

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Escola de Engenharia
Programa De Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas

**AVALIAÇÃO DE DANO POR FADIGA BASEADO NA ABORDAGEM DAS
TENSÕES HOT-SPOT EM JUNTAS TUBULARES KT OFFSHORE**

Bianca Vieira Ávila

Belo Horizonte

2021

Bianca Vieira Ávila

Avaliação de dano por fadiga baseado na abordagem das tensões de hot-spot em juntas tubulares KT offshore

Versão Final

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de “Mestre em Engenharia de Estruturas”.

Orientador: Prof. Dr. Hermes Carvalho

Co-orientador: Prof. Dr. José António F. O. Correia

Belo Horizonte
2021

A958a Ávila, Bianca Vieira.
Avaliação de dano por fadiga baseado na abordagem das tensões de hot-spot em juntas tubulares KT offshore [recurso eletrônico] / Bianca Vieira Ávila. - 2021.
1 recurso online (134 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Hermes Carvalho.
Coorientador: José António Fonseca de Oliveira Correia.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Apêndices: f. 112-134.

Bibliografia: f. 105-111.
Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia de estruturas - Teses. 2. Deformações e tensões - Teses. 3. Método dos elementos finitos - Teses. I. Carvalho, Hermes. II. Correia, José António Fonseca de Oliveira. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU: 624(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas



**ATA DA DEFESA DE DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS Nº: 380 DA
ALUNA BIANCA VIEIRA ÁVILA.**

Às **08:30** horas do dia **16 do mês de abril de 2021**, reuniu-se, totalmente por videoconferência para atender aos novos protocolos de distanciamento social adotados pelo Governo Federal e pela Prefeitura de Belo Horizonte, que integram medidas para combater o avanço da pandemia de Covid-19, provocada pelo novo coronavírus, a Comissão Examinadora indicada pelo Colegiado do Programa em 31 de março de 2021, para julgar a defesa da Dissertação de Mestrado intitulada "**Avaliação de Dano por Fadiga Baseado na Abordagem das Tensões Hot-Spot em Juntas Tubulares KT Offshore**", cuja aprovação é um dos requisitos para a obtenção do Grau de MESTRE EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS na área de Estruturas.

Abrindo a sessão, o Presidente da Comissão, Prof. Dr. Hermes Carvalho, após dar a conhecer aos presentes o teor das Normas Regulamentares passou a palavra à candidata para apresentação de seu trabalho. Seguiu-se a arguição pelos examinadores, com a respectiva defesa da candidata. Logo após, a Comissão se reuniu, sem a presença da candidata e do público, para julgamento e expedição do resultado final. Foram atribuídas as seguintes indicações:

Prof. Dr. Prof. Dr. Hermes Carvalho - DEES - UFMG (Orientador)

Prof. Dr. José Antônio Fonseca de Oliveira Correia - Universidade do Porto (Coorientador)

Prof. Dr. Rodrigo Barreto Caldas - DEES - UFMG

Prof. Dr. Tiago João Fazeres Marques Ferradosa - Universidade do Porto

Pelas indicações da Comissão, a candidata foi considerada APROVADA conforme pareceres em anexo.

O resultado final foi comunicado publicamente ao candidato pelo Presidente da Comissão. Nada mais havendo a tratar, o Presidente encerrou a reunião e lavrou a presente ATA, que será assinada por todos os membros participantes da Comissão Examinadora.

Belo Horizonte, 16 de abril de 2021.

Observações:

1. A aprovação do (a) candidato (a) na defesa da Dissertação de Mestrado não significa que o mesmo tenha cumprido todos os requisitos necessários para obtenção do Grau de Mestre em Engenharia de Estruturas;
2. Este documento não terá validade sem a assinatura do Coordenador do Programa de Pós-Graduação.



Documento assinado eletronicamente por **José Antônio Fonseca de Oliveira Correia, Usuário Externo**, em 19/04/2021, às 12:03, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Hermes Carvalho, Professor do Magistério Superior**, em 19/04/2021, às 16:47, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Tiago João Fazeres Marques Ferradosa, Usuário Externo**, em 19/04/2021, às 17:13, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Rodrigo Barreto Caldas, Professor do Magistério Superior**, em 19/04/2021, às 18:23, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **0682826** e o código CRC **C0759A15**.



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

"AVALIAÇÃO DE DANO POR FADIGA BASEADO NA ABORDAGEM DAS TENSÕES HOT-SPOT EM JUNTAS TUBULARES KT OFFSHORE"

Bianca Vieira Ávila

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "Mestre em Engenharia de Estruturas".

Comissão Examinadora:

Prof. Dr. Prof. Dr. Hermes Carvalho - DEES - UFMG (Orientador)

Prof. Dr. José Antônio Fonseca de Oliveira Correia - Universidade do Porto (Coorientador)

Prof. Dr. Rodrigo Barreto Caldas - DEES - UFMG

Prof. Dr. Tiago João Fazeres Marques Ferradosa - Universidade do Porto

Belo Horizonte, 16 de abril de 2021



Documento assinado eletronicamente por **Tiago João Fazeres Marques Ferradosa, Usuário Externo**, em 16/04/2021, às 17:58, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).

Documento assinado eletronicamente por **José Antônio Fonseca de Oliveira Correia, Usuário Externo**, em 19/04/2021, às 12:03, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto](#)



[nº 10.543, de 13 de novembro de 2020.](#)



Documento assinado eletronicamente por **Hermes Carvalho, Professor do Magistério Superior**, em 19/04/2021, às 16:41, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020.](#)



Documento assinado eletronicamente por **Rodrigo Barreto Caldas, Professor do Magistério Superior**, em 19/04/2021, às 18:22, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020.](#)



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **0672803** e o código CRC **72B80092**.

I do not know what I may appear to the world, but to myself I seem to have been only like a boy playing on the seashore, and diverting myself in now and then finding a smoother pebble or a prettier shell than ordinary, whilst the great ocean of truth lay all undiscovered before me.

Isaac Newton.

AGRADECIMENTOS

À Deus por me amar primeiro a quem, sem o qual não teria chegado até aqui. Porque por meio d'Ele é que todas as coisas acontecem.

Aos meus orientadores Prof. Dr. Hermes Carvalho e Prof. Dr. José Correia que me inseriram nessa jornada que, a priori, pareceu tão desafiadora (e de fato foi) mas que me trouxe grande crescimento profissional e por me incentivarem a ir além dos meus limites e me darem suporte para isso. Ao Prof. Hermes, pela compreensão das minhas dificuldades e pela paciência em ensinar. À ambos exprimo minha gratidão e admiração.

Aos meus pais, Ricardo e Rosangela, por sempre me incentivaram a estudar e por me ampararem e fornecerem todo o suporte necessário ao longo desses anos para que eu pudesse chegar até aqui. E, acima de tudo, por todo amor e compreensão, eu amo vocês.

Ao Lucas, meu companheiro e amigo, que sempre acreditou em mim mais do que eu a mim mesma, por ser meu maior incentivador. Obrigada por ouvir todos meus 'choros' e desesperos e me trazer a tranquilidade que eu precisava.

Aos professores do DEES, em especial à Prof. Dra. Ana Lydía que em alguns momentos contribuiu com grande ajuda as dúvidas relacionadas ao ABAQUS, ao Prof. Dr. Rodrigo Caldas que disponibilizou os computadores e auxiliou na resolução das dificuldades para o uso das máquinas, computadores sem o qual esta pesquisa nunca teria chegado ao fim. À minha querida turminha do DEES, meus grandes amigos que levarei para minha vida: Carol, Laura, Zé Filho, Bernardo e Jorge pela amizade e por nos mantermos no mesmo 'barco', pelo nosso sistema de cooperação tão maravilhoso que criamos, eu realmente sinto vocês como uma família. À Cris, por me socorrer -incontáveis- vezes sempre com a maior disposição, carinho e paciência, por me ensinar e re-ensinar quando necessário, você é uma pessoa extremamente admirável e uma profissional incrível.

Aos colegas da Universidade do Porto e da Universidade de Bologna, António Mourão e Ali Aidibi meus sinceros agradecimentos por me fornecerem gentilmente toda informação necessária, e pelas discussões, ajudas que foram muito importantes para o estudo.

Agradeço às instituições de fomento à pesquisa de meu país, principalmente, à CAPES, que apoiou financeiramente a elaboração deste trabalho.

À Todos que direta, ou indiretamente contribuíram para o desenvolvimento deste trabalho, meus sinceros agradecimentos.

Bianca Ávila.

RESUMO

ÁVILA, B.V. **Avaliação de dano por fadiga baseado na abordagem das tensões de hot-spot em juntas tubulares KT offshore**. 2021. 133 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, 2021.

A expansão da indústria *offshore* tem sido notória nas últimas décadas, seja na busca pelo petróleo e gás ou na produção de energia eólica. Devido ao meio na qual estão inseridas, essas estruturas estão submetidas a carregamentos cíclicos de origem ambiental como ventos e ondas e, por consequência, sujeitas a danos por fadiga que podem resultar desde o aparecimento e crescimento de trincas até o colapso total da estrutura. Por muito tempo as tensões nominais foram utilizadas na avaliação e estudo da resistência à fadiga, porém, essa abordagem é limitada e não considera os efeitos de descontinuidades geométricas e concentração de tensões. A abordagem de tensão de *hot-spot*, por outro lado, tem sido proposta em códigos e recomendações como na IIW (2016) e DNV (2019) por apresentar resultados mais confiáveis.

Por esta razão, este estudo objetiva avaliar o dano por fadiga de 2 juntas tubulares KT que integram uma estrutura de suporte *offshore* do tipo *jacket*. Para isso, as juntas em questão são estudadas analiticamente e numericamente através do software ABAQUS utilizando o método das tensões *hot-spot* descrito nas recomendações IIW (2016) e DNV (2019). No método numérico a influência da geometria da solda é também avaliada. A tensão de *hot-spot* é obtida através do método analítico proposto pela DNV-RP-C203 (2019) que é derivado da combinação de equações analíticas do fator de concentração de tensão propostas por Efthymiou (1988) e do método de superposição de tensões. O dano por fadiga é obtido através do método de acumulação de dano simplificado proposto pela DNV-RP-C203 (2019).

Os resultados mostraram maior conservadorismo nas recomendações da IIW (2016) em relação aos métodos numéricos e analíticos da DNV (2019). Em relação à influência da solda no modelo sólido, devido às simplificações adotadas, foi observado uma modesta variação nas tensões o que não implicou em mudanças significativas devido a consideração da geometria do cordão de solda.

Palavras-chave: Estruturas *offshore*; Fadiga; Tensões de *hot-spot*; Acumulação de dano simplificado; Análise de elementos finitos.

ABSTRACT

ÁVILA, B.V. **Fatigue damage assessment based on the hot-spot stress approach in offshore tubular KT joints.** 2021. 133 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, 2021.

The expansion of the offshore industry has been noticeable in the last few decades, whether in the production of oil and gas or wind energy. Due to the environment to which they are inserted, these structures are subjected to cyclical loads of environmental origin such as winds and waves, and consequently, they are subject to fatigue damage that can result from the growth of cracks to the structure collapse. Nominal stresses have long been used in the assessment and study of fatigue strength; however, this approach is limited and does not consider the effects of geometric discontinuities and stress concentration. On the other hand, the hot-spot stress approach has been proposed in codes and recommendations as in IIW (2016) and DNV (2019) for presenting more reliable results.

For this reason, this study aims to assess the fatigue damage of a tubular KT-joint that integrate a jacket-type offshore support structure. For this, the joints are studied analytically and numerically using the ABAQUS software through the hot-spot stress method described in the IIW (2016) and DNV (2019) recommendations. In the numerical modelling, the influence of the weld geometry is also evaluated. The hot-spot stresses are calculated using the analytical method proposed by DNV-RP-C203 (2019) derived from Efthymiou's analytical equations for the stress concentration factor, combined with the stresses superposition. The fatigue damage evaluation is calculated through the simplified fatigue analysis proposed by DNV (2019).

The results showed greater conservatism in the IIW (2016) recommendations in comparison to the numerical and analytical methods presented in DNV (2019). Regarding the influence of the weld on the solid model, due to the simplifications adopted, a modest variation in the stresses was observed, which did not imply significant changes due to the consideration of the weld geometry.

Keywords: Offshore structures; Fatigue; Hot-spot stresses; Simplified fatigue Analysis; Finite element analysis.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1-1: Capacidade total de energia eólica instalada na Europa. Fonte: (WindEurope, 2019).	16
Figura 2-1: Tipos de plataformas Flutuantes (Bureau of Ocean Energy Management, 2000).	22
Figura 2-2: Tipos de fundações de turbinas eólicas <i>offshore</i> (European Wind Energy Association, 2013).	22
Figura 2-3: Cargas em turbinas eólicas <i>offshore</i> . Adaptado de: (He e Zhu, 2019).	23
Figura 2-4: Representação de um histórico de onda.	25
Figura 2-5: Faixa de aplicabilidade de teoria de ondas (Le Méhauté, 1976).	27
Figura 2-6: Tipos de juntas (Aidibi, 2020).	30
Figura 2-7: Definição do método de extrapolação. Adaptado de: (IIW, 2016).	32
Figura 2-8: Tipos de <i>hot-spot</i> (IIW, 2016).	33
Figura 2-9: Exemplos de pontos de referência e extrapolação para diferentes tipos de malha. Adaptado de: (IIW, 2016).	34
Figura 2-10: Pontos de cálculo do SCF. Adaptado de: (DNV-RP-C203, 2019).	37
Figura 2-11: Parâmetros geométricos de cálculo (DNV-RP-C203, 2019).	38
Figura 2-12: Pontos para leitura de tensões para derivação de tensão de <i>hot-spot</i> em juntas tubulares (DNV-RP-C203, 2019).	41
Figura 2-13: Fator de concentração para juntas tipo T e Y (DNV-RP-C203, 2019).	43
Figura 2-14: Fator de concentração para juntas tipo X (DNV-RP-C203, 2019).	44
Figura 2-15: Método de superposição de tensões. Adaptado de: (DNV-RP-C203, 2019).	45
Figura 2-16: Curvas S-N aplicadas a juntas tubulares considerando condições ambientais. Adaptado de: (DNV-RP-C203, 2019).	47
Figura 2-17: Modos de fratura (Suresh, 1998).	53
Figura 2-18: Estágios de propagação de trinca por fadiga (Fernandes, 1999).	54
Figura 2-19: Descrição da Integral-J (Chambel <i>et. al.</i> , 2016).	55
Figura 3-1: Estrutura <i>offshore</i> do tipo Jaqueta em estudo.	57
Figura 3-2: Detalhe da junta.	58
Figura 3-3: Dados de dispersão de onda para soma de todas as direções (Mourão, 2018).	59
Figura 3-4: Vista em perspectiva dos modelos.	60
Figura 3-5: Vista em plano dos modelos.	61
Figura 3-6: Solda representada em torno de um dos braços.	61

Figura 3-7: Nomenclatura para uma junta do tipo KT. Adaptado de: (DNV-RP-C203, 2019).	62
Figura 3-8: Condições de Contorno.	67
Figura 3-9: Esquema gráfico dos modelos estudados.	67
Figura 3-10: Região de refinamento de malha.	68
Figura 3-11: Pontos e indicação de malha. Adaptado de: (DNV-RP-C203, 2019).....	69
Figura 3-12: Pontos de avaliação de <i>hot-spot</i> na junta KT.....	70
Figura 3-13: Distribuição de tensões para o <i>LoadCase</i> 1 da onda 80, vista frontal.	71
Figura 3-14: Distribuição de tensões para o <i>LoadCase</i> 1 da onda 80, vista posterior.....	71
Figura 3-15: Fluxograma para uma análise de fadiga simplificada usando tensões de <i>hot-spot</i>	74
Figura 4-1: Diferença nas tensões entre ondas.	75
Figura 4-2: Amplitude de tensão.	76
Figura 4-3: Malha IIW (2016) – Braço 4938.	77
Figura 4-4: Malha IIW (2016) – Braço 4940.	78
Figura 4-5: Malha IIW (2016) – Braço 4939.	79
Figura 4-6: Malha IIW (2016) – Braço 5112.	80
Figura 4-7: Malha IIW (2016) – Braço 5116.	81
Figura 4-8: Malha IIW (2016) – Braço 5110.	82
Figura 4-9: Malha DNV (2019) – Braço 4938.	83
Figura 4-10: Malha DNV (2019) – Braço 4940.	84
Figura 4-11: Malha DNV (2019) – Braço 4939.	85
Figura 4-12: Malha DNV (2019) – Braço 5112.	86
Figura 4-13: Malha DNV (2019) – Braço 5116.	87
Figura 4-14: Malha DNV (2019) – Braço 5110.	88
Figura 4-15: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 4938.	89
Figura 4-16: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 4940.	90
Figura 4-17: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 4939.	91
Figura 4-18: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 5112.	92
Figura 4-19: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 5116.	93
Figura 4-20: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 5110.	94
Figura 4-21: Dano à fadiga em torno dos 8 pontos da junta YZ.	102
Figura 4-22: Esquema da vista superior da junta YZ.	102

LISTA DE TABELAS

Tabela 2-1: Curvas S-N aplicadas a juntas tubulares. Adaptado de: (DNV-RP-C203, 2019).	47
Tabela 2-2: Fatores de projeto de fadiga usados em estruturas de aço <i>offshore</i> .	49
Tabela 3-1: Coordenada dos elementos em metros.	62
Tabela 3-2: Diâmetro e espessura dos elementos.	62
Tabela 3-3: Parâmetros geométricos.	62
Tabela 3-4: Carregamentos nos braços do plano XZ para a onda 73.	64
Tabela 3-5: Carregamentos nos braços do plano XZ para a onda 80.	65
Tabela 3-6: Carregamentos nos braços do plano YZ para a onda 73.	65
Tabela 3-7: Carregamentos nos braços do plano YZ para a onda 80.	66
Tabela 3-8: Pontos de extrapolação e tamanho de malha.	68
Tabela 4-1: Dano por fadiga para modelos sólido de malha IIW (2016).	96
Tabela 4-2: Dano por fadiga para modelos sólido com solda de malha IIW (2016).	97
Tabela 4-3: Dano por fadiga para modelos sólido de malha DNV (2019).	98
Tabela 4-4: Dano por fadiga para modelos sólido com solda de malha DNV (2019).	99
Tabela 4-5: Dano por fadiga para as tensões analíticas.	100
Tabela 4-6: Danos máximos à fadiga.	101

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras romanas minúsculas

a	profundidade da trinca;
\bar{a}	interceptação da curva S-N de projeto com o eixo $\log N$;
\bar{a}_1	parâmetros de fadiga S-N para $N < 10^7$ ciclos;
\bar{a}_2	parâmetros de fadiga S-N para $N > 10^7$ ciclos;
a_n	função que dependem das condições de contorno da estrutura e do mar;
b_n	função que dependem das condições de contorno da estrutura e do mar;
f_N	força normal à estrutura;
g_{AB}	<i>gap</i> ou espaçamento entre os braços A e B;
g_{BC}	<i>gap</i> ou espaçamento entre os braços B e C;
h	parâmetro de distribuição de forma da distribuição de Weibull;
k	coeficiente de espessura;
k	número de ocorrências de onda;
m	inclinação inversa negativa da curva S-N;
m_1	parâmetros de fadiga S-N para $N < 10^7$ ciclos;
m_2	parâmetros de fadiga S-N para $N > 10^7$ ciclos;
n_i	número de ciclos de tensão no bloco de tensão i ;
q	parâmetro de escala da distribuição de Weibull;
t	espessura através da qual uma rachadura/trinca provavelmente crescerá;
t	instante de tempo de duração da onda;
t_{ref}	espessura de referência igual a 25 mm para conexões soldadas que não sejam tubulares, e 16 mm para juntas tubulares;
\bar{u}	vetor de deslocamento em ds;
v	velocidade da partícula (onda ou corrente);
v_0	frequência média <i>zero up-crossing</i> ;
\dot{v}	aceleração da partícula;
x	posição de onda;
y	posição da fibra extrema no sentido do eixo y;
z	posição da fibra extrema no sentido do eixo z.

Letras romanas maiúsculas

A	área da estrutura normal ao fluxo da corrente;
C_A	coeficiente de massa adicionado;
C_D	coeficiente de arrasto;
D	dano por fadiga acumulado;
H	altura da onda;

I	inércia da seção;
I_y	Inércia em y;
I_z	Inércia em z;
K	fator de intensidade de tensão;
K_C	número de Keulegan-Carpenter;
L	comprimento de onda;
M	ordem da teoria de Stokes a ser considerada;
M	momento fletor aplicado;
M_y	momento fletor no eixo y;
M_z	momento fletor no eixo z;
N_i ou N_f	número de ciclos até a falha;
P	ação da força na seção transversal;
Q	probabilidade de falha no espectro de tensões
R_e	número de Reynolds;
S_1	tensão no ponto de transição dos dois segmentos da curva S-N;
T	período de onda;
T_d	vida útil de projeto em segundos;
U	velocidade uniforme do fluxo da corrente;
U_w	velocidade média do vento, tomada a uma elevação de 10 m da superfície;
W	trabalho por unidade de volume.

Letras gregas minúsculas

α	razão entre o comprimento da corda e duas vezes o diâmetro da mesma;
β_A	razão entre o diâmetro do braço A e o diâmetro da corda principal;
β_B	razão entre o diâmetro do braço B e o diâmetro da corda principal;
β_C	razão entre o diâmetro do braço C e o diâmetro da corda principal;
γ	razão entre o diâmetro da corda e duas vezes a espessura da mesma;
$\gamma()$	funções de gamma incompleto;
ε'_f	coeficiente de ductilidade à fadiga;
ζ_{AB}	razão entre g_{AB} e o diâmetro da corda;
ζ_{BC}	razão entre g_{BC} e o diâmetro da corda;
η	fator de uso;
η	superfície de onda;
θ_A	ângulo entre o braço A e a corda;
θ_B	ângulo entre o braço B e a corda;
θ_C	ângulo entre o braço C e a corda;
θ_{max}	maior ângulo entre $\theta_A, \theta_B, \theta_C$;
θ_{min}	menor ângulo entre $\theta_A, \theta_B, \theta_C$;
ρ	densidade do fluido;

σ_1	tensão de <i>hot-spot</i> no ponto 1;
σ_2	tensão de <i>hot-spot</i> no ponto 2;
σ_3	tensão de <i>hot-spot</i> no ponto 3;
σ_4	tensão de <i>hot-spot</i> no ponto 4;
σ_5	tensão de <i>hot-spot</i> no ponto 5;
σ_6	tensão de <i>hot-spot</i> no ponto 6;
σ_7	tensão de <i>hot-spot</i> no ponto 7;
σ_8	tensão de <i>hot-spot</i> no ponto 8;
σ'_f	coeficiente de resistência à fadiga;
σ_{hs}	tensão de <i>hot-spot</i> ;
σ_m	tensão média;
σ_{my}	tensão devido ao momento dentro do plano;
σ_{mz}	tensão devido ao momento fora do plano;
σ_{nom}	tensão nominal;
σ_x	tensão devido à força axial;
τ_A	razão entre a espessura do braço A e a espessura da corda principal;
τ_B	razão entre a espessura do braço B e a espessura da corda principal;
τ_C	razão entre a espessura do braço C e a espessura da corda principal;
ω	frequência da onda.

Letras gregas maiúsculas

$\Gamma()$	funções de gamma incompleto;
Δ	rugosidade da superfície da estrutura;
ΔK	faixa do fator de intensidade de tensão;
ΔK_c	faixa crítica do fator de intensidade de tensão;
$\Delta \varepsilon^e$	faixa de deformação elástica;
$\Delta \varepsilon^p$	faixa de deformação plástica;
$\Delta \sigma_0$	maior faixa de tensão de referência entre n_0 ciclos;
$\Delta \sigma_i$	faixa de tensões;
ϕ	velocidade potencial da onda.

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

<i>BLS</i>	<i>Buoyant Leg Structure</i>
DFE	Fator de fadiga de projeto
DNV	<i>Det Norske Veritas</i>
EPFM	Mecânica da fratura plástica elástica
<i>ETLPs</i>	<i>Extended Tension Leg Platforms</i>
<i>FPF</i>	<i>Floating Production Facility</i>
<i>FPSO</i>	<i>Floating Production, Storage and Offloading</i>
<i>HSS</i>	<i>Hot-Spot Stress</i> – Tensão de Hot-Spot
<i>IIW</i>	<i>International Institute of Welding</i>
LEFM	Mecânica da fratura elástica linear
MEF	Método dos Elementos Finitos
<i>SCF</i>	<i>Stress concentration factor</i> – Fator de concentração de Tensão
$SCF_{AC/AS}^{braço}$	Fator de concentração de tensão para carregamento axial nos pontos <i>crown</i> e <i>saddle</i> localizados sob os braços
$SCF_{AC/AS}^{corda}$	Fator de concentração de tensão para carregamento axial nos pontos <i>crown</i> e <i>saddle</i> localizados sob a corda
SCF_{MIP}^{corda}	Fator de concentração de tensão para momento dentro do plano nos pontos <i>crown</i> e <i>saddle</i> localizados sob a corda
SCF_{MIP}^{corda}	Fator de concentração de tensão para momento dentro do plano nos pontos <i>crown</i> e <i>saddle</i> localizados sob a corda
$SCF_{MOP}^{braço}$	Fator de concentração de tensão para momento fora do plano nos pontos <i>crown</i> e <i>saddle</i> localizados sob os braços
SCF_{MOP}^{corda}	Fator de concentração de tensão para momento fora do plano nos pontos <i>crown</i> e <i>saddle</i> localizados sob a corda
<i>SPARs</i>	Surface Piercing Articulated Caissons
<i>TBT</i>	<i>Tethered Buoyant Tower</i>
<i>TLPs</i>	<i>Tension Leg Platforms</i>
<i>TLWPs</i>	<i>Tension Leg Wellhead Platforms</i>

SUMÁRIO

1	Introdução.....	15
1.1	Considerações Gerais.....	15
1.2	Introdução à Fadiga em Estruturas <i>Offshore</i>	17
1.3	Objetivo	18
1.4	Justificativa	18
1.5	Organização do Trabalho	18
2	Revisão Bibliográfica	20
2.1	Introdução às Estruturas <i>Offshore</i>	20
2.1.1	Tipos de Estruturas <i>Offshore</i>	21
2.2	Carregamentos em Estruturas <i>Offshore</i>	22
2.2.1	Cargas de gravidade.....	24
2.2.2	Ondas e Teorias de Ondas	24
2.2.2.1	Equação de Morison.....	27
2.2.3	Cargas de Vento	28
2.2.4	Cargas Acidentais	29
2.3	Juntas Tubulares <i>Offshore</i>	29
2.4	Análises de tensões	30
2.4.1	Abordagem de Tensão Nominal.....	30
2.4.2	Abordagem de Tensão de <i>Hot-Spot</i>	31
2.4.2.1	Tensão de <i>hot-spot</i> segundo a IIW (2016)	32
2.5	Fator de Concentração de Tensão	35
2.5.1	Definição	35
2.5.1.1	Desenvolvimento de equações paramétricas	35
2.5.2	Fator de Concentração de Tensão Segundo o Código da DNV (2019).....	37
2.5.2.1	Método Analítico.....	37
2.5.2.2	Método Numérico - Tensão de <i>Hot-spot</i> segundo a DNV (2019)	41
2.5.2.3	Fator de concentração em diferentes geometrias.....	42
2.5.3	Método de Superposição de Tensões.....	44
2.6	Abordagens de Fadiga	45
2.6.1	Abordagens Globais	46
2.6.1.1	Curvas S-N – DNV (2019).....	46
2.6.1.2	Lei de Acumulação de Dano - DNV (2019)	48
2.6.1.3	Abordagem simplificada para acumulação de danos por fadiga segundo a DNV (2019)	49

2.6.2	Abordagens Locais	50
2.6.2.1	Método baseado em Tensão.....	51
2.6.2.2	Método baseado em Deformação	51
2.7	Abordagem da Mecânica da Fratura	52
2.7.1	Lei de Crescimento de Trincas	53
2.7.2	Fator de Intensidade de Tensão	54
3	Metodologia.....	57
3.1	Estudo de caso – Estrutura do tipo <i>Jacket</i>	57
3.1.1	Estudos Preliminares	58
3.1.1.1	Estudo da empresa Force Technology apresentados por Mourão (2018).....	58
3.1.1.2	Estudo de Aidibi (2020)	59
3.2	Estudo numérico	59
3.2.1	Geometria	60
3.2.2	Propriedades do Material.....	63
3.2.3	Carregamento e Condições de Contorno	63
3.2.4	Malha	67
3.2.5	Obtenção da Tensão de <i>Hot-Spot</i> Numericamente.....	69
3.3	Estudo Analítico	71
3.4	Avaliação do Dano por Fadiga – Análise simplificada à fadiga.....	72
4	Resultados e discussões	75
4.1	Cálculo das Tensões de <i>Hot-Spot</i>	75
4.1.1	Resultados numéricos considerando a malha recomendada pela IIW (2016)....	76
4.1.2	Resultados numérico considerando a malha recomendada pela DNV (2019) ...	83
4.1.3	Comparação das tensões dos modelos numéricos às obtidas através da solução analítica proposta pela DNV (2019).....	89
4.2	Avaliação do dano à fadiga pelo método simplificado.....	95
5	Conclusões.....	103
5.1	Sugestões para Trabalhos Futuros	104
	Referências	105
	Apêndice A	112
	Apêndice B	130

1 INTRODUÇÃO

1.1 Considerações Gerais

O acúmulo de dióxido de carbono nas camadas baixas da atmosfera tem se tornado um problema desde a revolução industrial no século XIX, quando o carvão e o óleo combustível expandiram como fontes de energia primária. Sabe-se que, como fontes de energias não renováveis os combustíveis fósseis tem potencial limitado e é esperado que se esgotem nos próximos séculos. Após a crise energética de 1973, a procura por energia limpa e renovável se torna imprescindível diante dos altos preços do petróleo, do cenário ambiental poluído, das chuvas ácidas e do efeito estufa. O sucesso da energia eólica em alguns países europeus nas últimas décadas fez com que outros países fora do continente considerassem essa alternativa em seus sistemas de geração de eletricidade. A energia limpa, econômica e renovável dos parques eólicos logo chamou a atenção de investidores ao redor do planeta (Şahin, 2004).

O primeiro parque eólico *offshore* foi instalado na Dinamarca em 1991, em um projeto de 5 MW com 11 turbinas de 450 kW, descomissionado em 2017 após gerar 243 GWh em 25 anos de operação (EPE, 2018). Em 2009 apenas 1% das instalações eólicas atuais globais haviam sido implantadas em ambientes marinhos, porém após esse ano a indústria *offshore* deu um salto e em 2019 mais de 10% das turbinas eólicas totais eram aplicadas ao mar, dentre estruturas de suporte do tipo *Jacket* e *Monopile*. Os avanços na tecnologia eólica progrediram muito desde sua expansão, uma única turbina *offshore* atual tem maior capacidade energética do que a produção dos dois primeiros parques eólicos *offshore* do mundo somados (GWEC, 2020). Hoje, a Europa é o continente que mais investe em energia renovável, em 2019 as novas instalações eólicas somaram 15.4 GW sendo 11.7 GW *onshore* e 3.6 GW *offshore*. Isso representa um aumento de 27% em relação ao ano anterior. No total, a Europa possui uma capacidade acumulada de 205 GW em energia eólica em que 22 GW são providas de turbinas eólicas *offshore* (WindEurope, 2019). As estimativas são ainda maiores, a Comissão Europeia estima que as instalações eólicas *offshore* totais entre 240 e 450 GW serão necessárias até 2050, tornando o mercado um pilar crucial no mix de energia da Europa. Estima-se ainda que 380

GW de energia eólica provinda do mar possa ser desenvolvida apenas na região do Mar do Norte (GWEC, 2020). A Figura 1-1 apresenta os dados anuais de novas instalações eólicas anuais *onshore* e *offshore* na Europa.

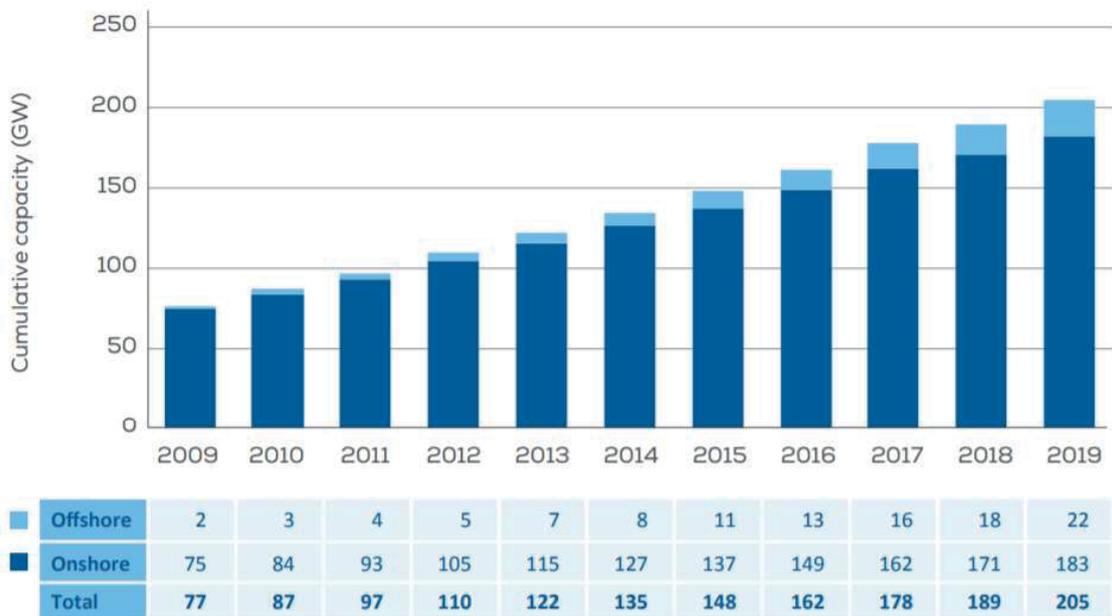


Figura 1-1: Capacidade total de energia eólica instalada na Europa. Fonte: (WindEurope, 2019).

O Brasil não possui nenhum parque eólico *offshore* instalado até o momento, porém há 8 projetos em processo de licenciamento no IBAMA. A Neoergia iniciou o licenciamento de três novos projetos para a construções turbinas eólicas *offshore* nos estados do Rio de Janeiro, Rio Grande do Sul e Ceará, serão quatro parques em cada estado somando 9 GW de capacidade e 600 aerogeradores. A Equinor e Bi Energia também possuem projetos em estado de licenciamento nos estados do Rio de Janeiro, Espírito Santo e Ceará, juntos esses projetos possuem potência de mais de 4 GW (EPE, 2020; EPBR, 2020a; EPBR, 2020b). O Cenário brasileiro é promissor e o Brasil possui potencial técnico para isso, segundo estudos realizados pela EPE - Empresa de Pesquisa Energética - o litoral brasileiro possui potencial de cerca de 700GW em locais com profundidade até 50 m além das extensas áreas litorâneas, e raras chances de ocorrência de furacões (EPE, 2018; EPE, 2020).

1.2 Introdução à Fadiga em Estruturas *Offshore*

As estruturas de suporte *offshore* do tipo Jaqueta (*Jacket*) são estruturas de treliça compostas por aço soldado, que experimentam em vida diversos tipos de excitações e carregamentos cíclicos e por esse motivo estão sujeitos a danos por fadiga. As ligações ou juntas são regiões críticas em decorrência da junção de um ou mais elementos soldados em uma mesma corda. O tempo de vida de projeto de uma estrutura de suporte do tipo treliça é, portanto, determinado pelo tempo de vida em fadiga das juntas da estrutura (Hammerstad *et. al.*, 2016). A avaliação de danos com base na abordagem S-N é orientada ao projeto de fadiga e pode empregar uma de três abordagens – tensão nominal, tensão de *hot-spot*, e tensão de entalhe. A abordagem de tensão de *hot-spot* tem sido bastante utilizada no projeto de estruturas metálicas submetidas à carregamentos cíclicos e na predição de dano em fadiga de estruturas marinhas (Yeter, *et. al.*, 2016). Garbatov *et. al.* (2010), utilizaram o método da tensão *hot-spot* para avaliação à fadiga em uma balsa, neste estudo foram considerados cargas introduzidas por ondas.

A DNV-RP-C203 (2019), recomenda a obtenção das tensões de *hot-spot* (HSS) em 8 pontos ao redor da solda entre as junções de braço e corda e, dessa forma, a vida em fadiga deve ser avaliada com base no dano mais alto derivado das tensões dos 8 *hot-spots*. Hammerstad *et. al.* (2016) avaliaram a vida útil estimada pelo acúmulo de danos por fadiga em 32 pontos ao redor da circunferência de uma junta soldada com o objetivo de comparar às tensões numéricas à metodologia convencional da DNV (2019). Mourão (2018), avaliou o dano por fadiga em uma estrutura do tipo *Jacket* aplicando a regra de acumulação de dano de Palmgren-Miner usando abordagens baseadas nas tensões *hot-spot* e tensões de entalhe. As tensões de entalhe foram obtidas usando uma abordagem na regra de Neuber e na relação de Ramberg-Osgood (abordagens locais de fadiga). Aidibi (2020) estimou o dano por fadiga para uma junta tubular KT através da regra de dano simplificado e de abordagens locais com base no método de *hot-spot*. Ju *et. al.* (2019) utilizaram o método analítico para obter as tensões de *hot-spot* em uma estrutura treliçada e então avaliar o dano por fadiga pela regra de Palmgren-Miner. Biswal e Mehmanparast (2019), similarmente, através de uma análise global-local numérica e abordagens de *hot-spot* previram o dano com base na regra de acumulação de dano linear para uma estrutura eólica monopilar. Como pode-se perceber o método HSS é utilizado para avaliação das tensões em juntas tubulares soldadas e aplicáveis à diversas abordagens de fadiga locais ou globais.

1.3 Objetivo

Este trabalho tem por objetivo:

- Avaliar o dano por fadiga de uma junta tubular KT de uma estrutura *offshore*, submetida a carregamentos de onda;
- Comparar as tensões obtidas por diferentes meios, numericamente e analiticamente, através da metodologia de tensão *hot-spot* conforme as recomendações da IIW (2016) e DNV (2019);
- Avaliar a influência da geometria da solda no cálculo das tensões de *hot-spot*.

1.4 Justificativa

Ao longo dos anos, diversas catástrofes decorreram em estruturas metálicas pelo desconhecimento do fenômeno de fadiga. Ainda hoje, esse fenômeno é, por vezes, ignorado perpetuando acidentes em diversos tipos de estruturas. Em estruturas *offshore*, principalmente em plataformas de petróleo, esse efeito não pode ser ignorado pois devido ao meio a qual estão inseridas a falha nessas estruturas desencadeará impactos desastrosos. Desta forma, é de extrema importância estudar as juntas soldadas e regiões críticas para o aparecimento e crescimento de trincas utilizando abordagens de tensões locais a fim obter uma estimativa de vida útil da estrutura mais precisa.

Além disso, tendo em vista os altos custos de projeto, instalação, execução e operação de estruturas *offshore*, este trabalho fornece indicadores de uma possível otimização dos custos de projeto e dimensionamento dessas estruturas com base na avaliação da vida útil levando-se em conta diferentes metodologias e recomendações técnicas.

1.5 Organização do Trabalho

No Capítulo 2 deste trabalho é apresentado uma revisão bibliográfica dos assuntos que permeiam o estudo em fadiga em estruturas *offshore* a começar dos tipos de carregamentos e solicitações na qual podem estar submetidas. Ainda nesse capítulo é discutido as abordagens de tensões para o estudo de fadiga, o conceito de fator de concentração de tensões dentro do contexto de tensões de *hot-spot* apresentados pelas normas IIW (2016) e DNV (2019). Além disso, as abordagens globais e locais de fadiga também são apresentadas.

No Capítulo 3, os estudos preliminares norteadores dessa pesquisa são brevemente introduzidos e posteriormente as metodologias numérica e analítica são descritas de forma detalhada.

No Capítulo 4, os resultados das tensões de *hot-spot* numéricas e analíticas serão apresentadas, bem como a estimativa de dano para cada método abordado, juntamente com as discussões.

O Capítulo 5 apresenta as conclusões deste estudo e algumas propostas de trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Introdução às Estruturas *Offshore*

Os primeiros registros de atividades de exploração de petróleo no mar datam da última década do século XIX nas costas marítimas da Califórnia. Nos anos 1890, as tecnologias de exploração/produção no mar eram bastante simples e precárias restringindo-se à prolongamentos dos sistemas empregados *onshore*. Nesse cenário, utilizavam-se plataformas formadas de cavaletes de madeira onde eram instaladas sondas de perfuração, bombas para a extração, dutos de transporte e demais equipamentos (Morais, 2013). A partir de então, os investimentos e interesses pela extração marítima foram redirecionados para outras regiões como Venezuela e o Golfo do México. Devido a ocorrência de furações no Golfo do México, o sistema de cavaletes de madeira se mostrou inviável e, apenas do final da década de 1930 foram desenvolvidos cilindros de oxigênio que facilitaram os trabalhos de instalação de plataformas marítimas. Mais futuramente, o aprimoramento da solda aquática possibilitou a construção de plataformas mais rígidas (Austin *et. al.*, 2004; Ortiz e Shima, 2008; Moraes, 2013). Desde então, a indústria *offshore* expandiu para diversas partes do mundo para ambientes mais hostis e águas mais profundas. Hoje, mais de 10.000 plataformas *offshore* estão espalhadas pelo globo, entretanto, uma grande porção de petróleo bruto vindo do mar sai do “Triângulo Dourado”: o Golfo do México, África Ocidental e Brasil (Chakrabarti *et. al.*, 2005).

No Brasil, os dados oficiais registram que a caçada por petróleo começou em 1864, nesta época a existência do petróleo no país já era computada. Porém, apenas em 1930 foi descoberto que os moradores de uma pequena cidade nos arredores de Salvador, utilizavam uma ‘lama de cor escura’ como material combustível na iluminação de suas casas, encontrada em uma exsudação na superfície do solo. Essa descoberta retomou a atividade de busca que havia sido, até então, encerrada por insucesso na procura pelo material. Diante as dificuldades de encontrar petróleo em terra, em 1968, a Petrobrás iniciou a exploração de petróleo em águas brasileira na Bacia de Sergipe, a uma profundidade de cerca de 30 metros (Morais, 2013).

2.1.1 Tipos de Estruturas *Offshore*

Apesar de terem surgido com a exploração e produção de petróleo e gás, nem sempre as estruturas *offshore* apoiaram essa indústria, como visto anteriormente existem estruturas dedicadas a aproveitar a energia do vento vinda do mar, existem também estruturas como o *vessel*, que podem servir como bases e aeroportos em alto mar.

Estruturas *offshore*, geralmente, são divididas em flutuantes e estruturas fixas. As estruturas flutuantes podem ser ancoradas ao fundo do mar através de tirantes ou podem ser permitidas ficar à deriva livremente. Além disso, são subdivididas por graus de liberdade, por exemplo, as estruturas de flutuabilidade neutra possuem seis graus de liberdade, ou seja, três liberdades de deslocamento e três de rotação. Nesse grupo estão: *Floating Production, Storage and Offloading (FPSO)*; *Floating Production Facility (FPF)*; e *Surface Piercing Articulated Caissons (SPARs)*. As estruturas positivamente flutuantes como a *Tethered Buoyant Tower (TBT)* e a *Buoyant Leg Structure (BLS)* são compostas por colunas perfuradoras de água amarradas ao fundo do mar para impedir os movimentos de elevação e, portanto, têm apenas cinco graus de liberdade. As *Tension Leg Platforms (TLPs)*, *Extended Tension Leg Platforms (ETLPs)* e *Tension Leg Wellhead Platforms (TLWPs)* também são denominadas estruturas positivamente flutuantes, mas com três graus de liberdade. Nesses casos essas estruturas possuem um sistema preso às colunas da estrutura para impedir os movimentos de levantamento e rotação fora do plano do mar (Chakrabarti *et. al.*, 2005). A Figura 2-1 ilustra algumas dessas estruturas.

