rigidez é alcançada para offsets associados a h_s superiores a 8,0m. Portanto, os blocos equivalentes foram arbitrariamente definidos de acordo com as faixas de h_s identificadas na sensibilidade. Por questões de praticidade, a avaliação foi realizada exclusivamente através de análises estáticas. Por este motivo, a contribuição de t_z na resposta dinâmica do sistema não foi contabilizada.

Novamente, ambos métodos de blocos equivalentes são utilizados: MEMM e MDE.

Tabela 4-23: Divisão de Blocos Equivalentes – Caso com 17 Blocos

H _s [m]	T _z [s]															
	3,5	4,5	5,5	6,5	7,5	8,5	9,5	10,5	11,5	12,5	13,5	14,5	15,5	16,5		
1,00	1	1	1	2	2	2	3	3	3	4	4	4	5	5		
2,00	1	1	1	2	2	2	3	3	3	4	4	4	5	5		
3,00		1	1	2	2	2	3	3	3	4	4	4	5	5		
4,00		1	1	2	2	2	3	3	3	4	4	4	5	5		
5,00				6	6	6	7	7	7	8	8	8	9	9	9	
6,00				6	6	6	7	7	7	8	8	8	9	9	9	
7,00				6	6	6	7	7	7	8	8	8	9	9	9	
8,00					10	10	11	11	12	12	13	13	14	14	14	
9,00					10	10	11	11	12	12	13	13	14	14	14	
10,00						10	11	11	12	12	13	13	15	15		
11,00							10	11	11	12	12	13	13	15	15	
12,00								16	16	16	17	17	17	15		
13,00									16	16	17	17				
14,00											17					

4.5.1. Dano a Fadiga na Região do Topo do *Riser* Usando o MBE

Os resultados obtidos para o dano anual estão resumidos na Tabela 4-24. Os danos calculados no topo do *riser* para cada bloco estão resumidos na Tabela 4-25 e Tabela 4-26 para o MEMM e o MDE, respectivamente. De forma similar ao descrito na Seção 4.2, os estados de mar representativos do MDE foram calculados a partir do RAO de movimento vertical no topo do *riser*. O gráfico da Figura 4-34 apresenta um comparativo bloco a bloco, e o gráfico da Figura 4-35 ilustra a evolução do dano.

Tabela 4-24: Resultados MBE – Dano no Topo

		Estados de Mar	Dano	Dano Normalizado	Vida Útil
	Diagrama Completo	142	1,89E-01	1,00	5,3
MBE	MEMM	17	1,86E-01	0,99	5,4
	MDE	17	1,73E-01	0,92	5,8

Quando os resultados de ambos os métodos são comparados, a tendência do dano do MEMM ser maior do que no MDE está ainda presente. Entretanto, o dano total calculado pelo MEMM está mais próximo do resultado exato. Isto indica que os blocos selecionados estão, de certa forma, subestimando o dano anual.

Observando o gráfico da Figura 4-34, é possível observar uma clara deficiência em ambos métodos para estimar o dano para os blocos com h_s “baixo”. Para valores de onda significativa maiores, a acurácia do método melhora. Podemos concluir que o método não foi capaz de contabilizar a contribuição dos estados de mar com h_s na faixa de 4 m, que está próximo da primeira transição de rigidez da *flex joint*. A majoração do dano no caso do MEMM compensou a falta de acurácia nos blocos de onda significativa pequena. O dano total calculado acabou sendo próximo do exato, apesar dos danos intermediários apresentarem erros significativos.

Avaliando os resultados apresentados nesta seção e nas seções anteriores, está claro que a falta de acurácia do método está relacionada a não-linearidade inserida pela rigidez da *flex joint*. Mesmo utilizando algum conhecimento prévio sobre o comportamento do sistema (altura de onda significativa e ângulo de *hang-off*), não foi suficiente para escolher blocos eficientes ou determinar o estado de mar equivalente. Portanto, fica evidente que o MBE tem dificuldades em contabilizar a resposta do sistema na determinação do estado de mar equivalente e que os métodos utilizados

para contornar tal deficiência (majorar a carga ou usar o RAO da resposta) não foram suficientes.

Contudo, o resultado não condena completamente o método. Apesar de haver claras deficiências, o método entrega o que é proposto: foi capaz de fornecer uma estimativa do dano com erro inferior à 10%.

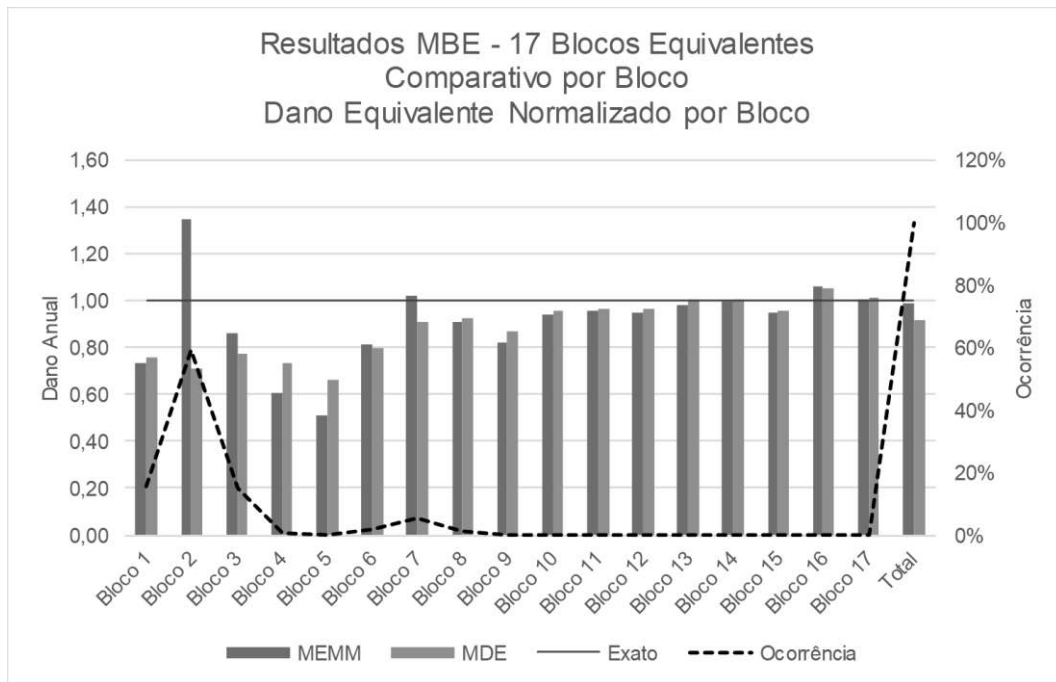


Figura 4-34: Resultados Individuais para o Dano no Topo usando Blocos Equivalentes – 17 Estados de Mar

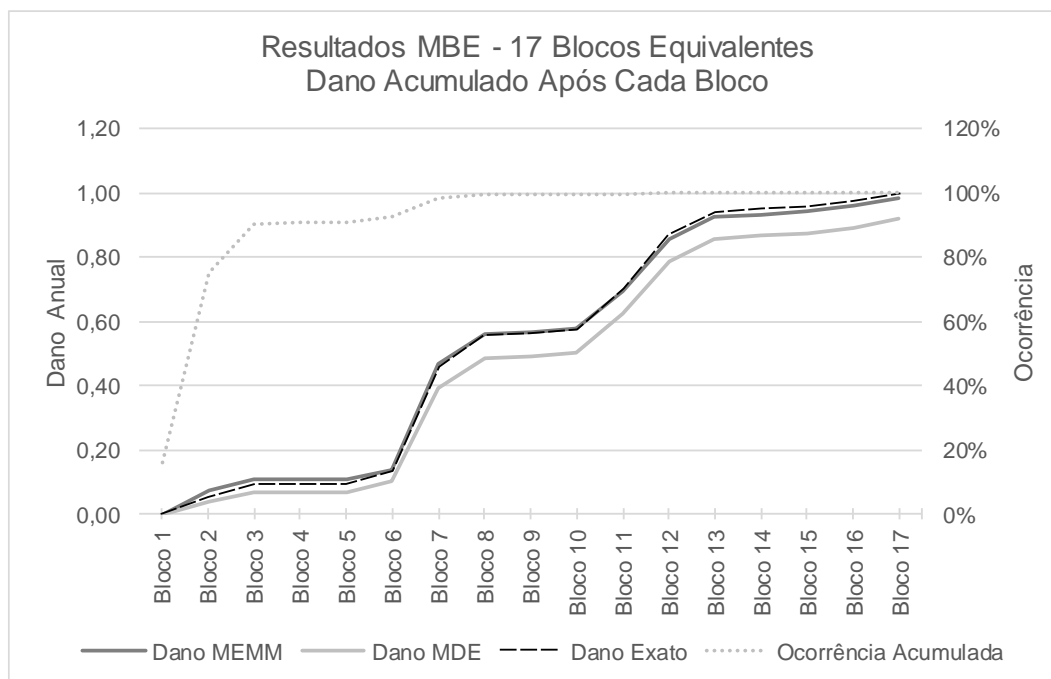


Figura 4-35: Evolução dos Métodos MEMM e MDE para o Dano no Topo – 17 Estados de Mar

Tabela 4-25: Dano no Topo por Bloco Equivalente Calculado pelo MEMM – 17 Estados de Mar

Bloco	h_{seq} [m]	t_{zeq} [s]	p_{eq} [%]	Dano Exato	Dano Aproximado	Dano Aproximado Normalizado
1	1,74	5,27	15,80	1,14E-04	8,36E-05	0,74
2	3,01	7,46	59,11	1,00E-02	1,35E-02	1,35
3	3,08	9,95	15,20	7,39E-03	6,36E-03	0,86
4	3,02	12,81	0,75	4,34E-04	2,64E-04	0,61
5	2,91	15,69	0,02	7,75E-06	3,95E-06	0,51
6	5,42	7,20	1,59	7,48E-03	6,06E-03	0,81
7	5,72	9,31	5,60	6,11E-02	6,25E-02	1,02
8	5,80	11,92	1,18	1,91E-02	1,73E-02	0,91
9	5,94	14,80	0,05	9,23E-04	7,59E-04	0,82
10	8,41	7,36	0,04	2,24E-03	2,12E-03	0,94
11	8,52	9,08	0,26	2,35E-02	2,24E-02	0,95
12	8,65	10,90	0,28	3,19E-02	3,03E-02	0,95
13	8,78	12,80	0,10	1,37E-02	1,34E-02	0,98
14	8,42	14,92	0,02	1,50E-03	1,49E-03	0,99
15	10,69	14,80	0,01	1,95E-03	1,84E-03	0,94
16	12,30	9,72	0,01	3,06E-03	3,23E-03	1,06
17	12,52	12,04	0,01	4,69E-03	4,73E-03	1,01
Total			100,00	1,89E-01	1,86E-01	0,99

Tabela 4-26: Dano no Topo por Bloco Equivalente Calculado pelo MDE – 17 Estados de Mar

Bloco	h_{seq} [m]	t_{zeq} [s]	p_{eq} [%]	Dano Exato	Dano Aproximado	Dano Aproximado Normalizado
1	1,76	5,27	15,80	1,14E-04	8,58E-05	0,75
2	2,54	7,46	59,11	1,00E-02	7,11E-03	0,71
3	3,01	9,95	15,20	7,39E-03	5,72E-03	0,77
4	3,14	12,81	0,75	4,34E-04	3,18E-04	0,73
5	3,07	15,69	0,02	7,75E-06	5,14E-06	0,66
6	5,41	7,20	1,59	7,48E-03	5,96E-03	0,80
7	5,61	9,31	5,60	6,11E-02	5,53E-02	0,90
8	5,81	11,92	1,18	1,91E-02	1,76E-02	0,92
9	5,99	14,80	0,05	9,23E-04	7,98E-04	0,86
10	8,43	7,36	0,04	2,24E-03	2,15E-03	0,96
11	8,54	9,08	0,26	2,35E-02	2,26E-02	0,96
12	8,68	10,90	0,28	3,19E-02	3,08E-02	0,96
13	8,82	12,80	0,10	1,37E-02	1,37E-02	1,00
14	8,43	14,92	0,02	1,50E-03	1,50E-03	1,00
15	10,72	14,80	0,01	1,95E-03	1,86E-03	0,95
16	12,29	9,72	0,01	3,06E-03	3,23E-03	1,05
17	12,54	12,04	0,01	4,69E-03	4,76E-03	1,01
Total			100,00	1,89E-01	1,73E-01	0,92

4.5.2. Dano a Fadiga na Região do TDZ do *Riser* Usando o MBE

Os resultados para o dano anual total no TDZ são apresentados resumidamente na Tabela 4-27. A distribuição do dano ao longo do TDZ é ilustrada na Figura 4-36.

Conforme discutido anteriormente na Seção 4.2.2, o método MBE é limitado para avaliar o dano no TDZ. As mesmas tendências observadas anteriormente estão presentes para este resultado: o dano anual calculado pelo MBE é maior e o local do dano máximo é ligeiramente deslocado.

Em relação ao caso anterior, o erro na estimativa do dano anual na TDZ foi ainda maior para o presente caso. Isto pode ser explicado pela diminuição da razão entre o número de blocos equivalentes e o número de estados de mar ($17/142 = 0,12$ comparado com $22/56 = 0,49$ e $13/56 = 0,23$).

Analisando conjuntamente os resultados apresentados na Tabela 4-11 e na Tabela 4-27, observa-se que, de fato, o MBE sempre apresentou resultados conservadores no cálculo do dano no TDZ devido ao fato de concentrar o dano em poucos elementos.

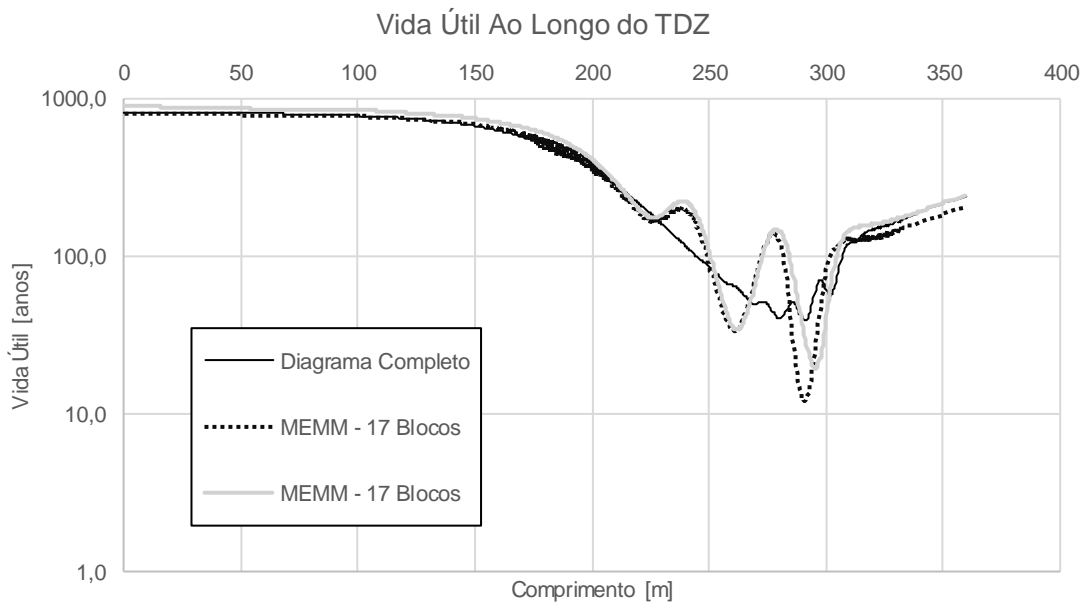


Figura 4-36: Dano ao Longo do TDZ Calculado pelo MBE

Tabela 4-27: Resultados MBE – Dano no TDZ

		Estados de Mar	Dano	Dano Normalizado	Vida Útil	Elemento Dano Máximo
Diagrama Completo		142	2,58E-02	1,00	38,7	333
MBE	MEMM	17	8,40E-02	3,25	11,9	333
	MDE	17	5,20E-02	2,01	19,2	337

4.6. Fadiga Calculada pelo Método da Superfície de Resposta

4.6.1. Dano a Fadiga na Região do Topo do *Riser* Usando o MSR

Para o diagrama com mais estados de mar, é possível utilizar uma maior variação na escolha dos estados de mar base. São propostos diversos conjuntos para avaliar a performance do MSR baseado na escolha dos pontos utilizados para ajustar a superfície. No total, foram escolhidos 20 conjuntos de dados, contendo entre 12 e 20 pontos básicos. Os conjuntos de dados são apresentados no Apêndice B nas Tabelas B-1 a B-19. A superfície de resposta utilizada neste exemplo é idêntica àquela descrita anteriormente na Seção 4.3. Os polinômios de interpolação são quadráticos em $\ln(h_s)$ e cúbicos em t_z , independente do conjunto de pontos básicos utilizados. Para conjuntos com mais de 12 pontos básicos (o mínimo necessário para o polinômio descrito), a superfície de resposta foi ajustada através do método discutido na Seção 3.2.3. Os resultados de dano anual e vida útil no topo obtidos para todos os conjuntos propostos nesta seção estão resumidos na Tabela 4-28.