As estruturas fixas geralmente são compostas de elementos de aço ou concreto e devem apresentar um comportamento rígido. As estruturas do tipo Jaqueta -*Jacket*- são constituídas de elementos tubulares de aço treliçados apoiados ao solo do mar por meio de estacas. As estruturas de base de gravidade, formadas de concreto, usam seu próprio peso para permanecer estáveis quando sujeitas a ações do ambiente, as colunas cônicas e ocas de concreto podem ter a função de armazenar o óleo e petróleo extraído. A plataforma mais alta da Petrobrás, localizada no Campo de Mexilhão, é do tipo Jaqueta e alcança 182 metros de altura (Morais, 2013; Chakrabarti *et. al.*, 2005). Na Figura 2-2 é possível observar tipos de fundações de turbinas eólicas *offshore*.

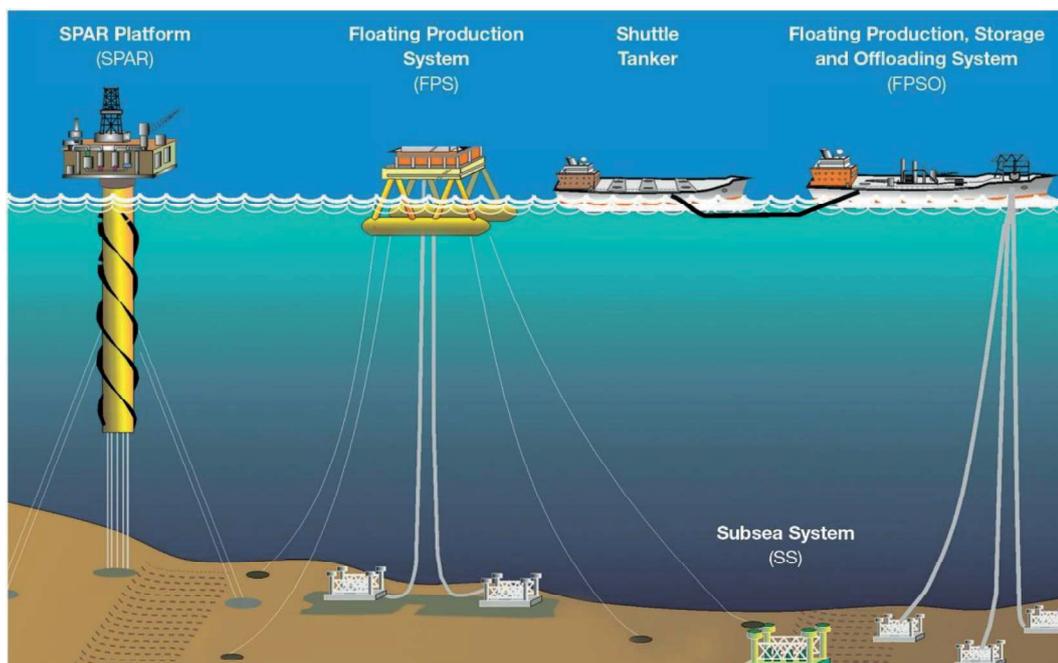


Figura 2-1: Tipos de plataformas Flutuantes (Bureau of Ocean Energy Management, 2000).

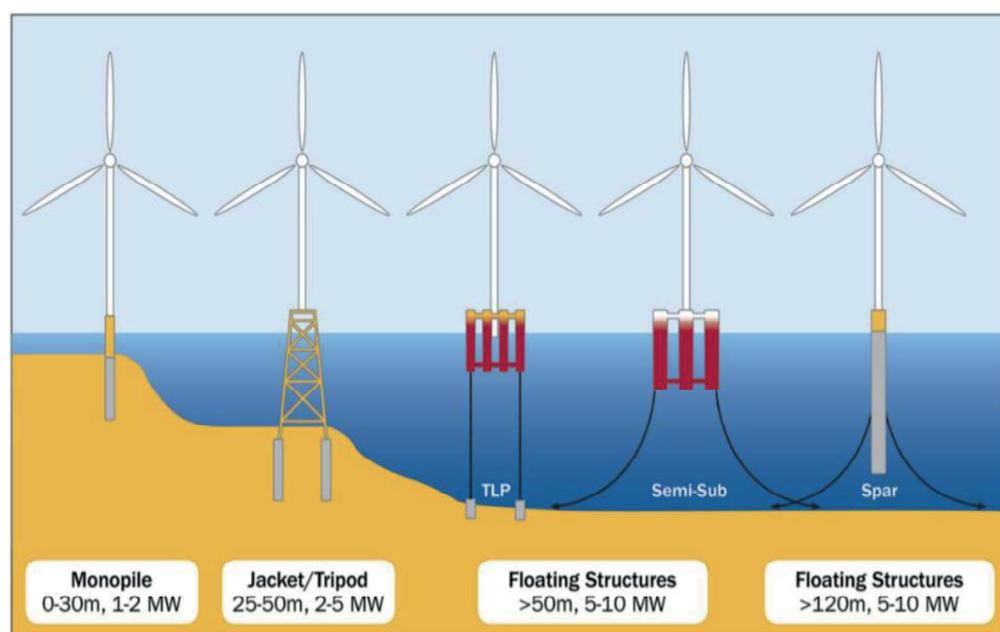


Figura 2-2: Tipos de fundações de turbinas eólicas *offshore* (European Wind Energy Association, 2013).

2.2 Carregamentos em Estruturas *Offshore*

Compreender e definir as condições ambientais na qual uma estrutura marinha está localizada é uma das questões-chave do projeto, uma vez que isso irá definir as rotas de transporte, local

de instalação, termos operacionais e vida-útil da estrutura (Bai, 2003). Tanto estruturas *offshore* como *onshore* podem ser projetadas para resistir cargas permanentes, sísmicas e de vento, entretanto as estruturas *offshore* estão submetidas a forças adicionais associadas ao pré-serviço como transporte e instalação. Isso pode ser entendido, visto que os componentes dessa estrutura são fabricados e montados *onshore*, posteriormente levados a um local *offshore* e em seguida instalados. Além disso, fatores ambientais e locais como ondas e correntes marítimas, marés, profundidade do mar e gelo também são considerados no projeto. Dessa forma, os métodos construtivos, materiais, tolerâncias de projeto, diferem significativamente daquelas aplicáveis às estruturas *offshore* (Chakrabarti *et. al.*, 2005).

As condições de vento são ainda mais essenciais quando se trata de turbinas eólicas *offshore* porque além de prever as cargas impostas aos componentes estruturais é necessário estudar a quantidade e potencial de energia futura. Diante disto, algumas recomendações de projeto se aplicam às turbinas e estruturas *offshore* como um todo, instituições como Germanischer Lloyd (GL), Det Norske Veritas (DNV), American Petroleum Institute (API) oferecem diretrizes e práticas para o projeto de para turbinas eólicas *offshore* (AWS, 2009). A Figura 2-3 ilustra alguns carregamentos que uma turbina eólica marinha pode estar submetida.

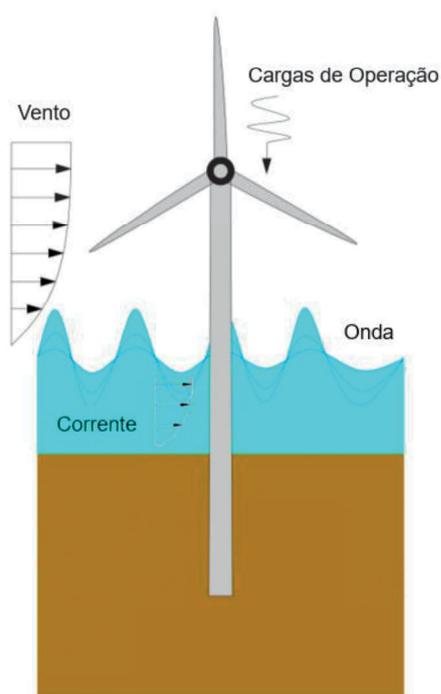


Figura 2-3: Cargas em turbinas eólicas *offshore*. Adaptado de: (He e Zhu, 2019).

2.2.1 Cargas de gravidade

As cargas de gravidade incluem cargas mortas, cargas vivas, pesos operacionais e equipamentos. As cargas mortas estão relacionadas às cargas permanentes da estrutura, como o peso da própria estrutura incluindo plataforma, elementos de aço, peso dos equipamentos e outros itens que não variam durante a vida útil da estrutura. As cargas vivas são consideradas moveis e temporárias devido ao armazenamento de líquidos e sólidos, neste caso serão utilizadas no projeto de áreas designadas para fins de armazenamento ou em locais de áreas abertas como heliportos, plataformas de acesso, alojamentos e etc. (Kharade e Kapadiya, 2014; Chakrabarti *et. al.*, 2005).

2.2.2 Ondas e Teorias de Ondas

O primeiro passo para se determinar a resposta estrutural a uma determinada onda é estabelecer as características dos eventos. Isso pode ser obtido por meio de um diagrama de dispersão de onda, que correlaciona os períodos com a altura das ondas de o número de ocorrências (Mourão, 2019). Os dados para construção do diagrama são obtidos através de ondógrafos que coletam altura, período e direção de ondas além da temperatura da água e a posição geográfica.

Devido à natureza aleatória das ondas do mar, em altura, forma, direção, comprimento e velocidade de propagação, o estado do mar é melhor descrito em um modelo de onda aleatória. No entanto, diversas teorias foram desenvolvidas para simplificar os cálculos de ondas, imputando-as a forma de ondas regulares. Sendo assim, as características de onda regular como período, amplitude e comprimento de onda, direção de propagação e velocidade serão obtidas mais facilmente, devido a sua natureza repetitiva. Em estruturas com resposta quase estática o uso de ondas regulares determinísticas é suficiente, mas estruturas com resposta dinâmica significativa exigem de estudos mais precisos, portanto, a modelagem estocástica do mar é, geralmente, mais adequada (Chakrabarti *et. al.*, 2005; Mendes *et. al.*, 2021).

Existem várias teorias de ondas, porém, todas elas envolvem suposições comuns como: as ondas tem perfis regulares; o fluxo é bidimensional; a propagação é unidirecional; o fluxo é considerado ideal, ou seja, invíscido, incompressível e irrotacional e; o fundo do mar é impermeável e horizontal (Deo, 2013). As principais teorias de ondas são brevemente apresentadas a seguir.

Teoria linear

O modelo linear de onda desenvolvido por Airy é a teoria de ondas mais simples e, atualmente, o mais preciso para ondas de pequena amplitude. Considera-se que a altura da onda é muito menor que o comprimento da onda e a profundidade da água. Para a teoria das ondas de Airy, as ondas têm formas sinusoidais, ver Figura 2-4, onde o perfil da superfície livre é descrito pela Equação (2-1):

$$\eta(x, t) = \frac{H}{2} \cos(kx - \omega t) \quad (2-1)$$

Onde:

H é altura da onda;

$k = 2\pi/L$ é o número de ondas;

L e x são o comprimento e a posição da onda, respectivamente;

ω é a frequência da onda, definido por $2\pi/T$;

T é o período da onda;

t é o instante de tempo de duração da onda.

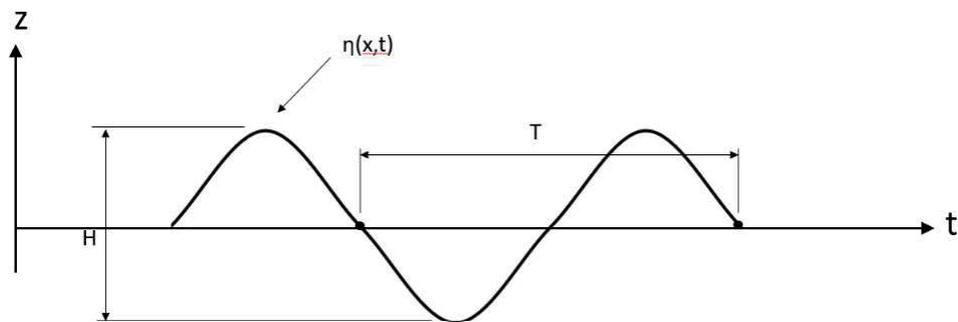


Figura 2-4: Representação de um histórico de onda.

Teoria não linear

Quando a amplitude de onda não é pequena ou quando a inclinação da onda é alta e as teorias lineares não alcançam um grau de precisão adequado, teorias não-lineares passam a ser adotadas, como a teoria de Stokes. A teoria de Stokes assume que toda variação na direção x pode ser representada pela série de Fourier, que pode ser escrita como expansões de perturbação que aumentam com a altura da onda. Como a série de Fourier é uma série trigonométrica usada para representar funções infinitas e periódicas, nada mais é do que a soma de senos ou cossenos

(Felton, 1990). Desta forma, o potencial de velocidade da onda e o perfil de superfície da onda podem ser representados, respectivamente, pelas Equações (2-2) e (2-3):

$$\phi = \sum_{n=1}^M b_n \phi_n(H, T, d) \sin(n(kx - \omega t)) \quad (2-2)$$

$$\eta = \sum_{n=1}^M a_n f_n(H, T, d) \cos(n(kx - \omega t)) \quad (2-3)$$

Onde:

M é a ordem da teoria considerada;

b_n e a_n são funções que dependem das condições de contorno da estrutura e do mar.

Utilizando essas séries, qualquer ordem de aproximação para a teoria de Stokes pode ser obtida, e quando aplicada na primeira ordem é idêntica a uma onda linear (DNV-RP-C205, 2020). Por exemplo, o perfil da superfície da onda na teoria de segunda ordem pode ser obtido a partir da Equação (2-4):

$$\eta = \frac{H}{2} \cos(kx - \omega t) + \frac{H^2 \pi \cosh(kd)}{8L \sinh^3(kd)} [2 + \cosh(2kd) \cos 2(kx - \omega t)] \quad (2-4)$$

Selecionar a teoria de onda aplicável à um modelo de estrutura *offshore* é um dos passos de uma análise hidrodinâmica. A não linearidade das ondas e a profundidade do mar na qual estão inseridas são duas palavras-chave no estudo hidrodinâmico para turbinas eólicas fixas e flutuantes, uma vez que os parques eólicos *offshore* estão, geralmente, implantados em áreas de águas relativamente rasas, onde as ondas se tornam mais não lineares e levam a um aumento considerável de cargas hidrodinâmicas (Xu *et. al.*, 2019). Na Figura 2-5 é apresentado um esquema gráfico onde é possível determinar a teoria de melhor aplicação considerando a razão entre a altura da onda e o quadrado do período vezes a aceleração gravitacional e a razão entre a profundidade da água e, também, o quadrado do período vezes a aceleração gravitacional.

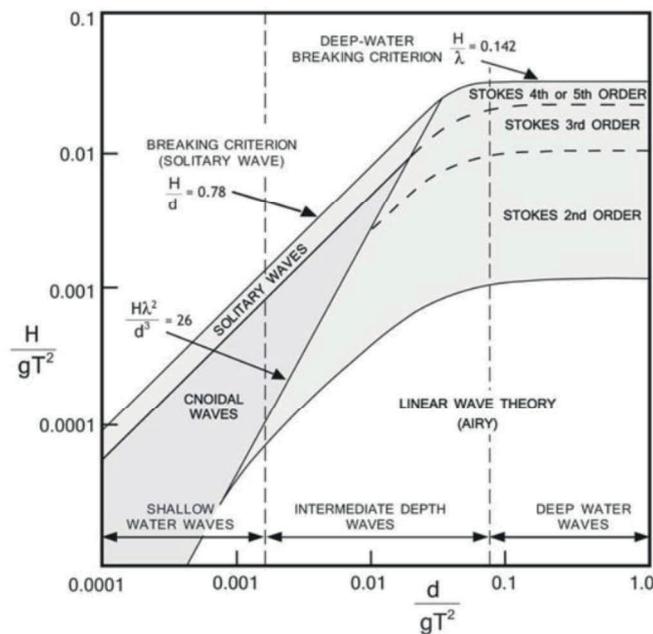


Figura 2-5: Faixa de aplicabilidade de teoria de ondas (Le Méhauté, 1976).

Os efeitos de teoria de segunda ordem são estudados por Cheng *et al.* (2019), em uma análise aero-hidrodinâmica para turbinas eólica *offshore* flutuantes. Marino *et al.* (2017), avaliaram a resposta estrutural de uma turbina eólica *offshore* submetida a dois modelos de ondas: linear e não linear, e observaram que quando a turbina está estacionada a abordagem de ondas linear subestima significativamente as cargas de fadiga.

Chen *et al.* (2020), avaliaram a resposta dinâmica de uma turbina eólica *offshore* sob cargas ambientais, os carregamentos de onda foram estudados utilizando a teoria de quinta ordem de Stokes. Li *et al.* (2016) verificaram a influência de diferentes profundidades de água no comportamento estrutural induzido pelas ondas não lineares. O efeito de não linearidade devido à cinemática das ondas foi quantificado por Xu *et al.* (2019), neste estudo as respostas estruturais da turbina eólica flutuante foram comparadas quando expostas a ondas aéreas irregulares lineares e ondas totalmente não lineares.

2.2.2.1 Equação de Morison

Uma vez que a cinemática das partículas das ondas é obtida através da teoria de ondas é necessário transformá-las em uma força aplicável à estrutura, para esse efeito, a fórmula de carga de Morison é adotada. A Equação (2-5) será aplicável para relações onde $\lambda > 5D$ e para estruturas fixas em ondas e correntes. A DNV-RP-C205 (2020) também fornece outras aplicações da equação de Morison como para estruturas flutuantes em águas paradas, por exemplo.

$$f_N(t) = \rho(1 + C_A)A\dot{v} + \frac{1}{2}\rho C_D Dv|v|. \quad (2-5)$$

Onde:

ρ é a densidade do fluido;

C_A e C_D são o coeficiente de massa adicionado e o coeficiente de arrasto, respectivamente;

A é a área da estrutura normal ao fluxo da corrente;

U é a velocidade uniforme do fluxo da corrente;

v é a velocidade da partícula (onda ou corrente);

\dot{v} é a aceleração da partícula.

As cinemáticas das partículas de onda são obtidas através das teorias de onda apresentadas anteriormente e os coeficientes de massa adicionado e arrasto dependem do número de Reynolds (Re), do número de Keulegan-Carpenter (Kc) e da rugosidade da superfície da estrutura (Δ) e podem ser obtidos experimentalmente.

$$\begin{aligned} C_D &= C_D(Re, Kc, \Delta) \\ C_A &= C_A(Re, Kc, \Delta). \end{aligned} \quad (2-6)$$

2.2.3 Cargas de Vento

A velocidade e a direção do vento variam no espaço e no tempo, as propriedades estatísticas do vento (média e desvio padrão de velocidade), podem não variar horizontalmente, mas mudam com a elevação. Uma simplificação, geralmente, é recomendada na qual as cargas induzidas são tratadas como invariantes no tempo, com direção normal a superfície da estrutura e representado com uma força média (API, 2011; Chakrabarti *et. al.*, 2005). Nesse caso, a carga de vento é dada pela Equação (2-7):

$$f = \frac{1}{2}\rho C_D A U_w^2. \quad (2-7)$$

Onde:

ρ é a densidade do ar;

C_D é coeficiente de resistência/arrasto do ar;

A é a área da estrutura normal ao fluxo do vento;

U_w é velocidade média do vento, geralmente tomada a uma elevação de 10 m da superfície da água.

Quando em estruturas mais complexas e mais altas, em regiões marinhas com grande potencial eólico as simplificações de carregamentos devido ao vento não são tomadas e cálculos mais complexos são adotados. Em turbinas eólicas *offshore*, o estudo aerodinâmico é duplamente importante por se tratarem de estruturas esbeltas e produtoras de energia eólica. Por esse motivo, alguns estudos de amortecimento de vento em pás de turbinas eólicas *offshore* têm sido desenvolvidos, como nos estudos de Liu *et. al.* (2010), Liu *et. al.* (2017) e de Li *et. al.* (2018).

2.2.4 Cargas Acidentais

As cargas acidentais também são levadas em consideração em diferentes projetos de estruturas *offshore*, as considerações se estendem para o *layout* e disposição das instalações e equipamentos de forma a minimizar, por exemplo, os efeitos de queda de objetos, explosão, incêndio ou colisão com barcos (API, 2011). Essas cargas são tomadas como de origem de falha humana, operacionais ou de equipamento, ou incertezas associadas aos métodos usados para prever cargas operacionais e ambientais.

2.3 Juntas Tubulares *Offshore*

As estruturas do tipo jaqueta *-jacket-* são amplamente utilizadas como estrutura de sustentação para plataformas ou turbinas eólicas. O comportamento dessas estruturas submetidas à carregamentos cíclicos é bastante complexo, mas muito importante e por essa razão o projeto das Jaquetas tem recebido atenção nos últimos 30 anos. A maioria desses estudos desenvolveram de testes experimentais de juntas tubulares sob carga estática e de fadiga. Porém, devido aos altos custos de testes experimentais de juntas tubulares *offshore* em escala real o estudo numérico torna-se mais prático e viável com a atualização de softwares de elementos finitos (Ramasubramani *et. al.*, 2017). Os estudos da concentração de tensão nas proximidades das juntas soldadas são tão relevantes para o projeto de fadiga que normas como a DNV-RP-C203 (2019) e API RP 2A-WSD (2011) dedicam seções inteiras para tratarem do estudo desses elementos, com o objetivo de determinar com precisão a magnitude da concentração de tensão e reduzi-la a um nível razoável.

Diversos estudos e configurações de juntas são encontradas na literatura e nas recomendações práticas, elas se dividem em juntas simples uni-planares como Y, K, T, X, N e KT e juntas

tubulares multi-planares como DK, KK, TT, XX, DY e outras. A Figura 2-6 ilustra algumas dessas juntas.

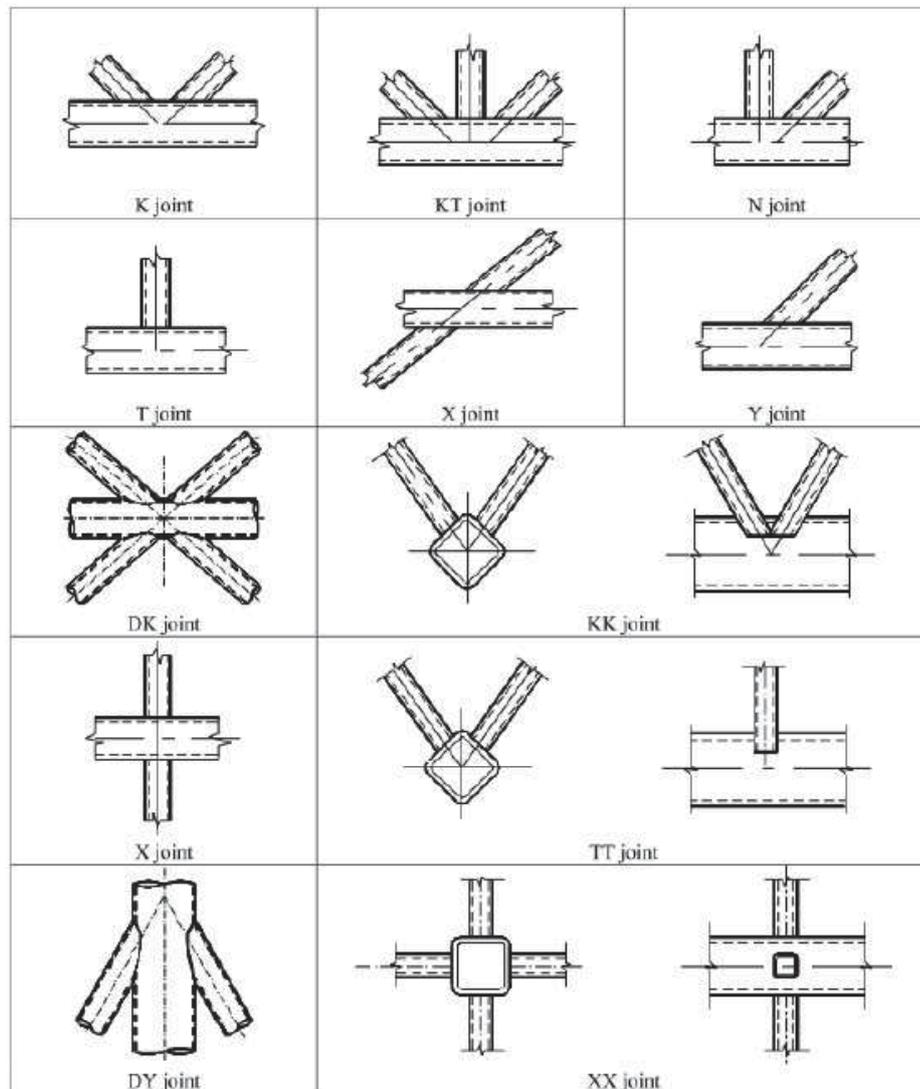


Figura 2-6: Tipos de juntas (Aidibi, 2020).

2.4 Análises de tensões

2.4.1 Abordagem de Tensão Nominal

Nos projetos de fadiga de juntas tubulares, diversas abordagens de tensões podem ser consideradas. Na abordagem de tensão nominal, as tensões são calculadas na ausência de qualquer concentração de tensão associada ao detalhe estrutural local e à solda. Essa abordagem possui algumas desvantagens, primeiramente porque não é possível definir tensão nominal razoável devido à geometria complexa e em segundo porque os dados de teste de fadiga

adequados geralmente não estão disponíveis para grandes articulações tubulares complexas como as de *offshore* (IIW, 2016). Por esse motivo, a abordagem de tensão nominal é dificilmente utilizada para determinação da tensão nas regiões críticas, porém a tensão nominal é um importante parâmetro para determinação do fator de concentração de tensão e pode ser determinada usando mecânica estrutural baseadas em comportamento linear, como na Equação (2-8) a seguir:

$$\sigma_{nom} = \frac{P}{A} \pm \frac{M}{I} y \quad (2-8)$$

Onde:

P é a ação da força na seção transversal;

A é a área da seção transversal;

M é o momento fletor aplicado;

I é a inércia da seção;

y é a posição da fibra extrema.

2.4.2 Abordagem de Tensão de *Hot-Spot*

A Eurocode 1-9 (2009) define a tensão de *hot-spot* como a tensão principal máxima no material adjacente à borda do cordão de solda levando em consideração os efeitos da concentração de tensão devido aos detalhes da geometria como um todo. O método de tensão de *hot-spot*, considera o efeito do aumento de tensão devido à descontinuidade geométrica, mas desconsidera a tensão localizada no entalhe da solda (Saini *et. al.*, 2016). Como observado na Figura 2-7 a tensão de *hot-spot*, também denominada tensão geométrica ou tensão estrutural, despreza apenas o pico não linear proveniente da descontinuidade existente no limite do cordão de solda.

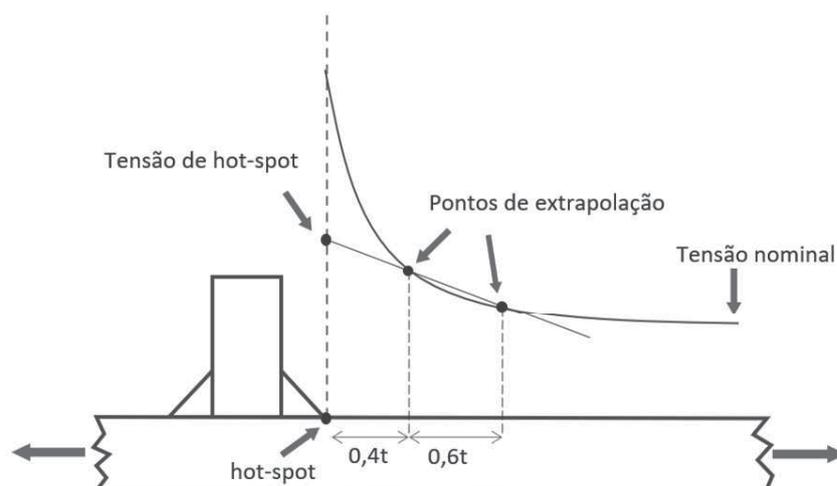


Figura 2-7: Definição do método de extrapolação. Adaptado de: (IIW, 2016).

2.4.2.1 Tensão de *hot-spot* segundo a IIW (2016)

A análise numérica via método dos elementos finitos (MEF) é bastante utilizada para obtenção e estudo da tensão geométrica, portanto, é importante utilizar padrões de recomendações e práticas como as propostas pela IIW - “*International Institute of Welding*” para projeto de fadiga de juntas soldadas. A importância da utilização de guias bem fundamentados para obtenção da tensão geométrica via análise numérica também é justificada pois as recomendações impõem diretrizes para utilização de malha e sabe-se que os resultados numéricos são muito sensíveis ao tipo de malha e elemento utilizado (Viana, 2019).

A IIW (2016) apresenta de maneira detalhada os procedimentos de obtenção da tensão de *hot-spot* para métodos numéricos. De modo a evitar a influência de singularidades da tensão, a tensão de *hot-spot* não é avaliada no primeiro ponto nodal sob a solda ou interseção, e por essa razão a extrapolação é utilizada. Ao determinar a tensão de geométrica por extrapolação, as larguras dos elementos finitos serão determinadas conforme a distância específica dos pontos de referência selecionados para a avaliação de tensão. Esses pontos variam conforme a geometria do elemento, ordem de extrapolação e o tipo de *hot-spot*.

Nestes métodos, o tipo de *hot-spot* varia com a localização dos pontos de extrapolação: “Tipo A” – quando o ponto em análise está localizado na superfície da placa ou nas maiores dimensões do detalhe em análise; “Tipo B” – quando o ponto em análise está localizado ao longo espessura ou borda da placa, conforme ilustrado na Figura 2-8.

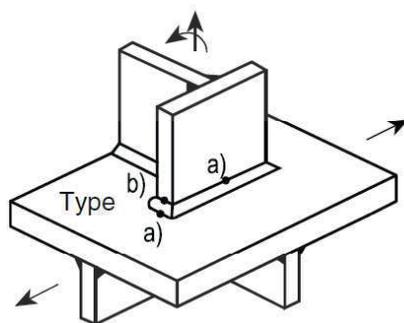


Figura 2-8: Tipos de *hot-spot* (IIW, 2016).

Hot-spot - Tipo A

A tensão estrutural é determinada utilizando os pontos de referência e as equações de extrapolação conforme os casos a seguir (ver Figura 2-7):

- 1) Para malhas finas de elementos não superiores a 0.4 t e extrapolação linear: Avaliação de tensões nodais em dois pontos de referência localizados a 0.4t e 1.0t da borda do cordão de solda ou intersecção de elementos (Eq. (2-9)).

$$\sigma_{hs} = 1.67\sigma_{0.4t} - 0.67\sigma_{1.0t} \quad (2-9)$$

- 2) Para malhas finas de elementos não superiores a 0.4 t e extrapolação quadrática: Avaliação de tensões nodais em três pontos de referência localizados a 0.4 t, 0.9 t e 1.4 t da borda do cordão de solda ou intersecção de elementos (Eq.(2-10)). Este método é recomendado para casos de aumento acentuado da tensão estrutural, em mudanças bruscas de direção da força aplicada ou para estruturas de paredes espessas.

$$\sigma_{hs} = 2.52\sigma_{0.4t} - 2.24\sigma_{0.9t} + 0.72\sigma_{1.4t} \quad (2-10)$$

- 3) Para malhas grosseiras de elementos com tamanho igual a espessura da placa e extrapolação linear: Avaliação de tensões em dois pontos de referência a 0.5 t e 1.5 t da borda do cordão de solda ou intersecção de elementos (Eq. (2-11)).

$$\sigma_{hs} = 1.50\sigma_{0.5t} - 0.50\sigma_{1.5t} \quad (2-11)$$

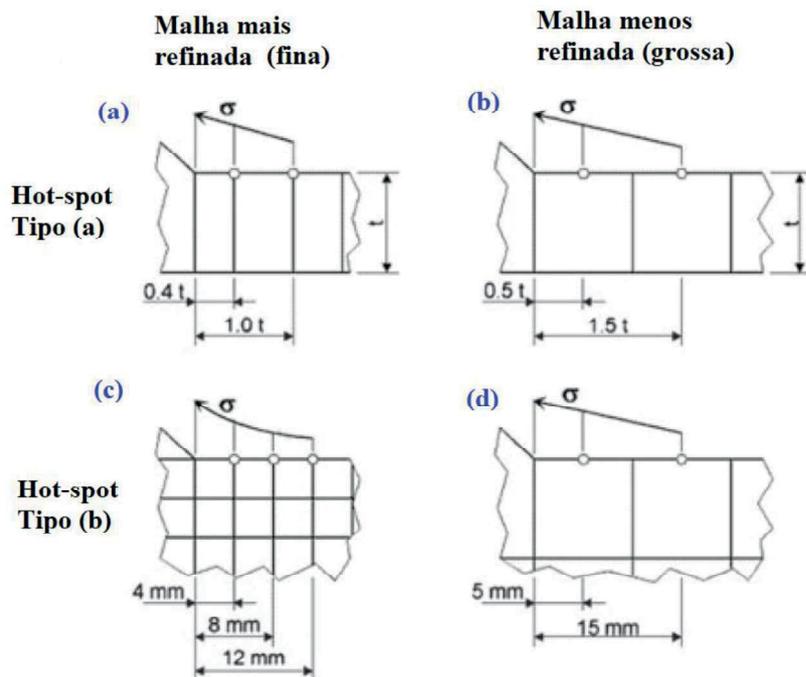


Figura 2-9: Exemplos de pontos de referência e extrapolação para diferentes tipos de malha. Adaptado de: (IIW, 2016).

Hot-spot - Tipo B

Como neste caso a distribuição de tensões não depende da espessura da placa, os pontos de referência são dados em distâncias absolutas da borda do cordão de solda.

- 4) Malha fina e extrapolação quadrática: Avaliação de tensões nodais em três pontos de referência a 4, 8 e 12 mm da borda do cordão de solda ou intersecção de elementos (Eq. (2-12)).

$$\sigma_{hs} = 3.00\sigma_{4mm} - 3.00\sigma_{8mm} + \sigma_{12mm} \quad (2-12)$$

- 5) Malha grossa e extrapolação linear: Avaliação de tensões nodais em dois pontos de referência a 5 e 10 mm da borda do cordão de solda ou intersecção de elementos (Eq. (2-13)).

$$\sigma_{hs} = 1.50\sigma_{5mm} - 0.50\sigma_{15mm} \quad (2-13)$$

2.5 Fator de Concentração de Tensão

2.5.1 Definição

A presença de descontinuidades geométricas em juntas tubulares soldadas provoca alterações no campo de tensões da estrutura gerando concentrações de tensões próximas às regiões da solda. E são nessas regiões de concentração de tensões que a estrutura está mais propensa a falhar por fadiga. Alguns códigos estabelecem diretrizes para o cálculo numérico e analítico do fator de concentração de tensão (*Stress concentration factor - SCF*) que, conceitualmente, pode ser definido pela razão da tensão de *hot-spot* e tensão nominal, como na Equação (2-14):

$$SCF = \frac{\sigma_{hs}}{\sigma_{nom}} \quad (2-14)$$

Onde:

σ_{hs} é a tensão de *hot-spot*;

σ_{nom} é a tensão nominal.

O fator de concentração de tensão (SCF) pode ser obtido analiticamente através de equações paramétricas, como as apresentadas na DNV (2019), numericamente por meio do método dos elementos finitos, ou por métodos experimentais. Os altos custos de testes experimentais de modelos de aço em escala levaram a maioria dos estudos basear-se em modelos numéricos para estimativa do SCF. Diversos estudos abrangem diferentes parâmetros geométricos na avaliação do fator de concentração de tensões, pesquisas foram realizadas a fim de entender como as cargas e a geometria dos elementos afetam no fator de concentração de tensão em diferentes juntas tubulares.

2.5.1.1 Desenvolvimento de equações paramétricas

Em 1970, foi intensificado o desenvolvimento de estudos na abordagem de fadiga, de curvas S-N e tensões de *hot-spot* e, à medida que esse estudo se expandia ficava claro que a análise dos SCFs eram fundamentais para a estimativa de vida em fadiga de uma junta estrutural. Os primeiros estudos desses fatores aplicados às juntas tubulares *offshore* foram desenvolvidos por Toprac e Beale (1967) que se fundamentaram um banco limitado de dados experimentais de juntas de aço. Os altos custos demandados pelos testes experimentais levaram com que Reber (1972), Visser (1974) e Kuang *et. al.* (1975) utilizassem análises de elementos finitos baseados

em modelos de casca para estudarem as concentrações de tensões em juntas cilíndricas soldadas (HSE, 1997).

Efthymiou (1988), desenvolveu um conjunto de equações paramétricas para obtenção do SCF aplicada a juntas simples tubulares do tipo T, Y, X, K e KT, submetidas à carregamentos axiais e a flexão dentro e fora do plano. Enfatiza-se que o código DNV-RP-C203 (2019), da Noruega, tem como base as equações de Efthymiou para determinação analítica do SCF. Hellier (1990) realizou um estudo paramétrico sistemático que envolveu aproximadamente 900 análises numéricas em elementos finitos considerando juntas Y e T tubulares, considerando cargas axiais e momentos fletores dentro e fora do plano, o autor além de obter as equações paramétricas do SCF, também obteve equações para a localização angular do ponto de tensão de *hot-spot* ao redor da interseção. As equações Lloyd's Register (LR) foram desenvolvidas, através do projeto “*SCF's for tubular complex joint*”, em 1991, que fornecem o SCF de juntas tubulares de diversas geometrias solicitadas sob carregamento axial e momentos fletores dentro e fora do plano (HSE, 1997). Lee (1999), realizou em estudo paramétrico em busca de equações empíricas que representassem o comportamento do SCF em juntas tubulares circulares.

Ahmadi *et. al.* (2012 e 2015), estudaram numericamente 118 modelos numéricos validados a partir de análises experimentais, a investigação geometricamente paramétrica foi conduzida por análises de regressão não linear, a fim de estabelecer um novo conjunto de equações paramétricas do SCF para o projeto de fadiga de juntas KT enrijecidas internamente. Yin *et. al.* (2018), investigaram o fator de concentração de tensões em uma ligação Y entre elementos tubulares e retangulares, propondo uma equação que representasse os modelos submetidos à carregamentos axiais. Ahmadi e Zavvar (2016), analisaram o fator de concentração de tensões em juntas tubulares KT multiplanares de estruturas *offshore* em um estado de flexão dentro e fora do plano, utilizando o software ANSYS de análise de elementos finitos e ensaios experimentais, foi realizado um estudo paramétrico das geometrias para obtenção de formulações de obtenção do SCF.

Mendes (2018), desenvolveu um estudo para avaliar as equações propostas por Lloyd e Efthymiou, o autor faz um estudo comparativo dos resultados obtidos pelas equações empíricas aos fornecidos depois de um estudo numérico. O autor observou-se que os resultados das análises via elementos finitos se aproximavam, em média, mais das equações Lloyd's Register, Mendes ainda concluiu que os valores de SCF foram mais conservadores nas abordagens das equações paramétricas quando comparados com a análise de elementos finitos para os casos de

carregamento axial e flexão no plano. Já para o caso de flexão fora do plano a análise de elementos finitos se mostrou mais conservadora do que as equações analíticas paramétricas.

2.5.2 Fator de Concentração de Tensão Segundo o Código da DNV (2019)

2.5.2.1 Método Analítico

O código DNV-RP-C203 (2019) estabelece práticas recomendadas para o projeto de fadiga de estruturas de aço *offshore*. Neste código é fornecido as equações paramétricas desenvolvidas por Efthymiou para cálculo dos SCFs. Os fatores de concentração de tensão são calculados em diferentes locais das juntas, a fim de identificar o local em que a concentração está mais alta. Esses pontos são identificados na Figura 2-10 como: ‘*Chord Crown*’, ‘*Chord Saddle*’, ‘*Brace Crown*’, ‘*Brace Saddle*’, além disso calcula-se o SCF para carregamentos axiais (N), e momento dentro (M_{IP}) e fora do plano (M_{OP}).

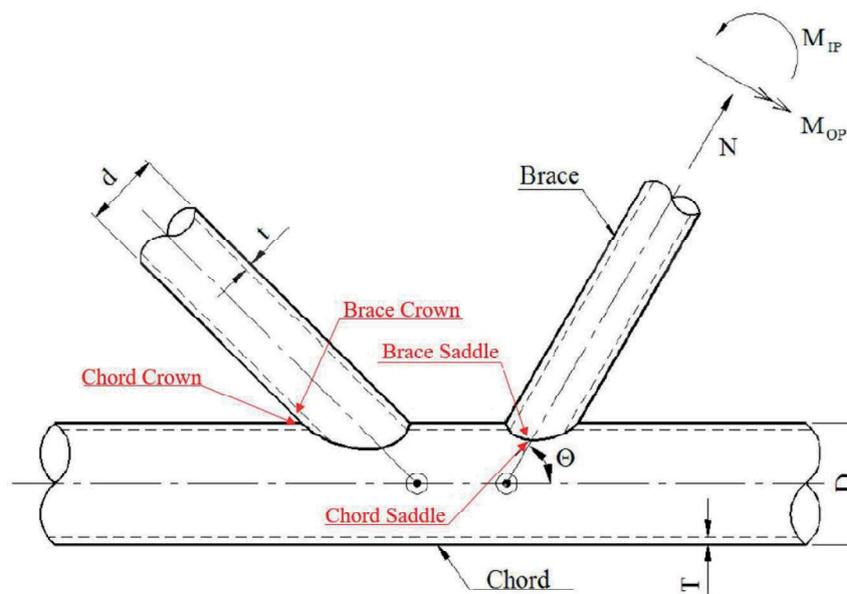
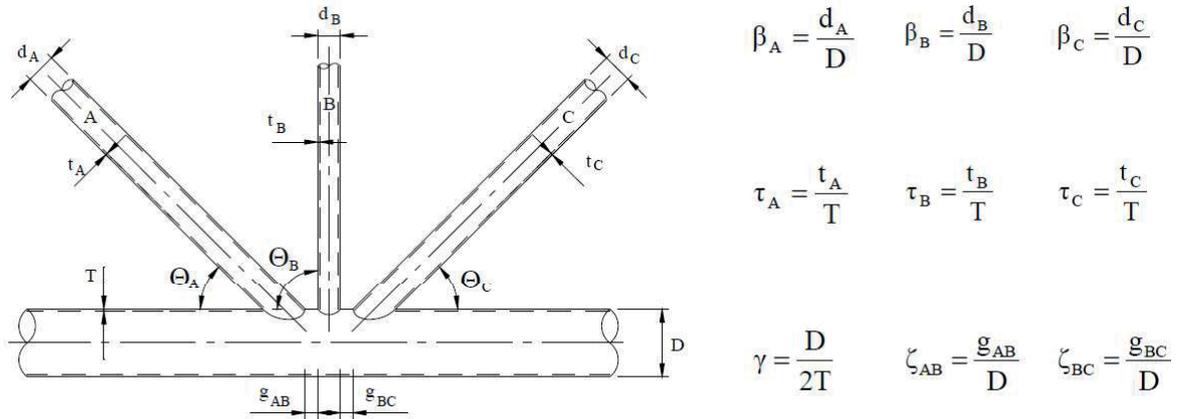


Figura 2-10: Pontos de cálculo do SCF. Adaptado de: (DNV-RP-C203, 2019).

Para obtenção dos fatores de concentração de tensão, primeiro é necessário definir os parâmetros geométricos das juntas tubulares que estão incluídas no cálculo, os parâmetros estabelecidos para uma junta KT, objeto de estudo deste trabalho, são observados na Figura 2-11.



$$\beta_A = \frac{d_A}{D} \quad \beta_B = \frac{d_B}{D} \quad \beta_C = \frac{d_C}{D}$$

$$\tau_A = \frac{t_A}{T} \quad \tau_B = \frac{t_B}{T} \quad \tau_C = \frac{t_C}{T}$$

$$\gamma = \frac{D}{2T} \quad \zeta_{AB} = \frac{g_{AB}}{D} \quad \zeta_{BC} = \frac{g_{BC}}{D}$$

Figura 2-11: Parâmetros geométricos de cálculo (DNV-RP-C203, 2019).

Os parâmetros acima são validos apenas para os seguintes intervalos:

$$0.2 \leq \beta \leq 1.0$$

$$0.2 \leq \tau \leq 1.0$$

$$8 \leq \gamma \leq 32$$

$$4 \leq \alpha = \frac{L}{2D} \leq 40$$

$$20^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$$

$$\frac{-0.6\beta}{\sin\theta} \leq \zeta \leq 1.0$$

Estimados os parâmetros geométricos associados, as Equações (2-15) e (2-16) e poderão ser utilizadas para determinar os fatores de concentração de tensão para o caso de carga axial equilibrada. Para os casos de momento no plano e fora do plano, os fatores de concentração de tensão podem ser determinados usando as Equações (2-17) e (2-18) e as Equações (2-19) a (2-21), respectivamente.

Para o caso de carga axial equilibrada, os fatores de concentração de tensão nos pontos *crown* e *saddle* para a corda (Equação (2-15)) e braços (Equação (2-16)) são dados pelas seguintes equações, respectivamente:

$$SCF_{AC/AS}^{corda} = \tau^{0.9} \gamma^{0.5} (0.65 - \beta^2 + 1.16\beta) \sin\theta \left(\frac{\sin\theta_{max}}{\sin\theta_{min}} \right)^{0.30} \left(\frac{\beta_{max}}{\beta_{min}} \right)^{0.30} (1.64 + 0.29\beta^{-0.38} ATAN(8\zeta)) \quad (2-15)$$

$$SCF_{AC/AS}^{braço} = 1 + (1.97 - 1.57 \beta^{0.25}) \tau^{-0.14} (\sin \theta)^{0.7} SCF_{\frac{AC}{AS}}^{chord} + \sin^{1.8} (\theta_{max} + \theta_{min}) (0.131 - 0.084 ATAN(14\zeta + 4.2\beta)) C \beta^{1.5} \gamma^{0.5} \tau^{-1.22} \quad (2-16)$$

Onde:

$SCF_{AC/AS}^{corda}$ é o fator de concentração de tensão para carregamento axial nos pontos *crown* e *saddle* localizados sob a corda;

$SCF_{AC/AS}^{braço}$ é o fator de concentração de tensão para carregamento axial nos pontos *crown* e *saddle* localizados sob os braços;

Para o caso de momentos dentro do plano equilibrados, os fatores de concentração de tensão nos pontos *crown* e *saddle* para a corda (Equação (2-17)) e braços (Equação (2-18)) são dados pelas seguintes equações, respectivamente:

$$SCF_{MIP}^{corda} = 1.45 \beta \tau^{0.85} \gamma^{(1-0.68\beta)} (\sin \theta)^{0.7} \quad (2-17)$$

$$SCF_{MIP}^{braço} = 1 + 0.65 \beta \tau^{0.4} \gamma^{(1.09-0.77\beta)} (\sin \theta)^{(0.06\gamma-1.16)} \quad (2-18)$$

Onde:

SCF_{MIP}^{corda} é o fator de concentração de tensão para momento dentro do plano nos pontos *crown* e *saddle* localizados sob a corda;

$SCF_{AC/AS}^{braço}$ é o fator de concentração de tensão para momento dentro do plano nos pontos *crown* e *saddle* localizados sob os braços;

Para o caso de carga de momento fora do plano, os fatores de concentração de tensão nos pontos *crown* e *saddle* para a corda (Equação (2-19)) e braços (Equação (2-20) e Equação (2-21)) são dados pelas seguintes equações, respectivamente:

$$SCF_{MOP}^{corda} = \gamma \tau \beta (1.7 - 1.05 \beta^3) (\sin \theta)^{1.6} (1 - 0.55 \beta^{1.8} \gamma^{0.16} \exp(-0.49 \gamma^{-0.89} \alpha^{1.8})) \quad (2-19)$$

$$SCF_{MOP}^{braço(A)} = \tau^{-0.54} \gamma^{-0.05} (0.99 - 0.47 \beta + 0.08 \beta^4) \cdot SCF_{MOP}^{corda(A)} \cdot (1 - 0.08 (\beta_B \gamma)^{0.5} \exp(-0.8 \cdot x_{AB})) (1 - 0.08 (\beta_C \gamma)^{0.5} \exp(-0.8 \cdot x_{AB})) + SCF_{MOP}^{corda(B)} \cdot \quad (2-20)$$

$$\begin{aligned}
& (1 - 0.08(\beta_A \gamma)^{0.5} \exp(-0.8 \cdot x_{AB})) (2.05 \beta_{max}^{0.5} \exp(-1.3 x_{AB}) + SCF_{MOP}^{corda(C)} \cdot \\
& (1 - 0.08(\beta_A \gamma)^{0.5} \exp(-0.8 \cdot x_{AC})) (2.05 \beta_{max}^{0.5} \exp(-1.3 x_{AC})) \\
SCF_{MOP}^{braço(B)} = & \tau^{-0.54} \gamma^{-0.05} (0.99 - 0.47 \beta_B + 0.08 \beta_B^4) \cdot SCF_{MOP}^{corda(B)} \\
& \cdot (1 - 0.08(\beta_A \gamma)^{0.5} \exp(-0.8 \cdot x_{AB}))^{P1} (1 \\
& - 0.08(\beta_C \gamma)^{0.5} \exp(-0.8 \cdot x_{AC}))^{P2} + SCF_{MOP}^{corda(A)} \\
& \cdot (1 - 0.08(\beta_A \gamma)^{0.5} \exp(-0.8 \cdot x_{AB})) (2.05 \beta_{max}^{0.5} \exp(-1.3 x_{AB}) \\
& + SCF_{MOP}^{corda(C)} \\
& \cdot (1 - 0.08(\beta_B \gamma)^{0.5} \exp(-0.8 \cdot x_{BC})) (2.05 \beta_{max}^{0.5} \exp(-1.3 x_{BC}))
\end{aligned} \tag{2-21}$$

Onde:

$$x_{AB} = 1 + \frac{\zeta_{AB} \sin \theta_B}{\beta_B} \tag{2-22}$$

$$x_{BC} = 1 + \frac{\zeta_{BC} \sin \theta_B}{\beta_B} \tag{2-23}$$

$$P_1 = \left(\frac{\beta_A}{\beta_B} \right)^2 \tag{2-24}$$

$$P_2 = \left(\frac{\beta_C}{\beta_B} \right)^2 \tag{2-25}$$

Onde:

SCF_{MOP}^{corda} é o fator de concentração de tensão para momento fora do plano nos pontos *crown* e *saddle* localizados sob a corda;

$SCF_{MOP}^{braço(A)}$ é o fator de concentração de tensão para momento fora do plano nos pontos *crown* e *saddle* localizados sob os braços A e C;

$SCF_{MOP}^{braço(B)}$ é o fator de concentração de tensão para momento fora do plano nos pontos *crown* e *saddle* localizados sob o braço B.

2.5.2.2 Método Numérico - Tensão de *Hot-spot* segundo a DNV (2019)

A DNV-RP-C203 (2019) assim como a IIW (2016), emite diretrizes para obtenção da tensão de *hot-spot* numérica. Porém, a DNV (2019) possui condições específicas para juntas tubulares de estruturas *offshore*. A tensão geométrica pode ser obtida por extrapolação linear das tensões obtidas a partir de pontos nodais a uma certa distância da borda do cordão de solda. Para isso, a malha e os pontos nodais devem respeitar as relações descritas na Figura 2-12 e Equações (2-26) a (2-28):

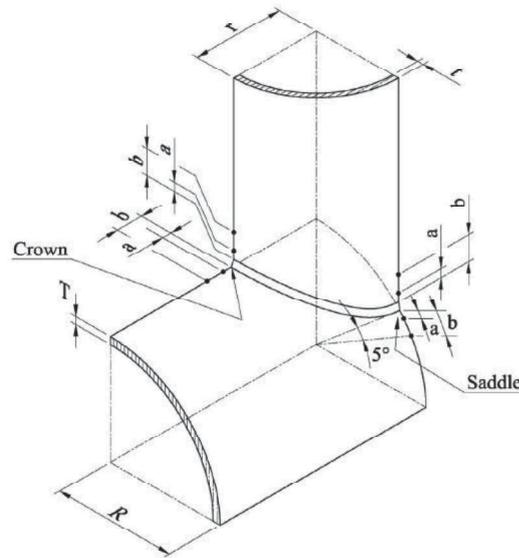


Figura 2-12: Pontos para leitura de tensões para derivação de tensão de *hot-spot* em juntas tubulares (DNV-RP-C203, 2019).

- Para os pontos de extrapolação *a* e *b* localizados na superfície do braço:

$$\begin{aligned} a &= 0.2\sqrt{rt} \\ b &= 0.65\sqrt{rt} \end{aligned} \quad (2-26)$$

- Para os pontos de extrapolação *a* e *b* localizados na superfície da corda nos pontos *crown*:

$$\begin{aligned} a &= 0.2\sqrt{rt} \\ b &= 0.4\sqrt{rt \cdot RT} \end{aligned} \quad (2-27)$$

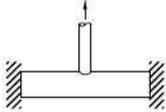
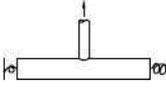
- Para os pontos de extrapolação *a* e *b* localizados na superfície da corda nos pontos *saddle*:

$$a = 0.2\sqrt{rt}$$

$$b = 2\pi R \frac{5}{360} = \frac{\pi R}{36} \quad (2-28)$$

2.5.2.3 Fator de concentração em diferentes geometrias

A DNV-RP-C203 (2019) apresenta diferentes fórmulas paramétricas para calcular o SCF de outras geometrias, algumas delas são mostradas nas figuras a seguir.

Load type and fixity conditions	SCF equations	Eqn. No.	Short chord correction
Axial load- Chord ends fixed 	Chord saddle: $\gamma \tau^{1.1} (1.11 - 3(\beta - 0.52)^2) (\sin \theta)^{1.6}$ Chord crown: $\gamma^{0.2} \tau (2.65 + 5(\beta - 0.65)^2) + \tau \beta (0.25\alpha - 3) \sin \theta$ Brace saddle: $1.3 + \gamma \tau^{0.52} \alpha^{0.1} (0.187 - 1.25\beta^{1.1}(\beta - 0.96)) (\sin \theta)^{(2.7-0.01\alpha)}$ Brace crown: $3 + \gamma^{1.2} (0.12 \exp(-4\beta) + 0.011\beta^2 - 0.045) + \beta \tau (0.1\alpha - 1.2)$	(1) (2) (3) (4)	F1 None F1 None
Axial load- General fixity conditions 	Chord saddle: $(\text{Eqn. (1)}) + C_1 (0.8\alpha - 6) \tau \beta^2 (1 - \beta^2)^{0.5} (\sin 2\theta)^2$ Chord crown: $\gamma^{0.2} \tau (2.65 + 5(\beta - 0.65)^2) + \tau \beta (C_2 \alpha - 3) \sin \theta$ Alternatively $SCF_{cc} = \gamma^{0.2} \tau (2.65 + 5(\beta - 0.65)^2) - 3\tau \beta \sin \theta + \frac{\sigma_{BendingChord}}{\sigma_{AxialBrace}} SCF_{att}$ where $\sigma_{BendingChord}$ = nominal bending stress in the chord $\sigma_{AxialBrace}$ = nominal axial stress in the brace. SCF_{att} = stress concentration factor for an attachment = 1.27 Brace saddle: (Eqn. (3)) Brace crown: $3 + \gamma^{1.2} (0.12 \exp(-4\beta) + 0.011\beta^2 - 0.045) + \beta \tau (C_3 \alpha - 1.2)$ Alternatively $SCF_{bc} = 3 + \gamma^{1.2} (0.12 \exp(-4\beta) + 0.011\beta^2 - 0.045) - 1.2\beta \tau + \frac{0.4 \sigma_{BendingChord}}{\sigma_{AxialBrace}} SCF_{att}$	(5) (6a) (6b) (7a) (7b)	F2 None F2 None

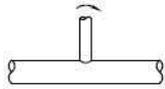
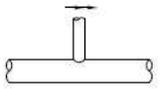
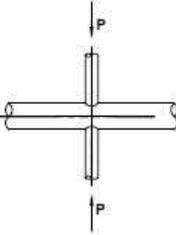
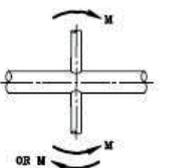
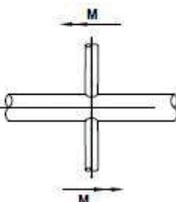
Load type and fixity conditions	SCF equations	Eqn. No.	Short chord correction
In-plane bending 	Chord crown: $1.45 \beta \tau^{0.85} \gamma^{(1-0.68\beta)} (\sin \theta)^{0.7}$	(8)	None
	Brace crown: $1 + 0.65 \beta \tau^{0.4} \gamma^{(1.09-0.77\beta)} (\sin \theta)^{(0.067-1.16)}$	(9)	None
Out-of-plane bending 	Chord saddle: $\gamma \tau \beta (1.7 - 1.05\beta^3) (\sin \theta)^{1.6}$	(10)	F3
	Brace saddle: $\tau^{-0.54} \gamma^{-0.05} (0.99 - 0.47\beta + 0.08\beta^4) \cdot (\text{Eqn.10})$	(11)	F3
Short chord correction factors ($\alpha < 12$) $F1 = 1 - (0.83 \beta - 0.56 \beta^2 - 0.02) \gamma^{0.23} \exp(-0.21 \gamma^{-1.16} \alpha^{2.5})$ $F2 = 1 - (1.43 \beta - 0.97 \beta^2 - 0.03) \gamma^{0.04} \exp(-0.71 \gamma^{-1.38} \alpha^{2.5})$ $F3 = 1 - 0.55 \beta^{1.8} \gamma^{0.16} \exp(-0.49 \gamma^{-0.89} \alpha^{1.8})$ where $\exp(x) = e^x$		Chord-end fixity parameter $C1 = 2(C-0.5)$ $C2 = C/2$ $C3 = C/5$ $C = \text{chord end fixity parameter}$ $0.5 \leq C \leq 1.0$, Typically $C = 0.7$	

Figura 2-13: Fator de concentração para juntas tipo T e Y (DNV-RP-C203, 2019).

Load type and fixity conditions	SCF equation	Eqn. no.
Axial load (balanced) 	Chord saddle: $3.87 \gamma \tau \beta (1.10 - \beta^{1.8}) (\sin \theta)^{1.7}$	(12)
	Chord crown: $\gamma^{0.2} \tau (2.65 + 5(\beta - 0.65)^2) - 3 \tau \beta \sin \theta$	(13)
	Brace saddle: $1 + 1.9 \gamma \tau^{0.5} \beta^{0.9} (1.09 - \beta^{1.7}) (\sin \theta)^{2.5}$	(14)
	Brace crown: $3 + \gamma^{1.2} (0.12 \exp(-4\beta) + 0.011 \beta^2 - 0.045)$	(15)
	In joints with short chords ($\alpha < 12$) the saddle SCF can be reduced by the factor F1 (fixed chord ends) or F2 (pinned chord ends) where $F1 = 1 - (0.83 \beta - 0.56 \beta^2 - 0.02) \gamma^{0.23} \exp(-0.21 \gamma^{-1.16} \alpha^{2.5})$ $F2 = 1 - (1.43 \beta - 0.97 \beta^2 - 0.03) \gamma^{0.04} \exp(-0.71 \gamma^{-1.38} \alpha^{2.5})$	
In plane bending 	Chord crown: (Eqn. (8)) Brace crown: (Eqn. (9))	
Out of plane bending (balanced) 	Chord saddle: $\gamma \tau \beta (1.56 - 1.34\beta^4) (\sin \theta)^{1.6}$	(16)
	Brace saddle: $\tau^{-0.54} \gamma^{-0.05} (0.99 - 0.47 \beta + 0.08 \beta^4) \cdot (\text{Eqn.16})$	(17)
In joints with short chords ($\alpha < 12$) eqns. (16) and (17) can be reduced by the factor F3 where: $F3 = 1 - 0.55 \beta^{1.8} \gamma^{0.16} \exp(-0.49 \gamma^{-0.89} \alpha^{1.8})$		

$$\sigma_7 = SCF_{AC}\sigma_x + SCF_{MOP}\sigma_{mz} \quad (2-35)$$

$$\sigma_8 = \frac{1}{2}(SCF_{AC} + SCF_{AS})\sigma_x + \frac{1}{2}\sqrt{2} SCF_{MIP}\sigma_{my} + \frac{1}{2}\sqrt{2} SCF_{MOP}\sigma_{mz} \quad (2-36)$$

Onde:

σ_x , σ_{my} , σ_{mz} são as tensões nominais máximas devido ao carregamento axial, momento dentro e fora do plano, respectivamente;

SCF_{AC} e SCF_{AS} são os fatores de concentração de tensão para os pontos *crown* e *saddle*, respectivamente;

SCF_{MIP} e SCF_{MOP} são os fatores de concentração de tensão para o momento dentro e fora plano, respectivamente;

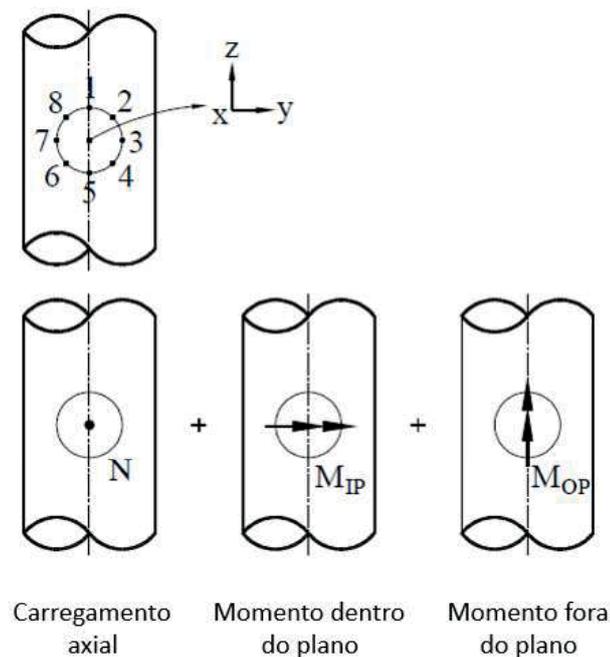


Figura 2-15: Método de superposição de tensões. Adaptado de: (DNV-RP-C203, 2019).

2.6 Abordagens de Fadiga

A ASTM E1823 (2010) define a fadiga como o processo de mudança estrutural permanente, localizada e progressiva que ocorre em um material sujeito a tensões e deformações flutuantes

e que podem culminar em rachaduras ou fratura completa após um número suficiente de oscilações de carregamentos.

As falhas por fadiga em estruturas metálicas são um problema técnico bastante conhecido, já no século XIX as falhas já eram reportadas e as primeiras investigações laboratoriais foram realizadas. Schutz (1996) afirma que a história da fadiga é dividida em duas épocas, antes e depois de Wöhler. August Wöhler reconheceu que uma única aplicação de carga muito abaixo da resistência estática de uma estrutura não causaria nenhum dano à estrutura, mas se a mesma carga fosse repetida muitas vezes poderia induzir a uma falha completa (Schijve, 2006). Wöhler também é responsável pelo desenvolvimento das primeiras máquinas de teste e inúmeros testes experimentais publicando-as em tabelas. Spangenberg, seu sucessor, traçou a representação gráfica dos dados de Wöhler nas chamadas curvas S-N (Ribeiro *et. al.*, 2011).

2.6.1 Abordagens Globais

2.6.1.1 Curvas S-N – DNV (2019)

As curvas S-N, também conhecidas como abordagem S-N globais ou curvas de Wöhler, são constantemente utilizadas no projeto de juntas soldadas. As curvas S-N encontradas nos códigos técnicos como a DNV-RP-C203 (2019), são expressas em uma escala bi-logarítmica em que a resistência a fadiga é dada pelo número de ciclos até a falha (N), em função da faixa de tensão (S). No código Norueguês, DNV (2019), as curvas S-N são associadas a uma probabilidade de sobrevivência de 97.7% com 75% de confiança.

Segundo a DNV-RP-C203 (2019) a resistência à fadiga nas juntas tubulares soldadas *offshore* depende da espessura devido à descontinuidade geométrica local do cordão da solda em relação à espessura das placas adjacentes. Segundo Encarnação (2018) o efeito da espessura na resistência à fadiga também pode ser explicado em razão da modificação da faixa de tensão ao longo da espessura, isto é, quando se tem elementos submetidos a um mesmo nível de amplitudes de tensões, quanto maior a espessura, maior a chance de surgimento de uma trinca. Isso acontece devido à maior área exposta e, portanto, maior possibilidade de ocorrência de dano e defeitos por intempéries ou defeitos de fabricação. A curva S-N definida no código DNV (2019) é obtida pela Equação (2-37):

$$\log N = \log \bar{a} - m \cdot \log \left[\Delta \sigma \left(\frac{t}{t_{ref}} \right)^k \right] \quad (2-37)$$

Onde:

m é a inclinação inversa negativa da curva S-N;

$\log \bar{a}$ é a interceptação do eixo $\log N$;

t_{ref} é a espessura de referência igual a 25 mm para conexões soldadas que não sejam tubulares, e 16 mm para juntas tubulares;

t é a espessura através da qual uma rachadura/trinca provavelmente crescerá, sendo que, quando t for menor que t_{ref} , deverá ser considerado $t = t_{ref}$;

k é o coeficiente de espessura tabelados na DNV-RP-C203 (2019).

Na Figura 2-16 é apresentado as curvas S-N de projeto recomendadas pela DNV-RP-C203 (2019) para juntas tubulares considerando três condições ambientais, e seus parâmetros são detalhados na Tabela 2-1.

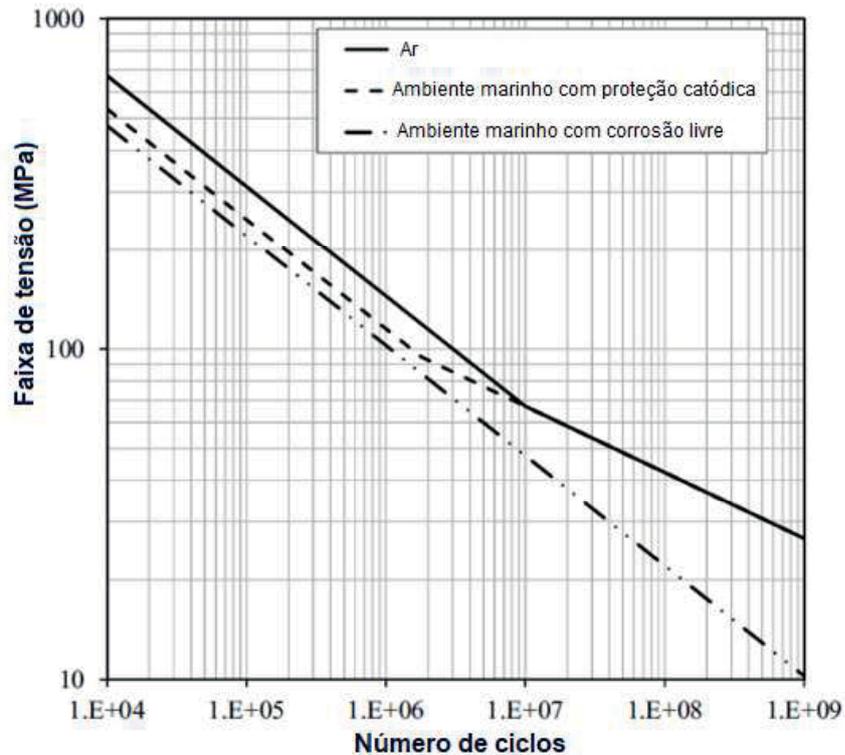


Figura 2-16: Curvas S-N aplicadas a juntas tubulares considerando condições ambientais.

Adaptado de: (DNV-RP-C203, 2019).

Ambiente	m_1	$\log \bar{a}_1$	m_2	$\log \bar{a}_2$	Limite de fadiga a 10^7 ciclos	Coefficiente de espessura k
Ar	$N \leq 10^7$ ciclos		$N > 10^7$ ciclos		67.09	0.25
	3.0	12.48	5.0	16.13		
Marinho com proteção catódica	$N \leq 1.8 \times 10^6$ ciclos		$N > 1.8 \times 10^6$ ciclos		67.09	0.25
	3.0	12.18	5.0	16.13		
Marinho com corrosão livre (proteção catódica)	3.0	12.03	3.0	12.03	0	0.25

Tabela 2-1: Curvas S-N aplicadas a juntas tubulares. Adaptado de: (DNV-RP-C203, 2019).

2.6.1.2 Lei de Acumulação de Dano - DNV (2019)

A avaliação da vida em fadiga em estruturas *offshore* pode ser descrita na hipótese de dano linear e nas curvas S-N selecionadas em práticas e códigos. A lei de acumulação de danos de Palmgren-Miner é um método comum para estimar a vida útil de estruturas submetidas a um histórico de cargas variáveis com base em históricos de tensões de fadiga com amplitudes constantes. A regra de Palmgren-Miner pode ser traduzida na Equação (2-38):

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} = \frac{1}{\bar{a}} \sum_{i=1}^k n_i \cdot (\Delta\sigma_i)^m \leq \eta \quad (2-38)$$

Onde:

D é o dano por fadiga acumulado;

n_i é o número de ciclos de tensão no bloco de tensão i ;

N_i é o número de ciclos até a falha;

k é o número de níveis de faixa de tensão no bloco do espectro de carga;

\bar{a} é a interceptação da curva S-N de projeto com o $\log N$;

m é a inclinação inversa negativa da curva S-N;

$\Delta\sigma_i$ é a faixa de tensões;

η é o fator de uso dado pela Equação 2-35.

$$\eta = \frac{1}{DFF} \quad (2-39)$$

Onde:

DFF, considerado igual a 10 nesse estudo, é o fator de fadiga do projeto especificado na Tabela 2-2 encontrada na DNVGL-OS-C101 (2015).

DFF	Elemento Estrutural
1	Estrutura interna, acessível e não soldada diretamente na parte submersa
1	Estrutura externa, acessível para inspeção regular e reparo em condições secas e limpas
2	Estrutura interna, acessível e soldada diretamente na parte submersa
2	Estrutura externa não acessível para inspeção e reparo em condições secas e limpas
3	Áreas não acessíveis, áreas não planejadas para serem acessíveis para inspeção e reparo durante a operação
10	Elementos estruturais não acessíveis ou na zona de respingo com consequências substanciais, como o perigo de perda de vidas humanas - ou seja, não conformidade

com os critérios de estado limite de colapso acidental, poluição significativa e grandes consequências econômicas

Tabela 2-2: Fatores de projeto de fadiga usados em estruturas de aço *offshore*.

2.6.1.3 Abordagem simplificada para acumulação de danos por fadiga segundo a DNV (2019)

Na maioria das investigações empíricas de fadiga, variações de tensão sob cargas de amplitude constante foram medidas e uma forma sigmoïdal foi observada. As cargas de tensão cíclicas, em particular aquelas relacionadas a variações de tensão induzidas por ondas, são sempre aleatórias. Assim, as cargas de fadiga podem ser descritas e estimadas estatisticamente (Mourão *et. al.*, 2020). O método simplificado de acúmulo de dano por fadiga é baseado na regra de Palmgren-Miner e utiliza uma metodologia probabilística, onde uma distribuição Weibull de dois parâmetros é usada para calcular o dano. O método é descrito pela Equação (2-40):

$$D = v_0 T_d \left[\frac{q^{m_1}}{\bar{a}_1} \Gamma \left(1 + \frac{m_1}{h}; \left(\frac{S_1}{q} \right)^h \right) + \frac{q^{m_2}}{\bar{a}_2} \gamma \left(1 + \frac{m_2}{h}; \left(\frac{S_1}{q} \right)^h \right) \right] \leq \eta \quad (2-40)$$

Onde:

T_d é a vida útil de projeto em segundos;

v_0 é a frequência média *zero up-crossing*;

h é o parâmetro de distribuição de forma da distribuição de Weibull, calibrado a partir de análises espectrais e que, no caso de estruturas *offshore* fixas podem ser consideradas igual a 0.8;

q é o parâmetro de escala da distribuição de Weibull, estimado através da Equação (2-42);

S_1 é a tensão no ponto de transição dos dois segmentos da curva S-N;

\bar{a}_1 e m_1 são os parâmetros de fadiga S-N para $N < 10^7$ ciclos (condições do ar);

\bar{a}_2 e m_2 são os parâmetros de fadiga S-N para $N > 10^7$ ciclos (condições do ar);

$\Gamma()$ e $\gamma()$ são as funções de gamma incompleto.

A longo prazo, a distribuição de tensões no espectro de tensões pode ser apresentada como uma distribuição Weibull de dois parâmetros:

$$Q(\Delta\sigma) = \exp \left[- \left(\frac{\Delta\sigma}{q} \right)^h \right] \quad (2-41)$$

Onde:

Q é a probabilidade de falha no espectro de tensões;

q é o parâmetro de escala da distribuição de Weibull a partir do espectro de tensões que pode ser estimado através da Equação (2-42):

$$q = \frac{\Delta\sigma_0}{(\ln n_0)^{1/h}} \quad (2-42)$$

Onde:

$\Delta\sigma_0$ é a maior faixa de tensão de referência entre n_0 ciclos. A norma também contempla uma correção das tensões de *hot-spot* em relação ao efeito de espessura:

$$\Delta\sigma_{0,t} = \Delta\sigma_{0,tref} \left(\frac{t_{ref}}{t} \right)^k \quad (2-43)$$

2.6.2 Abordagens Locais

Existem várias abordagens para analisar os danos por fadiga em estruturas soldadas, a abordagem S-N global foi amplamente utilizada na prática da engenharia e é especialmente aplicável para fadiga de alto ciclo. Porém, o método S-N tem levado a resultados relativamente conservadores já que as seleções de curva são conservadoras. Por esse motivo, as abordagens locais de fadiga têm sido constantemente empregadas para avaliar os danos por fadiga em estruturas soldadas e estruturas *offshore* já que também são aplicáveis para regimes de baixo ciclo (Li *et. al.*, 2020).

Diversos estudos tem sido baseados nos métodos locais para estimar a vida em fadiga. O método tensão-deformação com base na regra de Neuber foi utilizado por Ince e Bang (2017) para previsão da vida em fadiga em entalhes sob cargas multiaxiais. Li *et. al.* (2020) também utilizaram o método para avaliação do dano em uma estrutura marinha. Liu *et. al.* (2018) previram a vida em fadiga de uma ponte metálica rebitada com base em deformações locais e número de ciclos, onde a relação entre a vida em fadiga e a deformação local é derivada de acordo com a lei de Basquin e Manson-Coffin. Mourão *et. al.* (2020) propuseram uma metodologia de fadiga local-global aplicada a uma plataforma do tipo jaqueta *offshore* usando uma abordagem local baseada na regra de Neuber combinada com a descrição de Ramberg-Osgood.

2.6.2.1 Método baseado em Tensão

O método baseado em tensão (*Stress-based Method*) utiliza amplitudes de tensões alternadas para prever o número de ciclos até a falha. Essa abordagem é mais indicada para fadiga de alto ciclo onde as deformações são na maioria elásticas, já que sob fadiga de baixo ciclo a relação tensão-deformação torna-se não linear (Correia, 2014). A relação entre $\Delta\sigma/2$, e o número de reversões até a falha, $2N_f$, podem ser aproximados linearmente quando a amplitude de tensão e a vida de fadiga são expressas em uma escala logarítmica, resultando na Equação (2-44) proposta por Basquin:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma_a = (\sigma'_f)(2N_f)^b \quad (2-44)$$

Onde:

σ'_f é o coeficiente de resistência à fadiga;

b é o expoente da resistência à fadiga.

Morrow (1965), propôs uma ligeira alteração na equação de Basquin considerando o efeito de tensão média (σ_m) diferente de zero, conforme a Equação (2-45):

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma_a = (\sigma'_f - \sigma_m)(2N_f)^b \quad (2-45)$$

2.6.2.2 Método baseado em Deformação

As abordagens baseadas em deformação também usam relação bi-logarítmica assim como as abordagens S-N e no método baseado em Tensão. Em contraste com o método baseado em tensão, o método baseado em deformações considera a deformação plástica que pode ocorrer em regiões localizadas onde se iniciam as fissuras por fadiga (Correia, 2014).

Se a relação de Basquin estabelecida na Equação (2-44) for estabelecida em um estado uniaxial de tensões, a Equação (2-46) será encontrada.

$$\frac{\Delta\varepsilon^e}{2} = \frac{(\sigma'_f)(2N_f)^b}{E} \quad (2-46)$$

Onde:

E é o módulo de elasticidade.

Quando se trata de fadiga de baixo ciclo as tensões plásticas não podem ser consideradas iguais a zero. Coffin (1954) e Manson (1954) concluíram que a amplitude de deformação plástica, $\Delta\varepsilon^p/2$, versus a vida em fadiga, N_f , podem ser linearizadas e expressas da seguinte forma:

$$\frac{\Delta\varepsilon^p}{2} = (\varepsilon'_f)(2N_f)^c \quad (2-47)$$

Onde:

ε'_f é o coeficiente de ductilidade à fadiga;

c é o expoente de ductilidade.

Somando os componentes elásticos e plásticos de deformação a amplitude de deformação total é obtida pela Equação (2-48):

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon^e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon^p}{2} = \frac{(\sigma'_f)(2N_f)^b}{E} + (\varepsilon'_f)(2N_f)^c \quad (2-48)$$

O modelo Smith, Watson e Topper -SWT- (1970) assume que a vida em fadiga para qualquer nível de tensão média é uma função do produto da tensão máxima e amplitude de deformação.

O modelo é representado pela Equação (2-49):

$$\sigma_{max} \cdot \frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{(\sigma'_f)^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma'_f \varepsilon'_f (2N_f)^{b+c} \quad (2-49)$$

2.7 Abordagem da Mecânica da Fratura

O método das curvas S-N inclui as fases de iniciação, propagação e falha, contudo, não descreve o surgimento de trincas na estrutura, e por consequência, o crescimento de imperfeições no material. A abordagem da mecânica da fratura, por outro lado, assume que os elementos estruturais têm falhas e essas falhas podem ser idealizadas como trincas que se propagam seguindo a lei que correlaciona a taxa de crescimento (da/dN) da trinca e faixa do fator de intensidade de tensão (ΔK). Assim, a mecânica da fratura se concentra no cálculo do número de ciclos que uma determinada fissura crítica leva para atingir a falha final, a fim de avaliar quanto tempo uma estrutura ou componente pode operar sem precisar ser corrigido (Suresh, 1998; BS 7910, 2005). A mecânica da fratura é dividida em mecânica da fratura elástica linear (LEFM) aplicada quando a região plástica é muito pequena e cercada por uma região elástica,

e em mecânica da fratura plástica elástica (EPFM) utilizado quando o critério da LEFM não é verificado (Fernandes *et. al.*, 1999).

2.7.1 Lei de Crescimento de Trincas

Existem três modos básicos de fratura: o modo I é o modo de abertura de tração e é caracterizado pela separação das faces da fissura por forças normais ao plano da fissura; o modo II é o modo de cisalhamento no plano e é o modo no qual as faces são cortadas na direção paralela à face frontal da fissura; o modo III é o modo de cisalhamento transversal onde, as faces da fissura são cortadas na direção perpendicular à face frontal da fissura (Fernandes et al., 1999). Os três modos básicos de fratura são exibidos na Figura 2-17 abaixo, respectivamente.

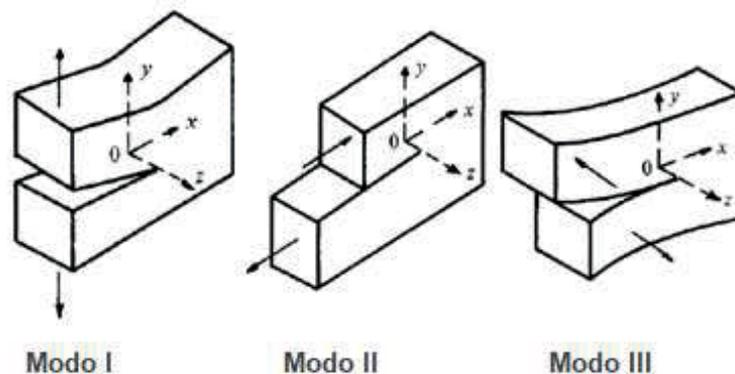


Figura 2-17: Modos de fratura (Suresh, 1998).

Como a mecânica da fratura foi desenvolvida para avaliar o comportamento de trincas sob cargas cíclicas, é de interesse entender as fases de crescimento de macro-trincas divididas em três estágios, conforme a Figura 2-18.

O estágio I é caracterizado pelo início da propagação da trinca, nesta região é possível identificar o valor de ΔK_{th} que define o limite associado ao crescimento de macro trincas por fadiga, isso significa que abaixo do valor, ΔK_{th} , a trinca não se desenvolverá, ou seja, não ocorrerá propagação. O estágio II é conhecido como “*Paris region*”, esta região é definida pela relação linear entre o logaritmo da taxa de crescimento da trinca por fadiga (da/dN) e o logaritmo do fator de intensidade de tensão (ΔK), expressa pela Equação (2-50) conhecida como lei de Paris:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2-50)$$

Onde:

da = incremento no crescimento de trinca por ciclos de tensão dN .

C e m são constantes do material.

O estágio III, corresponde à propagação instável da trinca. Quando ΔK se aproxima do valor crítico, ΔK_c , ocorre a falha da estrutura.

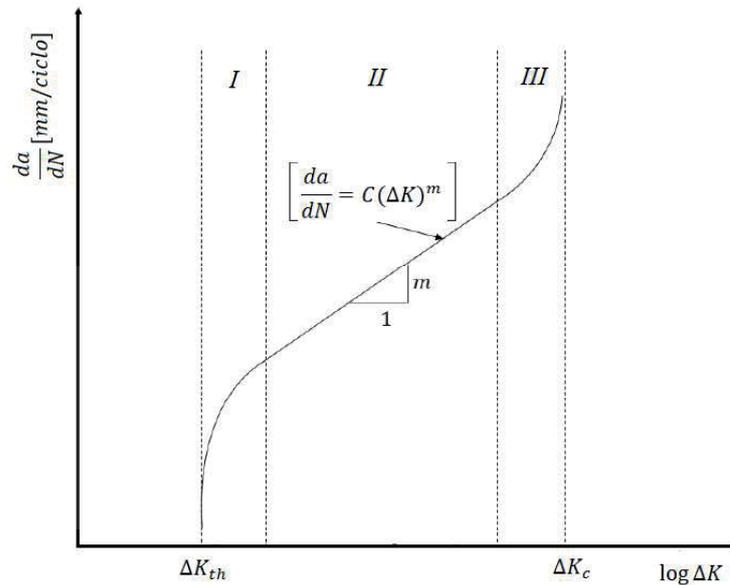


Figura 2-18: Estágios de propagação de trinca por fadiga (Fernandes, 1999).

2.7.2 Fator de Intensidade de Tensão

O conceito de fator de intensidade de tensão foi desenvolvido através do trabalho de Irwin em 1957. Este fator é um parâmetro que descreve a severidade da distribuição de tensão em torno da ponta da trinca, de forma que sua aplicação está em avaliar a taxa de crescimento de trinca por fadiga e prever o seu crescimento (Schijve, 2009). Este é um conceito bastante utilizado na mecânica linear da fratura elástica e, portanto, adequado para avaliar a vida em fadiga e imperfeições de soldas e trincas (IIW, 2016). De modo geral, o fator de intensidade de tensão (K) pode ser obtido através da Equação (2-51):

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2-51)$$

Onde:

Y é o fator de forma, que depende da geometria da estrutura e da configuração da fissura;

σ é a tensão relevante e pode ser a tensão de *hot-spot* (σ_{hs}) ou tensão nominal (σ_{nom}), dependendo da análise;

a é a profundidade da trinca.

Para geometrias complexas como juntas tubulares, a Equação (2-51) se tornará muito mais complexa. Dessa forma, os métodos de extrapolação de deslocamento e o método integral-J, são frequentemente usados para determinar o fator de intensidade de tensão através da mecânica da fratura computacional (Shen e Choo, 2012).

O método Integral-J é usado para caracterizar o campo de tensão-deformação elástica ou plástica ao redor da ponta da trinca, e nada mais é do que uma integral de superfície que envolve a frente da trinca de uma ponta de trinca a outra, conforme descrito pela Equação (2-52) (Mourão, 2020).

$$J = \int_{\Gamma} W dy - T \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial X} \right) ds \quad (2-52)$$

Onde:

Γ é uma curva arbitrária em torno da extremidade da fenda;

W é o trabalho por unidade de volume;

T , vetor de força em ds ;

\bar{u} , é o deslocamento na direção x e;

ds é o comprimento do incremento ao longo do contorno Γ , para melhor entendimento ver a Figura 2-19.

A densidade de energia de deformação e o vetor T podem ser definidos através das Equações (2-53) e (2-54), respectivamente.

$$W = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (2-53)$$

$$T = \sigma_{ij} \cdot n_j \quad (2-54)$$

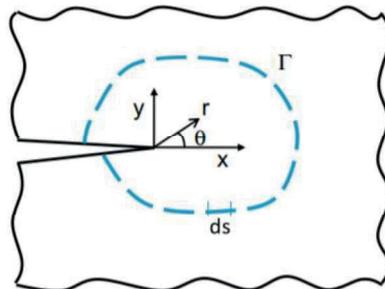


Figura 2-19: Descrição da Integral-J (Chambel *et. al.*, 2016).

Segundo o manual do software ABAQUS, o fator de intensidade de tensões para um material linear elástico pode ser relacionado com a Integral-J através da equação (2-55):

$$J = \frac{1}{8\pi} K^T \cdot B^{-1} \cdot K \quad (2-55)$$

3 METODOLOGIA

3.1 Estudo de caso – Estrutura do tipo *Jacket*

A junta tubular KT em estudo é parte de uma estrutura do tipo Jaqueta localizada no Mar do Norte, na costa oeste da Noruega. A plataforma situa em um leito marinho à 115,67 metros abaixo da superfície do mar. Dados mais exatos sobre a localização e condições da estrutura não serão fornecidos por confidencialidade.

A ligação em análise é indicada em vermelho na Figura 3-1, os detalhes e denominação dos elementos são exibidos na Figura 3-2.

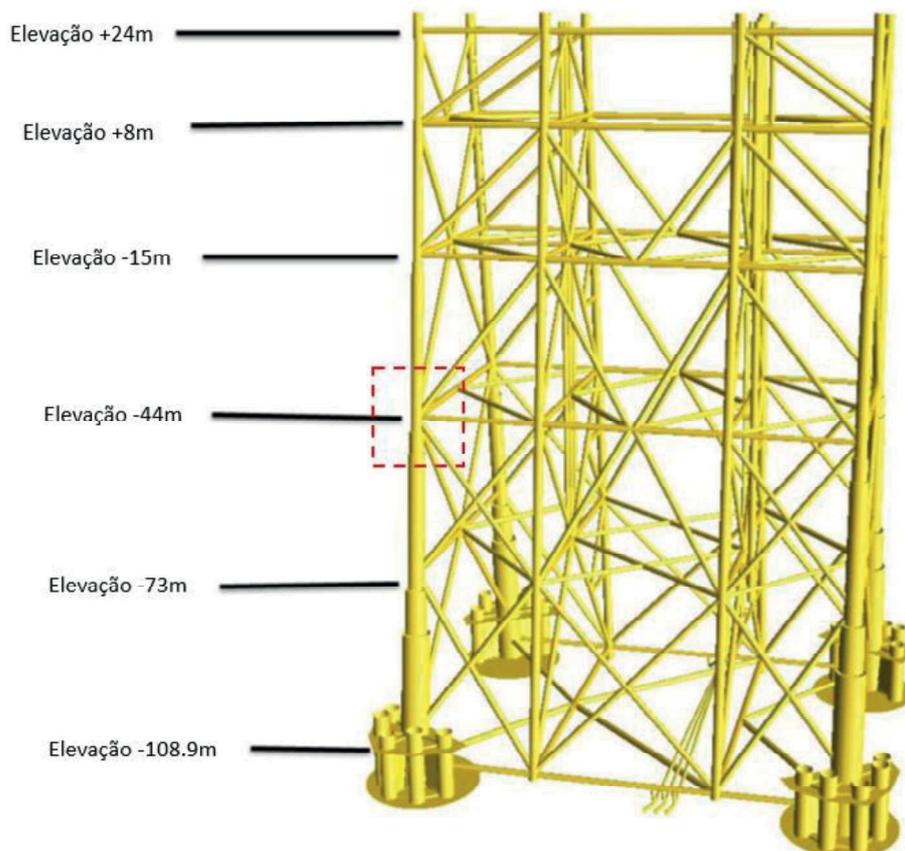


Figura 3-1: Estrutura *offshore* do tipo Jaqueta em estudo.