Em um primeiro momento, foram escolhidos pontos básicos para ajustar a superfície de resposta de modo que valores de h_s e t_z abaixo de 2m e 6,5s fossem desprezados. O conjunto B-I (vide Apêndice B, Tabela B-1) é proposto de forma que todos os pontos escolhidos estejam igualmente espaçados em t_z , e como consequência, existem mais estados de mar que o mínimo necessário: 18 no lugar de 12. O dano normalizado obtido foi de 1,04. Os coeficientes de participação para este caso são apresentados na Tabela 4-29 e ilustrados no gráfico da Figura 4-37.

Tabela 4-28: MSR para 142 Estados de Mar – Resumo dos Resultados por Conjuntos

142 Estados de Mar	Estados de Mar	Dano	Dano Normalizado	Vida Útil	
MSR	Diagrama Completo	142	1,89E-01	1,00	5,3
	Conjunto B-I	18	1,96E-01	1,04	5,1
	Conjunto B-II	18	2,00E-01	1,06	5,0
	Conjunto B-III	15	1,99E-01	1,05	5,0
	Conjunto B-IV	15	2,00E-01	1,06	5,0
	Conjunto B-V	15	2,00E-01	1,06	5,0
	Conjunto B-VI	15	1,98E-01	1,05	5,0
	Conjunto B-VII	15	2,15E-01	1,14	4,7
	Conjunto B-VIII	12	2,16E-01	1,14	4,6
	Conjunto B-IX	12	2,16E-01	1,14	4,6
	Conjunto B-X	12	2,19E-01	1,16	4,6
	Conjunto B-XI	12	2,19E-01	1,16	4,6
	Conjunto B-XII	12	1,98E-01	1,05	5,0
	Conjunto B-XIII	12	1,98E-01	1,05	5,0
	Conjunto B-XIV	12	1,60E-01	0,85	6,2
	Conjunto B-XV	12	1,91E-01	1,01	5,2
	Conjunto B-XVI	12	2,37E-01	1,25	4,2
	Conjunto B-XVII	12	2,52E-01	1,33	4,0
	Conjunto B-XVIII	16	2,04E-01	1,08	4,9
	Conjunto B-XIX	20	1,90E-01	1,01	5,3

Tabela 4-29: MSR para 142 Estados de Mar - Coeficientes de Participação Utilizando o Conjunto B-I

Coeficientes de Participação	Tz [s]													
	3,5	4,5	5,5	6,5	7,5	8,5	9,5	10,5	11,5	12,5	13,5	14,5	15,5	16,5
1,00														
2,00				0,2%	0,2%	0,2%	0,1%	0,0%	0,0%	0,0%	0,0%	0,0%	0,0%	0,0%
3,00				0,2%	0,8%	1,1%	0,9%	0,4%	0,2%	0,1%	0,0%	0,0%	0,0%	0,0%
4,00				0,2%	1,2%	2,4%	2,5%	1,6%	0,7%	0,2%	0,1%	0,0%	0,0%	0,0%
5,00				0,2%	1,2%	3,2%	4,1%	3,1%	1,6%	0,6%	0,2%	0,1%	0,0%	0,0%
6,00				0,1%	1,0%	3,1%	4,7%	4,2%	2,5%	1,1%	0,4%	0,1%	0,0%	0,0%
7,00				0,1%	0,7%	2,4%	4,2%	4,2%	2,9%	1,4%	0,6%	0,2%	0,1%	0,0%
8,00				0,0%	0,4%	1,6%	3,1%	3,5%	2,7%	1,5%	0,7%	0,2%	0,1%	0,0%
9,00				0,0%	0,2%	1,0%	2,0%	2,5%	2,1%	1,3%	0,6%	0,3%	0,1%	0,1%
10,00					0,1%	0,5%	1,2%	1,5%	1,4%	1,0%	0,6%	0,2%	0,1%	
11,00					0,1%	0,2%	0,6%	0,8%	0,9%	0,7%	0,3%	0,2%	0,2%	
12,00						0,2%	0,4%	0,4%	0,4%	0,5%	0,3%	0,3%		
13,00							0,3%	0,3%	0,3%	0,3%				
14,00									0,4%					

Coeficientes de Participação - 142 Estados de Mar Conjunto B-I

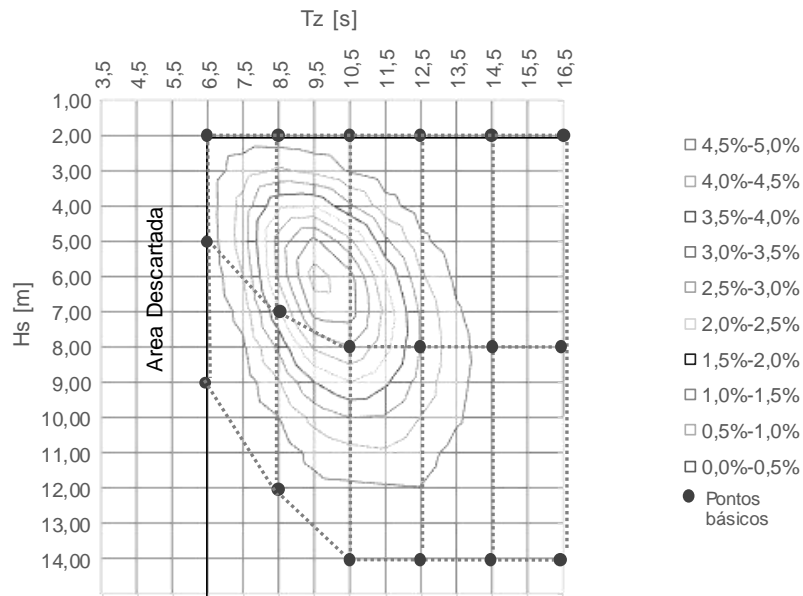


Figura 4-37: MSR para 142 Estados de Mar - Curva de Nível dos Coeficiente de Participação para o Conjunto B-I

Com o objetivo de tentar reduzir o erro na estimativa do dano obtida pelo conjunto B-I, um novo conjunto de estados de mar B-II foi proposto substituindo os pontos básicos que não contribuem para o dano anual por estados de mar que contornam a região do diagrama com ocorrência maior que zero (vide Tabela B-2). O dano normalizado obtido foi de 1,06, resultado ligeiramente pior que aquele obtido com o conjunto de pontos básicos descritos anteriormente.

Em uma tentativa de avaliar o uso de 15 pontos básicos, foram propostos cinco conjuntos distintos variando-se as faixas de t_z usadas para ajustar a superfície de resposta. Estes conjuntos B-III à B-VII são apresentados nas Tabelas B-3 a B-7 (Apêndice B). Com a exceção do último conjunto, a diferença entre os resultados obtidos é sutil. Os danos normalizados estão entre 1,05 e 1,06, sendo, portanto, equivalentes aos resultados obtidos anteriormente usando 18 pontos básicos. O conjunto B-VII apresentou resultado de 1,16, indo no sentido contrário aos resultados anteriores. O resultado desfavorável pode ser associado ao fato de que poucos pontos básicos estejam próximos da região com maior contribuição ao dano, como sugere a Figura 4-38. Este conjunto em particular deveria ser evitado, já ele também não contém muitos pontos básicos nas regiões onde as ocorrências são máximas.

Coeficientes de Participação - 142 Estados de Mar Conjunto B-VII

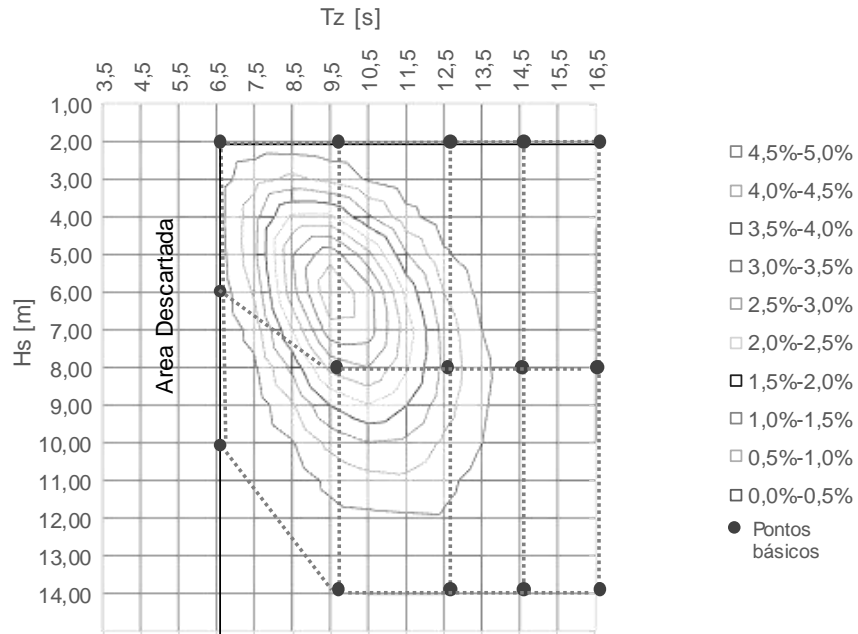


Figura 4-38: MSR para 142 Estados de Mar - Curva de Nível dos Coeficiente de Participação para o Conjunto B-VII

Finalmente, são definidos seis conjuntos com o número mínimo de pontos básicos, i.e. 12 pontos. Os conjuntos B-VIII à B-XIII são apresentados nas Tabelas B-8 à B-13 (Apêndice B). A variação entre os resultados para estes conjuntos foi sensivelmente maior: o conjunto B-XI levou a um resultado de dano anual que é 16% maior que o “exato”, enquanto o conjunto B-XIII um resultado 5% maior. Os resultados indicam claramente que a metodologia é sensível à escolha dos pontos básicos quando utilizamos 12 estados de mar. Ao contrário do observado anteriormente, o conjunto que teve resultado mais preciso foi aquele que tem os pontos básicos mais distantes da região com maior participação no dano total.

Ainda utilizando 12 pontos básicos, quatro novos conjuntos são propostos modificando a faixa do h_s central. Baseados no conjunto B-VIII, foi escolhido, de forma proposital, pontos de h_s intermediários que não fiquem igualmente espaçados entre os pontos de máximo e mínimo do diagrama de dispersão. Os conjuntos B-XIV ao B-XVII são definidos nas Tabelas B-14 à B-17 (Apêndice B). Para estes casos foi observada uma mudança significativa nos resultados. Os danos normalizados obtidos foram: 0,85, 1,01, 1,25 e 1,33. Para uma melhor interpretação, estes resultados são apresentados na Figura 4-39 em forma de gráfico. O dano anual calculado pelo MSR neste exemplo é

fortemente influenciado pelos pontos básicos de h_s intermediário. Quanto mais elevado o h_s dos pontos intermediários, maior é o dano calculado pelo MSR. Novamente, o comportamento da *flex joint* ilustrado na Figura 4-31 é o principal motivo para a resposta não-linear do sistema. Como discutido anteriormente na Seção 4.5, a rigidez da *flex joint* apresenta 3 faixas distintas, e a faixa intermediária é alcançada pelas condições de carregamento com h_s na faixa entre 5,0m e 7,0m. Esta observação está alinhada com o fato do conjunto B-XV (com h_s intermediários de 6,0m) ter o resultado mais acurado de todos os conjuntos testados.

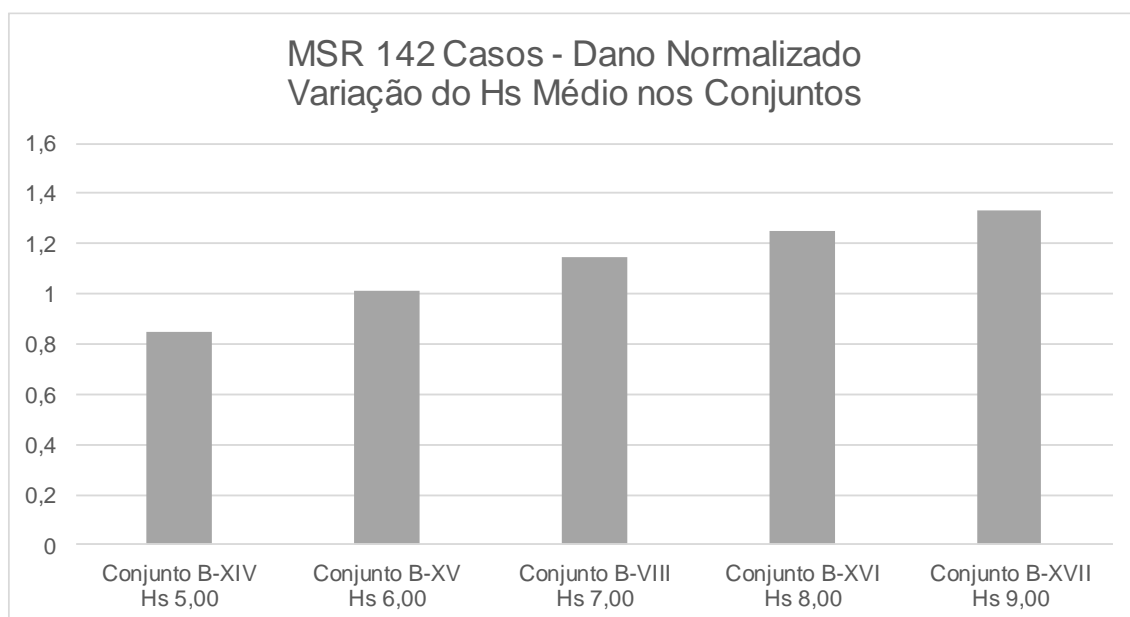


Figura 4-39: MSR para 142 Estados de Mar – Resultados para Conjuntos com h_s médio variado (Ver Apêndice B para Descrição dos Conjuntos Utilizados)

Pelos resultados apresentados até aqui, é possível questionar se o grau escolhido para o polinômio em h_s é adequado para o sistema em questão.

Para melhor compreender a resposta, foram propostos dois novos conjuntos com mais pontos básicos ao longo de h_s . Os conjuntos B-XVIII e B-XIX são definidos utilizando o conjunto B-VIII como ponto de partida. O conjunto B-XVIII tem 4 pontos em h_s (16 no total), e o conjunto B-XIX tem 5 pontos em h_s (20 no total). Os conjuntos estão representados nas Tabelas B-18 e B-19 (Apêndice B), respectivamente. Os resultados para dano normalizado obtidos foram 1,08 e 1,01. Portanto, o MSR apresentou uma melhora na acurácia do resultado com o aumento da discretização em h_s , demonstrando

a robustez do método. Além disso, os resultados confirmam que o grau escolhido para o polinômio em h_s é adequado.

A acurácia do método não é tão boa quanto para o caso anterior investigado, com 56 estados de mar. Entretanto, continua sendo ferramenta válida para estimar fadiga em *risers* de forma simplificada, pois reduziu o número de casos a serem calculados de 142 para 12, economizando aproximadamente 90% de tempo de processamento.

4.6.2. Dano a Fadiga na Região do TDZ usando o MSR

Como já demonstrado anteriormente na Seção 4.3.2, o MSR não é adequado para o cálculo de dano no TDZ. Portanto, nenhum resultado é apresentado ou discutido para o exemplo com 142 estados de mar.

4.6.3. Uso dos Coeficientes de Participação para Julgar a Qualidade dos Resultados

Até este ponto, todos os conjuntos de pontos básicos propostos para a utilização do MSR tiveram resultados satisfatórios para a região do topo do *riser*. Com o objetivo de ilustrar um caso onde os coeficientes de participação demonstram que os pontos básicos escolhidos não são adequados, o conjunto B-XX é proposto apenas com estados de mar com t_z igual ou superior à 10,5s. Os pontos básicos estão apresentados na Tabela 4-30 e os coeficientes de participação apresentados na Figura 4-40.

Avaliando o gráfico dos coeficientes de participação, é possível observar claramente que uma região com contribuição importante para o problema foi ignorada. De fato, o resultado do dano normalizado obtido com este conjunto de pontos básicos é igual a 0,55, acurácia inferior à observada anteriormente para outros conjuntos de pontos básicos, justamente porque uma região importante do diagrama de dispersão não foi incluída no cálculo do dano anual. Ao observar um gráfico como este, o usuário do MSR deve rever o conjunto de pontos utilizados para o ajuste de superfície, até que os contornos não ultrapassem a região ignorada. Como o conjunto B-XX foi proposto inadequadamente de forma proposital, seu resultado não é relacionado nas tabelas de resumo do texto.