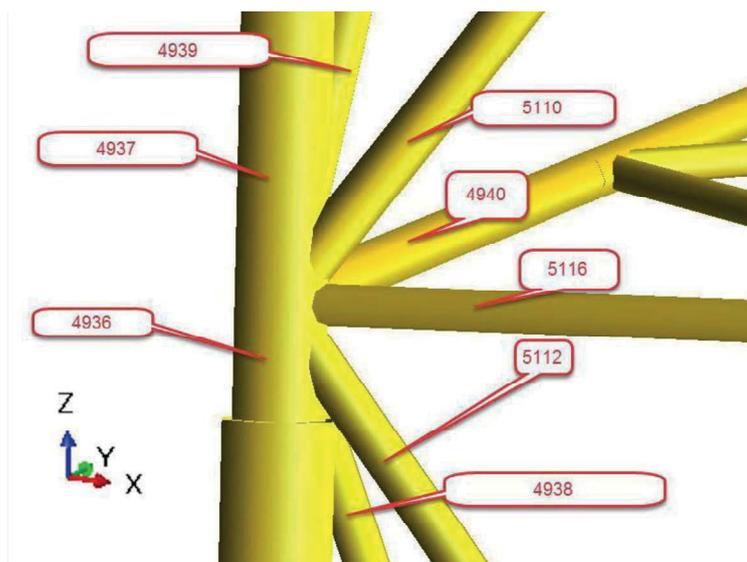


Figura 3-2: Detalhe da junta.

3.1.1 Estudos Preliminares

3.1.1.1 Estudo da empresa Force Technology apresentados por Mourão (2018)

No estudo realizado por Mourão (2018) foram apresentadas algumas análises dinâmicas globais da estrutura através do *software* SESAM, realizadas pela empresa Force Technology. O programa SESAM, desenvolvido pela DNV (2019) para uso específico em navios e estruturas *offshore*, permite o projeto e análise estrutural dessas construções quando submetidas à carregamentos hidrodinâmicos.

A empresa Force Technology a partir do estudo de um diagrama de dispersão de ondas, apresentado na Figura 3-3, e de dados de direcionalidade de onda submeteu à análise, ondas com a probabilidade de ocorrência superior a 0.01%, resultando em 8 ondas por direção, sendo 12 direções entre 0° e 360° com intervalo de 30°. Ao total 96 ondas foram estudadas em 24 *steps* no tempo.

Após a análise, os dados de carregamento axial, momento dentro e fora do plano nos elementos foram tabelados para os 2304 *steps* de onda. A junta tubular KT situada a uma profundidade de 44 metros foi considerada crítica, pois, de acordo com os resultados fornecidos pelo software SESAM apresenta a maior gama de forças e, portanto, caracteriza-se relevante para a análise à fadiga.

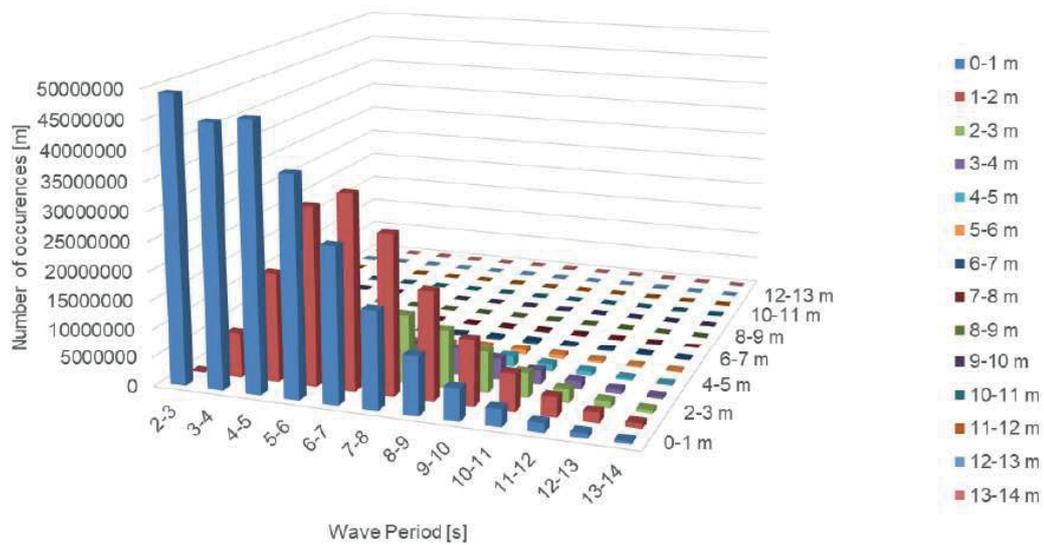


Figura 3-3: Dados de dispersão de onda para soma de todas as direções (Mourão, 2018).

3.1.1.2 Estudo de Aidibi (2020)

Aidibi (2020) avaliou os fatores de concentração de tensão e o dano por fadiga para a mesma junta em questão, as juntas foram avaliadas considerando 23 tipos diferentes de condições de carregamento unitário, 9 axiais, 7 momentos fletores no plano e 7 forças de momento fletores fora do plano, conforme recomendados pela DNV-RP-C203 (2019). Para o estudo, a articulação foi decomposta em dois planos, XZ e YZ, cada uma composta por uma corda e 3 elementos secundários. Além disso, os fatores de concentração de tensão foram avaliados em modelos com 5 tamanhos de malhas diferentes, considerando elementos de casca, sólido e sólido com representação de solda. O trabalho também foi realizado por meio de cálculos analíticos dos SCFs conforme as formulações de Efthymiou. O autor verificou que os modelos sólidos e sólidos com solda eram mais indicados para avaliar o fator de concentração de tensão, por serem menos conservadores e por se aproximarem mais dos valores numéricos obtidos das equações paramétricas analisadas.

3.2 Estudo numérico

O método dos elementos finitos é comumente utilizado para avaliação das tensões estruturais como citado no capítulo anterior. Com o avanço da tecnologia e das ferramentas computacionais os *softwares* baseados no MEF têm provado ser um mecanismo essencial para avaliação e projeto de sistemas estruturais de qualquer natureza, inclusive *offshore* (Aidibi,

2020). O software ABAQUS/CAE foi a ferramenta computacional utilizada para os estudos das juntas KT tubulares.

3.2.1 Geometria

Como mencionado anteriormente, a ligação em estudo faz parte de uma estrutura do tipo Jaqueta ilustrada anteriormente na Figura 3-1 e na Figura 3-2. Como a DNV (2019) trata das geometrias em um único plano a junta foi discretizada em dois planos: XZ e YZ. O plano YZ é composto pela corda principal e pelos braços 4938, 4940 e 4939, e o plano XZ composto pela corda principal e braços 5112, 5116, 5110, como visto na Figura 3-4 e na Figura 3-5.

Nos modelos com solda, o elemento foi representado como uma faixa triangular em torno da ligação de forma que a base e a altura fossem iguais à espessura do respectivo braço sob o qual estavam. O elemento de solda foi representado sem penetração ao longo da espessura e sem chanfro, detalhes podem ser observados na Figura 3-6. Os modelos geométricos elaborados nos estudos de Ali (2020) foram cedidos para avaliação desse estudo.

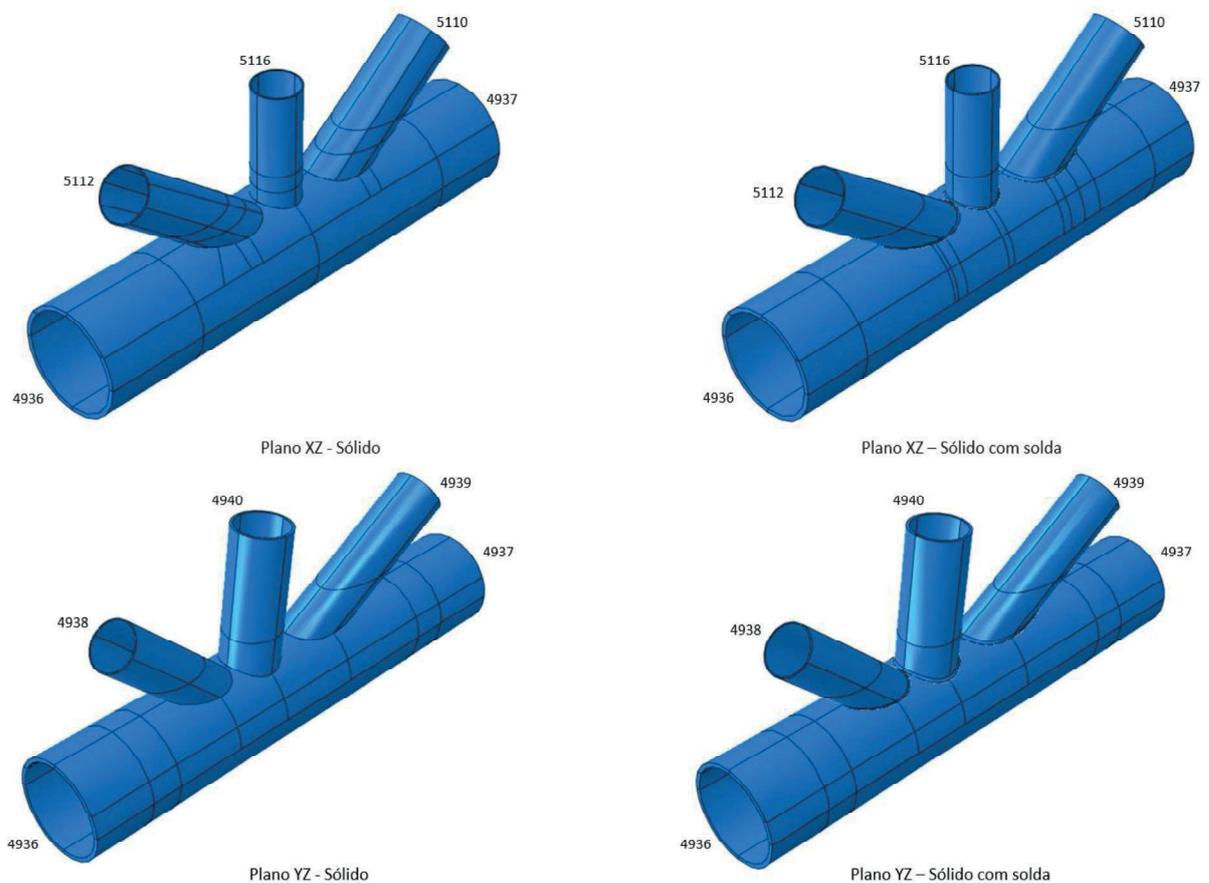


Figura 3-4: Vista em perspectiva dos modelos.

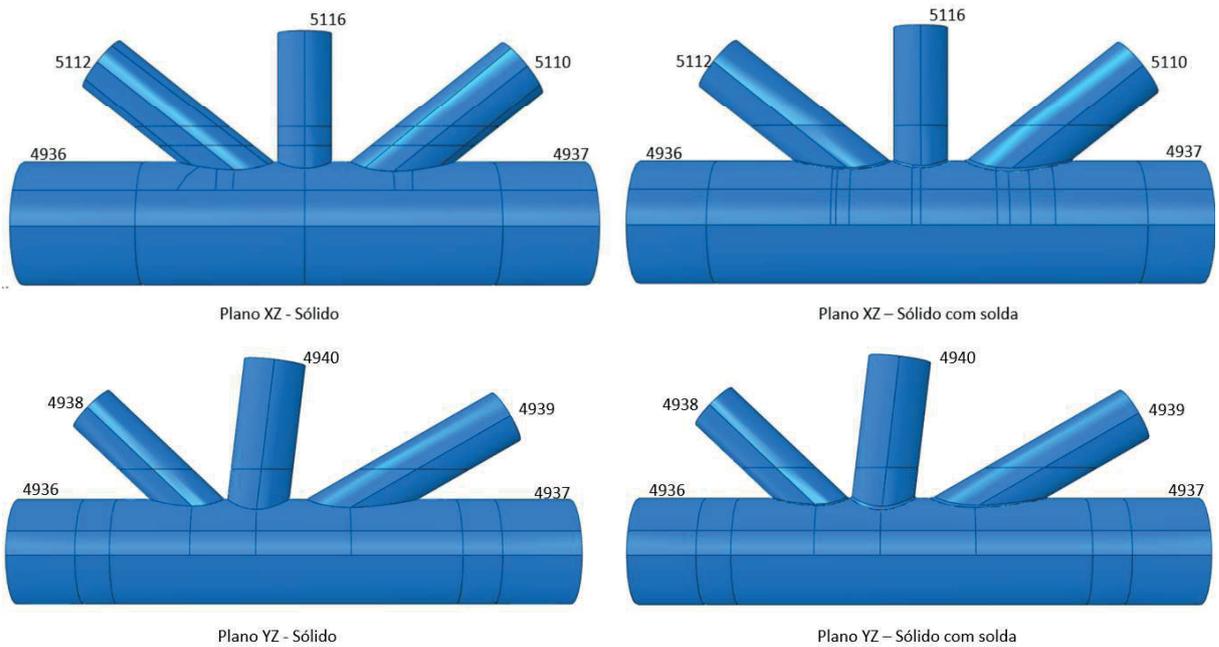


Figura 3-5: Vista em plano dos modelos.

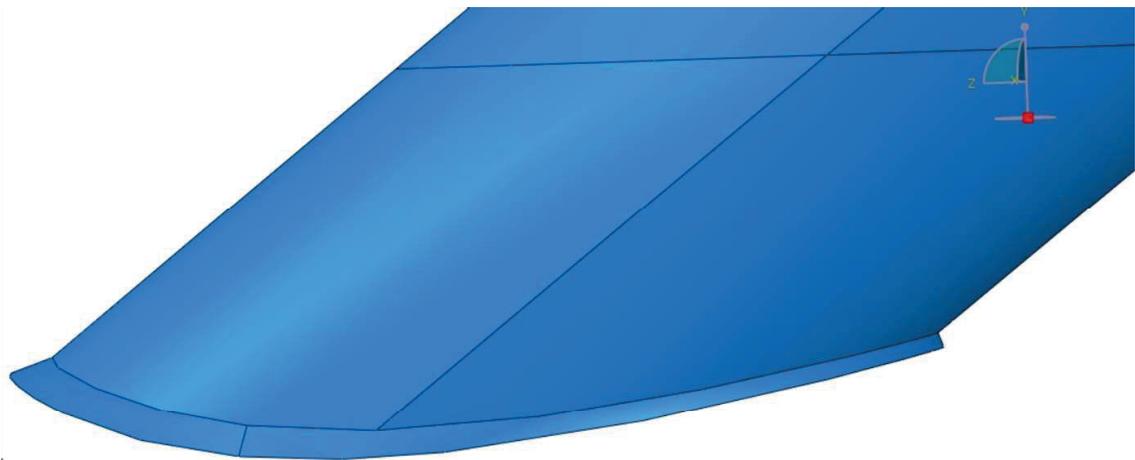


Figura 3-6: Solda representada em torno de um dos braços.

As coordenadas e dimensões dos elementos utilizados na representação dos modelos numéricos estão representadas nas Tabelas 3-1 e 3-2, respectivamente. Os ângulos e espaçamentos (*gap*) entre os braços descritos na Figura 3-7 são expostos na Tabela 3-3.

Elemento	Borda 1			Borda 2		
	X	Y	Z	X	Y	Z
4936	-40.000	-22.084	-46.685	-40.000	-21.768	-44.000
4937	-40.000	-21.768	-44.000	-40.000	-21.154	-38.824
5116	-40.000	-21.768	-44.000	-37.600	-21.768	-44.000
4940	-40.000	-21.768	-44.000	-40.000	-18.768	-44.000
5110	-40.000	-21.768	-44.000	-37.788	-21.437	-41.211
5112	-37.747	-22.106	-46.841	-40.000	-21.768	-44.000
4938	-40.000	-19.711	-46.740	-40.000	-21.768	-44.000
4939	-40.000	-21.768	-44.000	-40.000	-19.001	-40.313

Tabela 3-1: Coordenada dos elementos em metros.

Elemento	Diâmetro (m)	Espessura (m)
4936	2.300	0.095
4937	2.300	0.095
5116	1.000	0.030
4940	1.320	0.055
5110	1.200	0.040
5112	1.100	0.025
4938	1.100	0.025
4939	1.200	0.035

Tabela 3-2: Diâmetro e espessura dos elementos.

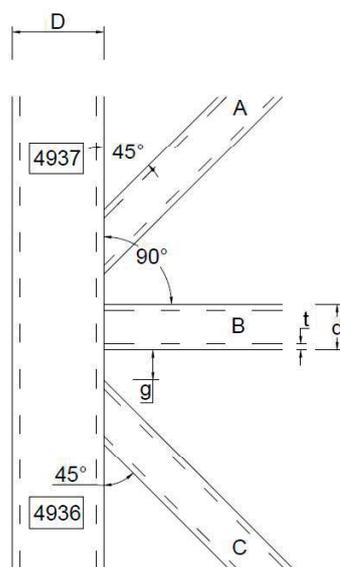


Figura 3-7: Nomenclatura para uma junta do tipo KT. Adaptado de: (DNV-RP-C203, 2019).

	θ_A	θ_B	θ_C	$g_{AB}(m)$	$g_{BC}(m)$	ζ_{AB}	ζ_{BC}
Plano XZ	38.41849°	90°	38.4159°	0.352	0.0726	0.153	0.0316
Plano YZ	30.11869°	83.23139°	43.66527°	0.379	0.0747	0.165	0.0325

Tabela 3-3: Parâmetros geométricos.

Os parâmetros geométricos descritos na Tabela 3-3 foram utilizados no cálculo analítico das tensões de *hot-spot*, e, portanto, são apresentados. ζ_{AB} e ζ_{BC} , foram identificados previamente no item 2.5.2.1 na Figura 2-11.

3.2.2 Propriedades do Material

A análise elástica linear foi conduzida considerando um aço de módulo de elasticidade de 210 GPa e coeficiente de Poisson de 0.3.

3.2.3 Carregamento e Condições de Contorno

As 96 ondas estudadas pela empresa Force Technology geraram tabelas de reações em cada elemento da estrutura. Foi verificado que a onda 80 apresentava maiores módulos de tensões nominais na junta crítica e coincidentemente apresentava o menor número de ocorrências. Por essa razão, nesse estudo será realizada uma análise estática dos 24 *steps* referentes a onda 80 e por comparação a mesma análise será realizada para a onda 73, já que dentre as 96 ondas possui o maior número de ocorrências em um ano. Os carregamentos para cada *step* de onda, denominado nesse estudo de *LoadCase* estão descritos nas Tabelas 3-4 a 3-7.

Px – corresponde ao carregamento axial dado em Meganewtons (MN).

My – corresponde ao momento fora do plano dado em Meganewton vezes milímetro (MN.mm).

Mz – corresponde ao momento dentro do plano dado em Meganewton vezes milímetro (MN.mm).

Onda 73									
LoadCase	Braço 5110			Braço 5112			Braço 5116		
	Px	My	Mz	Px	My	Mz	Px	My	Mz
1	-259200	-85370000	-13950000	160500	-3565000	-1583000	62260	-30200000	-9185000
2	-260200	-85290000	-14020000	161000	-3473000	-1572000	62100	-30170000	-9249000
3	-260300	-85250000	-13850000	161200	-3408000	-1609000	61690	-30100000	-9234000
4	-259300	-85250000	-13480000	160700	-3385000	-1686000	60940	-29990000	-9138000
5	-257200	-85290000	-12900000	159600	-3401000	-1787000	59880	-29840000	-8979000
6	-254200	-85370000	-12160000	158100	-3454000	-1917000	58600	-29660000	-8754000
7	-250800	-85490000	-11330000	156200	-3531000	-2066000	57290	-29480000	-8487000
8	-247500	-85630000	-10440000	154400	-3617000	-2232000	56140	-29320000	-8194000
9	-244700	-85780000	-9548000	152900	-3700000	-2406000	55300	-29210000	-7893000
10	-242600	-85950000	-8702000	151600	-3777000	-2581000	54810	-29150000	-7598000
11	-241200	-86110000	-7950000	150700	-3843000	-2745000	54710	-29140000	-7327000
12	-240700	-86270000	-7331000	150300	-3899000	-2889000	54960	-29180000	-7095000
13	-240700	-86410000	-6885000	150100	-3950000	-2991000	55430	-29260000	-6924000
14	-241000	-86520000	-6668000	150200	-4000000	-3056000	56060	-29360000	-6811000
15	-241800	-86600000	-6658000	150500	-4041000	-3069000	56830	-29490000	-6774000
16	-243000	-86630000	-6887000	151100	-4073000	-3023000	57680	-29620000	-6823000
17	-244500	-86620000	-7377000	151900	-4091000	-2924000	58580	-29760000	-6962000
18	-246200	-86550000	-8095000	152900	-4093000	-2773000	59460	-29890000	-7184000
19	-248100	-86430000	-9013000	154000	-4075000	-2579000	60270	-30010000	-7477000
20	-250100	-86270000	-10060000	155200	-4035000	-2359000	60930	-30090000	-7818000
21	-252000	-86070000	-11140000	156300	-3972000	-2134000	61450	-30160000	-8175000
22	-254000	-85870000	-12150000	157500	-3886000	-1928000	61830	-30200000	-8516000
23	-255900	-85670000	-12990000	158600	-3783000	-1761000	62090	-30220000	-8809000
24	-257700	-85500000	-13590000	159600	-3671000	-1645000	62250	-30220000	-9036000

Tabela 3-4: Carregamentos nos braços do plano XZ para a onda 73.

Onda 80									
LoadCase	Braço 5110			Braço 5112			Braço 5116		
	Px	My	Mz	Px	My	Mz	Px	My	Mz
1	-874200	-167700000	-321200000	509800	14810000	76850000	261900	-94510000	-41630000
2	-801300	-219700000	-270600000	437500	5609000	57200000	254100	-99790000	-35010000
3	-614600	-263500000	-197300000	316100	-6720000	32600000	201700	-97840000	-27910000
4	-390100	-290000000	-106100000	183900	-19210000	3878000	133100	-91550000	-21060000
5	-252500	-299600000	-3742000	87980	-27570000	-27430000	97820	-83530000	-14150000
6	-152500	-287900000	94630000	17240	-32480000	-56840000	72820	-73250000	-7254000
7	-80370	-258500000	177100000	33750	-34010000	-80650000	54700	-60730000	510800
8	-29540	-219500000	237400000	67730	-32840000	-96380000	40590	-46560000	9196000

9	4405	-179200000	277300000	88090	-30110000	-1,04E+08	29720	-31540000	17600000
10	24350	-140200000	303600000	96460	-26690000	-1,06E+08	21240	-16380000	23770000
11	28620	-100000000	318600000	90950	-22560000	-1,04E+08	15470	-2044000	26520000
12	11480	-55950000	318700000	68210	-17220000	-97460000	14410	10430000	25880000
13	-30130	-8386000	297800000	27190	-10360000	-84910000	19370	20150000	22440000
14	-96170	39220000	251600000	30810	-2090000	-65720000	30770	26410000	17000000
15	-182700	81130000	179900000	102100	6988000	-40170000	47790	28640000	10330000
16	-283500	110800000	88100000	180900	15940000	-9993000	69160	26550000	3023000
17	-390800	122800000	-14030000	260600	23690000	21780000	93560	20230000	-4502000
18	-495000	114500000	-113400000	333600	29190000	51370000	119000	10270000	-12120000
19	-597200	88190000	-197300000	400700	32120000	75120000	146100	-3040000	-20360000
20	-699100	50970000	-259200000	462000	32900000	90470000	176500	-19060000	-29220000
21	-796000	10980000	-300700000	514800	32270000	97560000	208900	-36700000	-37590000
22	-877600	-28800000	-328000000	554900	30660000	98970000	239100	-54710000	-43700000
23	-965200	-70970000	-344200000	590900	28710000	95920000	275200	-72970000	-46640000
24	-971200	-117700000	-343600000	580700	23630000	88880000	284400	-86910000	-45720000

Tabela 3-5: Carregamentos nos braços do plano XZ para a onda 80.

Onda 73									
LoadCase	Braço 4938			Braço 4939			Braço 4940		
	Px	My	Mz	Px	My	Mz	Px	My	Mz
1	69250	-29840000	12520000	-218500	-71720000	7351000	39200	-178600000	-32890000
2	70470	-29820000	12570000	-219400	-72460000	7396000	38870	-178800000	-32990000
3	70400	-29790000	12580000	-218300	-73100000	7422000	38080	-178800000	-32780000
4	68090	-29760000	12560000	-213800	-73640000	7425000	36920	-178400000	-32300000
5	63660	-29750000	12520000	-206100	-74060000	7394000	35440	-177700000	-31600000
6	57670	-29740000	12460000	-196100	-74300000	7342000	33740	-176700000	-30680000
7	51150	-29720000	12370000	-185400	-74350000	7271000	31940	-175600000	-29630000
8	45430	-29700000	12260000	-176000	-74160000	7192000	30180	-174600000	-28510000
9	41280	-29650000	12130000	-169200	-73700000	7113000	28600	-173900000	-27370000
10	39080	-29590000	12000000	-165600	-73010000	7041000	27310	-173400000	-26290000
11	38940	-29510000	11860000	-165200	-72130000	6984000	26350	-173200000	-25320000
12	40610	-29420000	11730000	-168000	-71130000	6942000	25810	-173300000	-24520000
13	43220	-29350000	11630000	-172400	-70100000	6909000	25690	-173600000	-23980000
14	46120	-29290000	11540000	-177500	-69110000	6895000	25950	-173900000	-23670000
15	49440	-29260000	11480000	-183300	-68260000	6888000	26600	-174400000	-23650000
16	52590	-29260000	11470000	-189000	-67620000	6887000	27600	-174900000	-23960000
17	55460	-29290000	11500000	-194400	-67210000	6898000	28920	-175400000	-24600000
18	57840	-29350000	11580000	-199000	-67100000	6916000	30490	-175800000	-25540000
19	59610	-29440000	11690000	-202800	-67300000	6946000	32270	-176300000	-26730000
20	60880	-29550000	11840000	-205700	-67770000	6991000	34110	-176700000	-28070000
21	62000	-29650000	12010000	-208100	-68450000	7052000	35860	-177000000	-29430000
22	63410	-29750000	12170000	-210700	-69240000	7127000	37340	-177400000	-30680000
23	65250	-29810000	12320000	-213500	-70080000	7206000	38450	-177900000	-31720000
24	67400	-29840000	12440000	-216400	-70920000	7283000	39090	-178300000	-32470000

Tabela 3-6: Carregamentos nos braços do plano YZ para a onda 73.

Onda 80									
LoadCase	Braço 4938			Braço 4939			Braço 4940		
	Px	My	Mz	Px	My	Mz	Px	My	Mz
1	1641000	-126600000	-293000	-2040000	13670000	57570000	62790	-827500000	93620000
2	1063000	-127700000	9444000	-1495000	-92830000	53330000	96010	-777500000	44180000
3	327000	-123700000	20300000	-743800	-198500000	44960000	125800	-682000000	-14940000
4	-400200	-110200000	30590000	5930	-284700000	33630000	144800	-570000000	-76790000
5	-956900	-85030000	39440000	547600	-335400000	21250000	153700	-461100000	-136800000
6	-1337000	-50880000	45720000	909900	-348700000	7921000	147200	-349400000	-187800000
7	-1576000	-12980000	49090000	1139000	-353400000	-5593000	134500	-226400000	-225400000
8	-1700000	22520000	49490000	1269000	-359200000	-18260000	121600	-91050000	-246700000
9	-1720000	49770000	47310000	1313000	-358400000	-28970000	110600	49670000	-252000000
10	-1656000	64590000	43230000	1287000	-341500000	-37150000	93480	184600000	-243500000
11	-1504000	69570000	37630000	1191000	-300100000	-42560000	68630	295300000	-223600000
12	-1252000	73750000	30650000	1006000	-232200000	-44860000	37130	363200000	-193200000
13	-896300	77200000	22410000	726800	-142500000	-43770000	2042	378100000	-152900000
14	-449200	76880000	13180000	361400	-41750000	-39310000	32840	345700000	-103900000
15	62860	69690000	3481000	-71850	56480000	-31750000	62910	283100000	-48340000
16	596800	53510000	-5890000	-541600	137300000	-21580000	82820	201500000	9875000
17	1098000	27840000	-14010000	-1004000	187100000	-9501000	89410	103500000	65850000
18	1514000	-5530000	-20090000	-1411000	202800000	3726000	81990	-9727000	114500000
19	1852000	-41950000	-23790000	-1772000	210500000	17330000	70310	-143400000	152000000
20	2123000	-75560000	-25040000	-2100000	220100000	30500000	60760	-297700000	176200000
21	2309000	-101000000	-23970000	-2373000	223600000	42020000	52500	-462200000	185700000
22	2395000	-114300000	-20940000	-2555000	211000000	50970000	37960	-621100000	181400000
23	2410000	-117100000	-16200000	-2703000	174500000	55760000	9880	-760400000	163800000
24	2167000	-120900000	-9090000	-2555000	107700000	57840000	29590	-834700000	133700000

Tabela 3-7: Carregamentos nos braços do plano YZ para a onda 80.

De modo conclusivo, como observado nas tabelas anteriores foram considerados 48 casos de carga diferentes relativos às ondas 73 e 80 para cada plano.

Quanto às condições de contorno, assim como nos estudos de Aidibi (2020) e Mendes (2018), foram aplicadas às extremidades da corda principal restrições aos deslocamentos e rotações nos eixos x, y e z. A Figura 3-8 mostra o emprego da condição de contorno ‘*Encastre*’ nas bordas da corda principal.



Figura 3-8: Condições de Contorno.

3.2.4 Malha

Ao total, este estudo foi constituído de 8 modelos de diferentes composições. Além de avaliar a influência da solda nos modelos sólidos, dois tipos de estruturas de malha foram construídos a fim de avaliar os códigos vigentes. A primeira composição de malha foi disposta segundo as recomendações da IIW (2016) e a segunda segundo o padrão DNV (2019), e considerando os dois planos. O esquema representado na Figura 3-9, a seguir, esclarece as definições dos modelos.

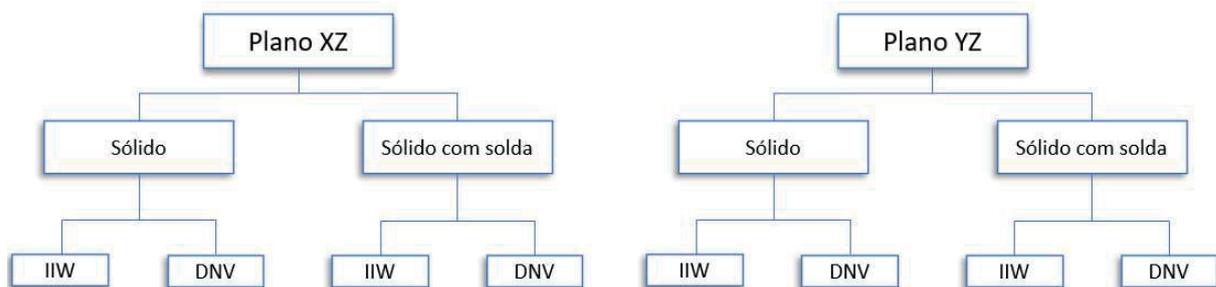


Figura 3-9: Esquema gráfico dos modelos estudados.

Com objetivo evitar custos computacionais mais altos considerando a geometria complexa, o tipo de elemento finito adotado em ambos os casos de malha foi o elemento tridimensional de 8 nós, aproximação linear e integração reduzida, denominado C3D8R pelo ABAQUS.

Um estudo de sensibilidade de malha é necessário para obter a convergência e distribuições de tensões linear-elásticas adequadas, mas considerando que o objetivo é avaliar o padrão descrito

pelos códigos adotou-se a malha especificada pelas recomendações em estudo. A região de refinamento de malha foi definida próxima às ligações e regiões de concentração de tensão, nos braços as malhas foram refinadas até a uma altura de 0.65m da superfície da corda, na Figura 3-10 é possível observar, dentro dos contornos em laranja, as regiões de refinamento.

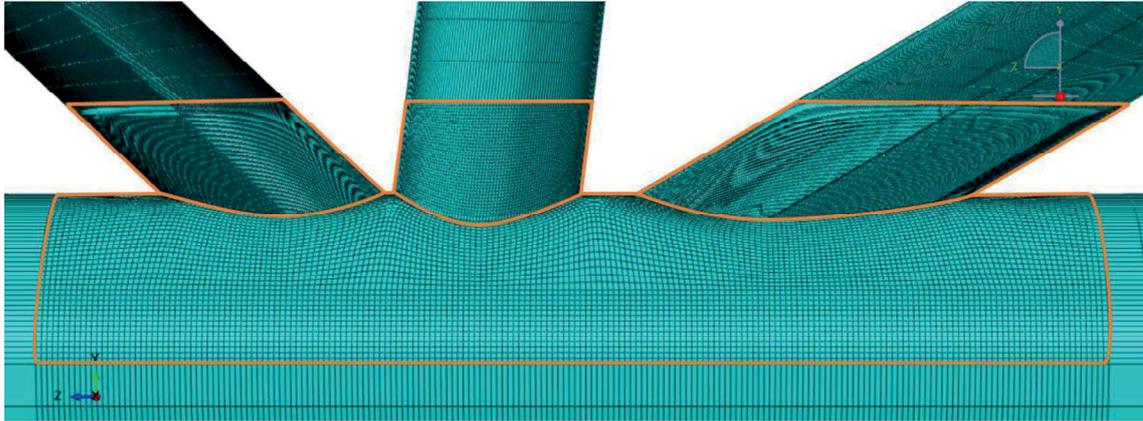


Figura 3-10: Região de refinamento de malha.

Como a IIW (2016) especifica tamanhos diferentes de elementos finitos para diversos casos, optou-se por adotar o caso de malhas finas e extrapolação linear (ver item 2.4.2.1 e item 2.5.2.2). Desta forma, os pontos de extrapolação e tamanho dos elementos finitos para as malhas em estudo estão indicados na Tabela 3-8 e representados na Figura 3-11. Em cada braço, nas regiões de refinamento, os elementos possuem tamanho indicado por ‘a’ para a malha da DNV (2019) e por ‘0.4t’ para a malha da IIW (2016), sendo realizado um ajuste para que um ponto nodal coincidissem sob as distâncias ‘b’ e ‘1.0t’ a partir do entalhe, como indicados pelas recomendações. Ademais, as dimensões dos elementos seguiram este padrão. Foi padronizado ao longo da espessura 4 elementos finitos para os braços e corda.

Elemento	DNV		IIW		DNV		IIW	
	Brace Surfaces		Brace Surfaces		Chord-crown surface		Chord-crown surface	
	a (mm)	b (mm)	0.4t (mm)	1.0t (mm)	a (mm)	b (mm)	0.4t (mm)	1.0t (mm)
5110	31	101	16	40	31	91	38	95
5116	24	80	12	30	24	80	38	95
5112	23	76	10	25	23	79	38	95
4939	29	94	14	35	29	88	38	95
4940	38	124	22	55	38	100	38	95
4938	23	76	10	25	23	79	38	95

Tabela 3-8: Pontos de extrapolação e tamanho de malha.

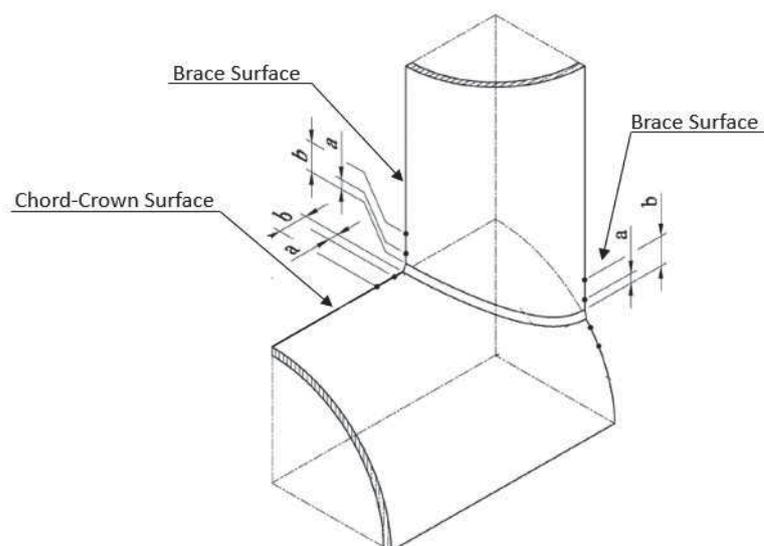


Figura 3-11: Pontos e indicação de malha. Adaptado de: (DNV-RP-C203, 2019).

Em um contexto geral, foram avaliados os seguintes modelos:

- Malha segundo a IIW (2016)
 - Plano XZ
 - Sólido - 48 carregamentos (24 *LoadCases* por onda)
 - Sólido com Solda - 48 carregamentos (24 *LoadCases* por onda)
 - Plano YZ
 - Sólido - 48 carregamentos (24 *LoadCases* por onda)
 - Sólido com Solda - 48 carregamentos (24 *LoadCases* por onda)
- Malha segundo a DNV (2019)
 - Plano XZ
 - Sólido - 48 carregamentos (24 *LoadCases* por onda)
 - Sólido com Solda - 48 carregamentos (24 *LoadCases* por onda)
 - Plano YZ
 - Sólido - 48 carregamentos (24 *LoadCases* por onda)
 - Sólido com Solda - 48 carregamentos (24 *LoadCases* por onda)

Totalizando 384 modelos processados.

3.2.5 Obtenção da Tensão de *Hot-Spot* Numericamente

Como é recomendado pela DNV (2019) a tensão de *hot-spot* foi extraída numericamente em 8 pontos para cada braço, segundo indicado na Figura 3-12. As cordas não foram avaliadas pois, não foram consideradas tensões relevantes. As distribuições de tensões para um dos *LoadCases* referente à onda 80, na malha da IIW (2016) podem ser observadas nas Figuras 3-13 e 3-14.

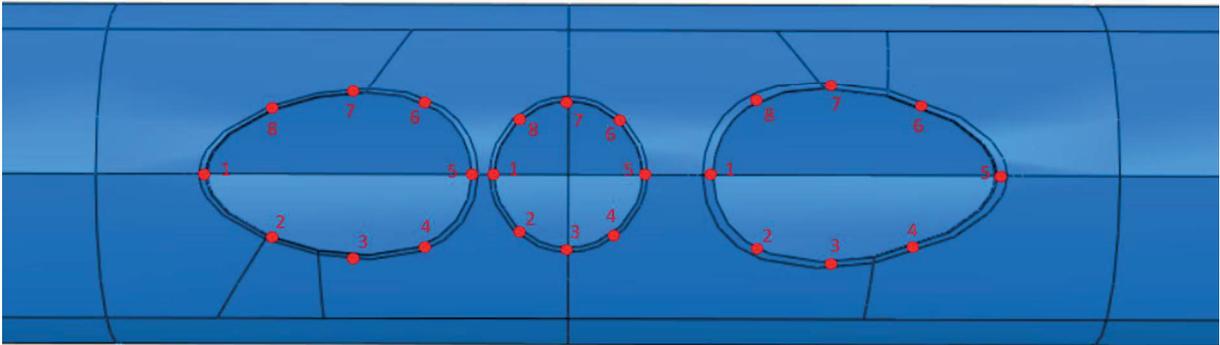


Figura 3-12: Pontos de avaliação de *hot-spot* na junta KT.

Reitera-se que para obtenção da tensão geométrica, seguindo a malha da IIW (2016), foi utilizado o método de extrapolação linear para malhas finas utilizando a Equação (2-9). Como a DNV (2019) não expressa uma equação de extrapolação para as tensões obtidas nos pontos de referência, a equação utilizada para obter as tensões de *hot-spot* foi de extrapolação simples, ou seja:

$$\begin{vmatrix} a & \sigma_a & 1 \\ b & \sigma_b & 1 \\ h.s & \sigma_{hs} & 1 \end{vmatrix}$$

Onde:

a e b são as distâncias em relação a solda ou detalhe estrutural dos pontos de referência (extrapolação) ou detalhe estrutural, ver Figura 3-11;

σ_a e σ_b são as tensões nos pontos de referência;

$h.s$ é a posição/distância do *hot-spot* em relação a solda, ou seja, igual a 0;

σ_{hs} é a tensão de *hot-spot*.

Dessa forma, tem-se a equação de extrapolação linear utilizada para obtenção da tensão de *hot-spot* da DNV (2019):

$$\sigma_{hs} = \frac{b\sigma_a - a\sigma_b}{(b - a)} \quad (3-1)$$

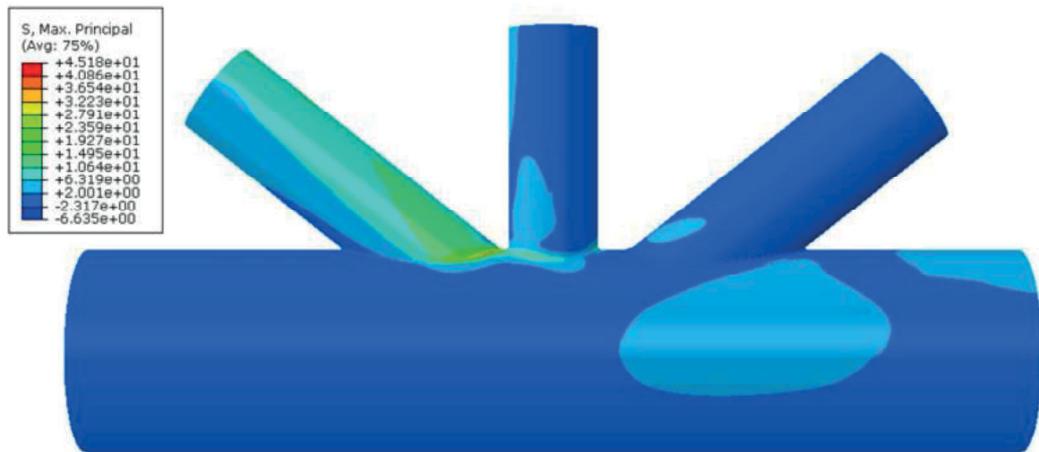


Figura 3-13: Distribuição de tensões para o *LoadCase* 1 da onda 80, vista frontal.

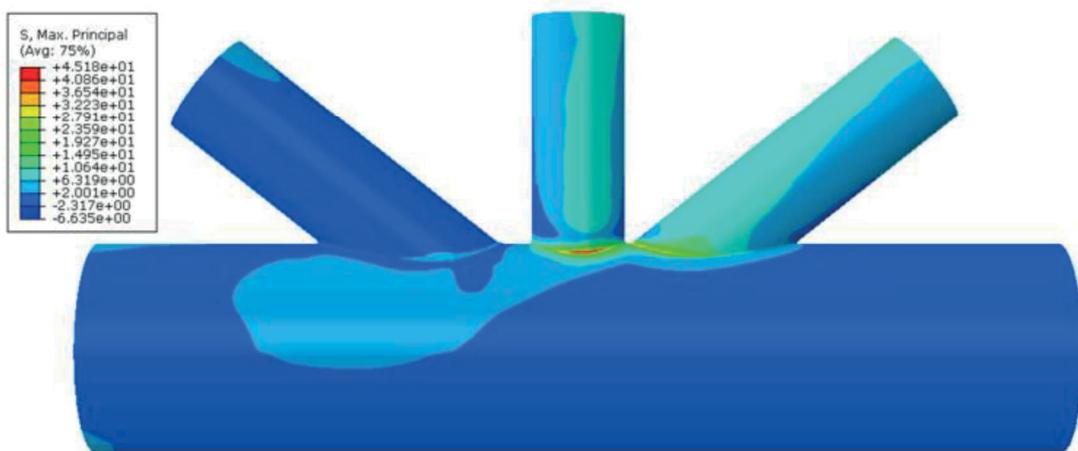


Figura 3-14: Distribuição de tensões para o *LoadCase* 1 da onda 80, vista posterior.