Coeficientes de Participação - 142 Estados de Mar Conjunto B-XX

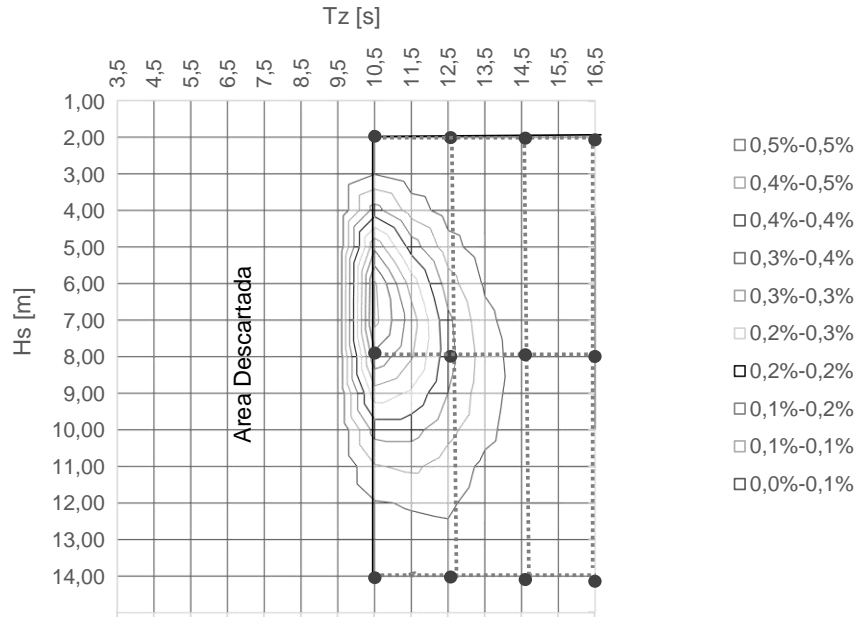
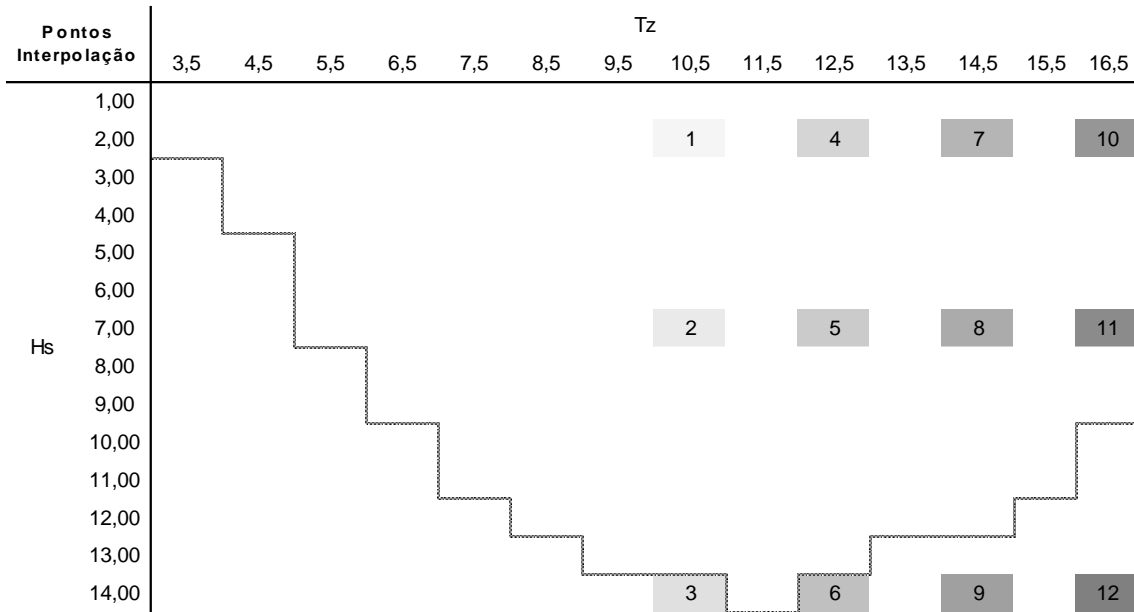


Figura 4-40: MSR para 142 Estados de Mar - Curva de Nível dos Coeficiente de Participação para o Conjunto B-XX

Tabela 4-30: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-XX para Ajuste Superfície de Resposta



4.7. Análise Comparativa de Desempenho dos Métodos

Foram propostos dois exemplos de SCR como estudo de casos para avaliar a desempenho dos métodos simplificadores propostos no Capítulo 3. Os sistemas são similares, apenas com algumas modificações na rigidez da *flex joint* e nos carregamentos ambientais, e.g. em número de estados de mar contidos no diagrama de dispersão. A Tabela 4-31 reúne um resumo geral os resultados de dano anual obtidos para todas as avaliações apresentadas ao longo deste Capítulo 4.

Tabela 4-31: Resumo dos Resultados – Métodos Simplificadores

			Estados de Mar	Dano Normalizado Topo	TDZ	
Caso 1 56 Estados de Mar		Diagrama Completo	56	1,00	1,0	
		MBE	MEMM	22	1,15	2,13
			MDE	22	1,00	1,76
			MEMM	13	1,28	2,23
			MDE	13	0,99	1,83
			Conjunto A-I	15	1,05	-
		Conjunto A-II	15	1,06	-	
		Conjunto A-III	12	1,08	-	
		MSR	Conjunto A-IV	12	1,09	-
			Conjunto A-V	12	1,01	-
			Conjunto A-VI	12	1,01	-
			Conjunto A-VII	12	1,01	-
			Conjunto A-VIII	12	1,01	-
		Caso 2 142 Estados de Mar		Diagrama Completo	142	1,00
MBE	MEMM			17	0,99	3,25
	MDE			17	0,92	2,01
	Conjunto B-I			18	1,04	-
	Conjunto B-III			18	1,06	-
	Conjunto B-III			15	1,05	-
Conjunto B-IV	15			1,06	-	
Conjunto B-V	15			1,06	-	
Conjunto B-VI	15			1,05	-	
Conjunto B-VII	15			1,14	-	
Conjunto B-VIII	12			1,14	-	
Conjunto B-IX	12			1,14	-	
MSR	Conjunto B-X			12	1,16	-
	Conjunto B-XI			12	1,16	-
	Conjunto B-XII			12	1,05	-
	Conjunto B-XIII			12	1,05	-
	Conjunto B-XIV			12	0,85	-
	Conjunto B-XV			12	1,01	-
	Conjunto B-XVI			12	1,25	-
	Conjunto B-XVII			12	1,33	-
	Conjunto B-XVIII	16	1,08	-		
Conjunto B-XIX	20	1,01	-			

No método de blocos equivalentes, foi possível obter estimativas tanto para a região no topo do *riser* quanto no TDZ. O Método de Majoração de Estados de Mar (MEMM) proposto em [1] majora sistematicamente a altura de onda significativa para compensar possíveis não-linearidades do sistema. Entretanto, o exemplo discutido na Seção 4.4 demonstra que o método não é exclusivamente conservador como era de se esperar, apresentando resultados de dano no topo do *riser* inferiores aquele calculado pelo método convencional.

O Método de Danos Equivalentes propõe outra alternativa para compensar o comportamento do sistema, utilizando o RAO da resposta (que sejam proporcionais à variação de tensões) para determinar os carregamentos equivalentes. No presente trabalho, o RAO utilizado foi do movimento vertical da embarcação na posição do topo do *riser*. Os resultados foram satisfatórios para ambos exemplos, apresentando erro desprezível para o primeiro caso investigado e erro na ordem de 10% para o segundo.

Para o cálculo de fadiga no TDZ, ambos métodos MBE superestimaram significativamente o dano. O principal motivo para o resultado desfavorável é a deficiência de representar a distribuição do dano ao longo do comprimento do TDZ. Como menos estados de mar são simulados, a distribuição do dano fica mais concentrada em poucos pontos ao longo do *riser*. Assim, o dano total calculado é consideravelmente maior do que o real. Por ter apresentado erros superiores a 100% no dano, o método tem sua aplicabilidade limitada para o TDZ.

O terceiro método estudado no trabalho – o Método de Superfície de Respostas (MSR) - apresentou bons resultados para o topo do *riser* em ambos exemplos da Seção 4.1 e 4.4. Por outro lado, o MSR mostrou-se inadequado para estimar o dano na região do TDZ.

Todos métodos simplificadores têm uma característica em comum: todos precisam de algum conhecimento prévio do usuário com relação à resposta da estrutura. Uma das principais desvantagens dos métodos de blocos equivalentes é a dificuldade em estabelecer regras genéricas e eficientes para dividir o diagrama de dispersão em blocos. A principal recomendação é juntar carregamentos que resultem em respostas similares, mas muitas vezes não é possível ter esta sensibilidade antes de se ter analisado todos os estados de mar do diagrama de dispersão. Para o MEMM em especial, não é desejável criar blocos equivalentes com percentual de ocorrência muito elevados, já que isso pode majorar excessivamente o dano anual estimado. Em alguns casos, pode ser vantajoso analisar individualmente casos com probabilidades de ocorrência elevadas e criar blocos equivalentes apenas para carregamentos com baixas

probabilidades de ocorrências. Em resumo, a qualidade do resultado do método está relacionada a escolha dos blocos. Entretanto, exceto pela recomendação da DNVGL-RP-F204 [25] discutida na Seção 3.1.1 de limitar a contribuição para o dano anual de cada bloco em 5% ou 10%, é difícil avaliar a qualidade do resultado obtido através do MBE.

Neste aspecto, o MSR tem claras vantagens sobre o MBE. Através dos gráficos de coeficientes de participação, é possível obter uma avaliação qualitativa do resultado. Além disso, a superfície de resposta pode ser também plotada em gráficos para ter sua coerência avaliada.

O MSR também leva vantagem na escolha dos pontos básicos. Ao contrário do problema de escolher os blocos equivalentes do MBE, as recomendações para escolher os pontos básicos de ajuste da curva são diretos e simples. E mesmo que o resultado da escolha inicial não seja bom, um ajuste mais refinado pode ser feito com a inclusão de novos pontos básicos, sem precisar descartar as análises numéricas realizadas para os originais. Esta é ainda outra vantagem sobre o MBE. No MSR, a maior parte dos estados de mar analisados podem ser reaproveitados até mesmo para o cálculo de fadiga pelo método convencional, utilizando o diagrama completo. Já o MBE dificilmente consegue reaproveitar estados de mar de rodadas anteriores para novas avaliações. Entretanto, o MSR ainda requer conhecimento prévio do sistema para a escolha do grau dos polinômios da superfície de resposta. Algumas orientações foram discutidas no texto, mas o conhecimento do usuário é essencial tanto na escolha da superfície de resposta quanto na interpretação dos resultados.

Uma questão importante é a razão entre o número de estados de mar analisados e total contido no diagrama de dispersão. Para o MSR, existe sempre um número mínimo de casos base (nos exemplos, 12), mas que pode ser incrementado para melhorar a resposta. Por outro lado, para o MBE não existe um número mínimo definido. É de se esperar que o método seja eficiente até um certo número de estados de mar por bloco equivalente, apesar do limite não ser conhecido.

Na prática, é de se esperar que o MSR seja mais econômico para avaliar diagramas maiores, enquanto que o MBE pode ser mais econômico em diagramas menores, que precisem poucos carregamentos para serem avaliados por completo.

Enquanto todos os métodos propostos são adequados para estimar fadiga na conexão do topo, deve-se ter cautela com a utilização dos mesmos na região do TDZ. O MSR proposto não deve ser utilizado, pois não apresenta resultados adequados. Já os métodos de bloco equivalentes podem ser úteis em algumas situações de projeto.

Apesar de não serem precisos, os resultados no TDZ usando MBE são sempre superestimados e, conseqüentemente, conservadores. Portanto, em estruturas em que o dano na região não é elevado, mesmo os danos superestimados podem ser suficientes para demonstrar que o *riser* tem resistência suficiente à fadiga. Caso seja necessário obter um resultado mais acurado após uma primeira estimativa do MBE, os blocos equivalentes podem ser refinados na região com maior contribuição no dano para obter uma estimativa muito próxima do valor exato.

De forma similar ao que foi descrito anteriormente, o MBE pode ainda ser utilizado como filtro para identificar com poucos estados de mar qual a região de um diagrama de dispersão tem maior contribuição para o dano no TDZ. Posteriormente, apenas os estados de mar com contribuição relevante no elemento crítico podem ser analisados no domínio do tempo para ter uma estimativa acurada do dano no TDZ.

Capítulo 5

Conclusões

5.1. Considerações Gerais

O estudo apresentado neste trabalho teve como objetivo apresentar ferramentas para análises expeditas de fadiga, reduzindo o custo computacional através da simplificação da matriz de carregamentos ambientais. Duas famílias de métodos foram discutidas: o Método dos Blocos Equivalentes (MBE) ([1], [2], [3]), e o Método da Superfície de Resposta (MSR) ([5], [30]).

Ambos métodos discutidos foram utilizados para estimar a vida útil de *riser* rígido em catenária livre (SCR). Foram analisados dois SCRs similares, apenas com algumas diferenças no diagrama de dispersão de projeto, direções de carregamentos de onda e não-linearidades estruturais. Através dos resultados obtidos para cada exemplo foi possível identificar as principais particularidades de cada método, principalmente as vantagens e desvantagens.

Dentro do método de blocos equivalentes, foram estudados dois esquemas para obtenção do estado de mar equivalente. O Método dos Estados de Mar Majorados (MEMM) foi proposto por Song et al. [1], enquanto o Método dos Danos Equivalentes (MDE) foi proposto neste trabalho baseado na teoria de estimativa de dano à fadiga para sistemas gaussianos com um grau de liberdade. Dentre os dois, o MDE demonstrou melhor precisão em estimar o dano ao utilizar informações da resposta da estrutura para calcular os estados de mar equivalentes. O MEMM, por sua vez, majora sistematicamente a altura da onda significativa do bloco equivalente, logo apresenta uma tendência de obter estimativas de dano mais conservadoras que o método anterior. Em resumo, o método apresenta bons resultados para estimar o dano no topo. O maior erro no cálculo do dano anual no topo do *riser* foi de 28% para o MEMM e de 8% para o MBE. Para o TDZ, o método se demonstrou muito conservador, pois concentra artificialmente o dano em alguns poucos elementos ao redor do TDP. Os resultados obtidos para o dano no TDZ são entre 80% e 200% superiores do que o dano exato. Os resultados podem não ser favoráveis para estruturas como um SCR, onde o TDZ é uma das regiões mais críticas, mas pode ser um bom estimador em estruturas onde o TDP tem variação mais restrita, como em plataformas do tipo TLP (*Tension Leg Platforms*) ou então para *risers* instalados na configuração *lazy-wave*. Finalmente, como os

resultados são exclusivamente conservadores, se uma estrutura do tipo SCR tem dano calculado pelo MBE no TDZ aceitável, então está automaticamente validada. Caso contrário, é recomendado refinar os blocos onde a contribuição para o dano é superior a valores entre 5% e 10%, como é recomendado pela norma DNVGL-RP-F204 [25].

Para a família dos Métodos de Superfície de Resposta, apenas um esquema foi proposto. As superfícies de resposta são utilizadas para interpolar o dano a partir de poucos pontos básicos. Neste texto, foi estudado o uso de um polinômio de grau 2 em h_s e de grau 3 em t_z , sendo necessários, no mínimo, 12 pontos básicos para estimar o dano. Os resultados para o dano no topo do SCR foram similares aos obtidos pelo MDE: os danos obtidos têm erros que variam tipicamente entre 1% e 16%, desde que alguns requisitos básicos sejam atendidos ao escolher os pontos básicos. Já para o TDZ, não foi possível obter resultados adequados, e, portanto, o MSR descrito neste trabalho não é recomendado para este fim. Apesar de serem utilizados apenas 12 pontos básicos para o problema apresentado neste trabalho, cabe sempre ao utilizador do método a escolha da quantidade mínima de pontos básicos que irão ajustar adequadamente superfície de resposta. Caso seja esperado um comportamento não-linear acentuado da resposta, pode ser interessante utilizar mais pontos que o mínimo necessário para o ajuste da superfície de resposta. Caso contrário, o número mínimo de pontos é suficiente.

Ainda sobre a escolha dos pontos básicos para a utilização do MSR, é importante ressaltar que o utilizador deve escolhe-los de tal forma que sejam suficientes para estimar o dano em qualquer seção do *riser*. No trabalho, foram apresentados resultados do MSR apenas para o topo do *riser*, já que a outra região de interesse, o TDZ, não apresentou resultados satisfatórios utilizando o método. Entretanto, em situações onde se deseja estimar o dano em mais de uma região (e.g. em um SLWR temos pelo menos 4 regiões de interesse), o MSR deve ser utilizado com um único conjunto de pontos básicos válido para todas as regiões de interesse. Caso seja necessário, múltiplas superfícies de resposta podem ser ajustadas, mas sempre a partir de resultados de análises dinâmicas dos mesmos pontos básicos. Caso contrário, o método perde a vantagem, já que a economia de tempo computacional ficaria prejudicada. O mesmo vale para o MBE: o método é vantajoso apenas quando todas as regiões de interesse do *riser* podem ser avaliadas com um único esquema de aglutinação em blocos equivalentes.

Comparando o MBE e o MSR, cada um tem suas peculiaridades, em especial para o cálculo no dano no topo. Em termos de economia de cálculo computacional, o MSR é

usualmente mais vantajoso, pois necessita apenas 12 estados de mar para obter uma primeira estimativa do dano, independentemente do número de carregamentos contidos no diagrama original. Para o MBE, o limite inferior não é tão óbvio. Por um lado, caso a recomendação da DNVGL-RP-F204 [25] de não aceitar blocos com participação no dano superior a 5% ou 10%, então significa que o problema deve conter no mínimo 10 a 20 estados de mar básicos. Por outro lado, não é recomendado aglomerar muitos estados de mar em um único bloco. Logo, é de se esperar que o número de análises de elementos finitos necessárias seja proporcional ao tamanho do diagrama de dispersão completo.

Apesar de impor um número mínimo de simulações, o limite de participação do dano no MBE é também um bom indicador para avaliar a qualidade da resposta. Após calcular o dano com o MBE, este indicador pode ser utilizado de forma objetiva para escolher os blocos equivalentes que devem ser refinados para melhorar a qualidade do resultado. O MSR, por sua vez, possui o recurso dos coeficientes de participação que podem ser utilizados para obter uma avaliação qualitativa dos limites de interpolação e da contribuição de cada estado de mar para o dano à fadiga. A partir desta avaliação, pontos básicos podem ser acrescentados para ampliar os limites de interpolação, ou para melhorar a acurácia nas regiões de maior contribuição. Da mesma forma, avaliar os gráficos da superfície de resposta apenas fornece uma avaliação qualitativa do resultado. De forma geral, os resultados apresentados na Seção 4.5.1 mostram que o refinamento da malha de pontos básicos tem tendência de melhorar o resultado, mas não é possível avaliar de forma quantitativa e objetiva se o refinamento é necessário. Para os exemplos estudados neste texto, foi possível obter bons resultados analisando menos de 10% dos casos originais (considerando o diagrama com 142 estados de mar) em ambos métodos.

Todos os resultados apresentados no trabalho foram obtidos e comparados considerando um único perfil de correntes e uma única direção de onda. Para situações em que seja necessário computar perfis ou direções diferentes em uma mesma estrutura, é recomendado realizar blocos e ou superfícies de resposta distintos para cada uma das situações. Não é recomendado combinar diferentes correntes ou direções de onda dentro dos métodos simplificados para evitar de o problema ficar demasiadamente complexo.

Os métodos discutidos são uma boa ferramenta para situações de projeto onde são necessárias análises de sensibilidade, de calibração de modelo ou simplesmente para obtenção de resultados preliminares. Apesar dos métodos serem adequados para

cenários intermediários de projeto (e.g. projeto conceitual ou projeto básico), é recomendado que a estrutura seja sempre validada através dos métodos tradicionais (neste caso, utilizando toda a matriz de carregamentos ambientais) antes que o projeto avance para etapas seguintes, seja projeto básico, detalhado, construção e/ou instalação. Em outras palavras, os métodos simplificadores estudados no texto não devem substituir a análise completa de fadiga, ao menos que seja comprovado que o resultado é estritamente conservador.

5.2. Trabalhos Futuros

Os seguintes temas podem ser potenciais contribuições na compreensão e evolução dos métodos simplificadores para análises de fadiga em *risers* descritos neste trabalho:

- Avaliação da eficiência dos métodos simplificadores para configurações de *risers* distintas (*risers* com flutuadores, com conectores tracionados no leito marinho, *risers* híbridos, etc.)
- Avaliação da eficiência dos métodos simplificadores para *risers* conectados a unidades flutuantes distintas (TLP, FPSOs, etc.)
- Inclusão de outros tipos de não-linearidade:
 - Curva S-N bi-linear;
 - Modelos de solo mais completos, etc.
- Propor superfícies de resposta mais adequadas para interpolar o dano no TDZ (Ver discussão no Apêndice A)
- Utilizar métodos mais robustos para ajuste de superfície resposta, como o método Kriging usado por Teixeira et al. [32] para fadiga de geradores eólicos offshore.

Bibliografia

- [1] Song, X., Du, J., Wang, S., et al., 2016, "An innovative block partition and equivalence method of the wave scatter diagram for offshore structural fatigue assessment", *Applied Ocean Research* v. 60, pp. 12-28.
- [2] Jia, J., 2008, "An efficient nonlinear dynamic approach for calculating wave induced fatigue damage of offshore structures and its industrial applications for lifetime extension", *Applied Ocean Research*, v. 30, pp. 189-198.
- [3] Sheehan, J. M., Grealish, F. W., Harte A. M., et al., 2005, "Characterizing the Wave Environment in the Fatigue Analysis of Flexible Risers", *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, v. 182, n. 2 (Nov), pp. 108-118.
- [4] Det Norske Veritas, *Recommended Practice DNV-RP-F204 Riser Fatigue*, 2010. Disponível em <<http://rules.dnvgl.com/docs/pdf/DNV/codes/docs/2010-10/RP-F204.pdf>>. Acesso em 04 abr 2018, 08:39:01
- [5] Videiro, P. M., Moan, T., "Efficient Evaluation of Long-Term Distributions", *International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE)*, 99-6014, Newfoundland, Canada, 11-16 July 1999.
- [6] Chakrabarti, S., 2005, *Handbook of Offshore Engineering*, 1 ed., Elsevier.
- [7] Journée, J. M. J., Massie, W. W., 2001, *Offshore Hydromechanics*, 1 ed., Delft University of Technology.
- [8] Faltinsen, O. M., 1990, *Sea Loads on Ships and Offshore Structures*, 1 ed. Cambridge , Cambridge University Press.
- [9] Ochi, M. K., 1998, *Ocean waves: The Stochastic Approach*, 1 ed. Cambridge, Cambridge University Press.
- [10] Det Norske Veritas, *Recommended Practice DNV-RP-C10 Structural design of offshore ships*, 2002. Disponível em <<http://rules.dnvgl.com/docs/pdf/DNV/codes/docs/2002-02/RP-C102.pdf>>. Acesso em 04 abr 2018, 08:37:25.
- [11] Bathe, K. J., 2007, *Finite Element Procedures*, 2 ed. Watertown, K.J. Bathe.
- [12] Corrêa, F. N., 2008, *Ferramentas Computacionais para Análise Acoplada de Sistemas Offshore*, Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

- [13] Senra, S. F., *Metodologias de Análise e Projeto de Sistemas Integrados para Exploração de Petróleo Offshore*, Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- [14] Fox, G., "Marine Riser Fatigue Analysis Using Wave-Variance Spectra", *OCEANS '83, Proceedings*, San Francisco, California, USA, 29 August – 1 September 1983.
- [15] Azimirad, M., Gharabaghi, A. R. M, Chenaghlou, M. R., "Deterministic-Spectral Fatigue Analysis of a Typical Jacket Platform (SPD1) Using Directional Wave Spectrum", *International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, OMAE2007-29418, San Diego, California, USA, 10-15 June 2007.
- [16] WAMIT, Inc., WAMIT v7.2 User Manual. Disponível em <http://www.wamit.com/manualv7.2/wamit_v72manual.html>. Acessado em 08 maio 2018, 09:13:05.
- [17] Morison, J. R., Johnson, J. W., Schaaf, S. A., 1950, "The Force Exerted by Surface Waves in Piles", *Journal of Petroleum Technology*, v. 2, n. 5 (May), pp. 149-154.
- [18] DNV GL AS, *Recommended Practice DNVGL-RP-F114 Pipe-soil interaction for submarine pipelines*, 2017. Disponível em <<https://www.dnvgl.com/oilgas/download/dnvgl-rp-f114-pipe-soil-interaction-for-submarine-pipelines.html>>. Acesso em 27 mar 2018, 07:58:10.
- [19] Bridge, C., Willis, N., *Steel Catenary Risers - Results and Conclusions From Large Scale Simulations of Seabed Interaction*, 2002. Disponível em <<http://2hoffshore.com/technical-papers/steel-catenary-risres-results-and-conclusions-from-large-scale-simulations-of-seabed-interaction/>>. Acesso em: 23 mar. 2018, 16:21:30.
- [20] DNV GL AS, *Recommended Practice DNVGL-RP-C203 Fatigue Design of Offshore Structures*, 2016. Disponível em <<https://www.dnvgl.com/oilgas/download/dnvgl-rp-c203-fatigue-design-of-offshore-steel-structures.html>>. Acesso em 27 mar 2018, 07:59:39.
- [21] Endo, T., Anzai, H., 1981, "Redefined Rainflow Algorithm: P/V Difference Method", *Japan Society of Materials Science*, v. 30, n. 328, pp. 89-93.
- [22] American Society of Testing and Materials, *ASTM E1049 - 85 Standard Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis*, 1985.

- [23] Ang, A. H. –S., Tang, W. H., 1975, *Probability Concepts in Engineering, Planning and Design*, v. I & II, 1 ed. New York, John Wiley & Sons.
- [24] Monsalve-Giraldo, J. S., Dantas, C. M. S., Sagrilo, L. V. S., 2016, “Probabilistic fatigue analysis of marine structures using univariate dimension-reduction method”, *Marine Structures*, v. 50 (Ago), pp. 189-204.
- [25] DNV GL AS, *Recommended Practice DNVGL-RP-F204 Riser Fatigue*, 2017. Disponível em <<https://www.dnvgl.com/oilgas/download/dnvgl-rp-f204-riser-fatigue.html>>. Acesso em 23 mar 2018, 08:01:20.
- [26] Bucher, C. G., Bourgund, U., 1990, “A Fast and Efficient Response Surface Approach for Structural Reliability Problems”, *Structural Safety*, v. 7, n. 1 (Jan), pp. 57-66.
- [27] Ditlevsen, O., Madsen, H. O., 2007, *Structural Reliability Methods*, 2 ed. Lyngby, Technical University of Denmark.
- [28] Kim, S.-H., Na, S.-W., 1997, “Response surface method using vector projected sampling points”, *Structural Safety*, v. 19, n.1 (Jan), pp. 3-19.
- [29] Kaymaz, I., 2005, “Application of kriging method to structural reliability problems”, *Structural Safety*, vol. 27, n.2 (Apr), pp. 133-151.
- [30] Videiro, P. M., Sagrilo, L. V. S., 2017, “Efficient Evaluation of Long-Term Response for Design of Components of Offshore Structures”, *International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, OMAE2017-61444, Trondheim, Norway, 25-30 June 2017.
- [31] Mohammadi, S. F., Galgoul, N. S., Starossek, U., et al., 2016, “An efficient time domain fatigue analysis and its comparison to spectral fatigue assessment for an offshore jacket structure”, *Marine Structures*, n. 49 (Sep), pp. 97-115.
- [32] Texeira, R., O’Connor, A., Nogal, M., et al., “Analysis of the design of experiments of offshore wind turbine fatigue reliability design with Kriging surfaces”. *International Conference on Structural Integrity*, Funchal, Portugal, 4-7 September 2017.
- [33] Sacks, J., Schiller, S. B., Welch, W. J., 1989, “Design for Computer Experiments”, *Technometrics*, v. 31, n. 1, pp. 41-47.

- [34] Marquadt, D. W., 1963, "An Algorithm for Least Squares Estimation of Nonlinear Parameters", *Journal of the Society for Industrial and Applied Mathematics*, v. 11, n. 2, pp. 431-441.
- [35] Wood Group, *Flexcom Manual*. Disponível em <<http://www.mcskenny.com/support/flexcom/>>. Acessado em 27 mar 2018, 08:30:01.
- [36] Rezazadeh, K., Shiri, H., Zhang, L., et al., 2012, "Fatigue Generation Mechanism in Touchdown Area of Steel Catenary Risers in Non-Linear Hysteretic Seabed", *Research Journal of Applied Sciences, Engineering and Technology*, v. 4, n. 24, pp. 5591-5601.
- [37] Lighthill, M. J., 1978, *Waves in Fluids*, 1 ed., Cambridge, Cambridge University Press.
- [38] Pesce, C. P., Aranha, J. A. P., Martins, C. A., "The Soil Rigidity Effect In the Touchdown Boundary-Layer of a Catenary Riser: Static Problem", *The Eighth International Offshore and Polar Engineering Conference*, ISOPE-I-98-130, Montreal, Canada, 24-29 May 1998.
- [39] Croll, J. G. A., 2000, "Bending boundary layers in tensioned cables and rods" *Applied Ocean Research*, v.22, n. 22 (Aug), pp. 241-253.
- [40] Lenci, S., Callegari, M., 2005, "Simple analytical models for the J-lay problem", *Acta Mechanica*, v. 178, n.1-2 (Aug), pp. 23-39.
- [41] Quéau, L. M., Kimiaei, M., Randolph, M. F., 2014, "Analytical estimation of static stress range in oscillating steel catenary risers at touchdown areas and its application with dynamic amplification factors", *Ocean Engineering*, v. 88, pp. 63-80.

Apêndice A

Possíveis Melhorias para Utilizar MSR no TDZ

Um dos principais desafios de usar métodos simplificadores está em prever como é a distribuição do dano ao longo do TDZ. O Método de Superfície de Resposta proposto no texto não obteve resultados satisfatórios, enquanto que o Método de Blocos Equivalentes, apesar de não ser preciso, apresentou resultados superestimados para todos os exemplos discutidos neste trabalho.

Com o objetivo de melhor compreender o assunto, são discutidos neste apêndice alguns testes intermediários realizados utilizando o MSR sem sucesso, e ideias para possíveis melhorias do método que não puderam ser testadas a tempo da conclusão da pesquisa.

Cabe ressaltar que o as conclusões e referências citadas neste apêndice são obtidas para estruturas SCR. Para *risers* com configurações distintas, as conclusões podem não ser aplicáveis.

A.1. Grau do Polinômio da Superfície de resposta

No Capítulo 4, Seção 4.2.2, foram apresentados resultados para a aplicação do MSR no TDZ. Avaliando as Figura 4-28 e Figura 4-29 apresentadas na mesma seção do texto, é possível questionar se a atualização da ordem dos polinômios na superfície de resposta da equação (3-24) pode ser suficiente para a obtenção de resultados aceitáveis.

Com o objetivo de avaliar tal hipótese, foi feita uma sensibilidade para calcular o dano no elemento 99 do exemplo descrito na Seção 4.1 do texto, variando o grau dos polinômios tanto em $\log(h_s)$ quanto em t_z . Para todas combinações de polinômios testadas, foram utilizadas um conjunto com o número de pontos básicos mínimo e um conjunto que contém todos os pontos básicos do diagrama de dispersão dentro da área interpolada (conjunto E). Caso superfície escolhida seja adequada, então o resultado da superfície de resposta usando todos os pontos do diagrama como pontos básicos deve ser adequado também. Os resultados estão resumidos na Tabela A-1.

Avaliando isoladamente os casos 1 e 2 da Tabela A-1, pode-se pensar que os resultados estão próximos dos aceitáveis. Por este motivo, estes casos foram repetidos para os elementos 75 e 114, e os resultados também incluídos na Tabela A-1.

Tabela A-1: Sensibilidade da Escolha do Grau do Polinômio

Índice	Elemento	Grau n_i $\log(h_s)^{n_i}$	Grau n_j $t_z^{n_j}$	Pontos Básicos Mínimo	Pontos Básicos Utilizados	Conjunto Pontos Básicos	Dano Normalizado
1	99	3	3	16	16	A	1,69
2	99	3	4	20	20	B	1,59
3	99	4	3	20	20	C	25,47
4	99	4	4	25	25	D	69,33
5	99	3	3	16	81	E	0,29
6	99	3	4	20	81	E	0,29
7	99	4	3	20	81	E	0,47
8	99	4	4	25	81	E	0,47
9	75	3	3	16	16	A	0,54
10	75	3	4	20	20	B	0,52
11	114	3	3	16	16	A	0,63
12	114	3	4	20	20	B	0,61

Em resumo, os resultados obtidos aumentando o grau do polinômio foram insatisfatórios. Não é esperado que aumentar ainda mais o grau do polinômio seja benéfico ao método, pois a razão entre pontos básicos e pontos no diagrama completo começa a ser demasiadamente grande, não justificando a troca da precisão de método de cálculo convencional pela economia de análise do método simplificador.