3.3 Estudo Analítico

O estudo analítico foi conduzido conforme as diretrizes recomendadas pela DNV (2019). Primeiramente foi obtido os fatores de concentração de tensão conforme as equações de Efthymiou, descritas no item 2.5.2.1, para diferentes casos de carga. Posteriormente, as tensões nominais para cada *LoadCase* foram calculadas através das Equações de (3-4) a (3-5):

$$\sigma_{nom} = \sigma_x \pm \sigma_{mz} \pm \sigma_{my} \quad (3-2)$$

Onde:

$$\sigma_x = \frac{P}{A} \quad (3-3)$$

$$\sigma_{mz} = \frac{M_z}{I_z} y \quad (3-4)$$

$$\sigma_{my} = \frac{M_y}{I_y} z \quad (3-5)$$

Onde:

P é a ação da força na seção transversal;

A é a área da seção transversal;

M_z e M_y são os momentos fletores dentro e fora do plano;

I_z e I_y são as inércias da seção em z e y ;

y e z são as posições da fibra extrema.

Tendo esses resultados tabelados para cada *LoadCase*, as tensões de *hot-spot* podem ser calculadas utilizando as Equações (2-29) a (2-36) do item 2.5.3.

3.4 Avaliação do Dano por Fadiga – Análise simplificada à fadiga

Para avaliação de vida à fadiga foi utilizado o método simplificado de acumulação de dano preconizado na DNV-RP-C203 (2019). O método é baseado na regra de Palmgren-Miner combinadas as curvas S-N bi-lineares para juntas tubulares e faixa de tensão como uma distribuição Weibull de dois parâmetros. Esta análise é dada pela Equação (3-6):

$$D = v_0 T_d \left[\frac{q^{m_1}}{\bar{a}_1} \Gamma \left(1 + \frac{m_1}{h}; \left(\frac{S_1}{q} \right)^h \right) + \frac{q^{m_2}}{\bar{a}_2} \gamma \left(1 + \frac{m_2}{h}; \left(\frac{S_1}{q} \right)^h \right) \right] \leq \eta \quad (3-6)$$

Onde:

$v_0 T_d$ é a vida útil de projeto (em anos), avaliada em 50 anos neste estudo;

h é o parâmetro de distribuição de forma da distribuição de Weibull, calibrado a partir de análises espectrais e que, no caso de estruturas *offshore* fixas podem ser consideradas igual a 0.8;

q é o parâmetro de escala da distribuição de Weibull, estimado através da Equação (3-8);

S_1 é a tensão no ponto de transição dos dois segmentos da curva S-N;

\bar{a}_1 e m_1 são os parâmetros de fadiga S-N para $N < 10^7$ ciclos (condições do ar);

\bar{a}_2 e m_2 são os parâmetros de fadiga S-N para $N > 10^7$ ciclos (condições do ar);

$\Gamma()$ e $\gamma()$ são as funções de gamma incompleto.

A longo prazo, a distribuição de tensões no espectro de tensões pode ser apresentada como uma distribuição Weibull de dois parâmetros:

$$Q(\Delta\sigma) = \exp\left[-\left(\frac{\Delta\sigma}{q}\right)^h\right] \quad (3-7)$$

Onde:

Q é a probabilidade de falha no espectro de tensões;

q é o parâmetro de escala da distribuição de Weibull a partir do espectro de tensões que pode ser estimado através da Equação (3-8):

$$q = \frac{\Delta\sigma_0}{(\ln n_0)^{1/h}} \quad (3-8)$$

Onde:

$\Delta\sigma_0$ é a maior faixa de tensão de referência entre n_0 ciclos. A norma também contempla uma correção das tensões de *hot-spot* em relação ao efeito de espessura:

$$\Delta\sigma_{0,t} = \Delta\sigma_{0,tref} \left(\frac{t_{ref}}{t}\right)^k \quad (3-9)$$

De modo a simplificar os processos relatados neste capítulo, o fluxograma descrito na Figura 3-15 indica as etapas de estudo para avaliação do dano acumulado considerando o estudo analítico e numérico.

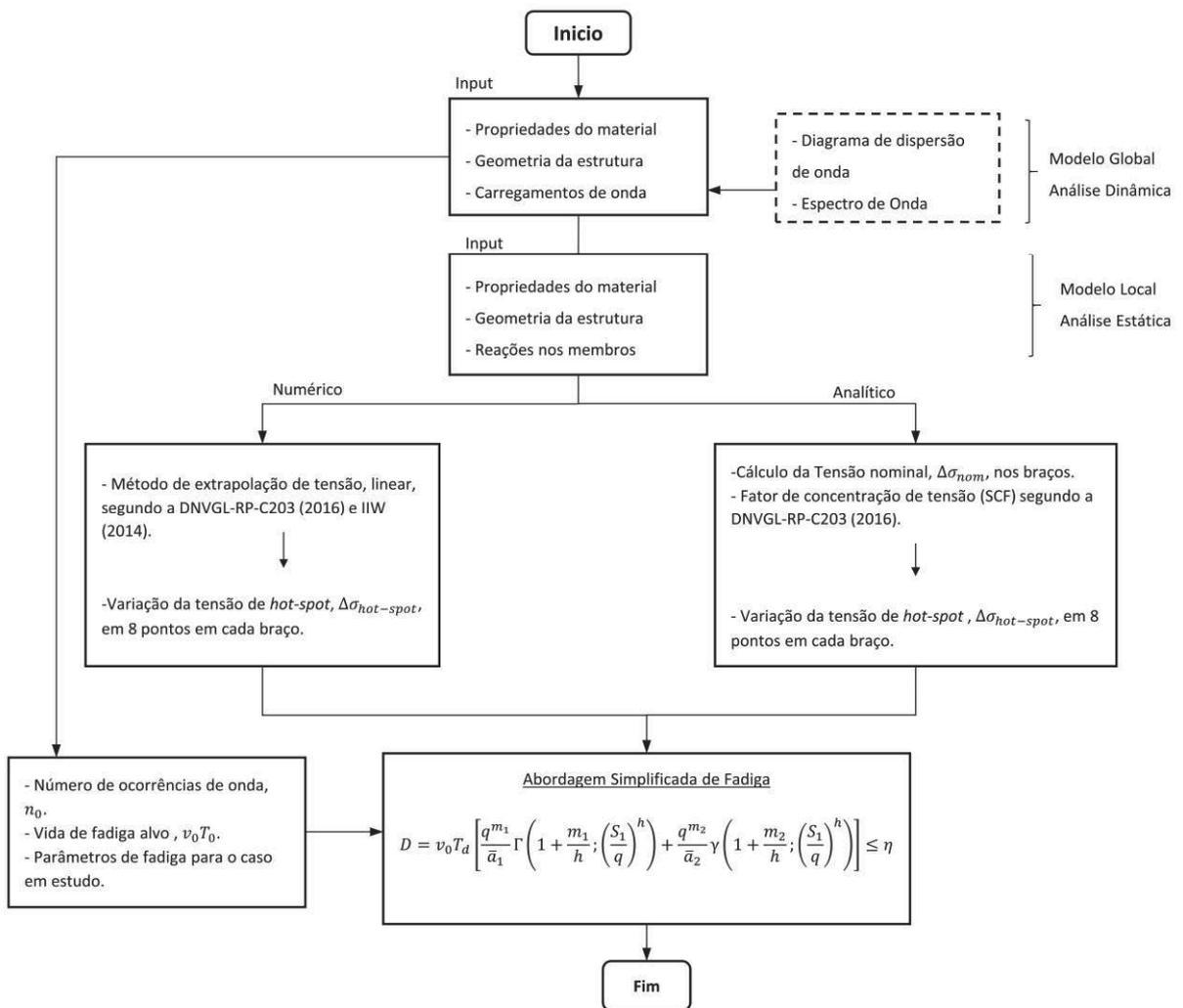


Figura 3-15: Fluxograma para uma análise de fadiga simplificada usando tensões de *hot-spot*.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão apresentados os resultados deste trabalho. No item 4.1 é discutido e comparado as metodologias numéricas e analíticas de cálculo das tensões de *hot-spot*. No item 4.2 são expostos os resultados dos cálculos dos danos à fadiga com base nas tensões de *hot-spot* para os diferentes métodos abordados nesta pesquisa.

4.1 Cálculo das Tensões de *Hot-Spot*

Neste item os resultados das tensões de *hot-spot* obtidas das simulações numéricas e dos cálculos analíticos são descritos. As tensões principais absolutas numéricas foram extraídas do software Abaqus e encaminhadas para o Excel por meio de um script Python e então calculadas com auxílio de código construído no MatLab. Os gráficos que serão apresentados a seguir descreverão a tensão de *hot-spot* nos 8 pontos em cada braço da junta ao longo dos 24 históricos de carregamentos/LoadCases.

A onda 73 foi simulada, porém devido à faixa de tensões obtidas serem desprezíveis em relação ao limite de fadiga (67.07 Mpa) os gráficos e tabelas referentes a essa onda não serão expostos nesse capítulo, mas podem ser encontrados no Apêndice A. A exemplo, na Figura 4-1 pode ser observada a diferença na ordem de grandeza das tensões entre as ondas estudadas para um mesmo ponto de um dos braços.

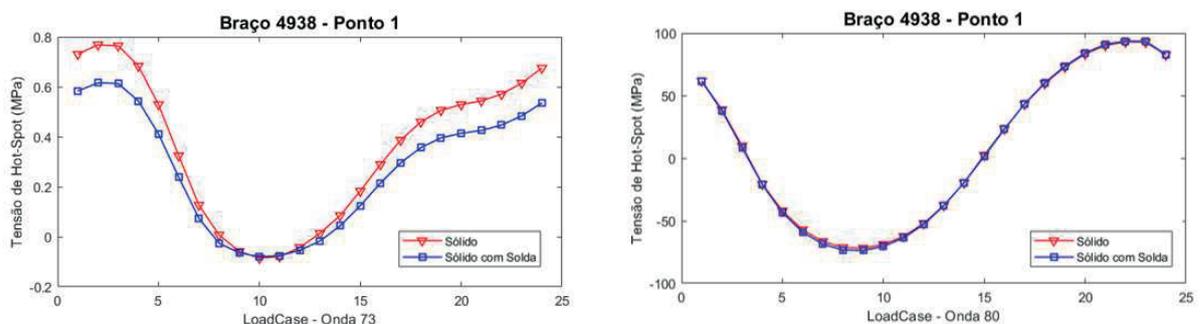


Figura 4-1: Diferença nas tensões entre ondas.

A sequência de gráficos a seguir descreverão o comportamento das tensões de *hot-spot* para cada caso de carga relativos à onda 80. A amplitude de tensão, $\Delta\sigma_0$, descrito pela Equação (4-1) e demonstrada na Figura 4-2 será o parâmetro de tensão utilizado no cálculo do dano.

$$\Delta\sigma_{hs,0} = \sigma_{hs,max} - \sigma_{hs,min} \quad (4-1)$$

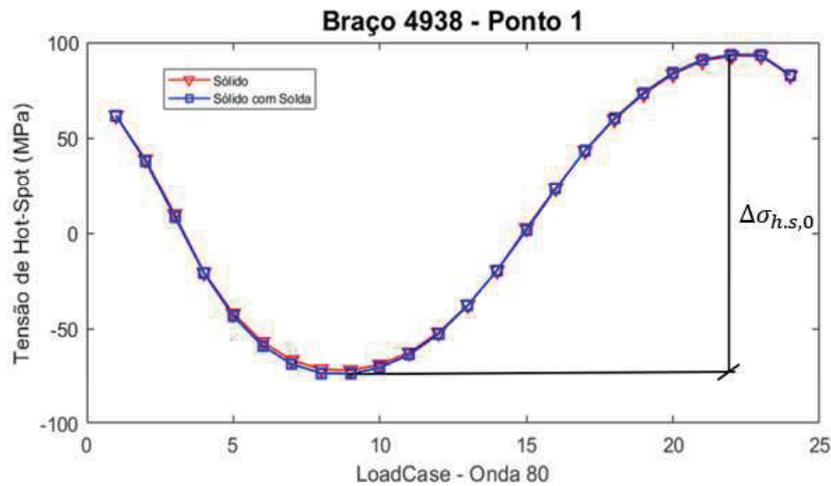


Figura 4-2: Amplitude de tensão.

4.1.1 Resultados numéricos considerando a malha recomendada pela IIW (2016)

As Figuras 4-3 a 4-8 apresentam os resultados das simulações dos modelos compostos pela malha da IIW (2016) para os 6 braços da junta. Neles são representadas as curvas dos modelos sólidos e sólidos com solda.

É possível observar um padrão no movimento das curvas em uma grande parte dos casos, o que gera indícios de uma boa conformidade dos resultados. Além disso, como a amplitude de onda para ambas curvas se mostram aproximadas para esses casos constata-se que a influência da geometria da solda não seja de grande relevância no estudo de elementos finitos. Outro fator que pode ajudar nessa conclusão é que não há um comportamento de ‘curva superior’ ou ‘curva inferior’.

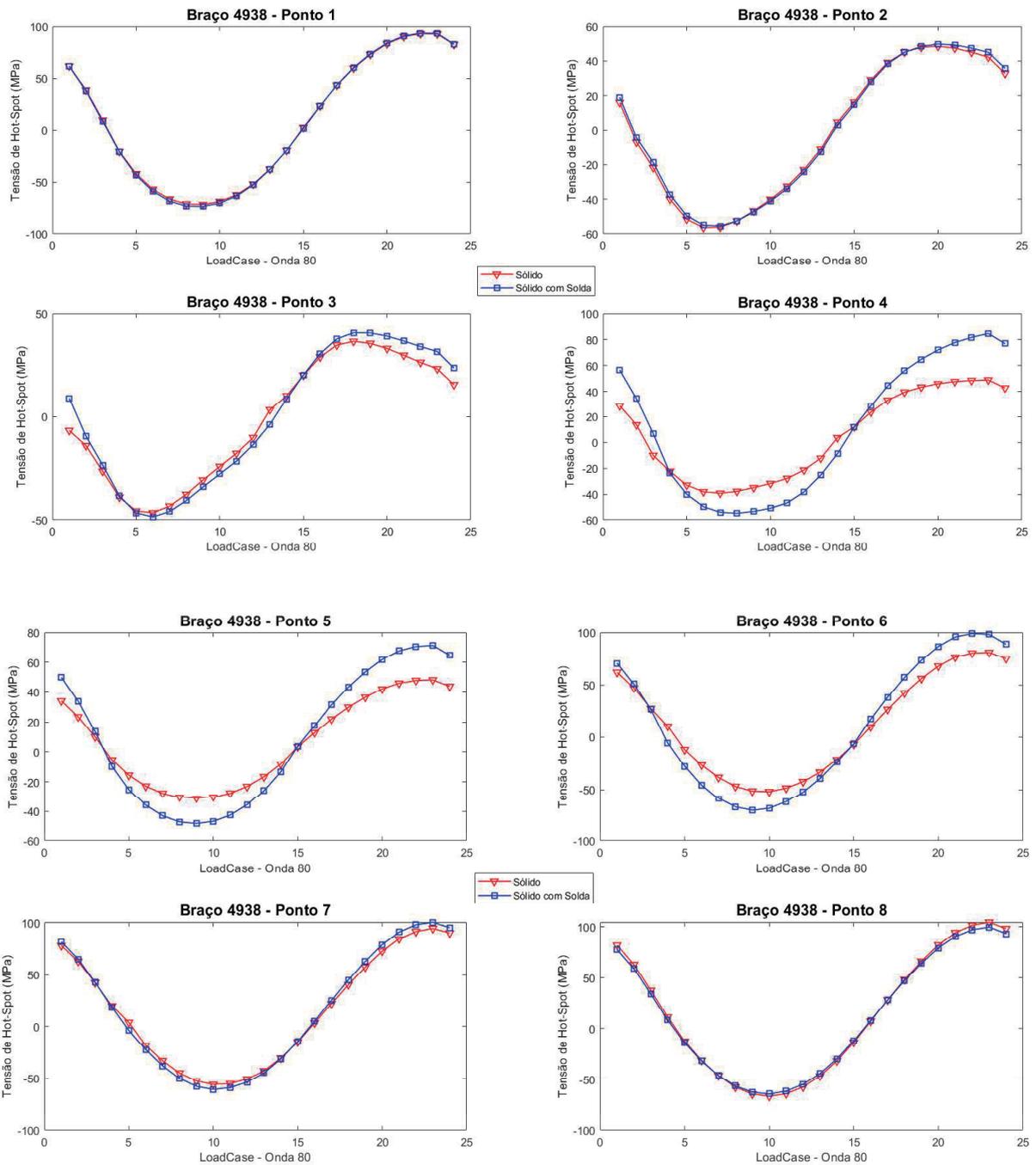


Figura 4-3: Malha IIW (2016) – Braço 4938.

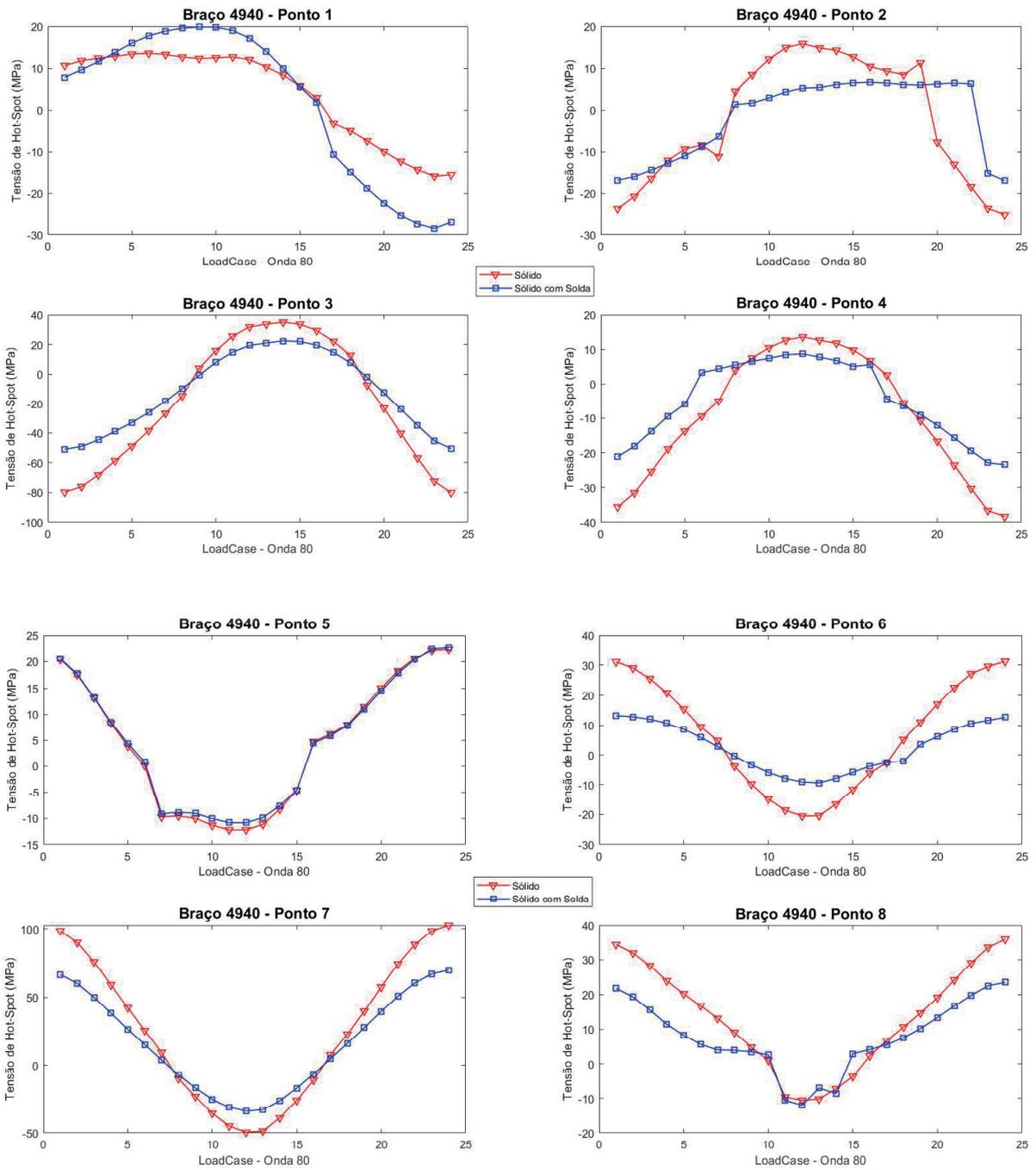


Figura 4-4: Malha IIW (2016) – Braço 4940.

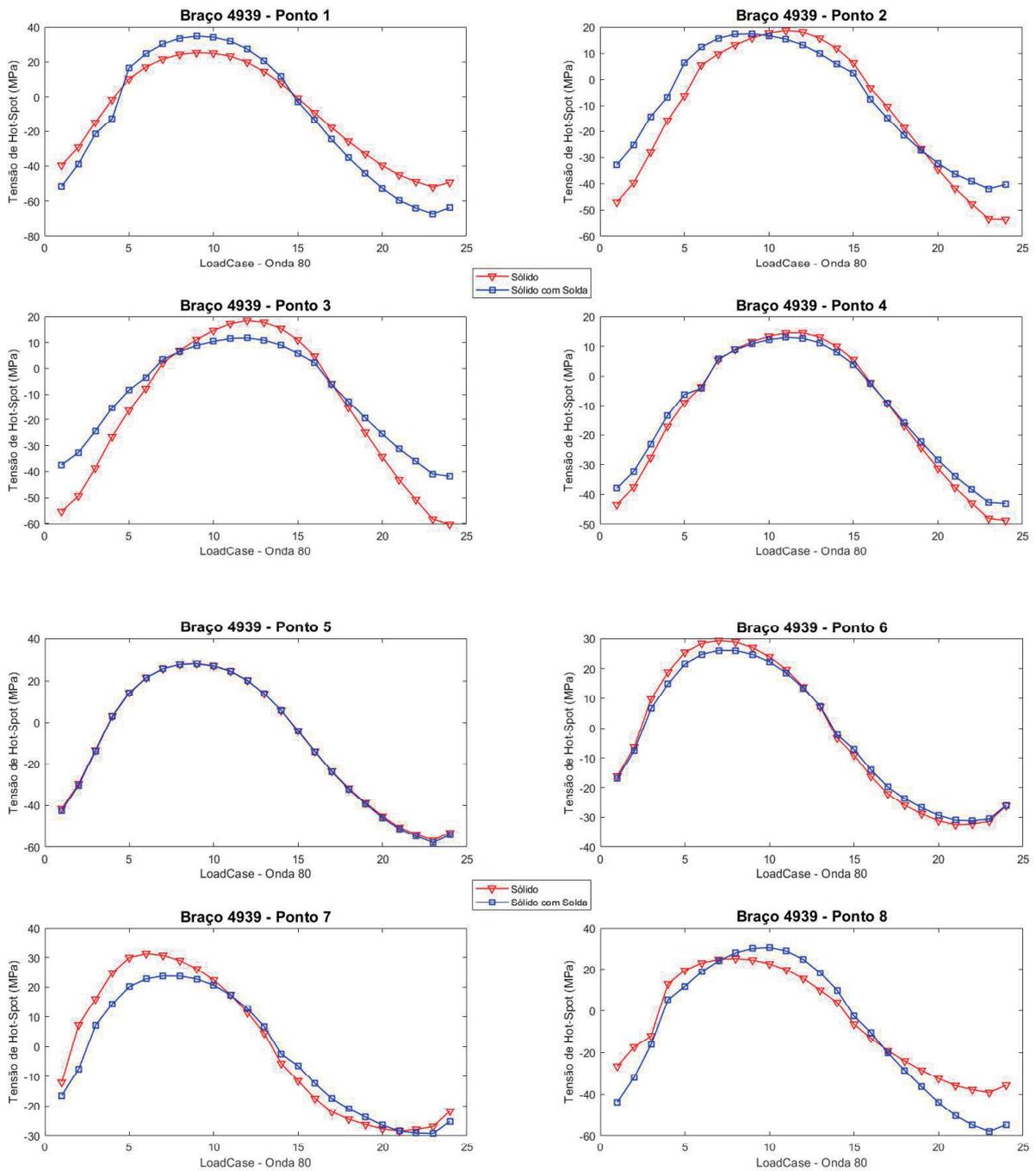


Figura 4-5: Malha IIW (2016) – Braço 4939.

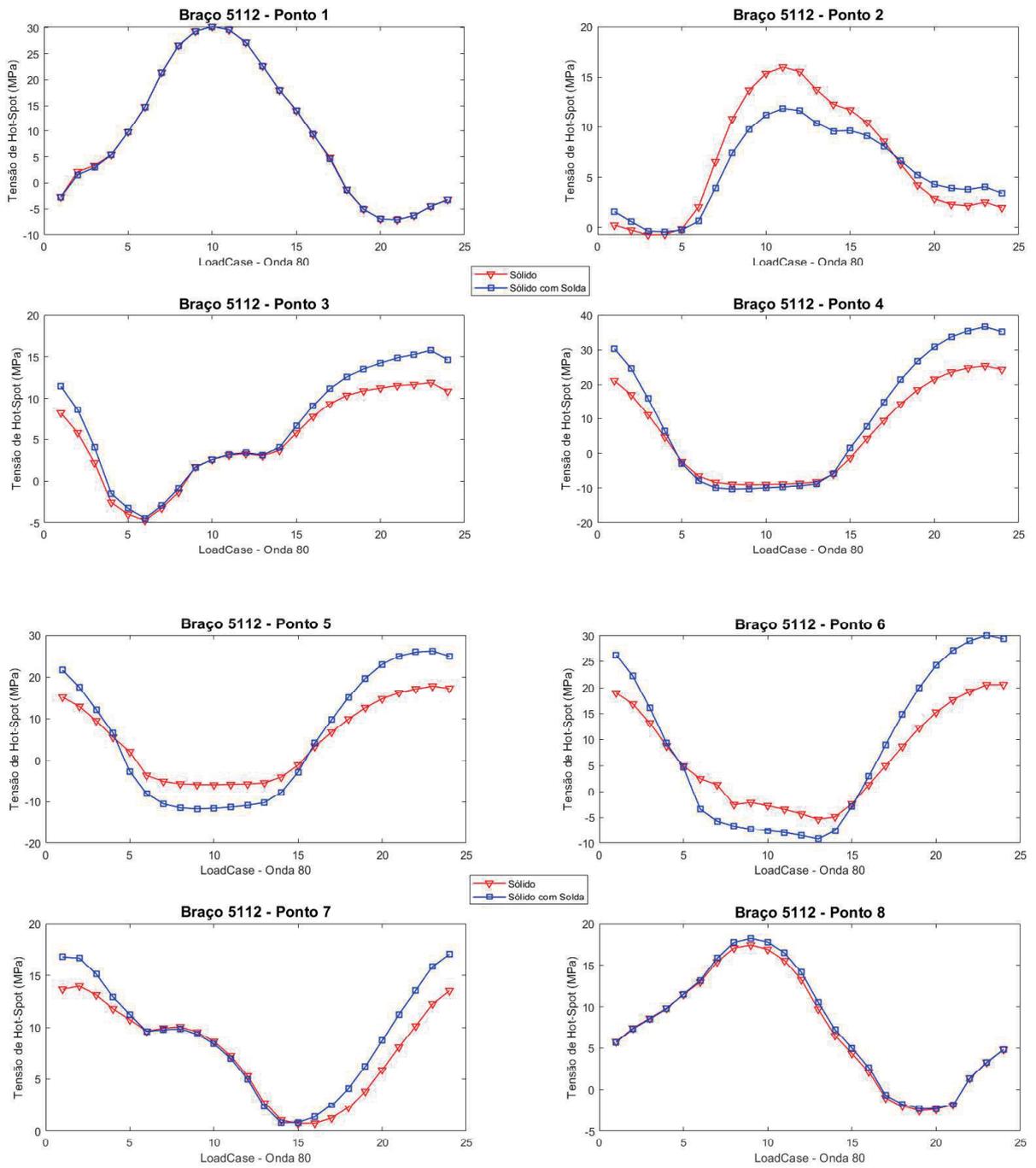


Figura 4-6: Malha IIW (2016) – Braço 5112.

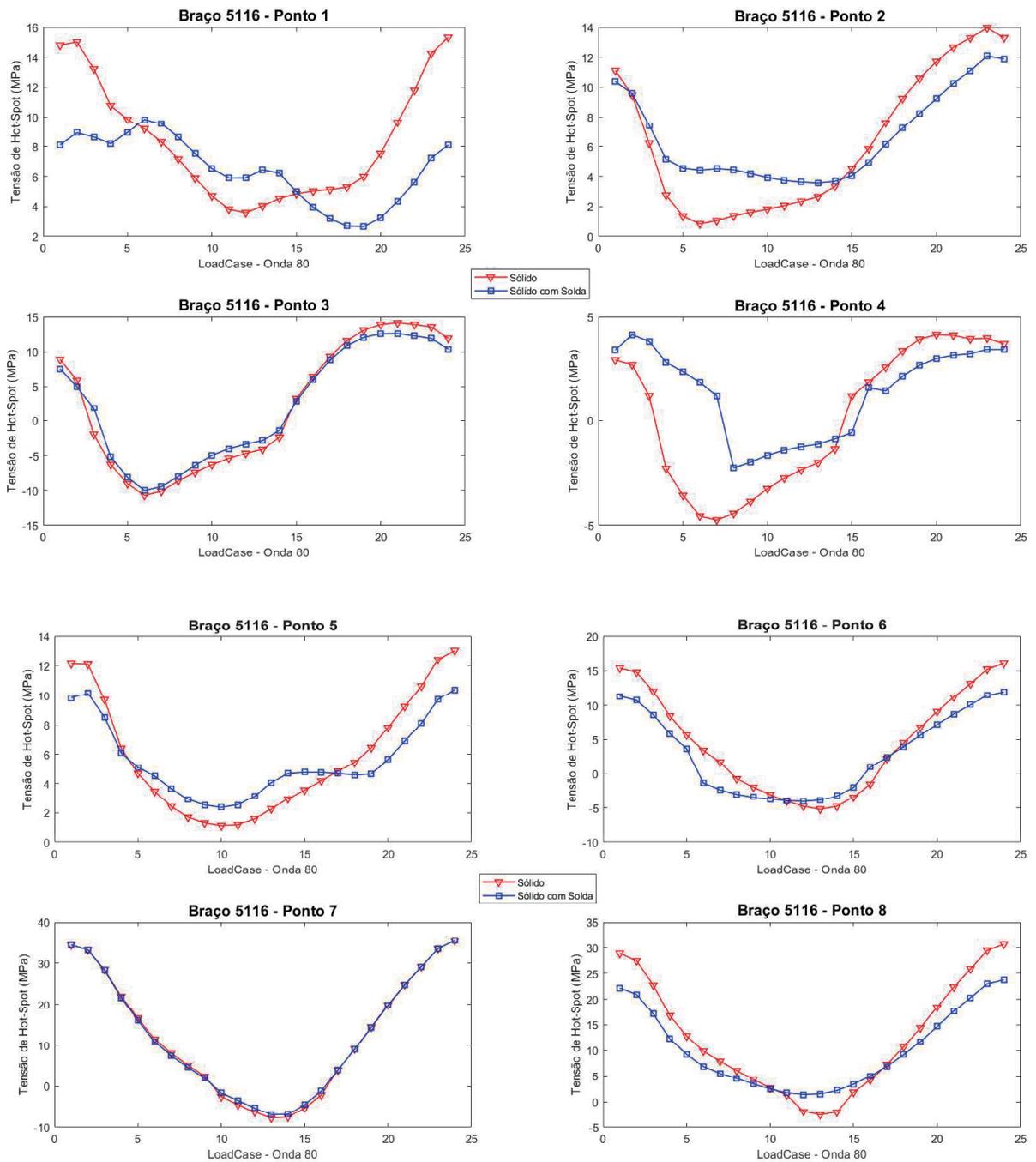


Figura 4-7: Malha IIW (2016) – Braço 5116.

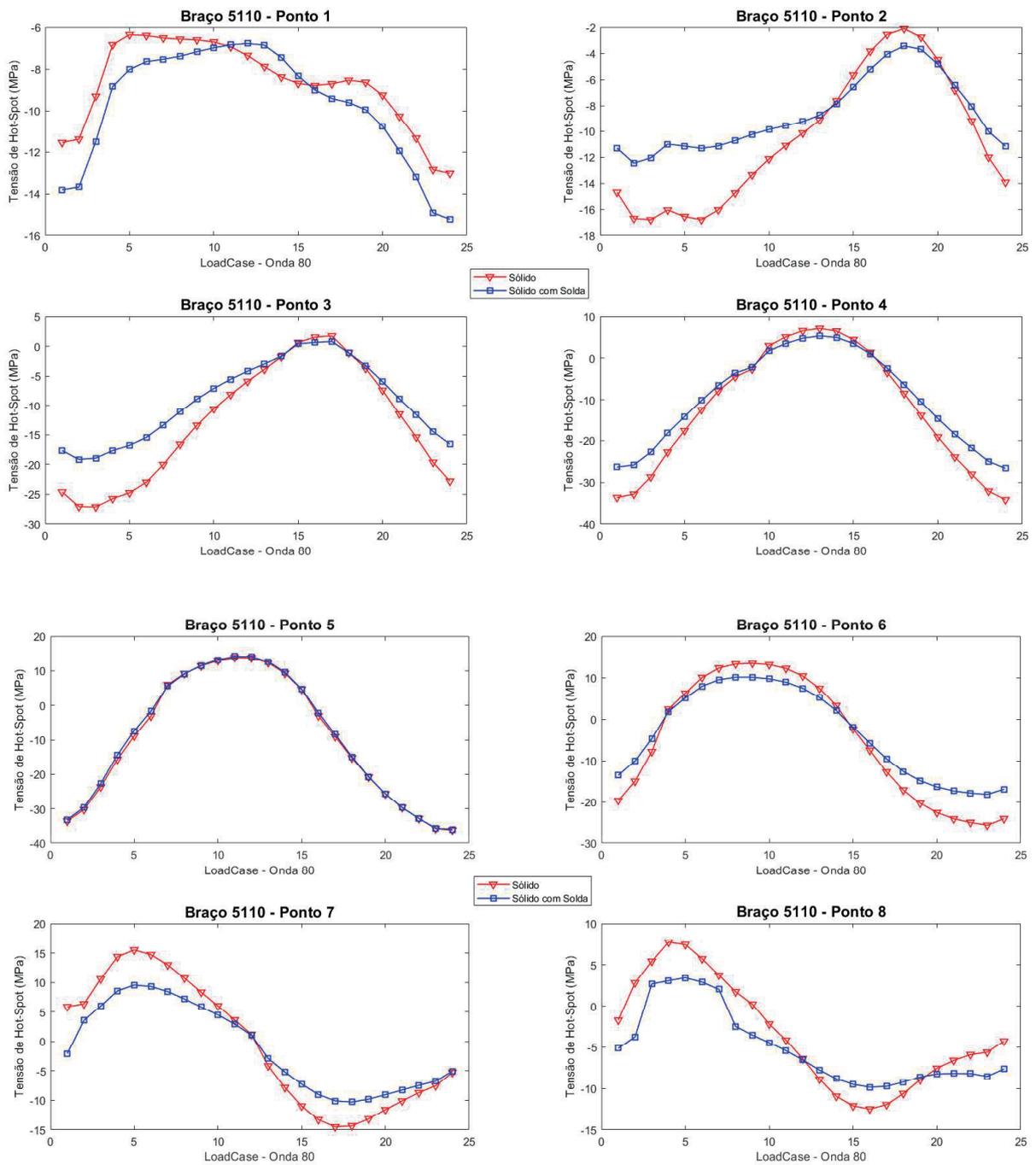


Figura 4-8: Malha IIW (2016) – Braço 5110.

4.1.2 Resultados numérico considerando a malha recomendada pela DNV (2019)

As Figuras 4-9 a 4-14 apresentam os resultados das simulações dos modelos compostos pela malha de recomendações da DNV (2019) para os 6 braços da junta são apresentados neste item. Neles são representadas as curvas dos modelos sólidos e sólidos com solda.

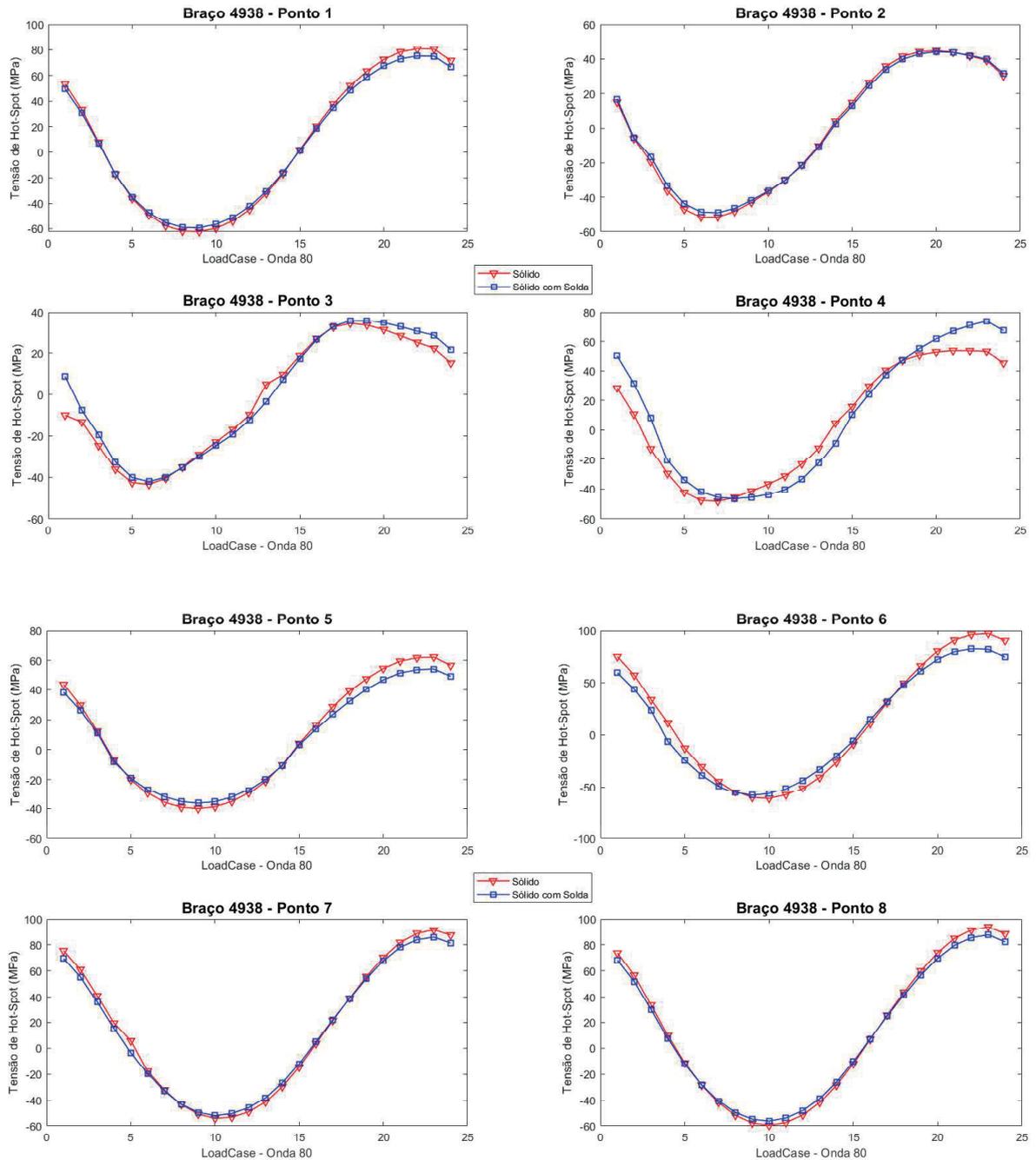


Figura 4-9: Malha DNV (2019) – Braço 4938.

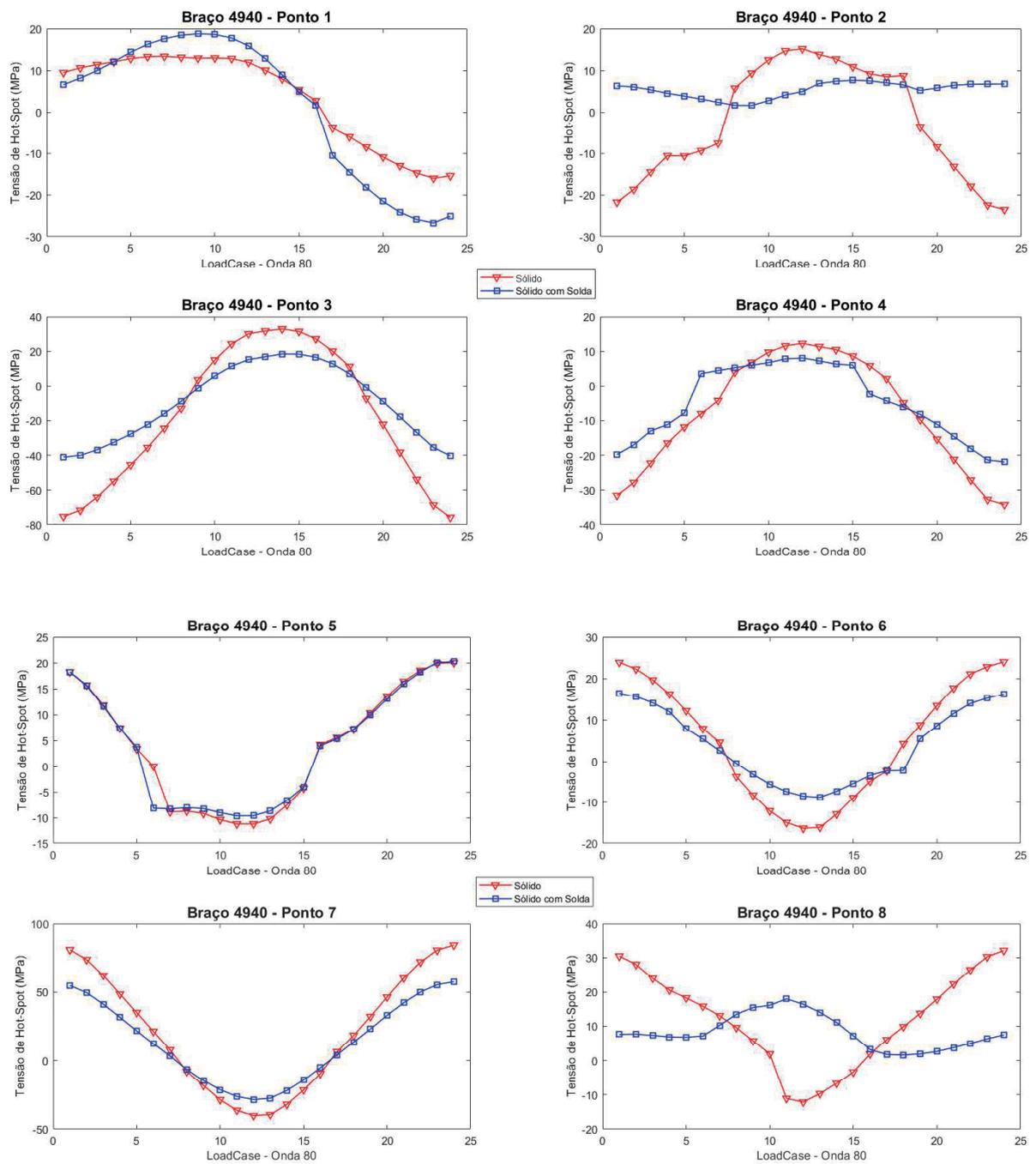


Figura 4-10: Malha DNV (2019) – Braço 4940.

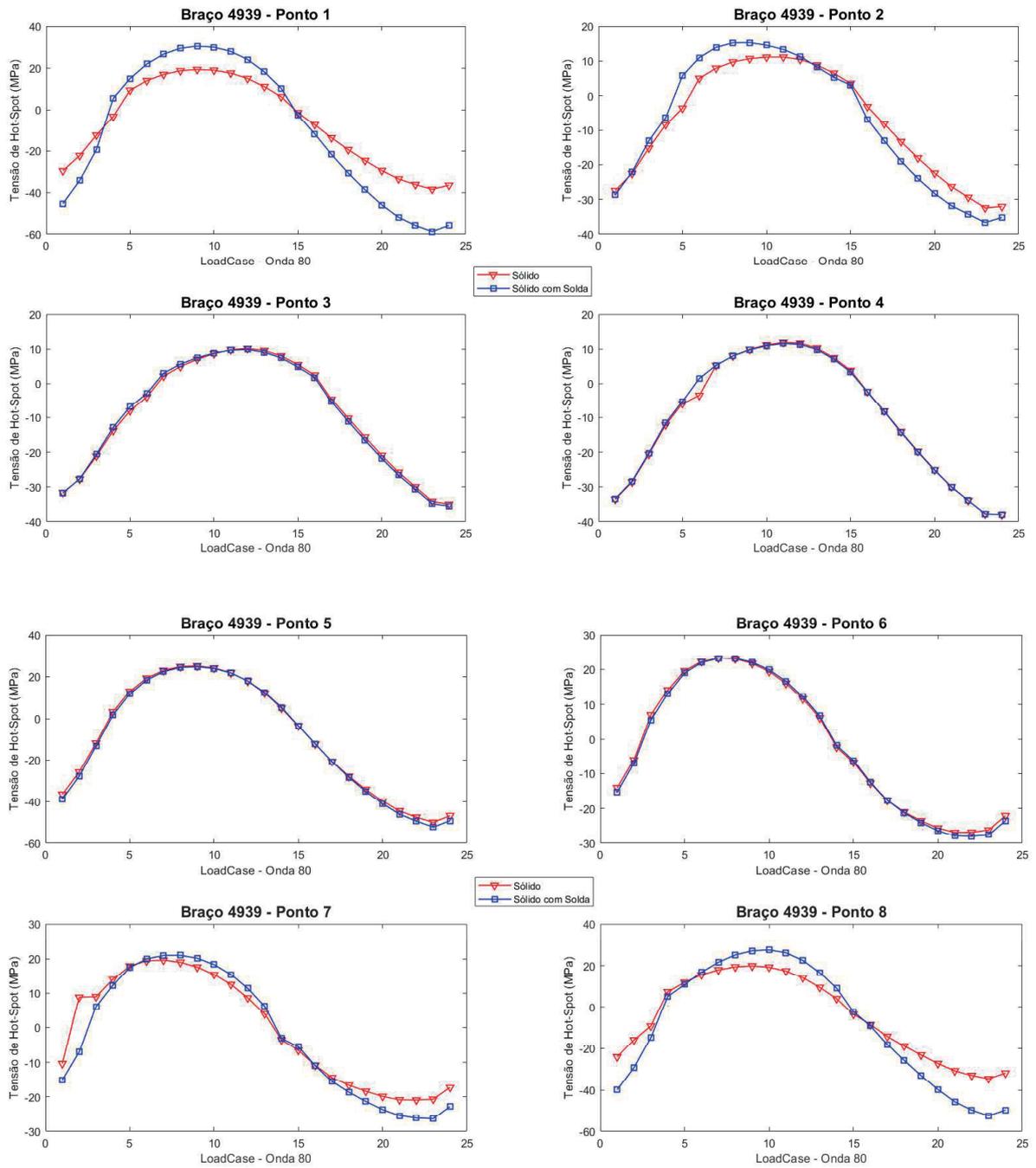


Figura 4-11: Malha DNV (2019) – Braço 4939.

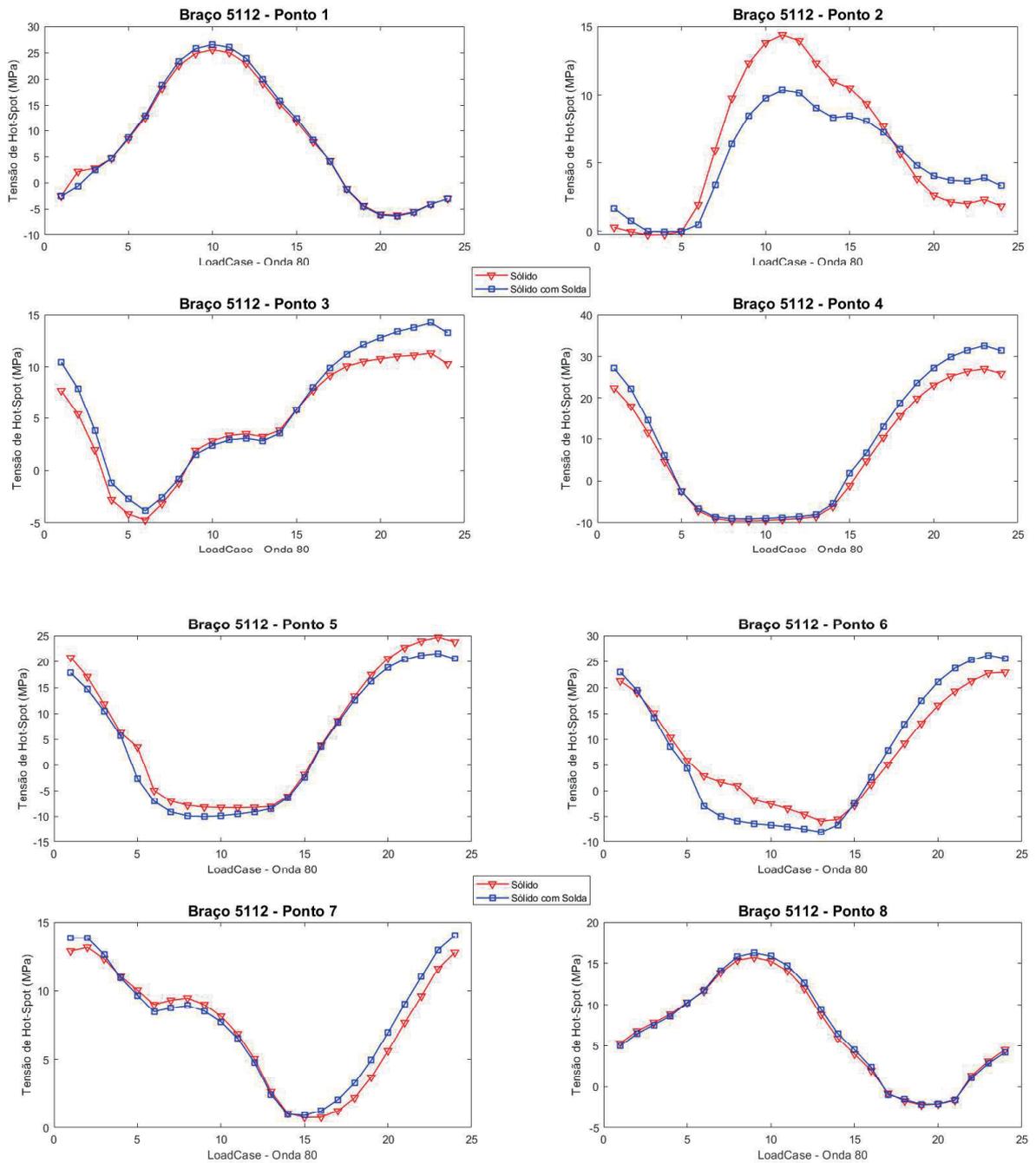


Figura 4-12: Malha DNV (2019) – Braço 5112.

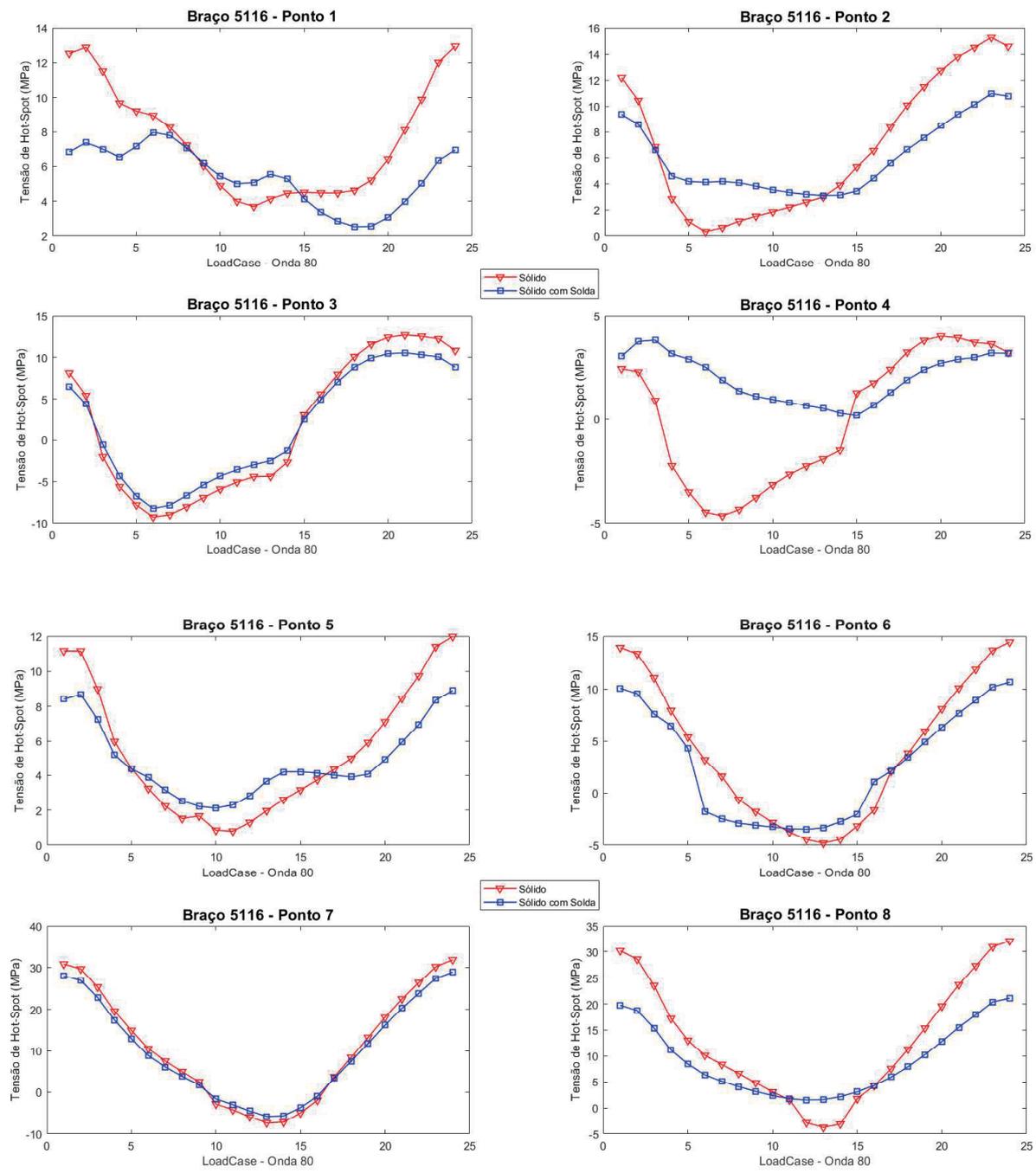


Figura 4-13: Malha DNV (2019) – Braço 5116.

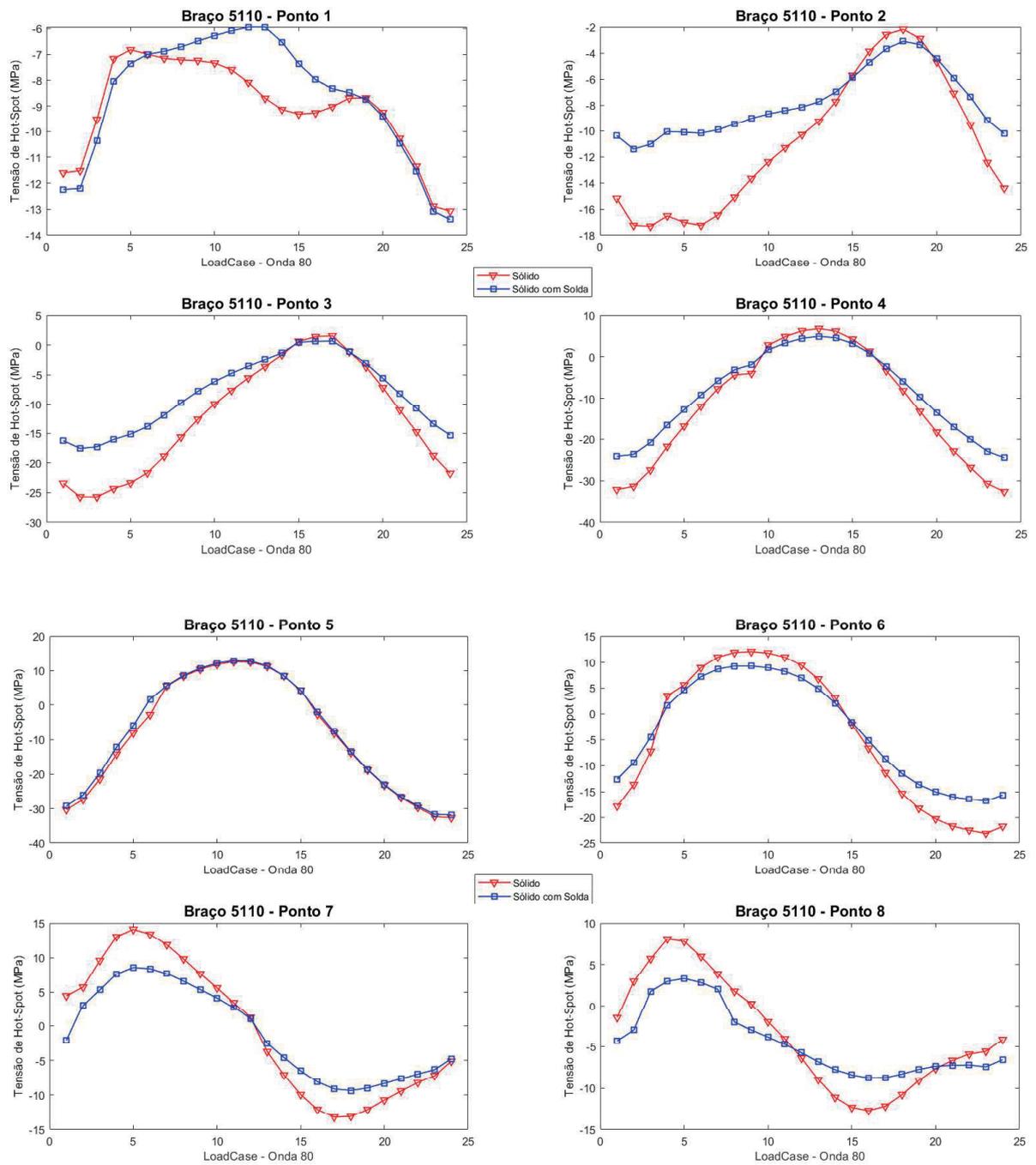


Figura 4-14: Malha DNV (2019) – Braço 5110.

4.1.3 Comparação das tensões dos modelos numéricos às obtidas através da solução analítica proposta pela DNV (2019)

As Figuras 4-15 a 4-20 apresentam a comparação entre as tensões obtidas das soluções analíticas propostas pela DNV (2019) às tensões obtidas das simulações numéricas das diferentes malhas, com e sem a geometria da solda. É observado uma grande conformidade e compatibilidade das curvas numéricas em relação às tensões analíticas na maioria dos pontos dos braços em análise. Isso confirma o ajuste das equações da DNV (2019) aos resultados dos estudos numéricos.

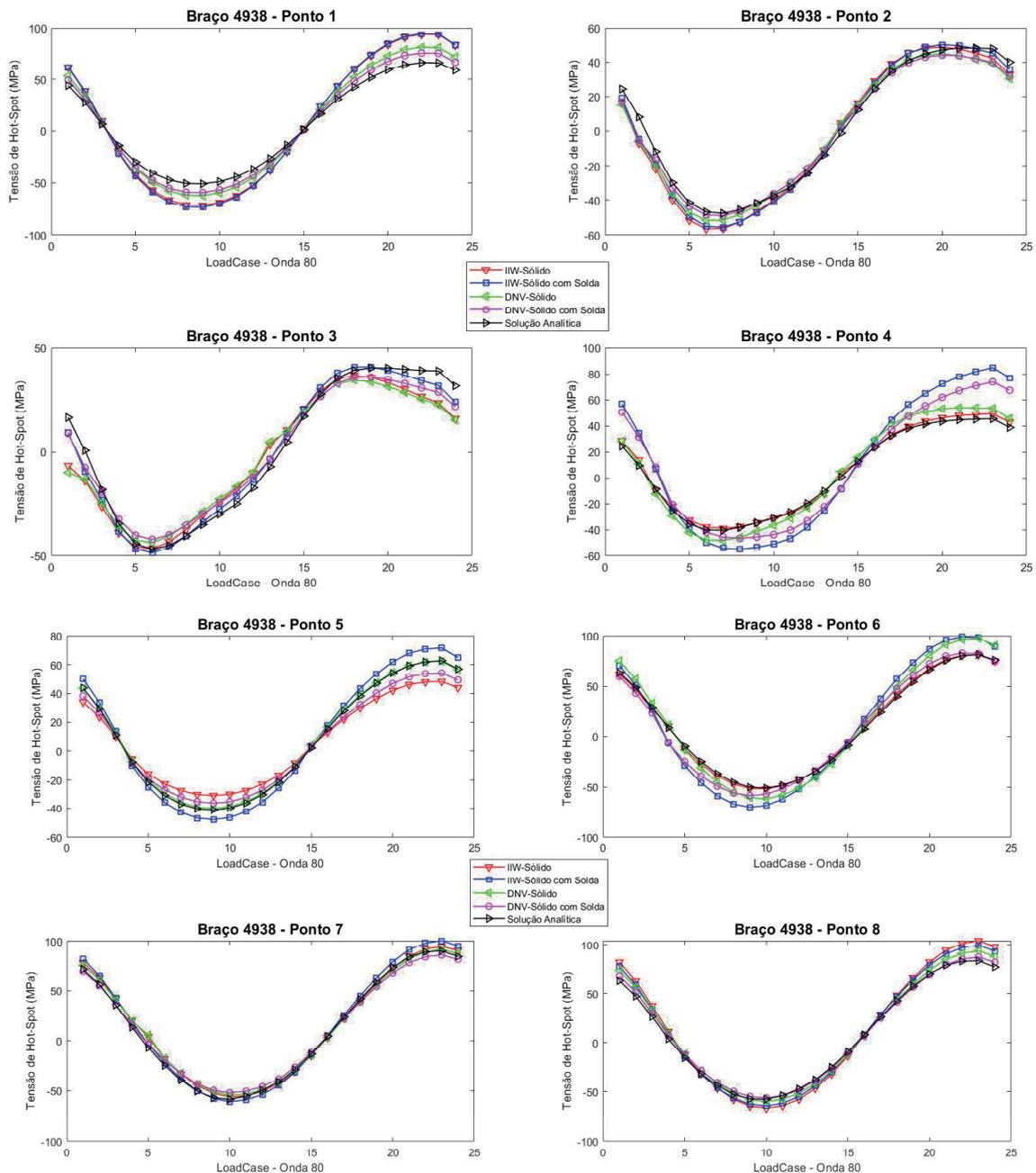


Figura 4-15: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 4938.

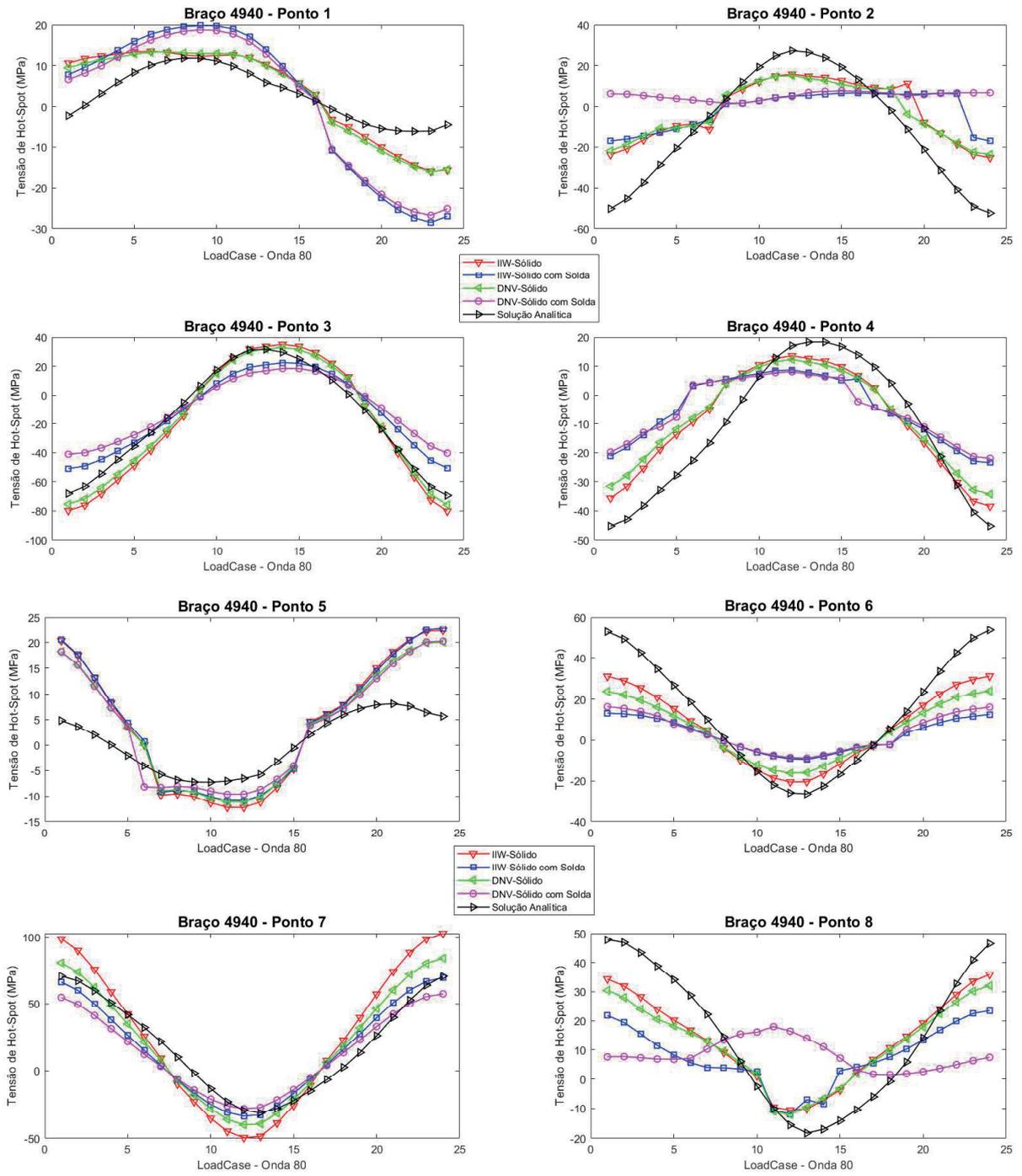


Figura 4-16: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 4940.

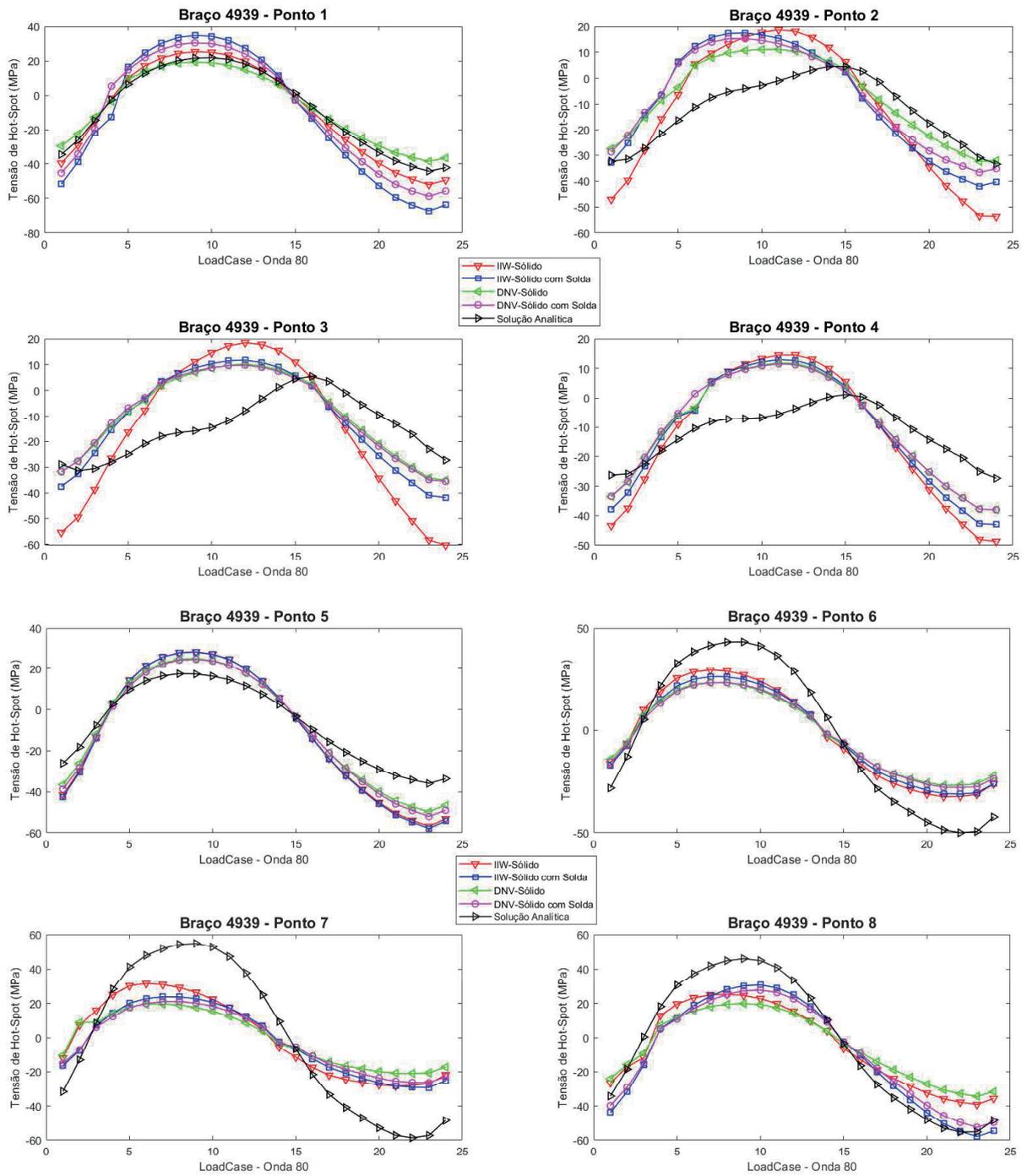


Figura 4-17: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 4939.

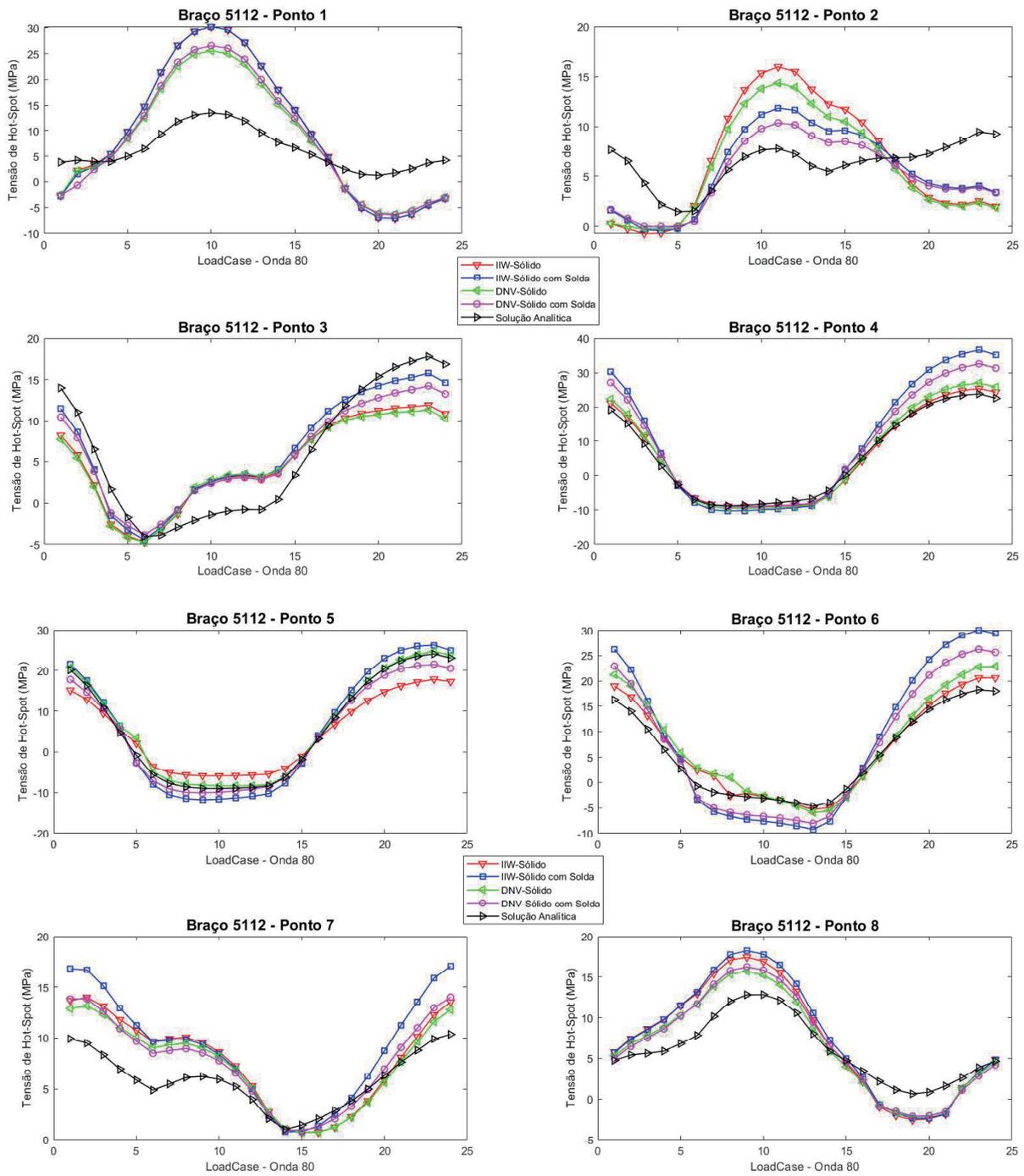


Figura 4-18: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 5112.

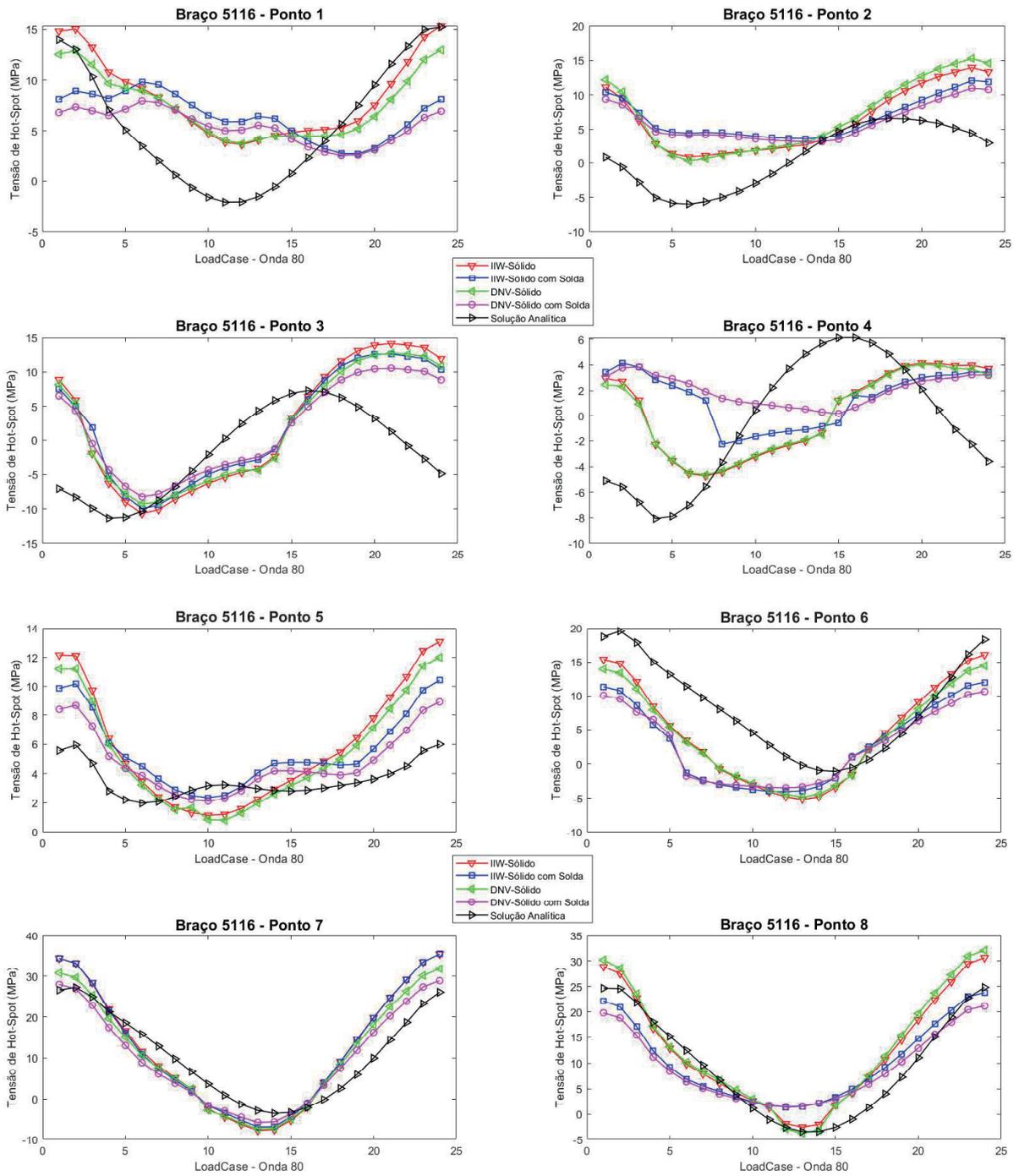


Figura 4-19: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 5116.

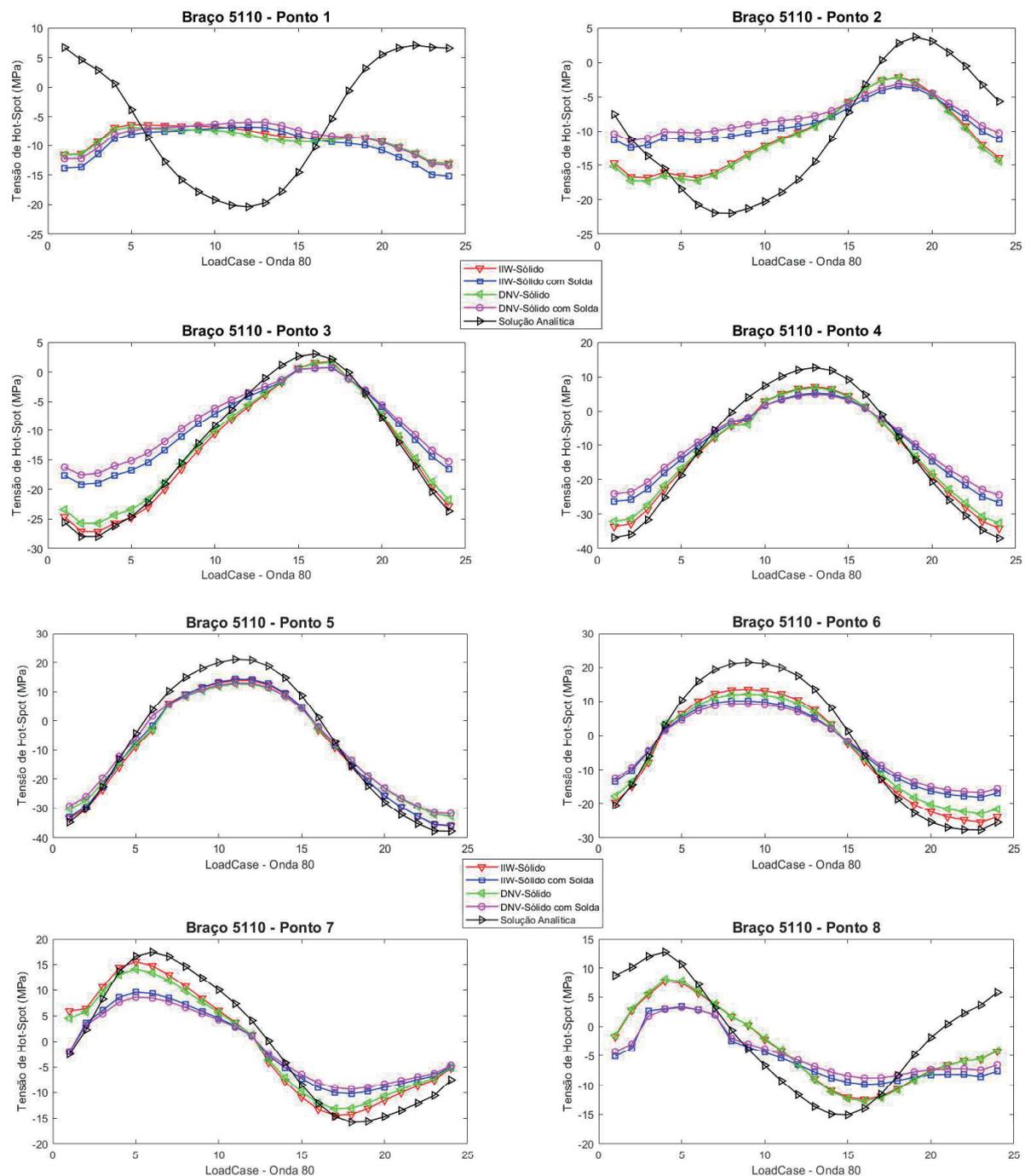


Figura 4-20: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 5110.

Apesar das curvas convergirem em maioria, alguns casos ainda são exceção, a complexidade do carregamento e da geometria, pequenos problemas de malha localizados podem justificar a falta de compatibilidade desses pontos.

Olhando para as curvas da DNV (2019) e IIW (2016), é possível perceber que, em geral, as curvas dos modelos da IIW (2016) possuem maiores amplitudes do que suas correspondentes dos modelos DNV (2019), por exemplo, a curva de um modelo sólido de malha IIW (2016)

apresenta maior variação de tensão do que a curva do mesmo modelo sólido na malha da DNV (2019). Em maioria, as tensões de *hot-spot* obtidas do método de extrapolação da IIW (2016) são superiores às obtidas do método de extrapolação da DNV (2019) e isso pode ser facilmente explicado já que os pontos de extração de tensão no método IIW (2016) são mais próximos às regiões de concentração de tensão do que os pontos da DNV (2019), isso significa que a curva de extrapolação no primeiro método será mais inclinada do que o segundo método (ver Tabela 3-8). Esse comportamento demonstra um maior conservadorismo do método numérico de tensão de *hot-spot* nas recomendações da IIW (2016) em relação a norma norueguesa.

4.2 Avaliação do dano à fadiga pelo método simplificado

A avaliação de dano à fadiga neste trabalho é conduzida pelo método simplificado descrito no tópico 3.4 deste trabalho, nesta metodologia a faixa de tensões, $\Delta\sigma_0$, será abordada como a amplitude de tensões de *hot-spot*, $\Delta\sigma_{hs,0}$, obtida dos gráficos do item anterior e ilustrado na Figura 4-2. Para os casos onde a tensão está abaixo do limite de fadiga, 67.1 Mpa, o dano pode ser desprezado e a vida em fadiga considerada infinita. Para este estudo, a curva S-N adotada é de um ambiente de cenário marinho com proteção catódica.

Os danos calculados relativos à onda 80 nos 8 pontos de cada braço para as malhas e modelos apresentados neste estudo, bem como para o estudo analítico são apresentados nas Tabela 4-1 a Tabela 4-5. Os danos máximos em cada tabela estão indicados em vermelho. Os danos para a onda 73 também foram calculados e podem ser encontrados no Apêndice B deste trabalho.

Plano	Membro	Espessura mm	Onda	Ponto	$\Delta\sigma_{hot-spot,0}$ MPa	$ \Delta\sigma_{hot-spot} $ MPa	n_0	q	a	m	Γ, γ	D
x-z	5112	25	80	1	37,334	41,74	326	4,65	1,01E+16	5,00	1155,4	4,04E-06
				2	16,724	18,70		2,08	1,01E+16	5,00	1155,4	7,29E-08
				3	16,628	18,59		2,07	1,01E+16	5,00	1155,4	7,08E-08
				4	34,491	38,56		4,30	1,01E+16	5,00	1155,4	2,72E-06
				5	23,752	26,56		2,96	1,01E+16	5,00	1155,4	4,21E-07
				6	25,977	29,04		3,24	1,01E+16	5,00	1155,4	6,59E-07
				7	13,281	14,85		1,65	1,01E+16	5,00	1155,4	2,30E-08
				8	20,032	22,40		2,50	1,01E+16	5,00	1155,4	1,80E-07
	5116	30	80	1	11,741	13,74	326	1,53	1,01E+16	5,00	1155,4	1,56E-08
				2	13,116	15,35		1,71	1,01E+16	5,00	1155,4	2,72E-08
				3	24,823	29,05		3,24	1,01E+16	5,00	1155,4	6,59E-07
				4	8,894	10,41		1,16	1,01E+16	5,00	1155,4	3,89E-09
				5	11,905	13,93		1,55	1,01E+16	5,00	1155,4	1,67E-08
				6	21,248	24,86		2,77	1,01E+16	5,00	1155,4	3,03E-07
				7	43,212	50,57		5,63	1,01E+16	5,00	1155,4	1,05E-05
				8	33,194	38,84		4,33	1,01E+16	5,00	1155,4	2,82E-06
	5110	40	80	1	6,676	8,40	326	0,94	1,01E+16	5,00	1155,4	1,33E-09
				2	14,700	18,48		2,06	1,01E+16	5,00	1155,4	6,88E-08
				3	28,887	36,32		4,05	1,01E+16	5,00	1155,4	2,02E-06
				4	41,331	51,97		5,79	1,01E+16	5,00	1155,4	1,21E-05
				5	49,963	62,82		7,00	1,01E+16	5,00	1155,4	3,12E-05
				6	39,058	49,11		5,47	1,01E+16	5,00	1155,4	9,11E-06
				7	29,991	37,71		4,20	1,01E+16	5,00	1155,4	2,43E-06
				8	20,180	25,37		2,83	1,01E+16	5,00	1155,4	3,35E-07
4938	25	80	1	164,764	184,21	326	20,52	1,46E+12	3,00	16,6	1,60E-03	
			2	104,971	117,36		13,08	1,46E+12	3,00	16,6	4,14E-04	
			3	83,260	93,09		10,37	1,01E+16	5,00	1155,4	2,23E-04	
			4	88,098	98,50		10,97	1,46E+12	3,00	16,6	2,45E-04	
			5	79,326	88,69		9,88	1,01E+16	5,00	1155,4	1,75E-04	
			6	132,967	148,66		16,56	1,46E+12	3,00	16,6	8,42E-04	
			7	150,342	168,09		18,73	1,46E+12	3,00	16,6	1,22E-03	
			8	170,862	191,03		21,28	1,46E+12	3,00	16,6	1,79E-03	
4940	55	80	1	29,482	40,14	326	4,47	1,01E+16	5,00	1155,4	3,32E-06	
			2	41,076	55,93		6,23	1,01E+16	5,00	1155,4	1,75E-05	
			3	115,141	156,78		17,47	1,46E+12	3,00	16,6	9,88E-04	
			4	52,006	70,81		7,89	1,01E+16	5,00	1155,4	5,68E-05	
			5	34,590	47,10		5,25	1,01E+16	5,00	1155,4	7,39E-06	
			6	51,755	70,47		7,85	1,01E+16	5,00	1155,4	5,54E-05	
			7	152,193	207,23		23,09	1,46E+12	3,00	16,6	2,28E-03	
			8	46,387	63,16		7,04	1,01E+16	5,00	1155,4	3,21E-05	
4939	35	80	1	77,448	94,19	326	10,49	1,46E+12	3,00	16,6	2,14E-04	
			2	72,309	87,94		9,80	1,01E+16	5,00	1155,4	1,68E-04	
			3	78,761	95,79		10,67	1,46E+12	3,00	16,6	2,25E-04	
			4	63,267	76,94		8,57	1,01E+16	5,00	1155,4	8,60E-05	
			5	85,015	103,39		11,52	1,46E+12	3,00	16,6	2,83E-04	
			6	61,798	75,16		8,37	1,01E+16	5,00	1155,4	7,65E-05	
			7	59,709	72,62		8,09	1,01E+16	5,00	1155,4	6,44E-05	
			8	64,381	78,30		8,72	1,01E+16	5,00	1155,4	9,38E-05	

Tabela 4-1: Dano por fadiga para modelos sólido de malha IIW (2016).