Tabela A-2: MSR para 52 Estados de Mar - Conjunto A para Ajuste Superfície de Resposta

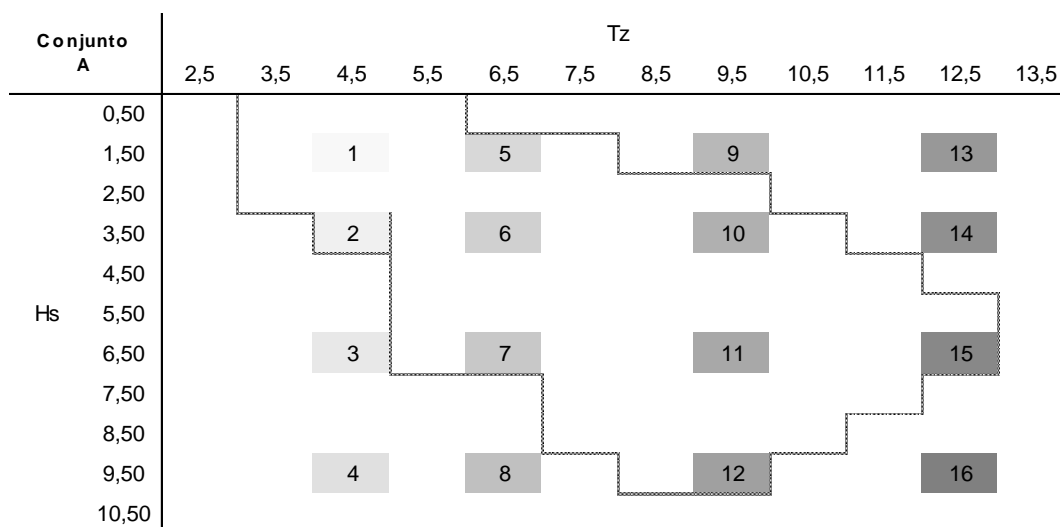


Tabela A-3: MSR para 52 Estados de Mar - Conjunto B para Ajuste Superfície de Resposta

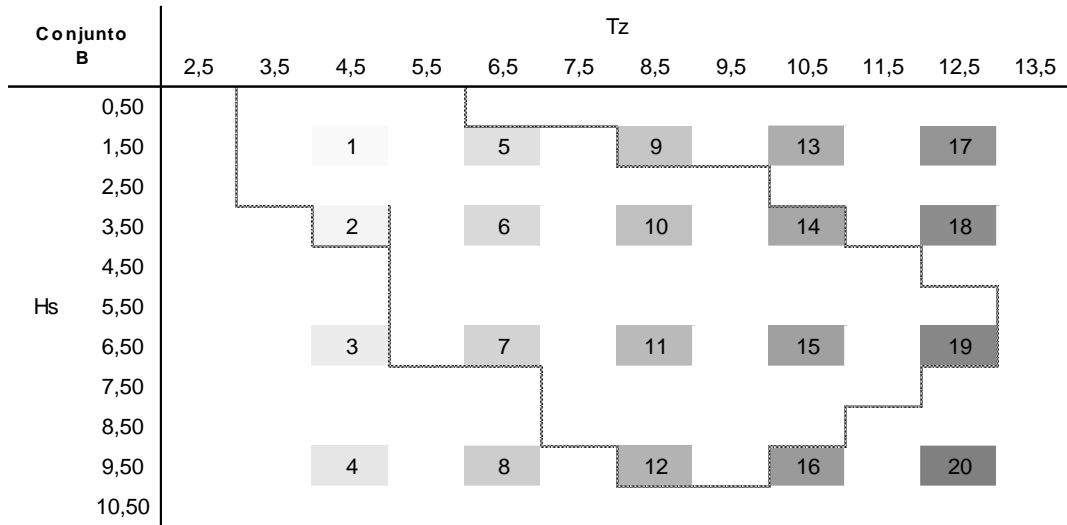


Tabela A-4: MSR para 52 Estados de Mar – Conjunto C para Ajuste Superfície de Resposta

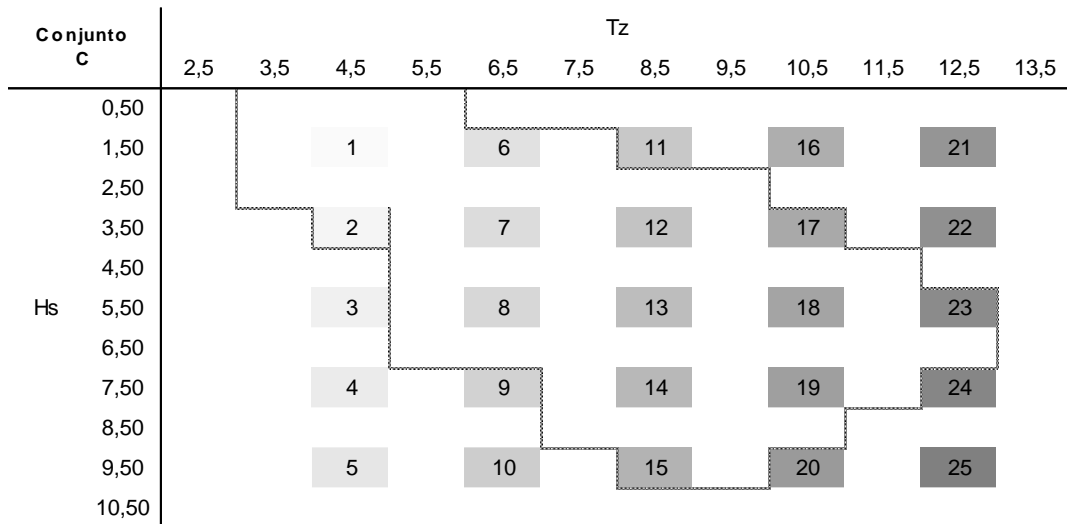


Tabela A-5: MSR para 52 Estados de Mar – Conjunto D para Ajuste Superfície de Resposta

Conjunto D	Tz											
	2,5	3,5	4,5	5,5	6,5	7,5	8,5	9,5	10,5	11,5	12,5	13,5
0,50												
1,50			1		6		11		16		21	
2,50												
3,50			2		7		12		17		22	
4,50												
5,50			3		8		13		18		23	
6,50												
7,50			4		9		14		19		24	
8,50												
9,50			5		10		15		20		25	
10,50												

Tabela A-6: MSR para 52 Estados de Mar - Conjunto E para Ajuste Superfície de Resposta

Conjunto E	Tz											
	2,5	3,5	4,5	5,5	6,5	7,5	8,5	9,5	10,5	11,5	12,5	13,5
0,50												
1,50			1	10	19	28	37	46	55	64	73	
2,50			2	11	20	29	38	47	56	65	74	
3,50			3	12	21	30	39	48	57	66	75	
4,50			4	13	22	31	40	49	58	67	76	
5,50			5	14	23	32	41	50	59	68	77	
6,50			6	15	24	33	42	51	60	69	78	
7,50			7	16	25	34	43	52	61	70	79	
8,50			8	17	26	35	44	53	62	71	80	
9,50			9	18	27	36	45	54	63	72	81	
10,50												

A.2. Superfícies de Resposta Intermediárias

Na literatura, Videiro et al. [30] utilizaram o MSR para ajustar a resposta extrema de uma estrutura oceânica utilizando uma distribuição probabilística de Weibull (detalhes sobre distribuição probabilísticas para estruturas offshore podem ser encontradas em [23]). Para isso, utilizaram três diferentes superfícies de resposta para ajustar os parâmetros da distribuição de Weibull, e apenas depois usaram o resultado da distribuição probabilística para obter a resposta de longo prazo desejada.

No Capítulo 3, foi proposto apenas uma superfície de resposta para ajustar o dano diretamente, sem parâmetros intermediários. Os resultados foram aceitáveis para o dano no topo, mas é adequado ajustar o dano no TDZ.

Para um trabalho futuro, fica a sugestão de modificar o MSR para ajustar parâmetros intermediários para posteriormente calcular o dano no TDZ.

No gráfico apresentado na Figura 4-11, podemos ver que a distribuição do dano ao longo dos elementos contidos no TDZ tem formato similar para todos os estados de mar avaliados. Se assumirmos que, para cada estado de mar h_s, t_z , seja possível encontrar uma função $D_{TDZ}(x, h_s, t_z)$ que representa a distribuição do dano ao longo do comprimento x do TDZ, então o MSR poderia ser utilizado para ajustar os parâmetros de tal função. Finalmente, o dano anual para um elemento na posição x_k seria dado pela equação (A-1) abaixo.

$$D_{anual}(x_k) \cong \sum_i \sum_j p_{i,j} D_{TDZ}(x_k, h_{s_i}, t_{z_j}) \quad (A-1)$$

Como exemplo, vamos supor um caso hipotético em que o dano ao longo do TDZ de um dado *riser* possa ser representado por uma curva gaussiana. Poderíamos então definir a função abaixo que calcula o dano ao longo do comprimento do *riser*:

$$D_{TDZ}(x, h_s, t_z) = D_{max}(h_s, t_z) \times \exp \left[- \left(\frac{x - x_{crit}(h_s, t_z)}{\sigma(h_s, t_z)} \right)^2 \right] \quad (A-2)$$

Onde:

- x : Posição ao longo do TDZ;
- D_{max} : Dano máximo ao longo do TDZ;
- x_{crit} : Posição onde o dano máximo ocorre;
- σ : Largura da banda da resposta (análogo ao desvio padrão).

Logo, neste caso hipotético, utilizaríamos estados de mar básicos para ajustar as superfícies $D_{max}(h_s, t_z)$, $x_{crit}(h_s, t_z)$ e $\sigma(h_s, t_z)$. Portanto, de forma similar à Videiro et al. [30], teríamos três superfícies diferentes para ajustar no MSR.

As duas primeiras grandezas listadas acima, dano máximo e posição onde o dano máximo ocorre, são duas definições essenciais para a compreensão do fenômeno de fadiga no TDZ. Dificilmente será possível calibrar um MSR para solucionar este

problema sem ajustar estes dois parâmetros. Ao mesmo tempo, ambos parâmetros são possíveis de serem ajustados, como é sugerido na Seção A.3 a seguir.

Em resumo, a implementação de um esquema utilizando superfícies de resposta para parâmetros intermediários apresentam um bom potencial para estimar o dano no TDZ. Para trabalhos futuros, fica o desafio de determinar qual é esta curva, e como ajustar tais parâmetros.

A.3. Dano Máximo ao Longo do TDZ

Com o objetivo de compreender melhor as propriedades dos resultados obtidos para o dano no TDZ, e também para motivar a hipótese introduzida na Seção A.2, são apresentados gráficos obtidos a partir da manipulação dos resultados obtidos fazendo a análise de fadiga completa descrito na Seção 4.1.

Na Seção 4.1.3 foram apresentados, para cada estado de mar, a distribuição do dano ao longo do TDZ na Figura 4-11. Destes gráficos, é possível retirar ao menos duas propriedades das curvas que representam cada estado de mar: o dano máximo ao longo do TDZ, e a posição onde o dano é máximo. A extração dessas propriedades está ilustrada na Figura A-1 para as curvas $t_z = 8,5s$.

Fazendo o procedimento ilustrado na Figura A-1 para todos os estados de mar do diagrama de dispersão, podemos montar gráficos das propriedades desejadas em h_s e em t_z . O dano máximo está apresentado nas Figura A-2 e Figura A-3, enquanto a posição do máximo está apresentada nas Figura A-4 e Figura A-5.

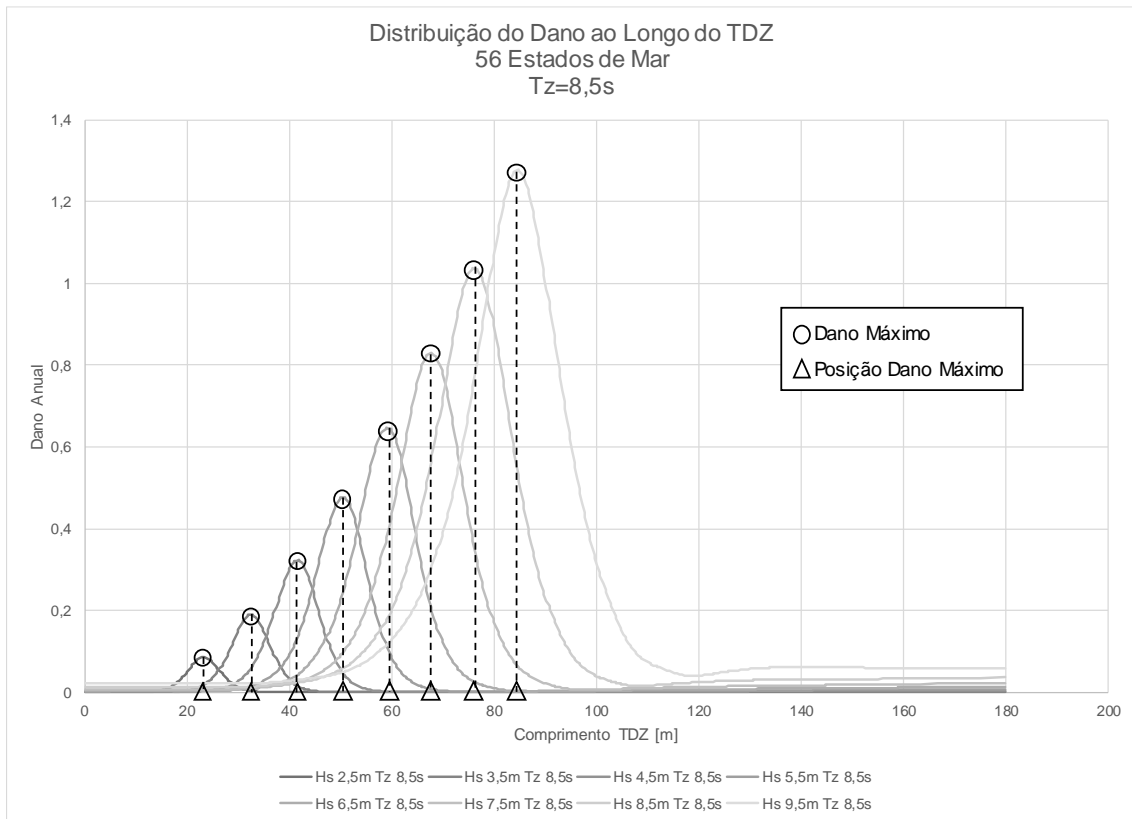


Figura A-1: Dano Máximo e Posição do dano Máximo nos Danos ao Longo do TDZ (Adaptado da Figura 4-11)

O aspecto demonstrado pelas distribuições mencionados acima é extremamente motivador. Podemos ver que o dano máximo é aproximadamente linear na escala log-log em h_s , e em t_z tem aspecto equivalente aos pseudo-danos apresentado na Figura 4-7. Já a posição do dano máximo é claramente linear em h_s e aproximadamente constante em t_z . A posição do dano máximo está intrinsecamente ligada ao offset da embarcação. No modelo deste exemplo, o offset é diretamente proporcional ao h_s e independente de t_z , e, portanto, em coerência com os gráficos da Figura A-4 e Figura A-5.

Pelos resultados mostrados nesta seção, ajustar superfícies de resposta para os dois parâmetros discutidos, dano máximo e a posição onde o dano é máximo no TDZ, é uma tarefa na qual não é esperada complicações.