Plano	Membro	Espessura mm	Onda	Ponto	$\Delta\sigma_{hot-spot,0}$ MPa	$ \Delta\sigma_{hot-spot} $ MPa	n_0	q	a	m	Γ, γ	D
x-z	5112	25	80	1	37,338	41,75	326	4,65	1,01E+16	5,00	1155,4	4,04E-06
				2	12,293	13,74		1,53	1,01E+16	5,00	1155,4	1,56E-08
				3	20,241	22,63		2,52	1,01E+16	5,00	1155,4	1,89E-07
				4	46,991	52,54		5,85	1,01E+16	5,00	1155,4	1,28E-05
				5	38,000	42,48		4,73	1,01E+16	5,00	1155,4	4,41E-06
				6	39,313	43,95		4,90	1,01E+16	5,00	1155,4	5,23E-06
				7	16,289	18,21		2,03	1,01E+16	5,00	1155,4	6,39E-08
				8	20,631	23,07		2,57	1,01E+16	5,00	1155,4	2,08E-07
	5116	30	80	1	7,162	8,38	326	0,93	1,01E+16	5,00	1155,4	1,32E-09
				2	8,511	9,96		1,11	1,01E+16	5,00	1155,4	3,12E-09
				3	22,606	26,45		2,95	1,01E+16	5,00	1155,4	4,13E-07
				4	6,405	7,50		0,84	1,01E+16	5,00	1155,4	7,54E-10
				5	8,043	9,41		1,05	1,01E+16	5,00	1155,4	2,35E-09
				6	16,055	18,79		2,09	1,01E+16	5,00	1155,4	7,46E-08
				7	42,370	49,58		5,52	1,01E+16	5,00	1155,4	9,55E-06
				8	22,386	26,20		2,92	1,01E+16	5,00	1155,4	3,93E-07
	5110	40	80	1	8,455	10,63	326	1,18	1,01E+16	5,00	1155,4	4,33E-09
				2	9,050	11,38		1,27	1,01E+16	5,00	1155,4	6,09E-09
				3	19,959	25,10		2,80	1,01E+16	5,00	1155,4	3,18E-07
				4	32,024	40,27		4,49	1,01E+16	5,00	1155,4	3,38E-06
				5	50,105	63,00		7,02	1,01E+16	5,00	1155,4	3,17E-05
				6	28,290	35,57		3,96	1,01E+16	5,00	1155,4	1,82E-06
				7	19,814	24,91		2,78	1,01E+16	5,00	1155,4	3,06E-07
				8	13,242	16,65		1,86	1,01E+16	5,00	1155,4	4,08E-08
4938	25	80	1	167,266	187,01	326	20,84	1,46E+12	3,00	16,6	1,68E-03	
			2	105,335	117,77		13,12	1,46E+12	3,00	16,6	4,19E-04	
			3	89,382	99,93		11,13	1,46E+12	3,00	16,6	2,56E-04	
			4	139,624	156,10		17,39	1,46E+12	3,00	16,6	9,75E-04	
			5	119,462	133,56		14,88	1,46E+12	3,00	16,6	6,11E-04	
			6	169,345	189,33		21,09	1,46E+12	3,00	16,6	1,74E-03	
			7	160,889	179,88		20,04	1,46E+12	3,00	16,6	1,49E-03	
			8	163,932	183,28		20,42	1,46E+12	3,00	16,6	1,58E-03	
4940	55	80	1	48,327	65,80	326	7,33	1,01E+16	5,00	1155,4	3,93E-05	
			2	23,663	32,22		3,59	1,01E+16	5,00	1155,4	1,11E-06	
			3	73,356	99,88		11,13	1,46E+12	3,00	16,6	2,55E-04	
			4	32,199	43,84		4,88	1,01E+16	5,00	1155,4	5,17E-06	
			5	33,587	45,73		5,10	1,01E+16	5,00	1155,4	6,38E-06	
			6	22,684	30,89		3,44	1,01E+16	5,00	1155,4	8,97E-07	
			7	103,323	140,69		15,67	1,46E+12	3,00	16,6	7,14E-04	
			8	35,451	48,27		5,38	1,01E+16	5,00	1155,4	8,36E-06	
4939	35	80	1	102,153	124,23	326	13,84	1,46E+12	3,00	16,6	4,91E-04	
			2	59,455	72,31		8,06	1,01E+16	5,00	1155,4	6,30E-05	
			3	53,591	65,17		7,26	1,01E+16	5,00	1155,4	3,75E-05	
			4	55,974	68,07		7,58	1,01E+16	5,00	1155,4	4,66E-05	
			5	85,928	104,50		11,64	1,46E+12	3,00	16,6	2,93E-04	
			6	57,202	69,57		7,75	1,01E+16	5,00	1155,4	5,20E-05	
			7	52,944	64,39		7,17	1,01E+16	5,00	1155,4	3,53E-05	
			8	88,370	107,47		11,97	1,46E+12	3,00	16,6	3,18E-04	

Tabela 4-2: Dano por fadiga para modelos sólido com solda de malha IIW (2016).

Plano	Membro	Espessura mm	Onda	Ponto	$\Delta\sigma_{hot-spot,0}$ MPa	$ \Delta\sigma_{hot-spot} $ MPa	n_0	q	a	m	Γ, γ	D
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
x-z	5112	25	80	1	31,791	35,54	326	3,96	1,01E+16	5,00	1155,4	1,81E-06
				2	14,643	16,37		1,82	1,01E+16	5,00	1155,4	3,75E-08
				3	16,067	17,96		2,00	1,01E+16	5,00	1155,4	5,96E-08
				4	36,616	40,94		4,56	1,01E+16	5,00	1155,4	3,67E-06
				5	33,023	36,92		4,11	1,01E+16	5,00	1155,4	2,19E-06
				6	28,851	32,26		3,59	1,01E+16	5,00	1155,4	1,11E-06
				7	12,408	13,87		1,55	1,01E+16	5,00	1155,4	1,64E-08
				8	17,901	20,01		2,23	1,01E+16	5,00	1155,4	1,02E-07
	5116	30	80	1	9,273	10,85	326	1,21	1,01E+16	5,00	1155,4	4,80E-09
				2	14,979	17,53		1,95	1,01E+16	5,00	1155,4	5,28E-08
				3	22,010	25,76		2,87	1,01E+16	5,00	1155,4	3,61E-07
				4	8,697	10,18		1,13	1,01E+16	5,00	1155,4	3,48E-09
				5	11,165	13,07		1,46	1,01E+16	5,00	1155,4	1,21E-08
				6	19,255	22,53		2,51	1,01E+16	5,00	1155,4	1,85E-07
				7	39,225	45,90		5,11	1,01E+16	5,00	1155,4	6,50E-06
				8	35,856	41,96		4,67	1,01E+16	5,00	1155,4	4,15E-06
	5110	40	80	1	6,252	7,86	326	0,88	1,01E+16	5,00	1155,4	9,58E-10
				2	15,148	19,05		2,12	1,01E+16	5,00	1155,4	8,00E-08
				3	27,311	34,34		3,83	1,01E+16	5,00	1155,4	1,52E-06
				4	39,480	49,64		5,53	1,01E+16	5,00	1155,4	9,61E-06
				5	45,313	56,98		6,35	1,01E+16	5,00	1155,4	1,92E-05
				6	35,241	44,31		4,94	1,01E+16	5,00	1155,4	5,45E-06
				7	27,309	34,34		3,83	1,01E+16	5,00	1155,4	1,52E-06
				8	20,802	26,16		2,91	1,01E+16	5,00	1155,4	3,90E-07
y-z	4938	25	80	1	143,041	159,93	326	17,82	1,46E+12	3,00	16,6	1,05E-03
				2	96,366	107,74		12,00	1,46E+12	3,00	16,6	3,21E-04
				3	77,942	87,14		9,71	1,01E+16	5,00	1155,4	1,60E-04
				4	102,025	114,07		12,71	1,46E+12	3,00	16,6	3,80E-04
				5	102,251	114,32		12,74	1,46E+12	3,00	16,6	3,83E-04
				6	158,988	177,75		19,80	1,46E+12	3,00	16,6	1,44E-03
				7	145,549	162,73		18,13	1,46E+12	3,00	16,6	1,10E-03
				8	153,528	171,65		19,12	1,46E+12	3,00	16,6	1,30E-03
	4940	55	80	1	29,393	40,02	326	4,46	1,01E+16	5,00	1155,4	3,27E-06
				2	38,750	52,76		5,88	1,01E+16	5,00	1155,4	1,30E-05
				3	108,692	148,00		16,49	1,46E+12	3,00	16,6	8,31E-04
				4	46,514	63,34		7,06	1,01E+16	5,00	1155,4	3,25E-05
				5	31,228	42,52		4,74	1,01E+16	5,00	1155,4	4,43E-06
				6	40,234	54,78		6,10	1,01E+16	5,00	1155,4	1,57E-05
				7	124,110	168,99		18,83	1,46E+12	3,00	16,6	1,24E-03
				8	44,143	60,11		6,70	1,01E+16	5,00	1155,4	2,50E-05
4939	35	80	1	57,829	70,33	326	7,84	1,01E+16	5,00	1155,4	5,49E-05	
			2	43,565	52,98		5,90	1,01E+16	5,00	1155,4	1,33E-05	
			3	45,212	54,98		6,13	1,01E+16	5,00	1155,4	1,60E-05	
			4	49,935	60,73		6,77	1,01E+16	5,00	1155,4	2,63E-05	
			5	74,867	91,05		10,14	1,01E+16	5,00	1155,4	2,00E-04	
			6	50,039	60,85		6,78	1,01E+16	5,00	1155,4	2,66E-05	
			7	40,493	49,25		5,49	1,01E+16	5,00	1155,4	9,24E-06	
			8	54,341	66,09		7,36	1,01E+16	5,00	1155,4	4,02E-05	

Tabela 4-3: Dano por fadiga para modelos sólido de malha DNV (2019).

Plano	Membro	Espessura mm	Onda	Ponto	$\Delta\sigma_{hot-spot,0}$ MPa	$ \Delta\sigma_{hot-spot} $ MPa	n_0	q	a	m	Γ, γ	D
x-z	5112	25	80	1	32,951	36,84	326	4,10	1,01E+16	5,00	1155,4	2,16E-06
				2	10,404	11,63		1,30	1,01E+16	5,00	1155,4	6,79E-09
				3	18,111	20,25		2,26	1,01E+16	5,00	1155,4	1,09E-07
				4	41,690	46,61		5,19	1,01E+16	5,00	1155,4	7,02E-06
				5	31,633	35,37		3,94	1,01E+16	5,00	1155,4	1,76E-06
				6	34,305	38,35		4,27	1,01E+16	5,00	1155,4	2,65E-06
				7	13,112	14,66		1,63	1,01E+16	5,00	1155,4	2,16E-08
				8	18,383	20,55		2,29	1,01E+16	5,00	1155,4	1,17E-07
	5116	30	80	1	5,443	6,37	326	0,71	1,01E+16	5,00	1155,4	3,34E-10
				2	7,889	9,23		1,03	1,01E+16	5,00	1155,4	2,14E-09
				3	18,814	22,02		2,45	1,01E+16	5,00	1155,4	1,65E-07
				4	3,664	4,29		0,48	1,01E+16	5,00	1155,4	4,62E-11
				5	6,781	7,93		0,88	1,01E+16	5,00	1155,4	1,00E-09
				6	14,111	16,51		1,84	1,01E+16	5,00	1155,4	3,91E-08
				7	34,692	40,60		4,52	1,01E+16	5,00	1155,4	3,52E-06
				8	19,682	23,03		2,57	1,01E+16	5,00	1155,4	2,07E-07
	5110	40	80	1	7,456	9,38	326	1,04	1,01E+16	5,00	1155,4	2,31E-09
				2	8,326	10,47		1,17	1,01E+16	5,00	1155,4	4,01E-09
				3	18,251	22,95		2,56	1,01E+16	5,00	1155,4	2,03E-07
				4	29,444	37,02		4,13	1,01E+16	5,00	1155,4	2,22E-06
				5	44,856	56,40		6,28	1,01E+16	5,00	1155,4	1,82E-05
				6	26,097	32,81		3,66	1,01E+16	5,00	1155,4	1,21E-06
				7	17,948	22,57		2,51	1,01E+16	5,00	1155,4	1,87E-07
				8	12,076	15,18		1,69	1,01E+16	5,00	1155,4	2,57E-08
4938	25	80	1	134,499	150,37	326	16,75	1,46E+12	3,00	16,6	8,72E-04	
			2	93,123	104,12		11,60	1,46E+12	3,00	16,6	2,89E-04	
			3	77,968	87,17		9,71	1,01E+16	5,00	1155,4	1,61E-04	
			4	120,266	134,46		14,98	1,46E+12	3,00	16,6	6,23E-04	
			5	90,538	101,22		11,28	1,46E+12	3,00	16,6	2,66E-04	
			6	141,345	158,03		17,61	1,46E+12	3,00	16,6	1,01E-03	
			7	137,707	153,96		17,15	1,46E+12	3,00	16,6	9,35E-04	
			8	143,852	160,83		17,92	1,46E+12	3,00	16,6	1,07E-03	
4940	55	80	1	45,497	61,95	326	6,90	1,01E+16	5,00	1155,4	2,91E-05	
			2	6,077	8,27		0,92	1,01E+16	5,00	1155,4	1,24E-09	
			3	59,503	81,02		9,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,11E-04	
			4	30,024	40,88		4,55	1,01E+16	5,00	1155,4	3,64E-06	
			5	29,918	40,74		4,54	1,01E+16	5,00	1155,4	3,58E-06	
			6	25,199	34,31		3,82	1,01E+16	5,00	1155,4	1,52E-06	
			7	85,859	116,91		13,03	1,46E+12	3,00	16,6	4,10E-04	
			8	16,428	22,37		2,49	1,01E+16	5,00	1155,4	1,79E-07	
4939	35	80	1	89,285	108,58	326	12,10	1,46E+12	3,00	16,6	3,28E-04	
			2	51,958	63,19		7,04	1,01E+16	5,00	1155,4	3,21E-05	
			3	45,393	55,20		6,15	1,01E+16	5,00	1155,4	1,63E-05	
			4	49,578	60,29		6,72	1,01E+16	5,00	1155,4	2,54E-05	
			5	76,727	93,31		10,40	1,46E+12	3,00	16,6	2,08E-04	
			6	51,175	62,24		6,93	1,01E+16	5,00	1155,4	2,98E-05	
			7	47,356	57,59		6,42	1,01E+16	5,00	1155,4	2,02E-05	
			8	80,079	97,39		10,85	1,46E+12	3,00	16,6	2,37E-04	

Tabela 4-4: Dano por fadiga para modelos sólido com solda de malha DNV (2019).

Plano	Membro	Espessura mm	Onda	Ponto	$\Delta\sigma_{hot-spot,0}$ MPa	$ \Delta\sigma_{hot-spot} $ MPa	n_0	q	a	m	Γ, γ	D
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
				1	12,299	13,75		1,53	1,01E+16	5,00	1155,4	1,57E-08
				2	8,022	8,97		1,00	1,01E+16	5,00	1155,4	1,85E-09
				3	21,885	24,47		2,73	1,01E+16	5,00	1155,4	2,80E-07
				4	32,701	36,56		4,07	1,01E+16	5,00	1155,4	2,08E-06
	5112	25	80	5	33,055	36,96	326	4,12	1,01E+16	5,00	1155,4	2,20E-06
				6	22,995	25,71		2,86	1,01E+16	5,00	1155,4	3,58E-07
				7	9,361	10,47		1,17	1,01E+16	5,00	1155,4	4,00E-09
				8	12,196	13,64		1,52	1,01E+16	5,00	1155,4	1,50E-08
				1	17,318	20,26		2,26	1,01E+16	5,00	1155,4	1,09E-07
				2	12,588	14,73		1,64	1,01E+16	5,00	1155,4	2,21E-08
				3	18,652	21,83		2,43	1,01E+16	5,00	1155,4	1,58E-07
				4	14,209	16,63		1,85	1,01E+16	5,00	1155,4	4,05E-08
x-z	5116	30	80	5	4,008	4,69	326	0,52	1,01E+16	5,00	1155,4	7,24E-11
				6	20,634	24,15		2,69	1,01E+16	5,00	1155,4	2,62E-07
				7	30,806	36,05		4,02	1,01E+16	5,00	1155,4	1,94E-06
				8	28,230	33,03		3,68	1,01E+16	5,00	1155,4	1,25E-06
				1	27,468	34,54		3,85	1,01E+16	5,00	1155,4	1,57E-06
				2	25,664	32,27		3,60	1,01E+16	5,00	1155,4	1,12E-06
				3	31,016	39,00		4,35	1,01E+16	5,00	1155,4	2,88E-06
				4	49,697	62,49		6,96	1,01E+16	5,00	1155,4	3,04E-05
	5110	40	80	5	58,803	73,94	326	8,24	1,01E+16	5,00	1155,4	7,05E-05
				6	49,194	61,86		6,89	1,01E+16	5,00	1155,4	2,89E-05
				7	33,128	41,66		4,64	1,01E+16	5,00	1155,4	4,00E-06
				8	27,742	34,88		3,89	1,01E+16	5,00	1155,4	1,65E-06
				1	117,062	130,88		14,58	1,46E+12	3,00	16,6	5,75E-04
				2	95,692	106,99		11,92	1,46E+12	3,00	16,6	3,14E-04
				3	87,191	97,48		10,86	1,46E+12	3,00	16,6	2,37E-04
				4	85,764	95,89		10,68	1,46E+12	3,00	16,6	2,26E-04
	4938	25	80	5	103,834	116,09	326	12,93	1,46E+12	3,00	16,6	4,01E-04
				6	132,291	147,91		16,48	1,46E+12	3,00	16,6	8,29E-04
				7	148,213	165,71		18,46	1,46E+12	3,00	16,6	1,17E-03
				8	140,985	157,63		17,56	1,46E+12	3,00	16,6	1,00E-03
				1	17,945	24,44		2,72	1,01E+16	5,00	1155,4	2,78E-07
				2	79,807	108,67		12,11	1,46E+12	3,00	16,6	3,29E-04
				3	100,939	137,44		15,31	1,46E+12	3,00	16,6	6,65E-04
				4	63,563	86,55		9,64	1,01E+16	5,00	1155,4	1,55E-04
y-z	4940	55	80	5	15,410	20,98	326	2,34	1,01E+16	5,00	1155,4	1,30E-07
				6	80,023	108,96		12,14	1,46E+12	3,00	16,6	3,32E-04
				7	102,162	139,11		15,50	1,46E+12	3,00	16,6	6,90E-04
				8	66,005	89,87		10,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,87E-04
				1	66,150	80,45		8,96	1,01E+16	5,00	1155,4	1,07E-04
				2	38,013	46,23		5,15	1,01E+16	5,00	1155,4	6,73E-06
				3	36,817	44,77		4,99	1,01E+16	5,00	1155,4	5,74E-06
				4	28,553	34,72		3,87	1,01E+16	5,00	1155,4	1,61E-06
	4939	35	80	5	53,418	64,96	326	7,24	1,01E+16	5,00	1155,4	3,69E-05
				6	92,840	112,91		12,58	1,46E+12	3,00	16,6	3,69E-04
				7	113,489	138,02		15,38	1,46E+12	3,00	16,6	6,74E-04
				8	101,282	123,17		13,72	1,46E+12	3,00	16,6	4,79E-04

Tabela 4-5: Dano por fadiga para as tensões analíticas.

A avaliação do dano à fadiga entre os modelos numéricos sólidos mostrou que não há comportamento padrão em nenhum dos casos, ou seja, para alguns casos o dano avaliado no modelo sólido sem a representação de solda é maior do que no modelo com representação de solda e em outros casos, o inverso. Portanto, é indicado olhar os resultados como um todo para avaliar o dano já que a predição de vida está vinculada ao dano máximo.

Em relação os métodos normativos, foi observado que a amplitude de tensões de *hot-spot* bem como o dano são mais conservadores no método da IIW (2016) do que nos modelos com aplicação de malha da DNV (2019). Esse comportamento já era esperado e, como mencionado anteriormente, se dá devido à extração das tensões retiradas nas regiões mais próximas às concentrações de tensão se comparadas às malhas da DNV (2019). Por outro lado, era esperado que a solução analítica fosse majoritariamente conservadora nos resultados o que não ocorreu.

Analisando-se ponto a ponto para os três métodos observados, em 59% dos resultados o método numérico baseado na IIW (2016) foi mais conservador contra 37% da solução analítica e apenas 4% para malha da DNV (2019). Porém, analisando a junta como um todo e considerando apenas o valor máximo do dano em cada método são encontrados os valores de 2.28×10^{-3} para o modelo sólido sem representação de solda na malha IIW (2016), 1.74×10^{-3} para o modelo sólido com representação de solda na malha IIW (2016), 1.17×10^{-3} para a solução analítica proposta pela DNV (2019), 1.44×10^{-3} para o modelo sólido sem representação de solda na malha DNV (2019), 1.07×10^{-3} para o modelo sólido com representação de solda na malha DNV (2019). A Tabela resumo é apresentada a baixo:

Método	IIW		DNV		Solução Analítica
	Sólido	Sólido com Solda	Sólido	Sólido com Solda	
Dano à Fadiga	2.28×10^{-3}	1.74×10^{-3}	1.44×10^{-3}	1.07×10^{-3}	1.17×10^{-3}

Tabela 4-6: Danos máximos à fadiga.

Desta forma, o método numérico de extrapolação proposto pela IIW (2016) apresentou, de modo geral, danos mais conservadores do que o método numérico e analítico proposto pela DNV (2019). No entanto, o dano calculado referente a onda 80 é consideravelmente inferior ao limite ao dano máximo de 0.1 imposto pela norma.

Para uma melhor visualização dos resultados tabelados, os gráficos representados na Figura 4-21 apresentam a variação do dano à fadiga em torno dos 8 pontos da articulação de maior dano, ou seja, do plano YZ. Adicionalmente, a vista superior desta junta é ilustrada na Figura 4-22.

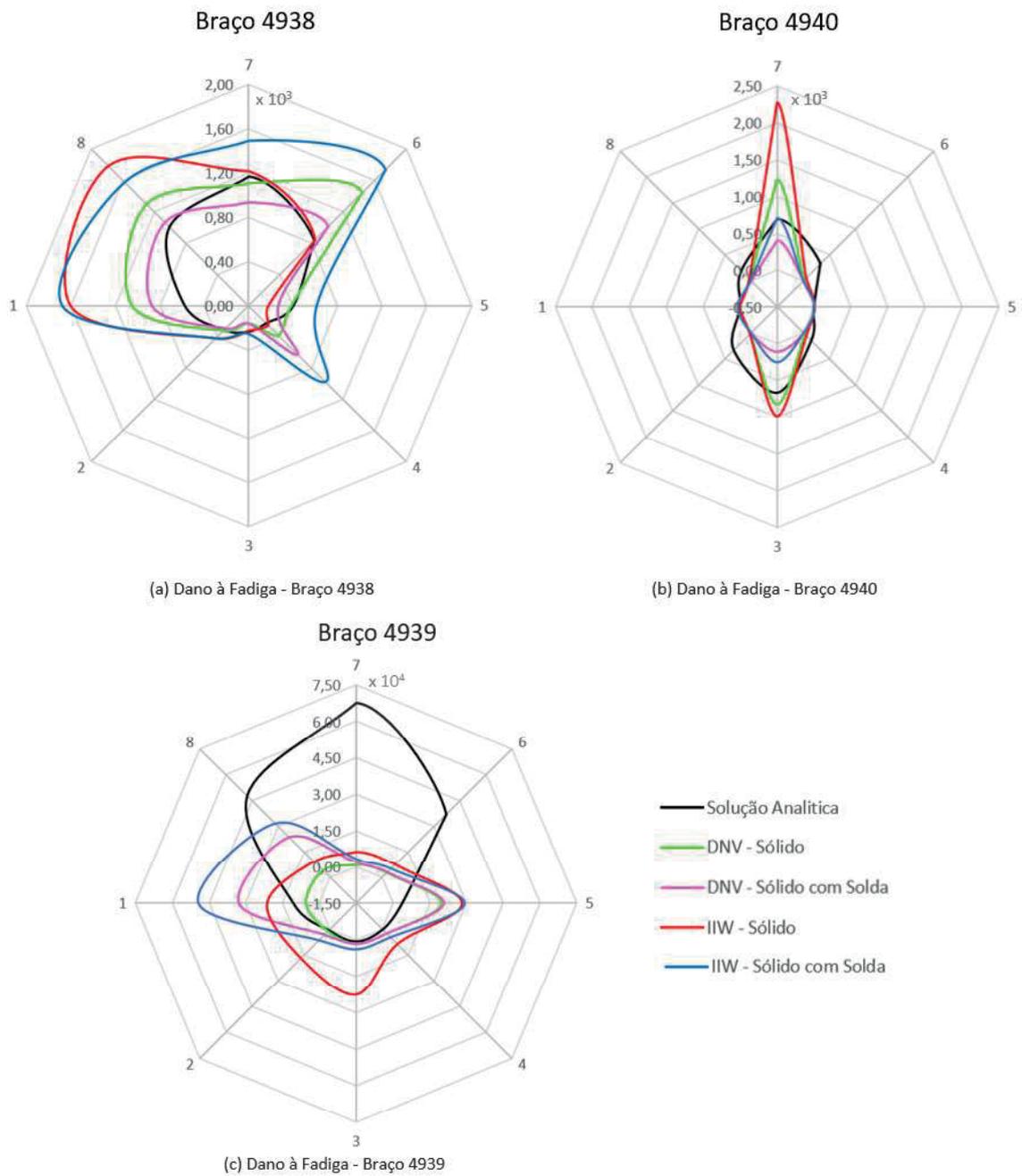


Figura 4-21: Dano à fadiga em torno dos 8 pontos da junta YZ.

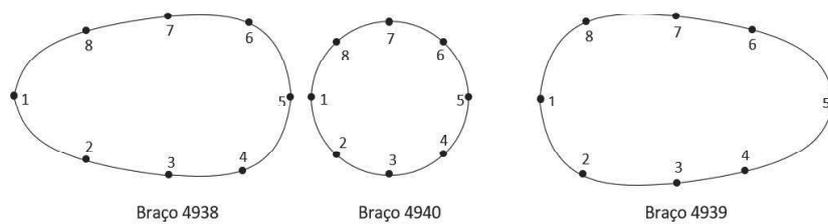


Figura 4-22: Esquema da vista superior da junta YZ.

5 CONCLUSÕES

Essa dissertação apresentou a avaliação e cálculo do dano à fadiga para uma estrutura *offshore* do tipo *Jacket* localizada no Mar do Norte submetida à carregamentos de onda. Para isso, as juntas críticas foram avaliadas utilizando diferentes abordagens de cálculo da tensão de *hot-spot*: numérica e analítica.

Para determinação e cálculo das tensões de *hot-spot* foram desenvolvidos modelos numéricos através do *software* de elementos finitos ABAQUS considerando uma análise estática e material de comportamento elástico-linear. Nestes modelos foram avaliados a influência do cordão de solda no cálculo das tensões e do dano à fadiga. Além disso, as metodologias numéricas de *hot-spot* recomendadas pelas normas técnicas IIW (2016) e DNV (2019) foram utilizadas e comparadas. Neste trabalho, também, é abordado uma metodologia analítica de obtenção das tensões estruturais, descrita pela DNV-RP-C203 (2019). A avaliação do dano à fadiga é introduzida pelo método simplificado de acumulação de dano, indicado na recomendação norueguesa.

Baseado nas curvas de tensões de *hot-spot* e nos danos por fadiga calculados conclui-se que a influência da geometria da solda no cálculo do dano é em geral modesta. Isso pode ser justificado pelas simplificações adotadas na modelagem da solda, uma vez que as propriedades distintas do material da solda e as tensões residuais não foram consideradas. As tensões de *hot-spot*, na maior parte dos casos, apresentaram comportamento similar e uma amplitude de tensões próximas, não implicando em mudanças significativas devido a consideração da geometria do cordão de solda. Por esse motivo, levando-se em conta os resultados e as simplificações adotadas no modelo, recomenda-se a adoção do modelo numérico sem solda na predição de dano causado por fadiga, uma vez que estes modelos apresentaram resultados mais conservadores dos que os com solda. Além disso, a representação do cordão de solda implica em custos computacionais mais elevados e pode apresentar dificuldades para a aplicação da malha. Estudos mais aprofundados considerando diferentes geometrias, materiais de solda e

tensões residuais poderão confirmar a relevância da consideração do cordão de solda em modelos numéricos e na predição de dano causado por fadiga de juntas do tipo KT.

A respeito dos métodos de extrapolação propostos pelas recomendações técnicas da IIW (2016) e da DNV (2019), reitera-se que foi observado maior conservadorismo nos modelos em análise segundo a IIW (2016), porém, o método de extrapolação da DNV (2019) é específico para geometrias tubulares de estruturas *offshore* desta forma, é necessário observar se a aplicação do método da tensão de *hot-spot* da IIW (2016) superestima as tensões em juntas tubulares soldadas *offshore*.

O dano por fadiga máximo em todas os métodos ocorreu em um dos braços do plano YZ, e apesar disso, o dano à fadiga provocado pela onda em análise ainda é muito inferior ao limite máximo imposto à estrutura de 0.1 para o fator de uso. Como o dano foi calculado para uma vida útil esperada de 50 anos é possível afirmar que a solução estrutural adotada garante as condições de segurança em termos do critério à fadiga, levando-se em consideração a avaliação de uma onda que provoca maior tensão nominal nos elementos da estrutura.

5.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

A partir do desenvolvimento deste trabalho, é possível identificar temas para futuros projetos:

- Realizar uma análise numérica elastoplástica para a junta tubular KT com base na modelagem global-local.
- Avaliação do dano utilizando abordagens locais baseadas no conceito de *hot-spot*.
- Estudo das tensões na junta com base no método de tensão de entalhe.
- Estudo das tensões e avaliação do dano considerando a modelagem tridimensional da geometria da junta ao invés de uma análise em planos distintos.
- Consideração das tensões residuais na modelação numérica.
- Analisar modelos numéricos com diferentes geometrias de solda.

REFERÊNCIAS

AHMADI H.; LOTFOLLAHI-YAGHIN M.A., SHAO Y.B.; AMINFAR M.H. Parametric study and formulation of outer-brace geometric stress concentration factors in internally ring-stiffened tubular KT-joints of offshore structures. **Ocean**, v. 38 p. 74-91, 2012

AHMADI H.; LOTFOLLAHI-YAGHIN M.A, Stress concentration due to in-plane bending (IPB) loads in ring-stiffened tubular KT-joints of offshore structures: Parametric study and design formulation. **Ocean**, v.51, p.54–66, 2015.

AHMADI H.; ZAVVAR E. The effect of multi-planarity on the SCFs in offshore tubular KT-joints subjected to in-plane and out-of-plane bending loads. **Thin-Walled Structures**, v.106, p.148–165, 2016.

AIDIBI, A. Stress Concentration Factor and Fatigue Life Evaluation in Offshore Tubular KT-Joints. **Dissertação**, DICAM, Università di Bologna, Italia. 198 p., 2020.

API-AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, API RP 2A-WSD. Recommended Practice for Planning, Designing, and Constructing Fixed Offshore Platforms - Working Stress Design, 242p., 2011.

AUSTIN, D.; CARRIKER, B.; MAC GUIRE, T.; PRATT, J.; PRIEST, T.; PULSIPHER A. History of the offshore oil and gas industry in southern Louisiana: Interim report; Volume I: **Papers on the evolving offshore industry**. U.S. Dept. of the Interior, Minerals Management Service, 98 p., 2004.

ASTM. E1823. Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing. 2010.

BAI Y. **Marine Structural Design**, Elsevier, 634 p., 2003

BISWAL, R.; MEHMANPARAST, A. Fatigue damage analysis of offshore wind turbine monopile weldments. **Procedia Structural Integrity**, v. 17, p. 643–650, 2019.

BRITISH STANDARD (BS-7910) - Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, 2005.

BUREAU OF OCEAN ENERGY MANAGEMENT. Deepwater Development: A Reference Document for the Deepwater Environmental Assessment Gulf of Mexico, 2000.

CHAKRABARTI, S. Handbook of Offshore Engineering. Elsevier, 2005.

CHAMBEL, P.; MARTINS R. F.; REIS, L. Research on fatigue crack propagation in CT specimens subjected to loading modes I, II or III. **Procedia Structural Integrity**, v. 1, p. 134–141, 2016.

CHEN, D.; GAO, P.; HUANG, S.; LI, C.; YU, X. Static and dynamic loading behavior of a hybrid foundation for offshore wind turbines. **Marine Structures**, v. 71, 2020.

CHENG, P; HUANG, Y; WAN, D. A numerical model for fully coupled aero-hydrodynamic analysis of floating. *Ocean Engineering*, v. 173, p. 183-196, 2019.

COFFIN, JR. A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal. **ASME**, v. 76, p. 931-950, 1954.

CORREIA, J. A. F. O. An integral probabilistic approach for Fatigue lifetime prediction of mechanical and structural components. **Tese**, doutorado. FEUP- Faculdade de Engenharia, 2014.

DEO, M. C. *Waves and Structures*, 347 p., 2013. Disponível em: <https://www.civil.iitb.ac.in/~mcdeo/waves_book1/wave.pdf>. Acesso em: 16 de fev. de 2021

DNV GL Group. DNV-RP-C205. Environmental Conditions and Environmental Loads, Noruega, 2020.

DNV GL Group. DNVGL-OS-C101: Design of offshore steel structures, general - LRFD method. Noruega, 2015.

DNV GL Group. DNV-RP-C203: Fatigue Design of Offshore Structures, Noruega, 2019.

EFTHYMIOU, M. Development of SCF formulae and generalised influence functions for use in fatigue analysis. *Offshore tubular joints*, 1988.

EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA – EPE. Potencial dos Recursos Energéticos no Horizonte 2050. Nota Técnica PR 04/18, 2018. Disponível em <https://www.epe.gov.br/sites-pt/publicacoes-dados-abertos/publicacoes/PublicacoesArquivos/publicacao-227/topico-416/NT04%20PR_RecursosEnergeticos%202050.pdf>. Acesso em 26 de julho de 2021.

EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA – EPE. Roadmap Eólica Offshore Brasil: Perspectivas e caminhos para a energia eólica marítima, 2020. Disponível em:

<https://www.epe.gov.br/sites-pt/publicacoes-dados-abertos/publicacoes/PublicacoesArquivos/publicacao-456/Roadmap_Eolica_Offshore_EPE_versao_R2.pdf> Acesso em 26 de julho de 2021.

ENCARNAÇÃO, R. N. Análise de fadiga em unidades flutuantes do tipo FPSO. **Dissertação**, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Brasil. 2018.

EUROCODE: EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION - EN 1993-1-9:2005. Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-9: Fatigue. Brussels, 2009.

EUROPEAN WIND ENERGY ASSOCIATION. Deep Water: The Next Step for Offshore Wind Energy. Brussels, Belgium: A report by the European Wind Energy Association, 2013.

FENTON, J. (1990). Nonlinear wave theories. *The Sea*, v. 9, p. 3-25. 1990.

FERNANDES, A.; DE CASTRO, P.; MOURA BRANCO, C. Fadiga de Estruturas Soldadas. Ed. Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, 1999.

GARBATOV, Y.; RUDAN, S.; GUEDES SOARES, C. Fatigue assessment of welded trapezoidal joints of a very fast ferry subjected to combined load. **Engineering Structures**, v. 32, n.3, p. 800-807, 2010.

GAUDARDE, G. Neoenergia estuda três complexos eólicos offshore no Ceará, RJ e RS. EPBR, 2020b, 06 de jan. de 2020. Disponível em: <<https://epbr.com.br/eolicas-offshore-novos-projetos-somam-9-gw-de-capacidade-instalada/>>. Acesso em: 26 de julho de 2021.

GWEC - Global Wind Energy Council, 2020. Global Offshore Wind Report 2020.

HAMMERSTAD, B. H.; SCHAFHIRT, S.; MUSKULUS, M. On Fatigue Damage Assessment for Offshore Support Structures with Tubular Joints. **Energy Procedia**, v. 94, p. 339 – 346, 2016.

HE, R.; ZHU, T. Model Tests on the Frequency Responses of Offshore Monopiles. **Journal of Marine Science and Engineering**. v. 7, n. 12, 12 p., 2019.

HEALTH AND SAFETY EXECUTIVE - HSE. STRESS CONCENTRATION FACTORS FOR SIMPLE TUBULAR JOINTS: Assessment of Existing and Development of New Parametric Formulae, **Offshore Technology Report**, 116 p., 1997.

- HELLIER, K.; CONNOLLY M.P.; DOVERA W.D. Stress concentration factors for tubular Y- and T-joints. **International Journal of Fatigue**, v. 12, p. 13-23, 1990.
- INCE, A.; BANG, D. Deviatoric Neuber method for stress and strain analysis at notches under multiaxial loadings. **International Journal of Fatigue**, v. 102, p. 229-240, 2017.
- IIW. INTERNATIONAL INSTITUTE OF WELDING (IIW). Recommendations for fatigue design of welded joints and components, 2nd ed. Ed. Springer, 143 p., 2016.
- JU, S. H.; SU, F. C.; KE, Y. P.; XIE, M. H. Fatigue design of offshore wind turbine jacket-type structures using a parallel scheme. **Renewable Energy**, v. 136, p. 69-78, 2019.
- KHARADE, A. S.; KAPADIYA, S. V. Offshore Engineering: an overview of types and loadings on structures. **International Journal of Structural and Civil Engineering Research**, v. 3, n. 2, p. 1-13, 2014.
- KUANG, J. G.; POTVIN, A. B.; LEICK, R. D. Stress concentration in tubular joints. **Offshore Technology Conference**, Houston, 1975.
- LE MÉHAUTÉ, B. An Introduction to Hydrodynamics and Water Waves. 1^aed. Springer-Verlag. 323 p., 1976.
- LEE, M. M. K.; Estimation of stress concentrations in single-sided welds in offshore tubular joints. **International Journal of Fatigue**, v. 21, p. 895-908, 1999.
- LI, H.; DU, J.; WANG, S.; SUN, M.; CHANG, A. Investigation on the probabilistic distribution of mooring line tension for fatigue damage assessment. **Ocean Engineering**, v. 124, p. 204–214, 2016.
- LI, L; LIU Y; YUAN, Z; GAO, Y. Wind field effect on the power generation and aerodynamic performance of offshore floating wind turbines. **Energy**, v. 157, p. 379-390, 2018.
- LI, J.; CHANG, Y.; XIU, Z. LIU, H. XUE, A.; CHEN, G.; XU, L; SHENG, L. A local stress-strain approach for fatigue damage prediction of subsea wellhead system based on semi-decoupled model. **Applied Ocean Research**, v. 102, 2020.
- LIU, X., ZHANG, X., LI, G., CHEN, Y., YE, Z. Dynamic response analysis of the rotating blade of horizontal axis wind turbine. **Wind Engineering**, v. 34, p. 543-560, 2010.

LIU, X., LU, C., LI, G., GODBOLE, A., CHEN, Y. Effects of aerodynamic damping on the tower load of offshore horizontal axis wind turbines. **Applied Energy**, v. 204, p. 1101-1114, 2017.

LIU, Z.; CORREIA, J.; CARVALHO, H.; MOURAO, A.; JESUS, A.D.; CALCADA, R.; BERTO, F. Global-local fatigue assessment of an ancient riveted metallic bridge based on submodelling of the critical detail. **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, v. 42, p. 546-560, 2019.

MANSON, S. S. Behavior of materials under conditions of thermal stress. National Advisory Committee for Aeronautics Technical NOTE 2933, 1954.

MARINO, E.; GIUSTI, A.; MANUEL, L. Offshore wind turbine fatigue loads: The influence of alternative wave modeling for different turbulent and mean winds. **Renewable Energy**, v. 102, p. 157-169, 2017.

MENDES, P. Stress concentration factor evaluation in offshore tubular KT-joints for fatigue design. **Dissertação**, University of Porto, Porto, Portugal, 120 p., 2018.

MENDES, P; CORREIA, J. A. F. O.; JESUS, A. M. P; ÁVILA, B. V.; CARVALHO, H. BERTO, F. A brief review of fatigue design criteria on offshore wind turbine support structures. **Frattura ed Integrità Strutturale**, v. 55, p. 302-315, 2021.

MORAIS, J. M. Petróleo em águas profundas: Uma história tecnológica da PETROBRAS na exploração e produção offshore. Brasília, Ipea Petrobras, 2013. 424 p. Disponível em: <https://www.ipea.gov.br/portal/images/stories/PDFs/livros/livros/livro_petrobras_aguas_profundas.pdf> Acesso em: 28 de jan. de 2021.

MORROW, J.D. Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals. **Internal Frictional Damping Cyclic**, v. 378, p. 45–8, 1965

MOURÃO, A. Fatigue analysis of a jacket-type offshore platform based on local approaches. **Dissertação**, University of Porto, Porto, Portugal, 139 p., 2018.

MOURÃO, A; CORREIA, J. A. F. O; ÁVILA, B. V. FERRADOSA, T. CARVALHO. H, CASTRO, J. M. DE JESUS, A. M. P. A fatigue damage evaluation using local damage parameters for an offshore structure. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers – Maritime Engineering**, v. 173, p. 43-57, 2020.

- ORTIZ NETO, J. B; SHIMA, W. T. Trajetórias Tecnológicas no Segmento Offshore: Ambiente e Oportunidades. **Revista de Economia Contemporânea**, v. 12, n. 2, p. 301-332, 2008.
- RAMASUBRAMANI, R.; KRUPAKER, M. V.; GROVER, N. Study on the analysis of tubular joints in off shore structures. **Journal of industrial Pollution Control**, v.33, p. 1445-1449, 2017.
- REBER, J. B. Ultimate strength design of tubular joints. **Offshore Technology Conference**, p. 447- 458, 1972.
- RIBEIRO, A. S.; CORREIA, J. A. F. O, SILVA, A. L.; JESUS, A. M. P. Evolution of fatigue history. 21st Brazilian Congress of Mechanical, 10 p., 2011.
- ŞAHIN, A. Progress and recent trends in wind energy. **Progress in Energy and Combustion Science**. v. 30, n. 5, p. 501-543, 2004.
- SAINI, D. S.; KARMAKAR, D.; CHAUDHURI, S. R. A review of stress concentration factors in tubular and non-tubular joints for design of offshore installations. **Journal of Ocean Engineering and Science**, v. 1, p.186–202, 2016.
- SCHIJVE, J. Fatigue of Structures and Materials. Springer, 629 p. 2006.
- SCHÜTZ, W. A history of fatigue. **Engineering fracture mechanics**, v. 54, n. 2, p. 263-300, 1996.
- SERODIO, G. BI Energia planeja novo parque eólico offshore, agora no Rio Grande do Norte. EPBR, 2020a, 23 de set. de 2020. Disponível em: < <https://epbr.com.br/rio-grande-do-norte-assina-protocolo-de-intencoes-com-bi-energia-para-instalar-parque-eolico-offshore/>> Acesso em: 26 de julho de 2021.
- SHEN, W.; CHOO, Y. S. Stress intensity factor for a tubular T-joint with grouted chord. **Engineering Structures**, v. 35, p. 37-47, 2012.
- SMITH K. N.; WATSON, P.; TOPPER, T. H. A Stress-Strain Function for the Fatigue of Metals. **Journal of Materials**, v. 5, n. 4, p. 767-78, 1970.
- TOPRAC, A. A.; BEALE L. A. Analysis of in-plane, T, Y and K welded tubular connections. **Welding Research Council**, v.125, 1967.
- SURESH, S. Fatigue of Materials. 1a ed. Massachusetts Institute of Technology, 1998.