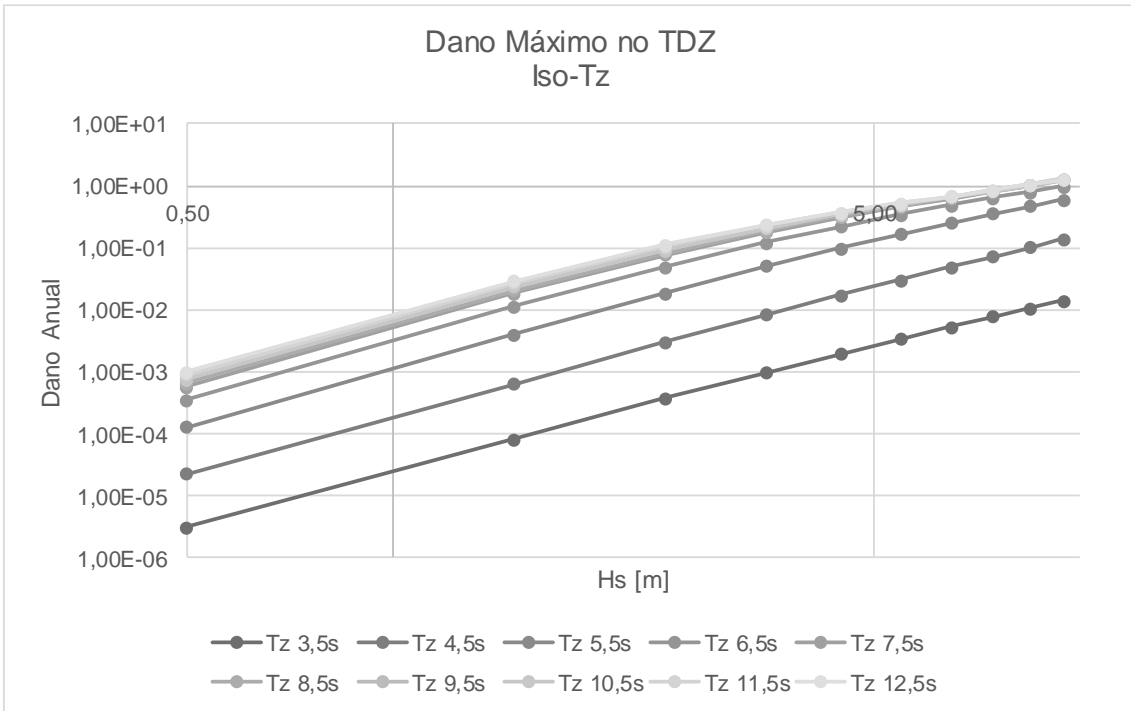


Figura A-2: Dano Máximo no TDZ – Curvas Iso- t_z

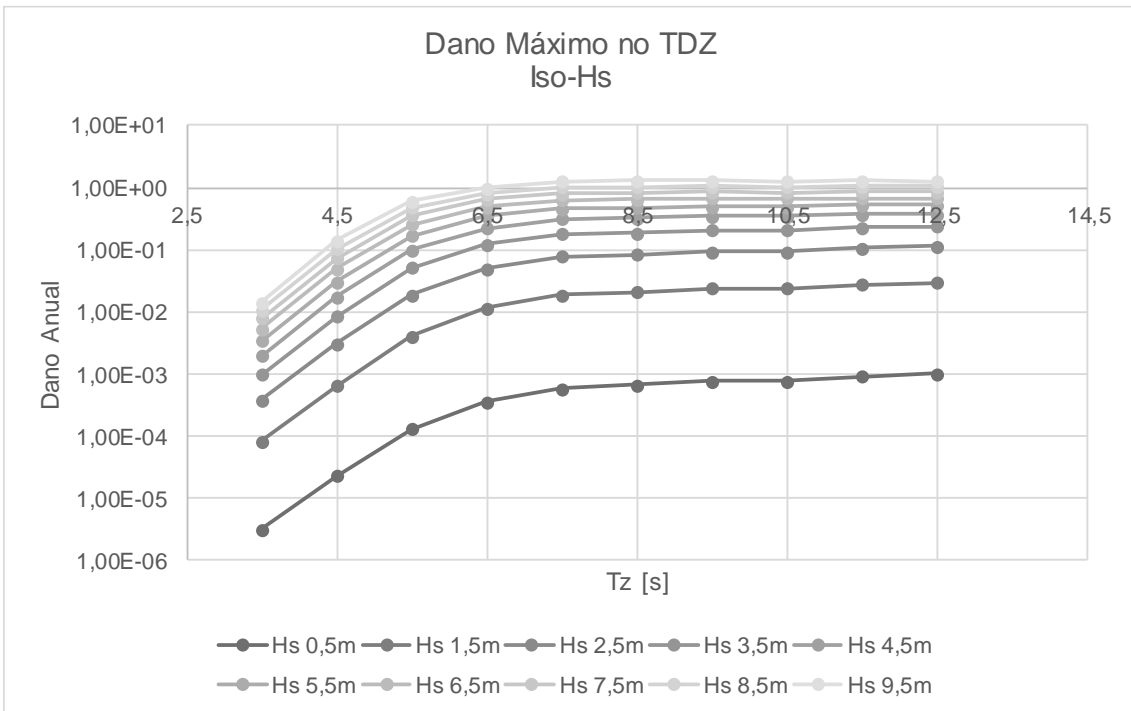


Figura A-3: Dano Máximo no TDZ – Curvas Iso- h_s

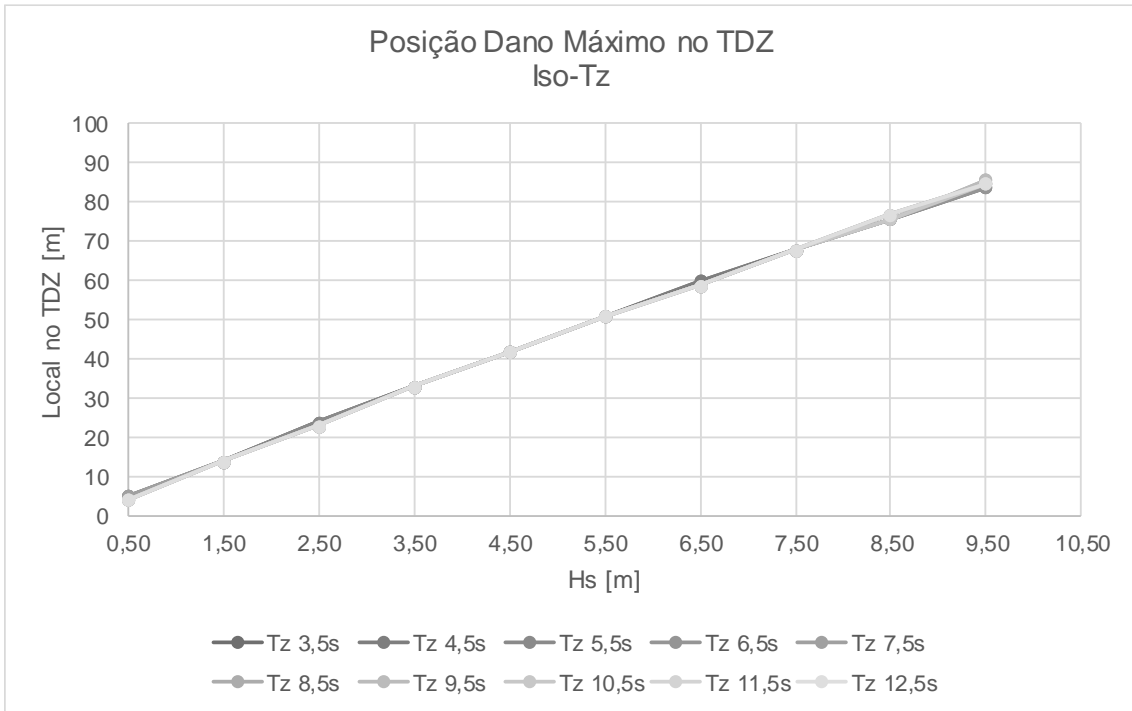


Figura A-4: Posição do Dano Máximo no TDZ – Curvas Iso- t_z

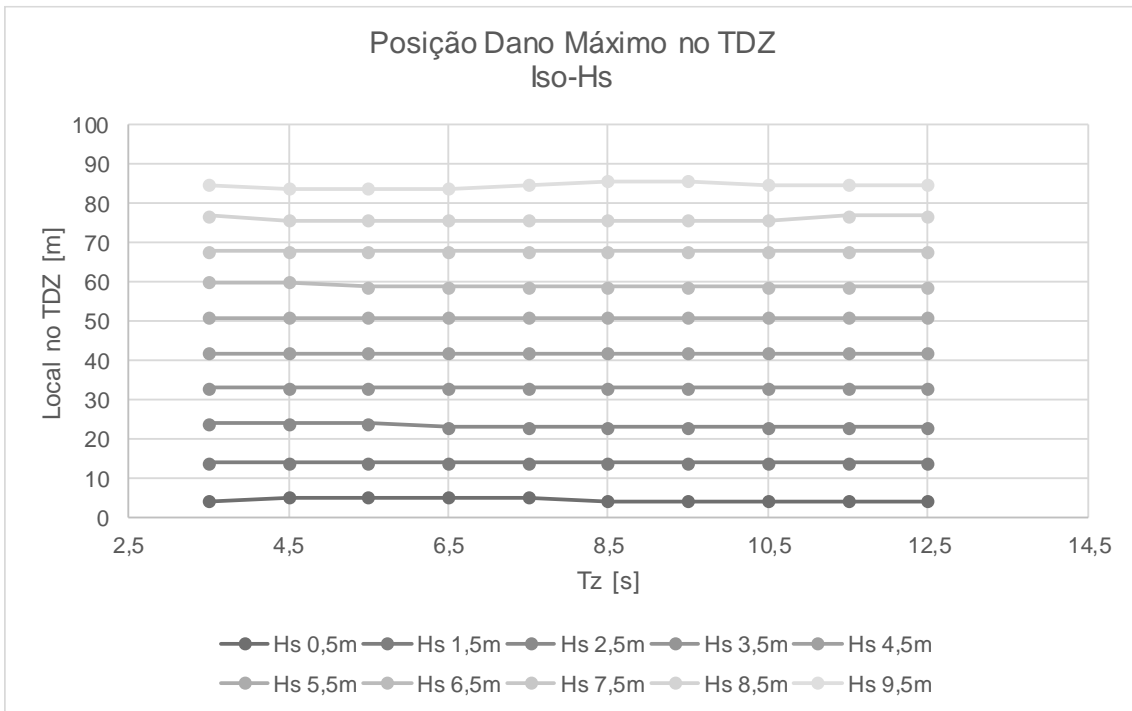


Figura A-5: Posição do Dano Máximo no TDZ – Curvas Iso- h_s

A.4. Formulações Analíticas para o Dano no TDZ

Na Seção A.2, é apresentada uma proposta de utilizar um esquema MSR para ajustar o dano ao longo do MSR ao invés de utiliza-lo para ajustar o dano em um único nó do modelo de elementos finitos. Para isso, seria necessário conhecer previamente uma função que se ajustasse adequadamente aos resultados.

Na literatura, alguns autores propuseram formulações analíticas para estimar as tensões de *risers* na região de contato com o solo. Autores como Pesce et al. [38] e Croll [39] apresentam formulações do tipo “Camada Limite” para o cálculo da curvatura na região de interação entre catenária e solo. Posteriormente, Lenci e Callegari [40] propuseram modelos analíticos mais completos baseados nos anteriores para calcular a tensão ao redor do TDP de uma configuração de instalação de dutos em catenária, equivalente em essência à um SCR.

Já mais direcionado para problemas de fadiga, Quéau et al. [41] incrementaram o modelo TFM (*Three Fields Model*) proposto em [40] para calcular a variação de tensão no TDZ de SCRs. Rezazadeh e al [36] utilizaram com sucesso o modelo de Pesce et al. [38] para estimar o dano de um SCR conectado à uma SPAR ao redor do TDP interagindo com solo histerético.

É importante ressaltar, no entanto, que os textos citados oferecem formulações analíticas para o cálculo dos esforços atuantes no *riser* através de equações diferenciais, e resolvidas pelos autores através de métodos numéricos. Portanto, a literatura não apresenta diretamente a resposta para o problema citado no início desta seção – uma expressão analítica para a distribuição do dano ao longo do TDZ - mas fornece ferramentas de cálculos simplificados para melhor compreender o comportamento do sistema.

Apêndice B

Pontos Básicos para o MSR do Segundo Caso de Estudo

Tabela B-1: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-I para Ajuste Superfície de Resposta

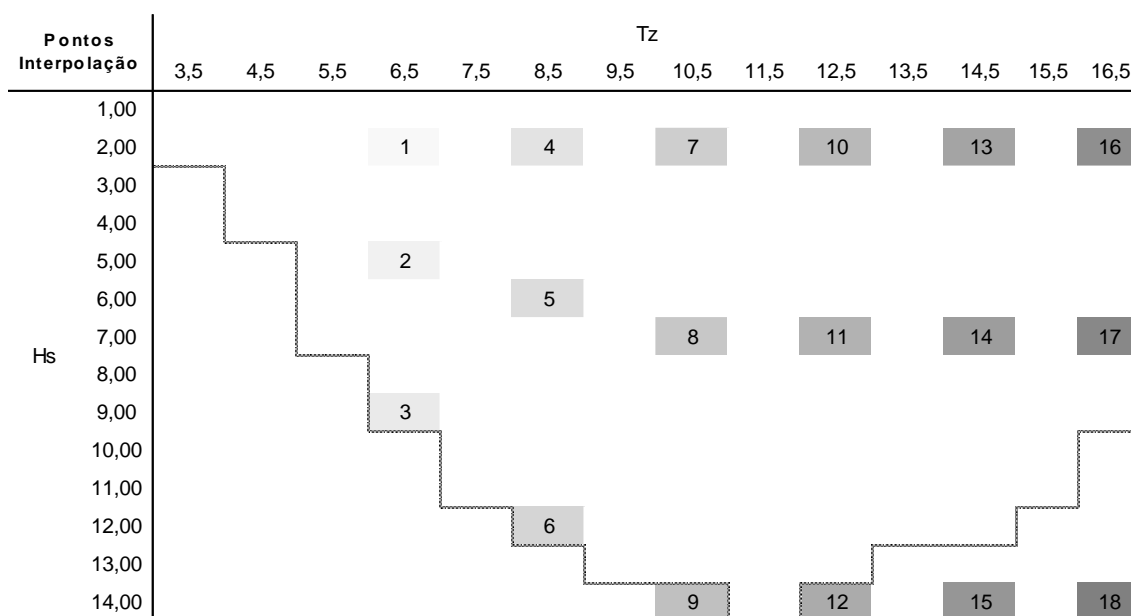


Tabela B-2: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-II para Ajuste Superfície de Resposta

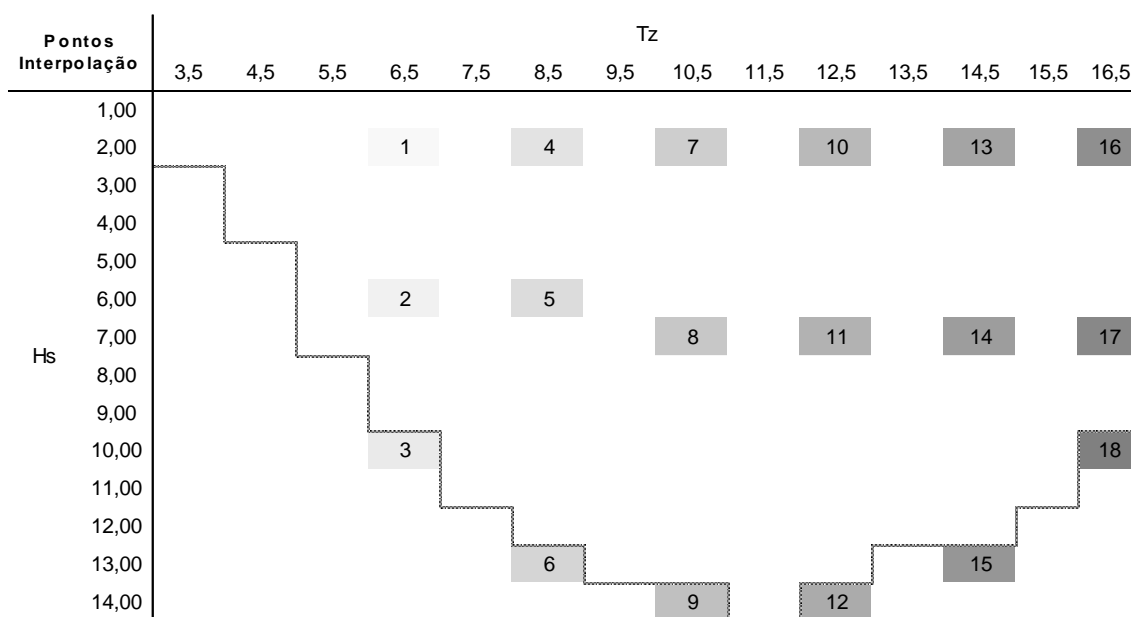


Tabela B-3: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-III para Ajuste Superfície de Resposta

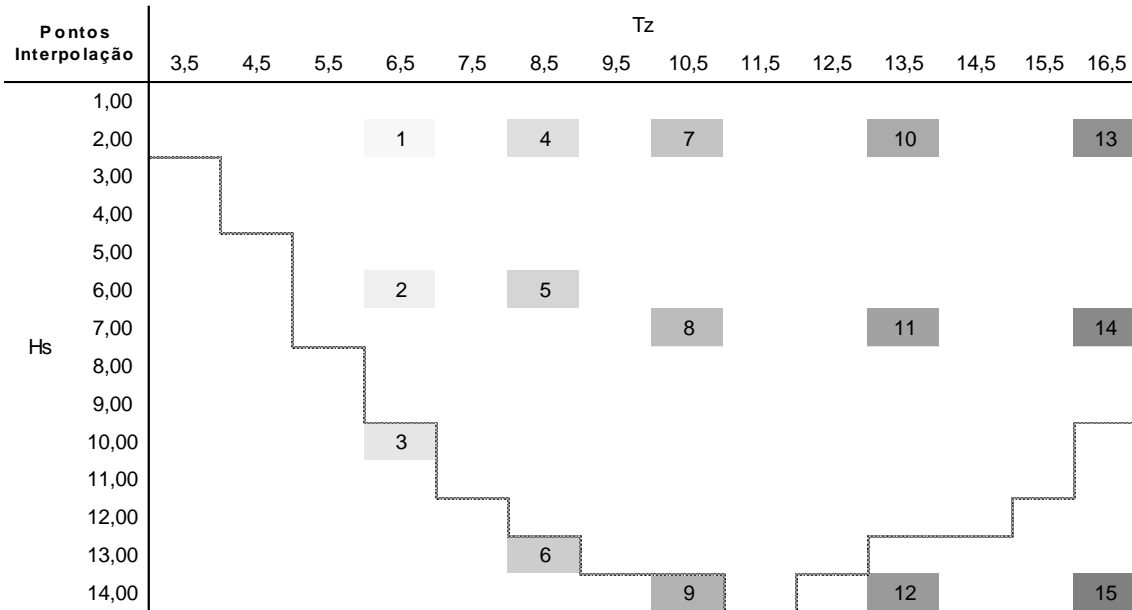


Tabela B-4: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-IV para Ajuste Superfície de Resposta

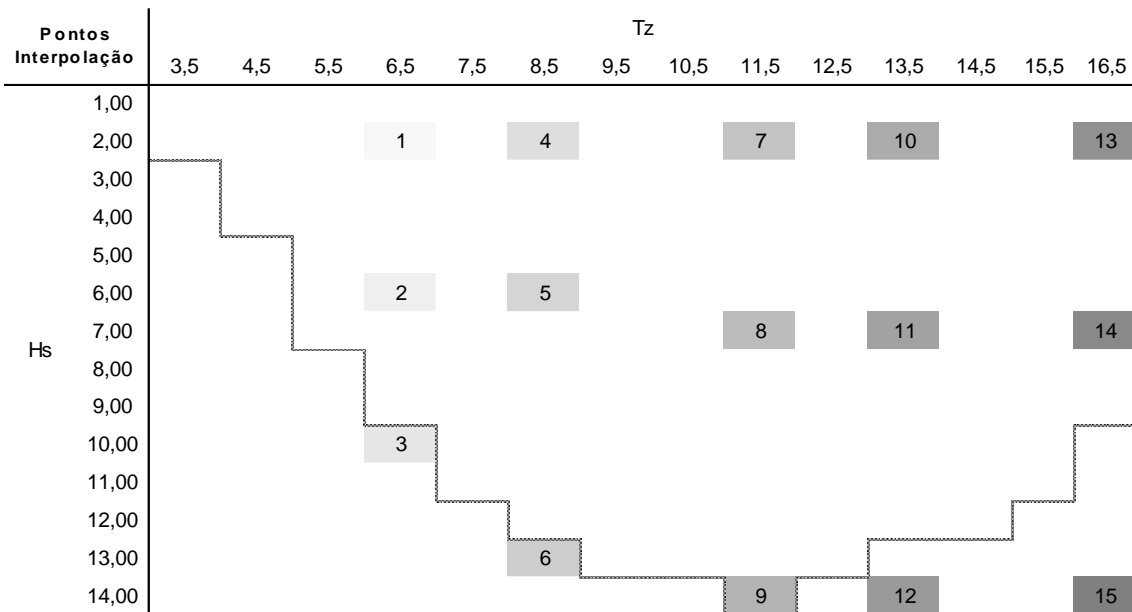


Tabela B-5: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-V para Ajuste Superfície de Resposta

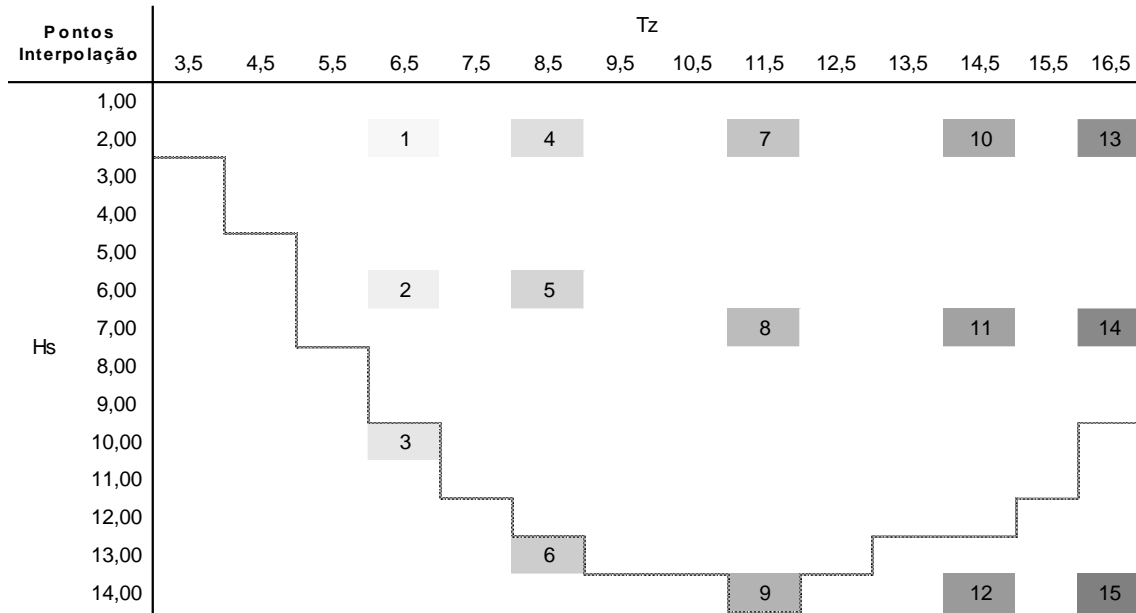


Tabela B-6: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-VI para Ajuste Superfície de Resposta

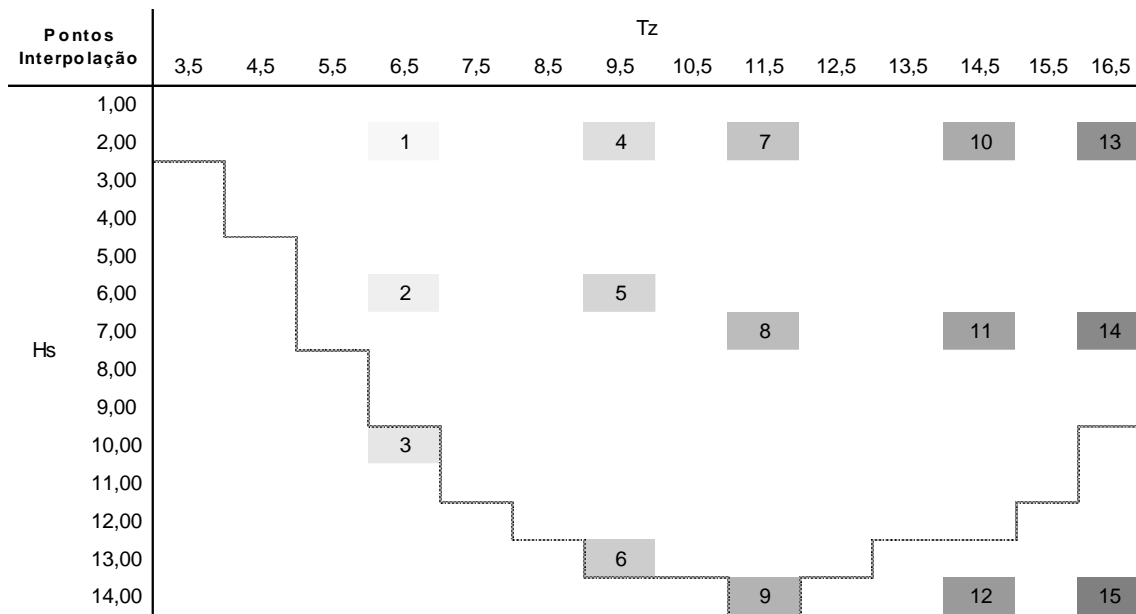


Tabela B-7: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-VII para Ajuste Superfície de Resposta

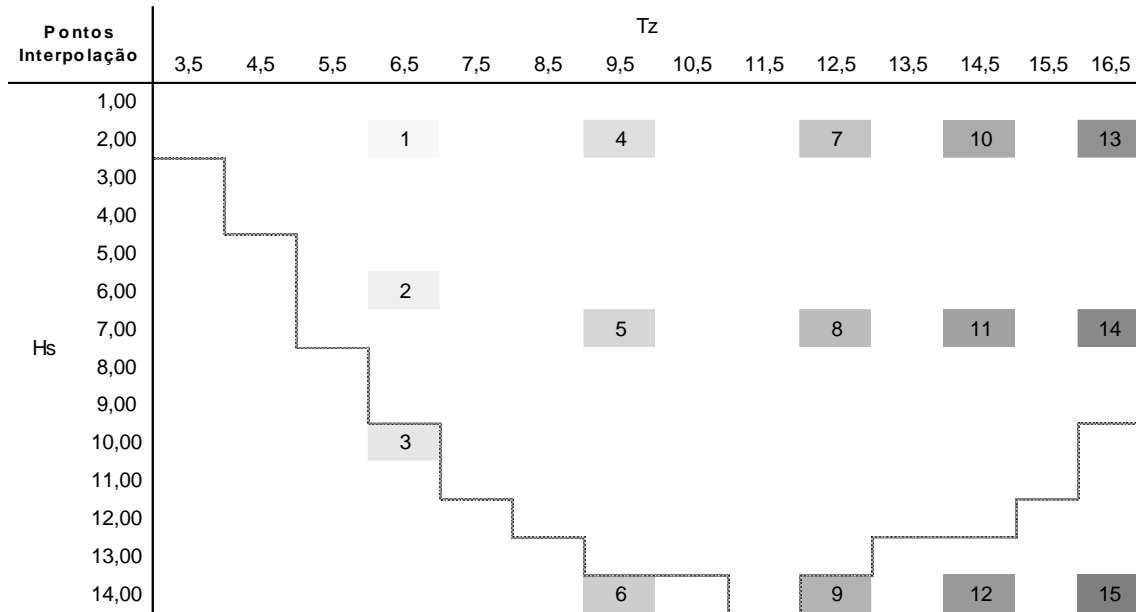


Tabela B-8: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-VIII para Ajuste Superfície de Resposta

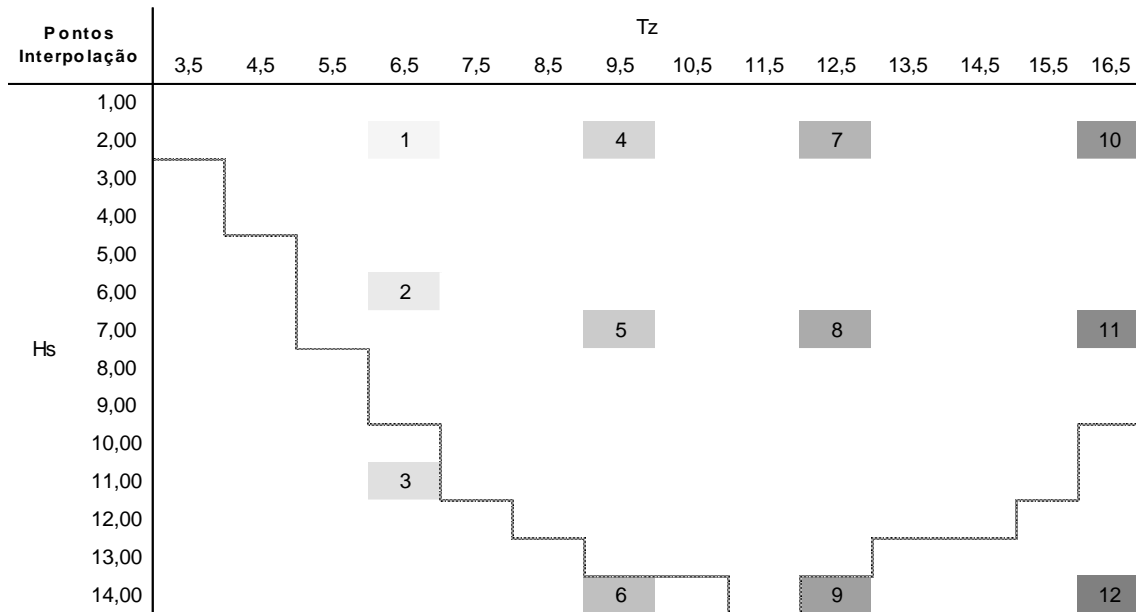


Tabela B-9: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-IX para Ajuste Superfície de Resposta

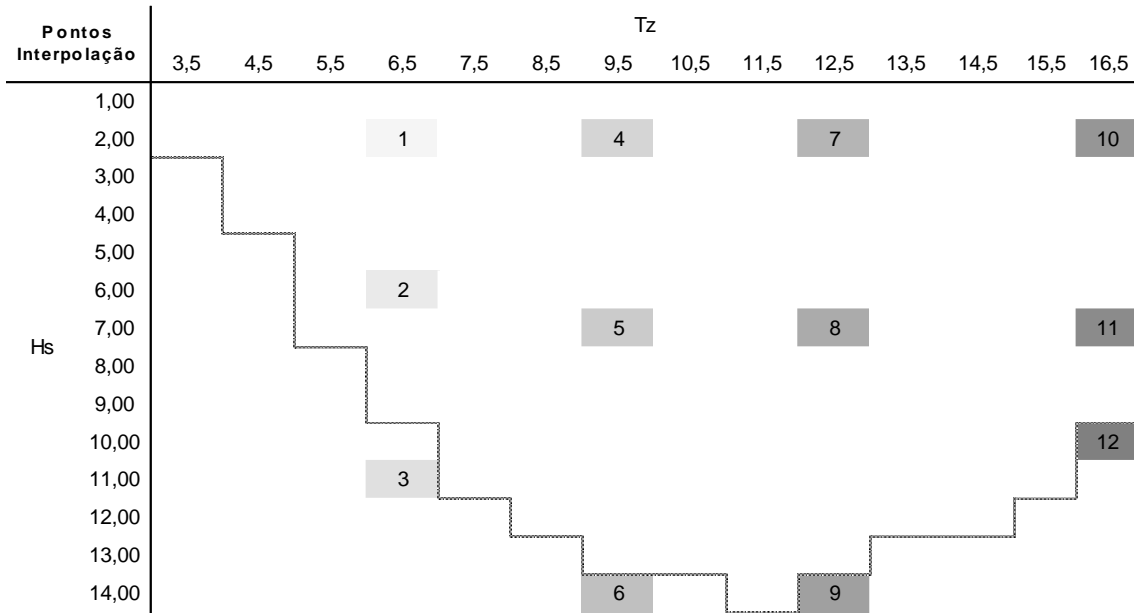


Tabela B-10: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-X para Ajuste Superfície de Resposta

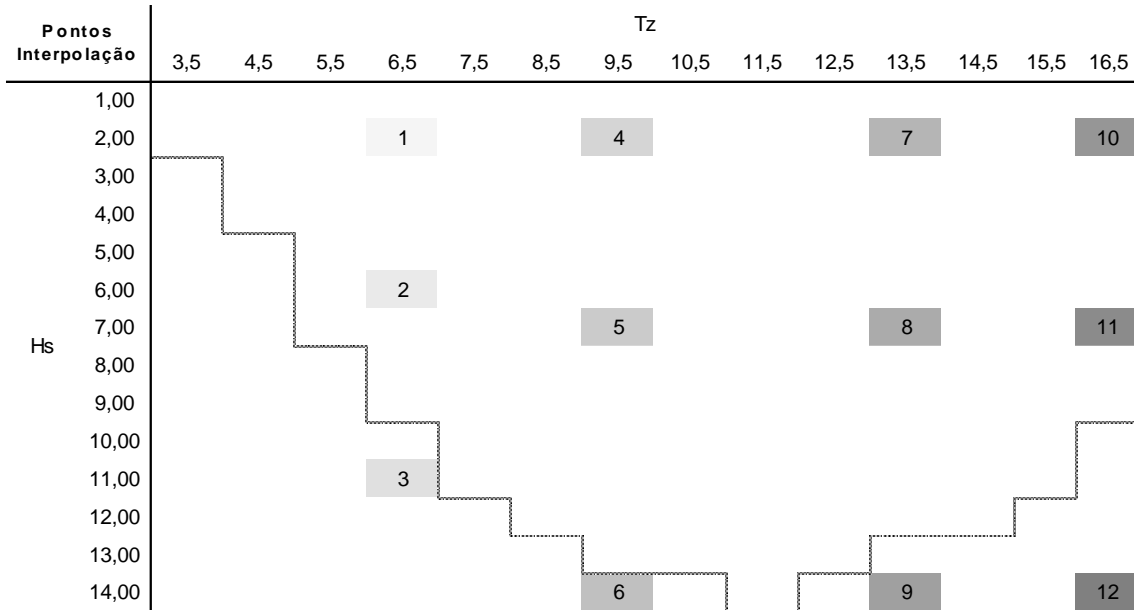


Tabela B-11: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-XI para Ajuste Superfície de Resposta

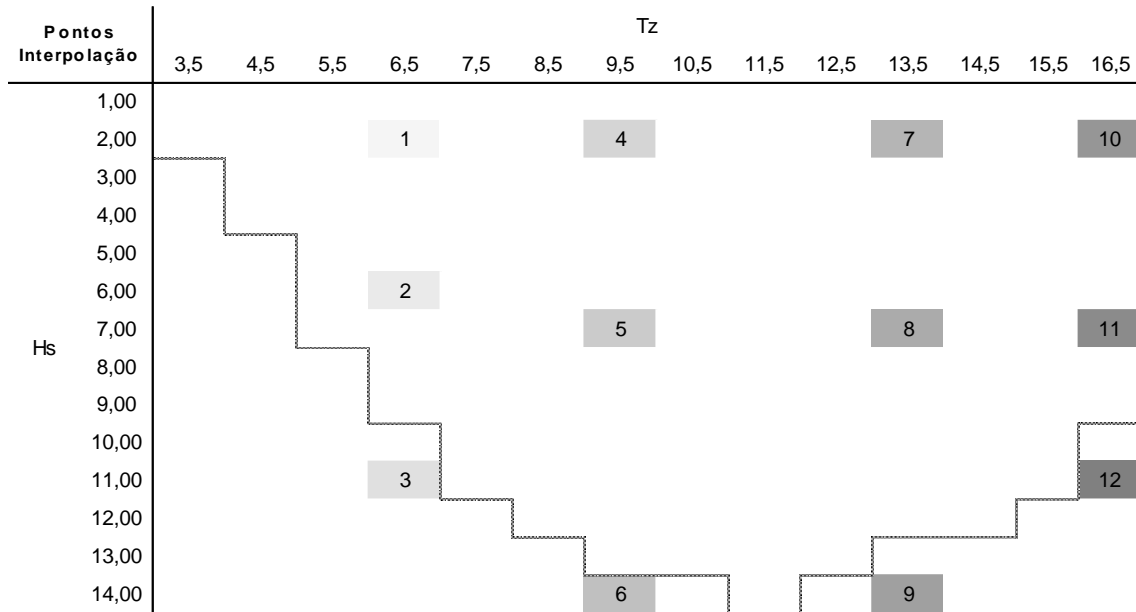


Tabela B-12: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-XII para Ajuste Superfície de Resposta

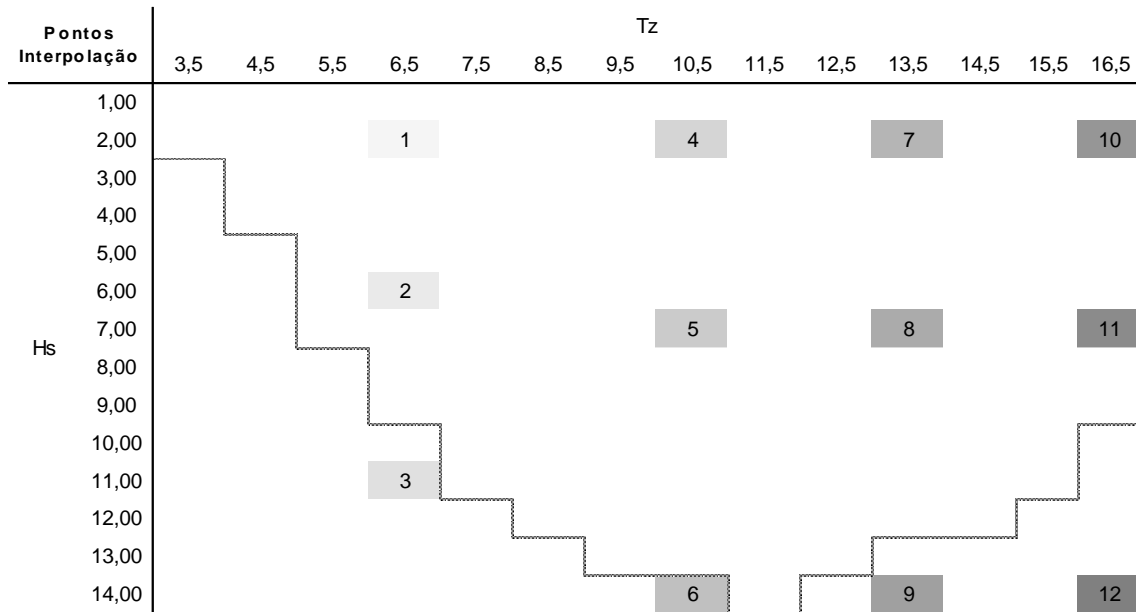


Tabela B-13: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-XIII para Ajuste Superfície de Resposta

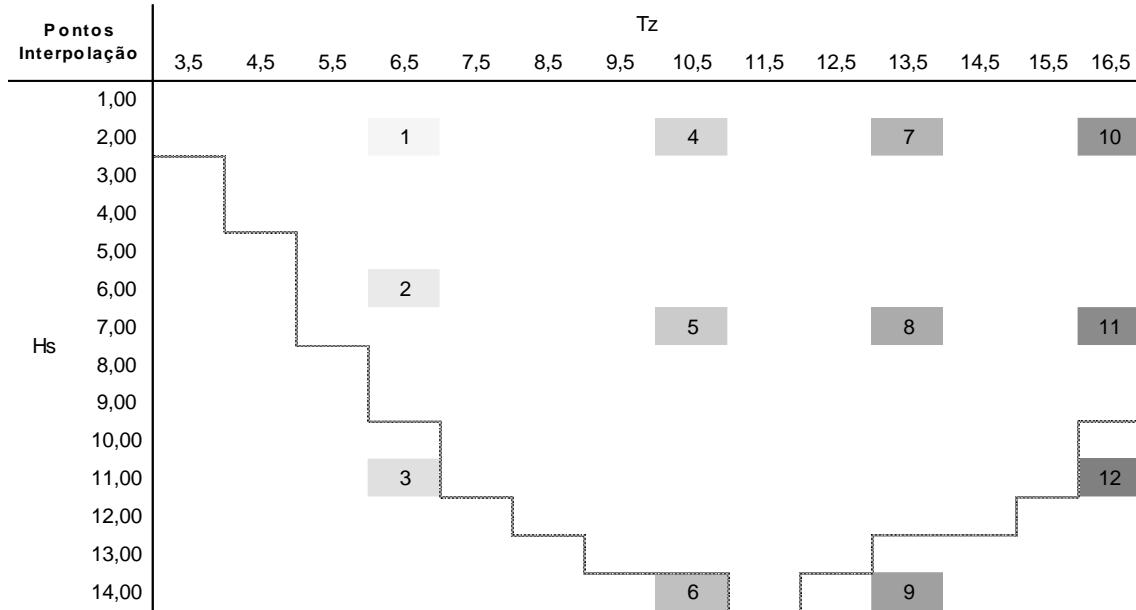


Tabela B-14: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-XIV para Ajuste Superfície de Resposta

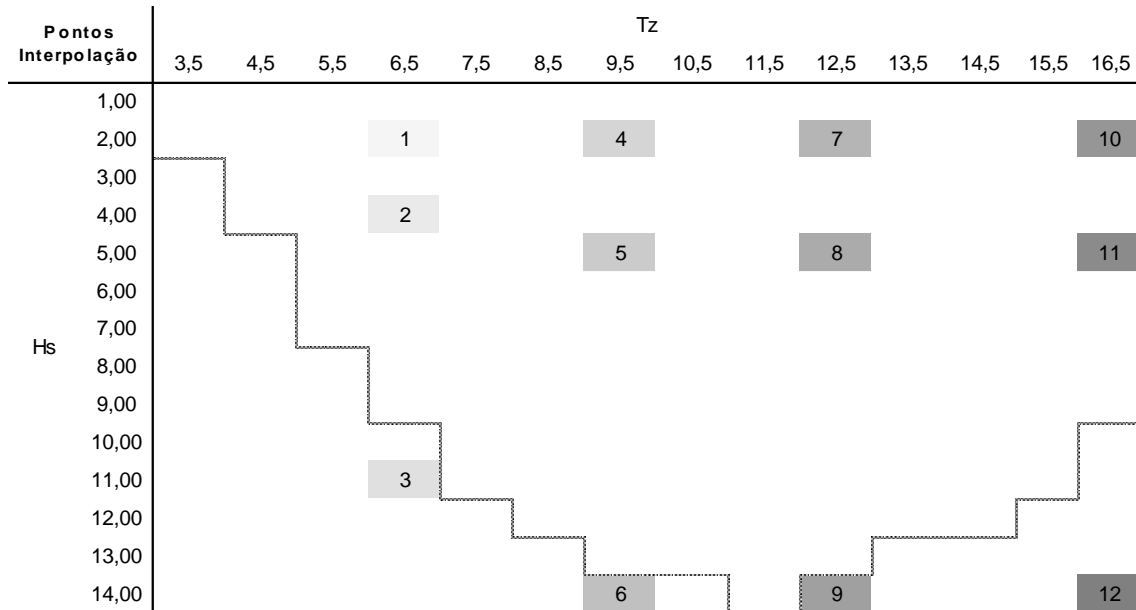


Tabela B-15: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-XV para Ajuste Superfície de Resposta

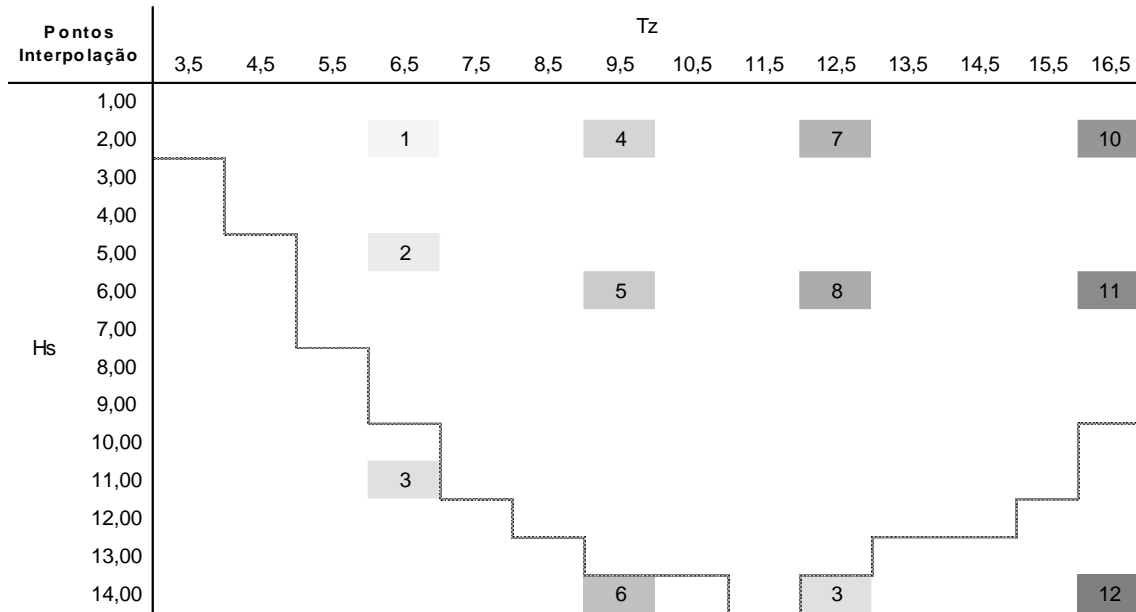


Tabela B-16: MSR para 142 Estados de Mar – Conjunto B-XVI para Ajuste Superfície de Resposta

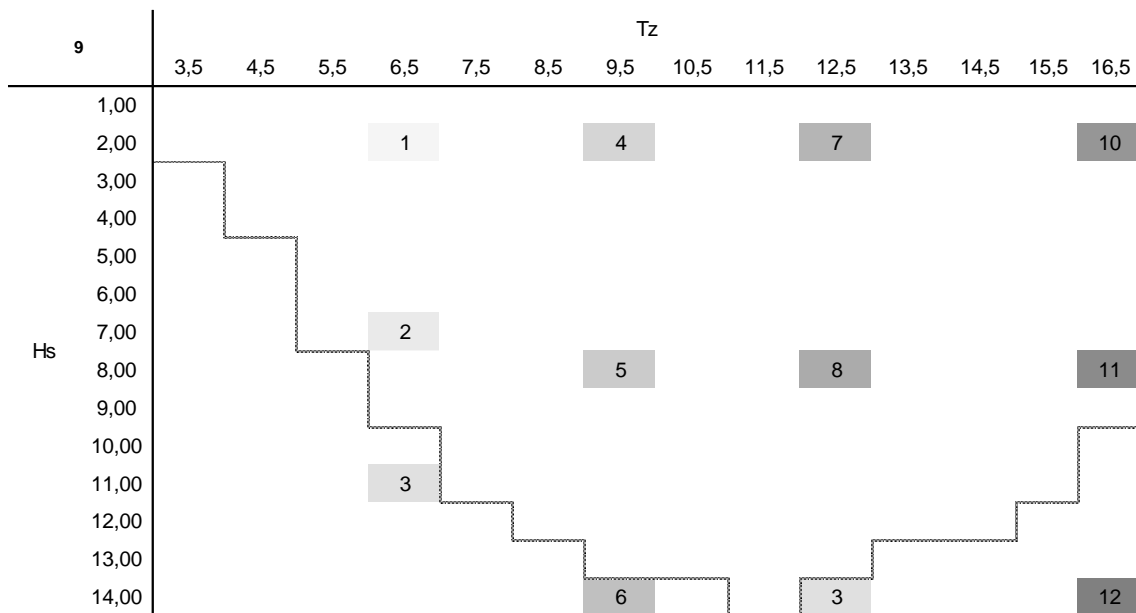


Tabela B-17: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-XVII para Ajuste Superfície de Resposta

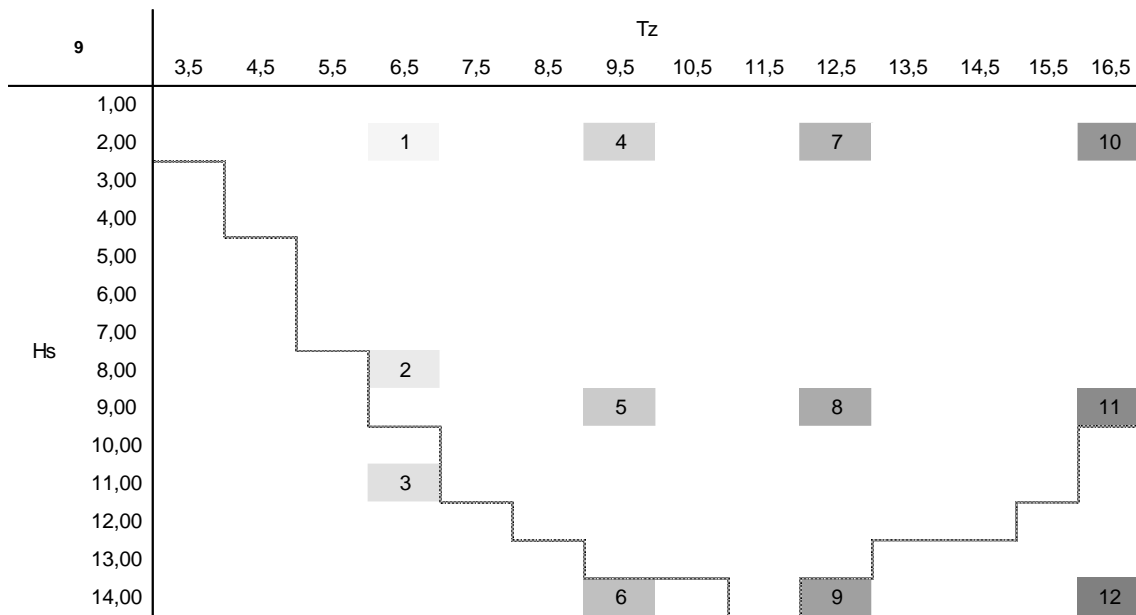


Tabela B-18: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-XVIII para Ajuste Superfície de Resposta

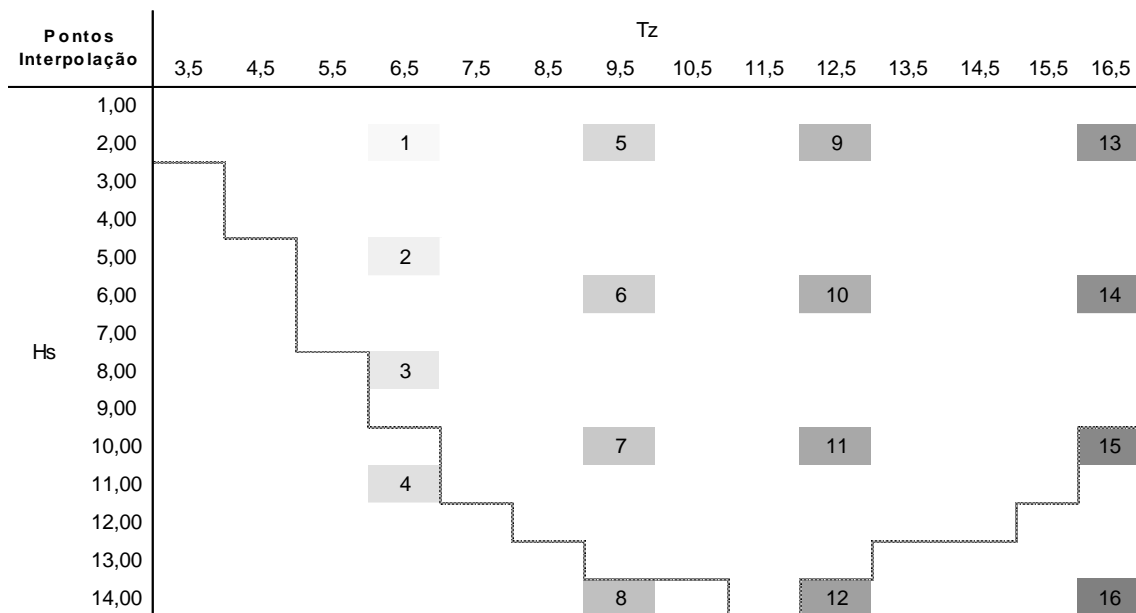


Tabela B-19: MSR para 142 Estados de Mar - Conjunto B-XIX para Ajuste Superfície de Resposta