VIANA, C. O. Avaliação global-local da vida em fadiga de uma junta soldada do vão de acesso da ponte de Alcácer do Sal. **Dissertação**, Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia. 103p, 2019.

VISSER, W. On the structural design of tubular joints” **Offshore Technology Conference**, Houston, 1974.

WINDEUROPE, 2019. Wind energy in Europe in 2019 - Trends and statistics. Disponível em: <<https://windeurope.org/wp-content/uploads/files/about-wind/statistics/WindEurope-Annual-Statistics-2019.pdf>>. Acesso em 25 de julho de 2021.

XU, K; ZHANG, M.; SHAO, Y; GAO, Z; MOANA, T. Effect of wave nonlinearity on fatigue damage and extreme responses of a semi-submersible floating wind turbine. *Applied Ocean Research*. v. 91, 2019.

YETER, B.; GARBATOV, Y.; GUEDES SOARES, C. Evaluation of fatigue damage model predictions for fixed offshore wind turbine support structures. **International Journal of Fatigue**, v. 87, p. 71-80, 2016.

YIN Y.; LIU X.; LEI P.; ZHOU L. Stress concentration factor for tubular CHS-to-RHS Y-joints under axial loads. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 148, p. 768–778, 2018.

APÊNDICE A

Gráficos dos resultados da Onda 73 para malha sugerida na IIW (2016).

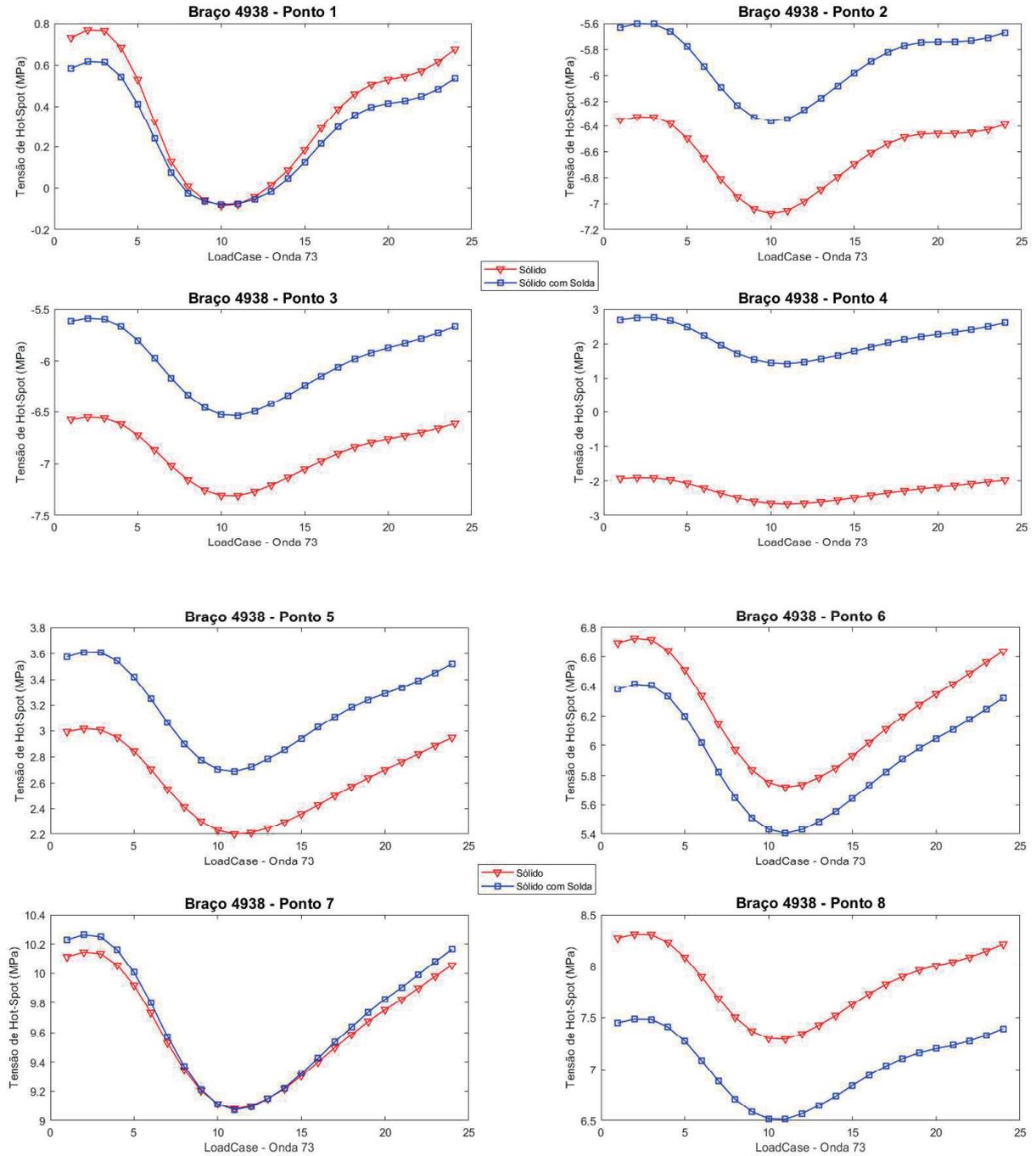


Figura A- 1: Malha IIW (2016) – Braço 4938.

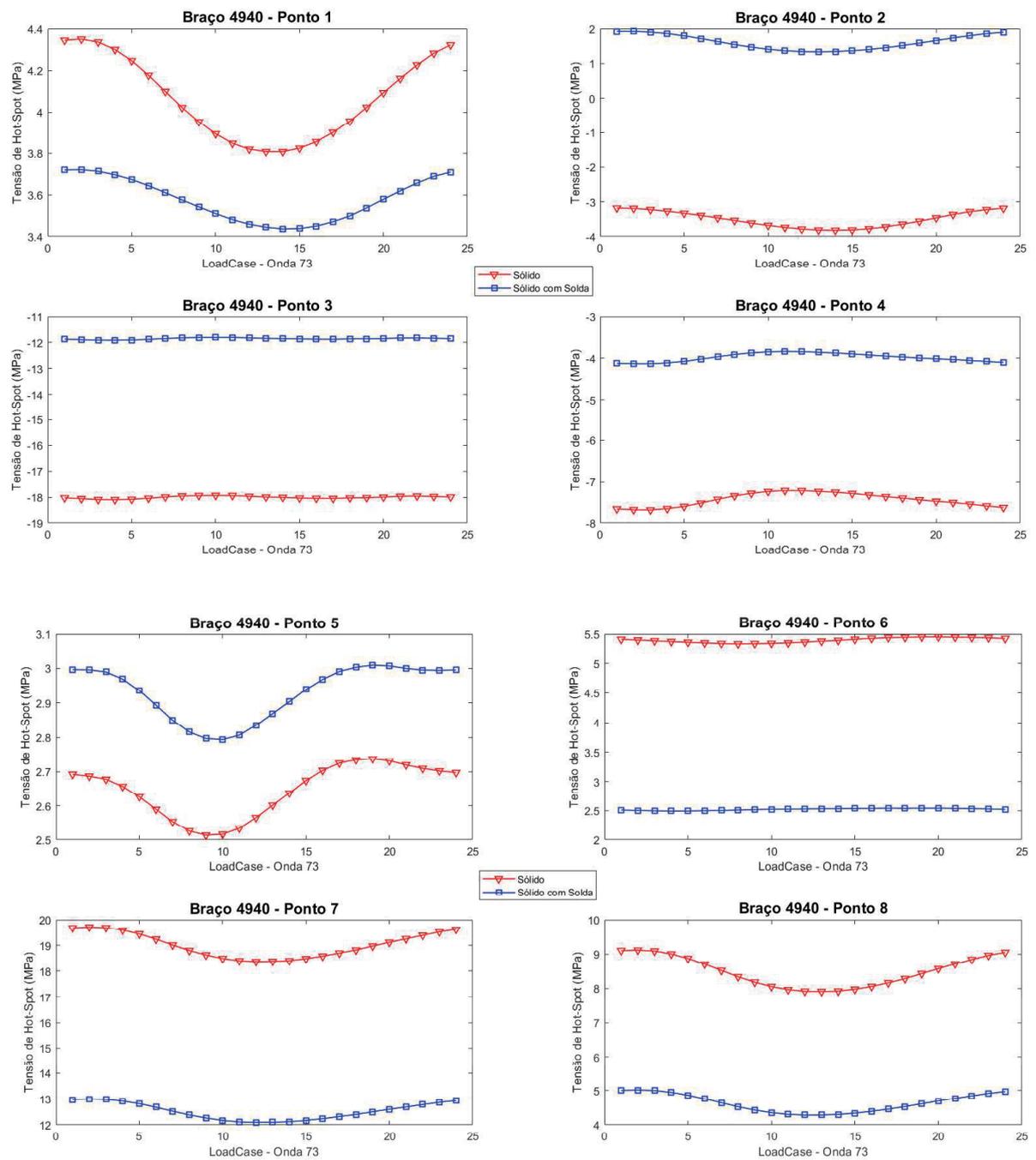


Figura A- 2: Malha IIW (2016) – Braço 4940.

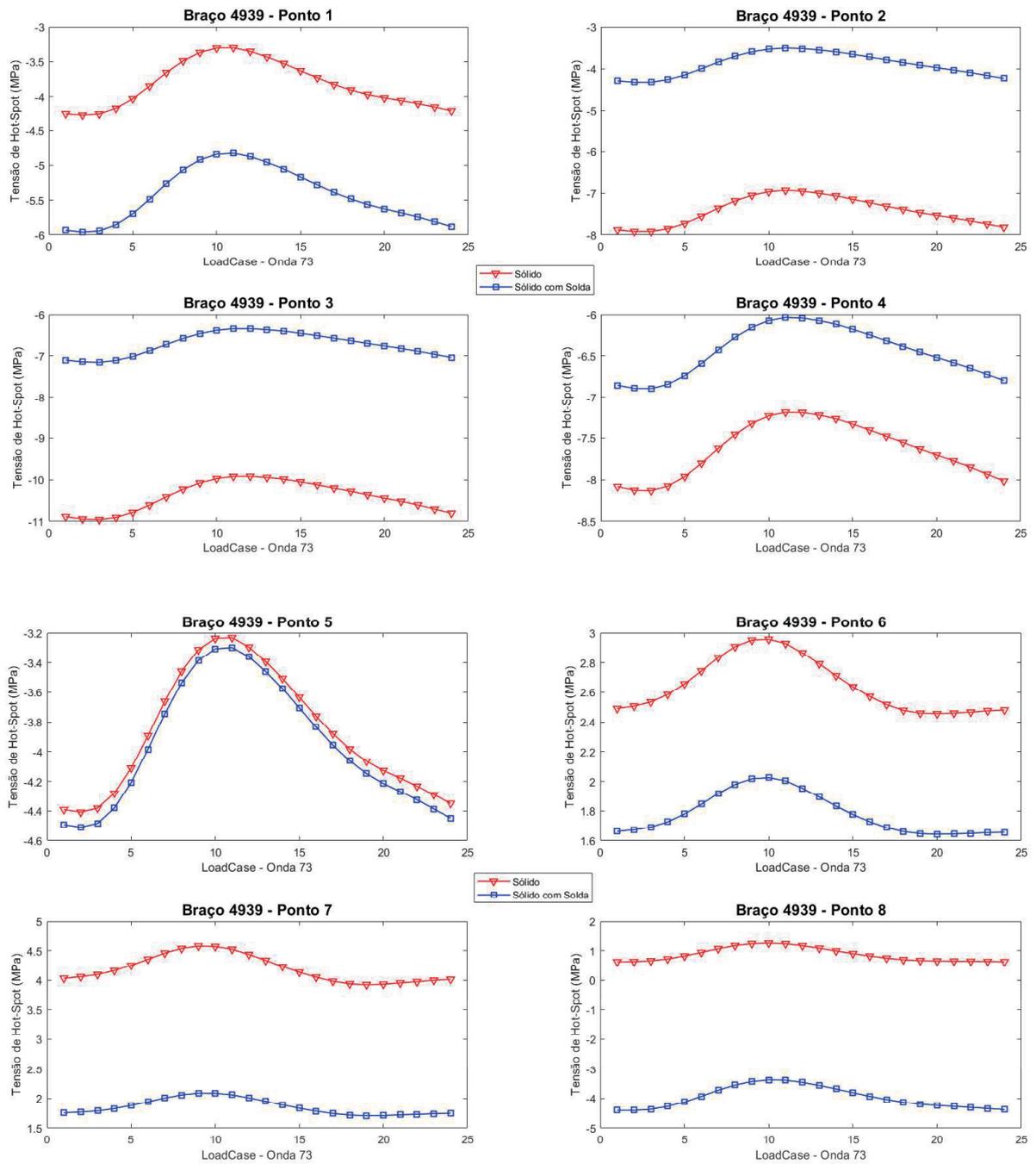


Figura A- 3: Malha IIW (2016) – Braço 4939.

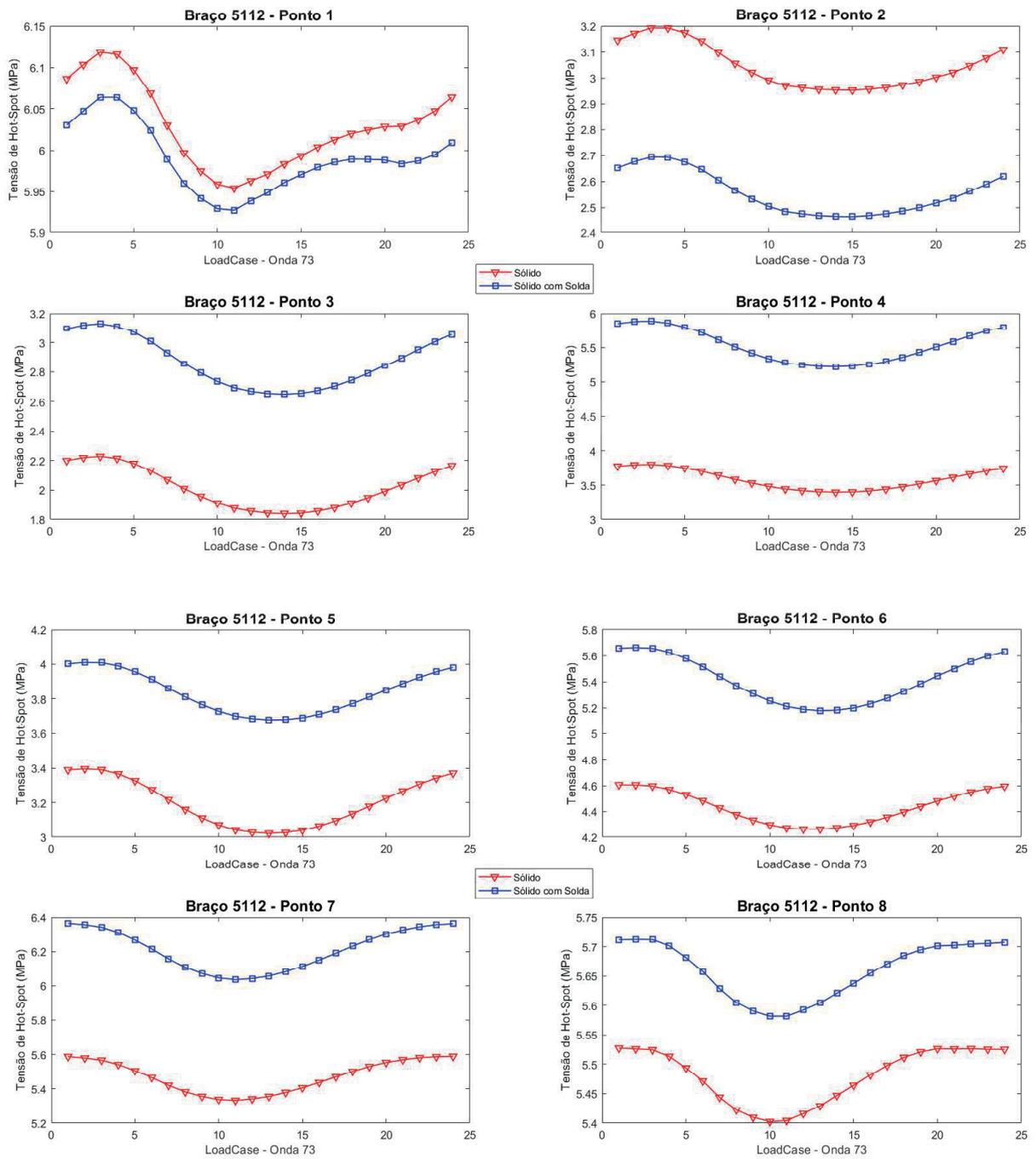


Figura A- 4: Malha IIW (2016) – Braço 5112.

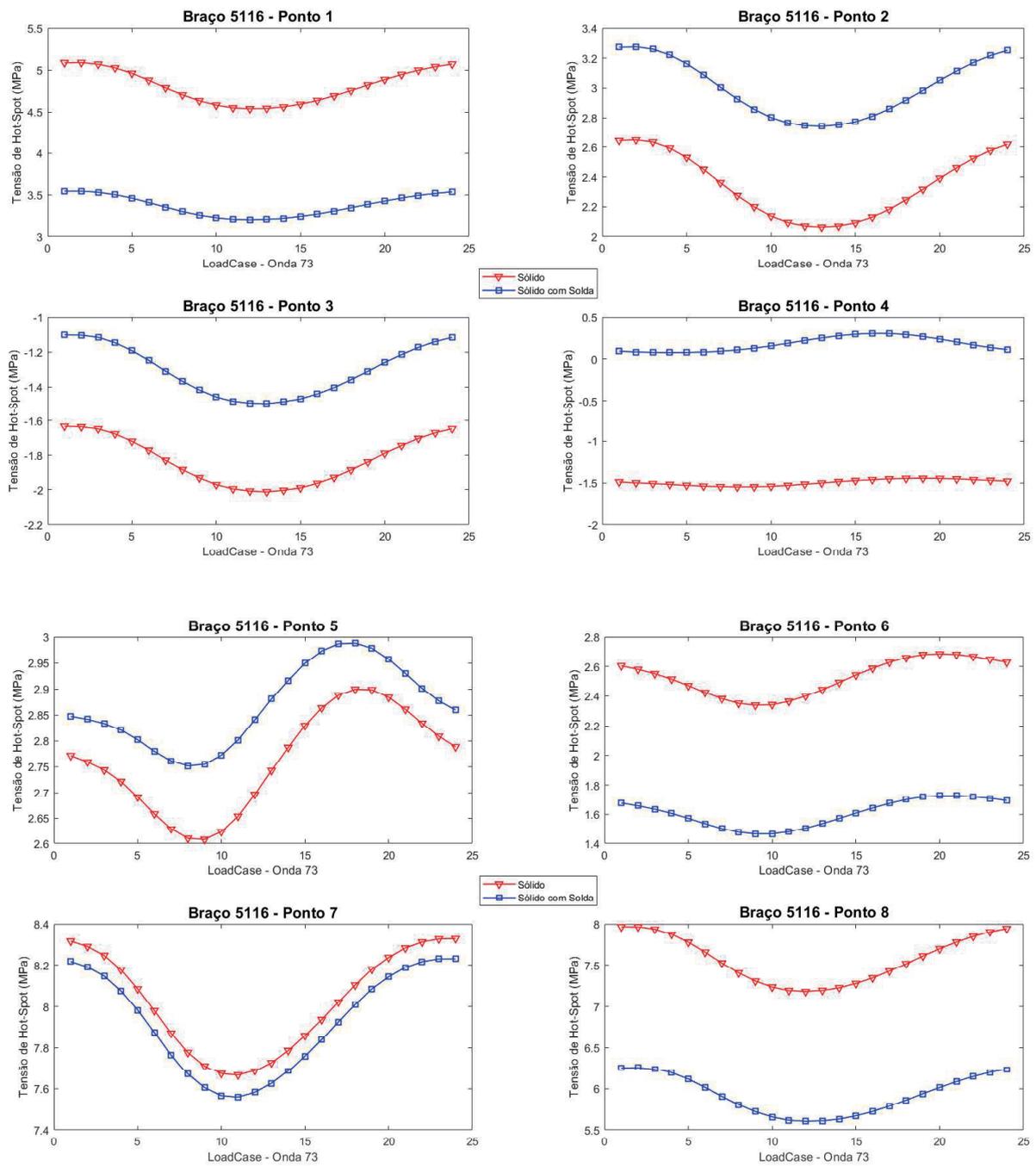


Figura A- 5: Malha IIW (2016) – Braço 5116.

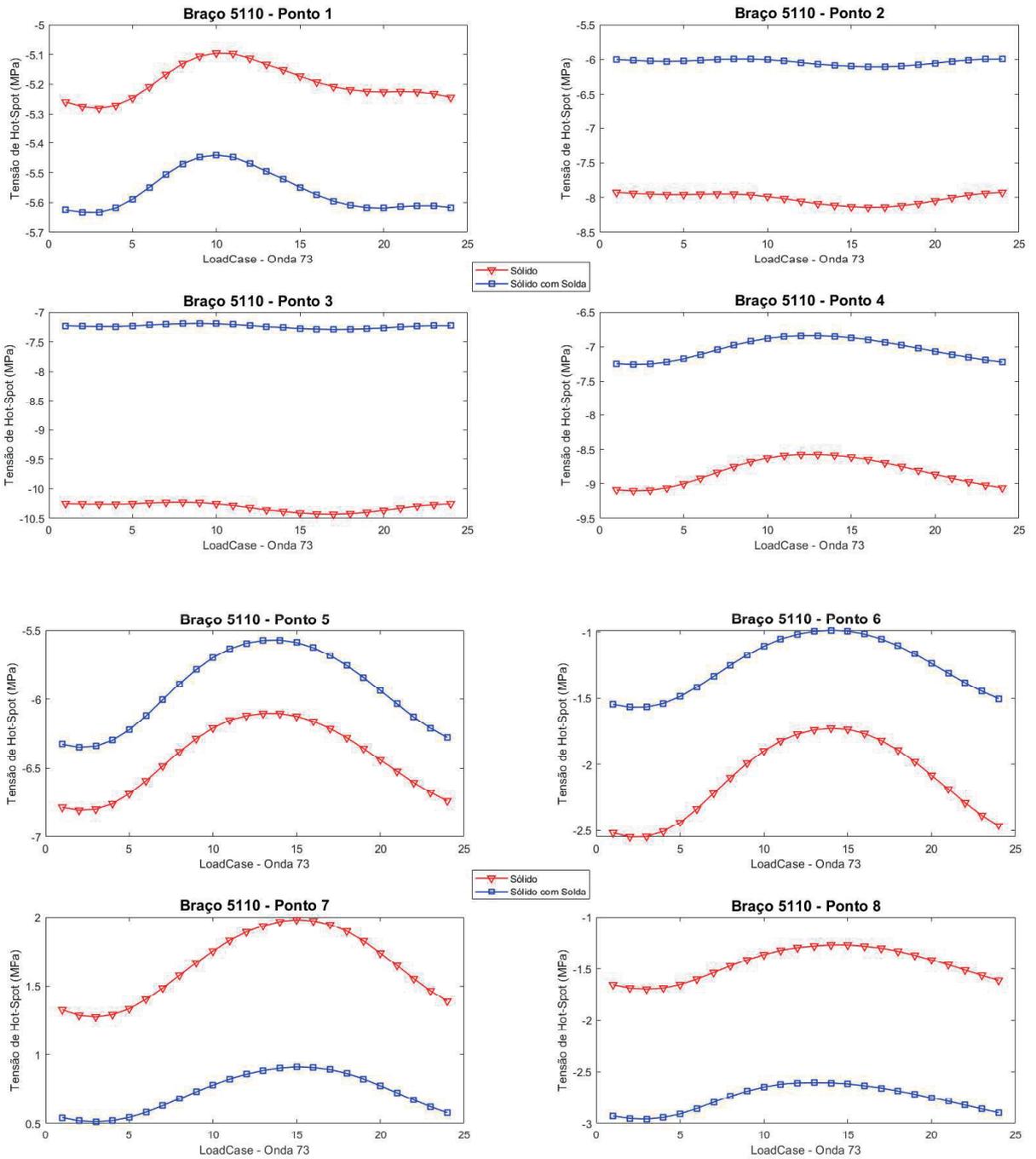


Figura A- 6: Malha IIW (2016) – Braço 5110.

Gráficos dos resultados da Onda 73 para malha sugerida na DNV (2019).

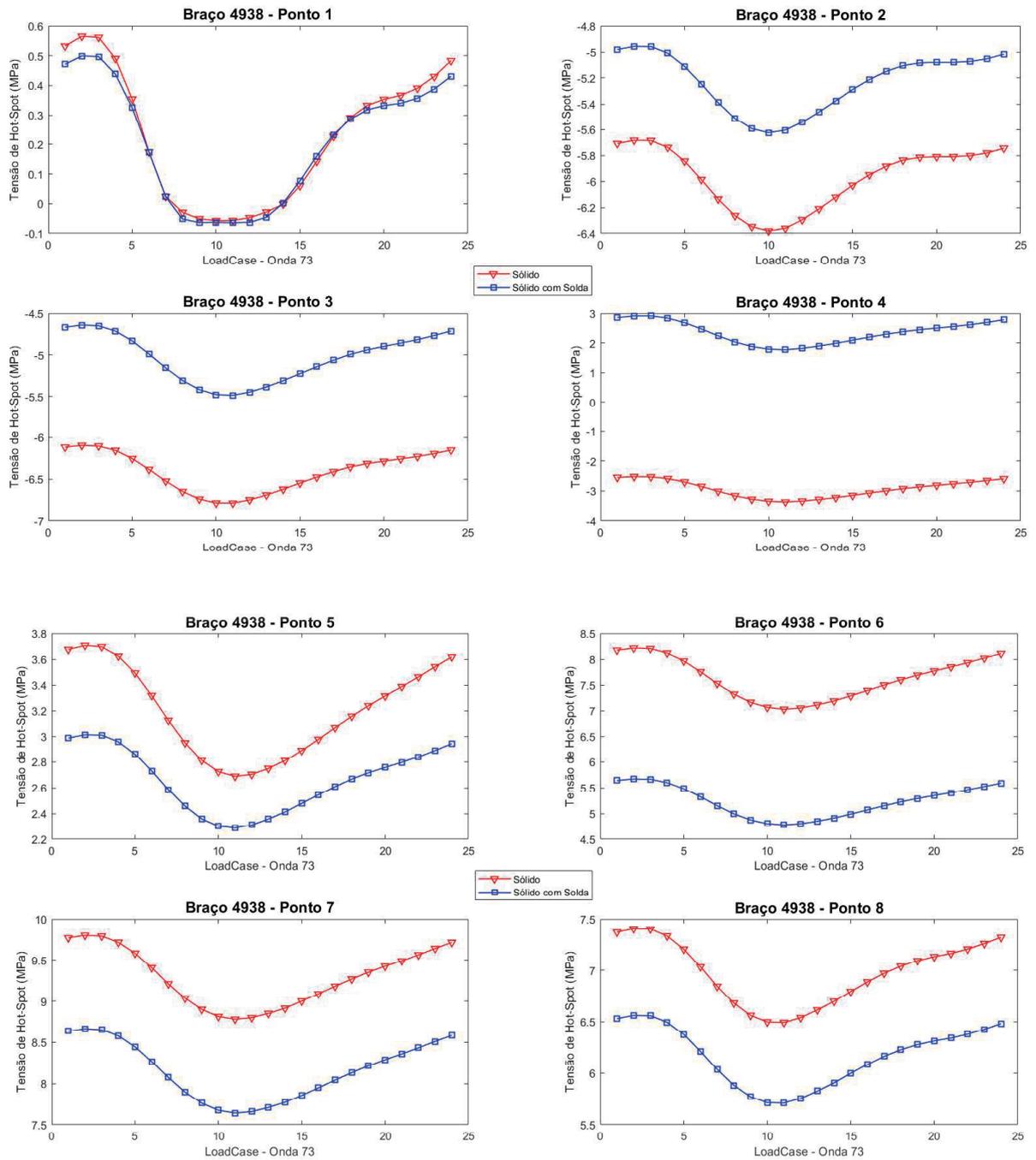


Figura A- 7: Malha DNV (2019) – Braço 4938.

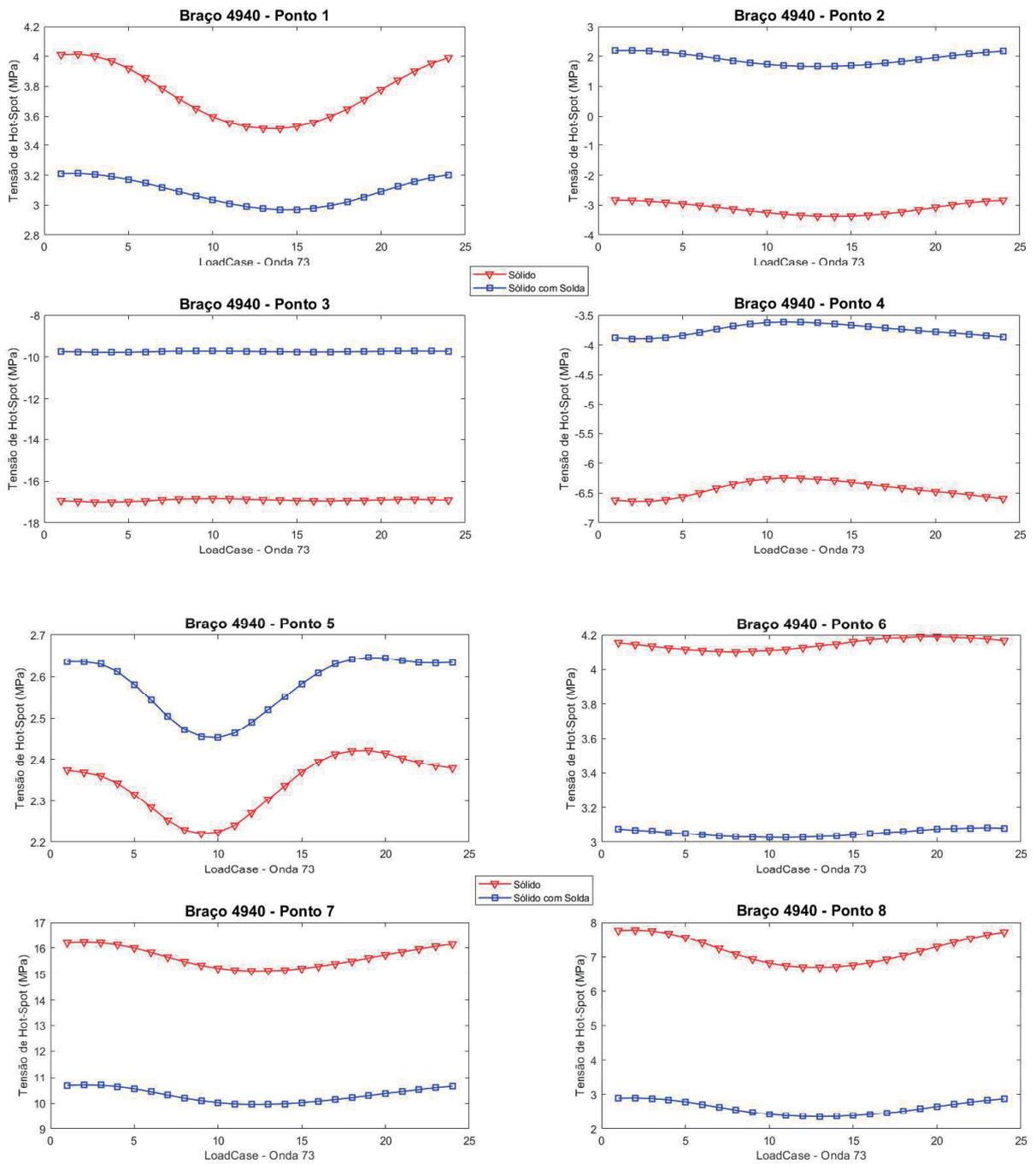


Figura A- 8: Malha DNV (2019) – Braço 4940.

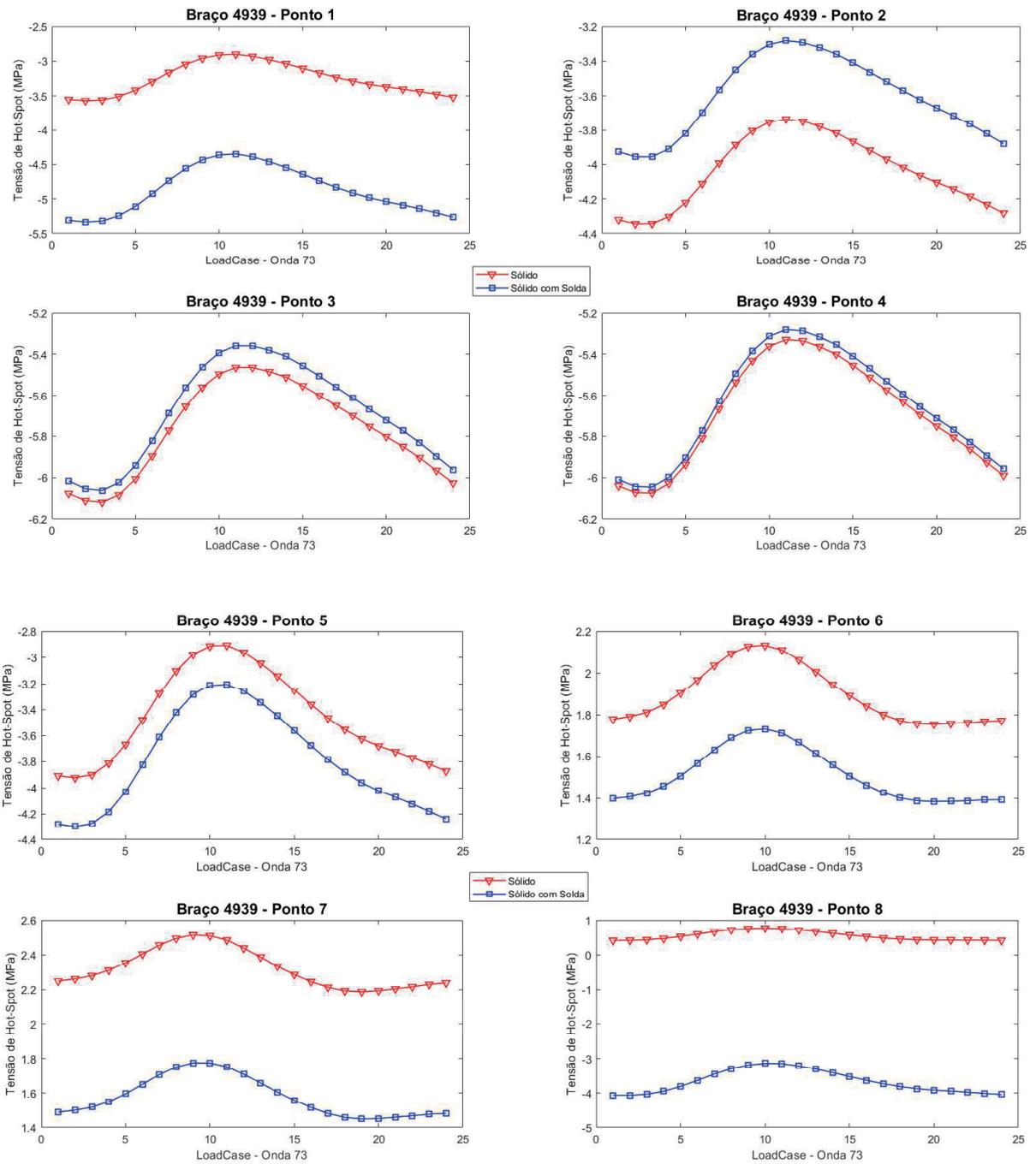


Figura A- 9: Malha DNV (2019) – Braço 4939.

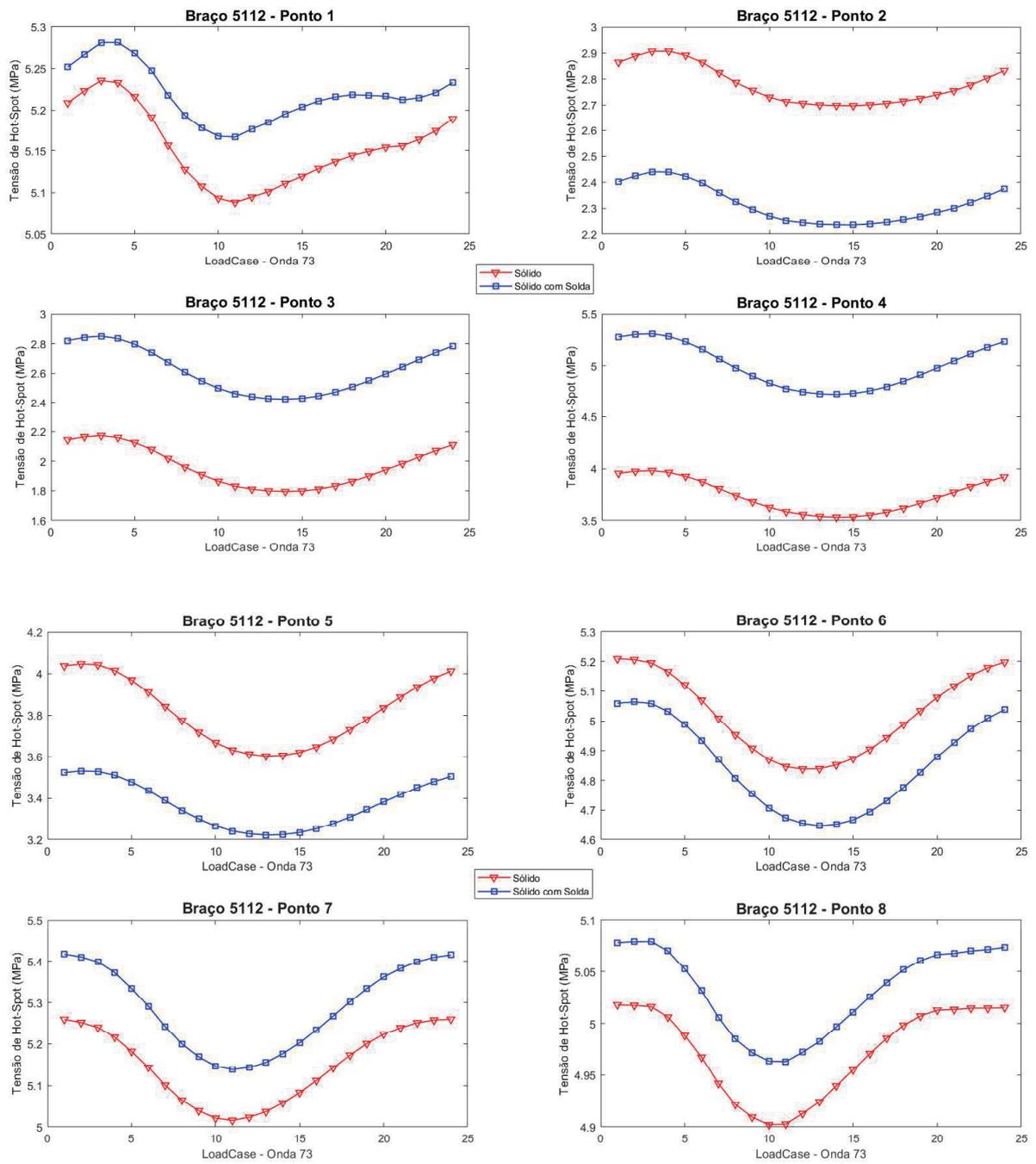


Figura A- 10: Malha DNV (2019) – Braço 5112.

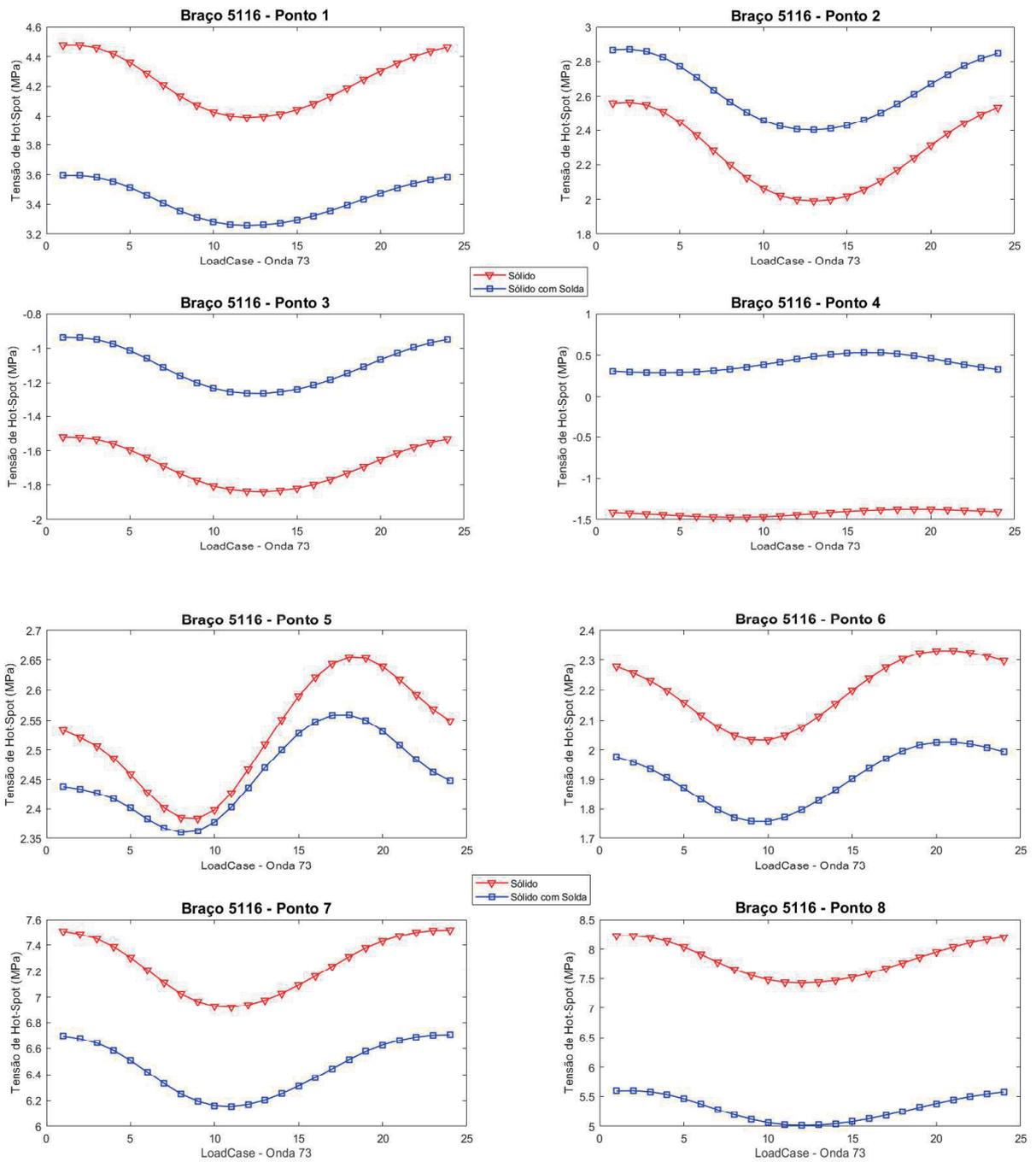


Figura A- 11: Malha DNV (2019) – Braço 5116.

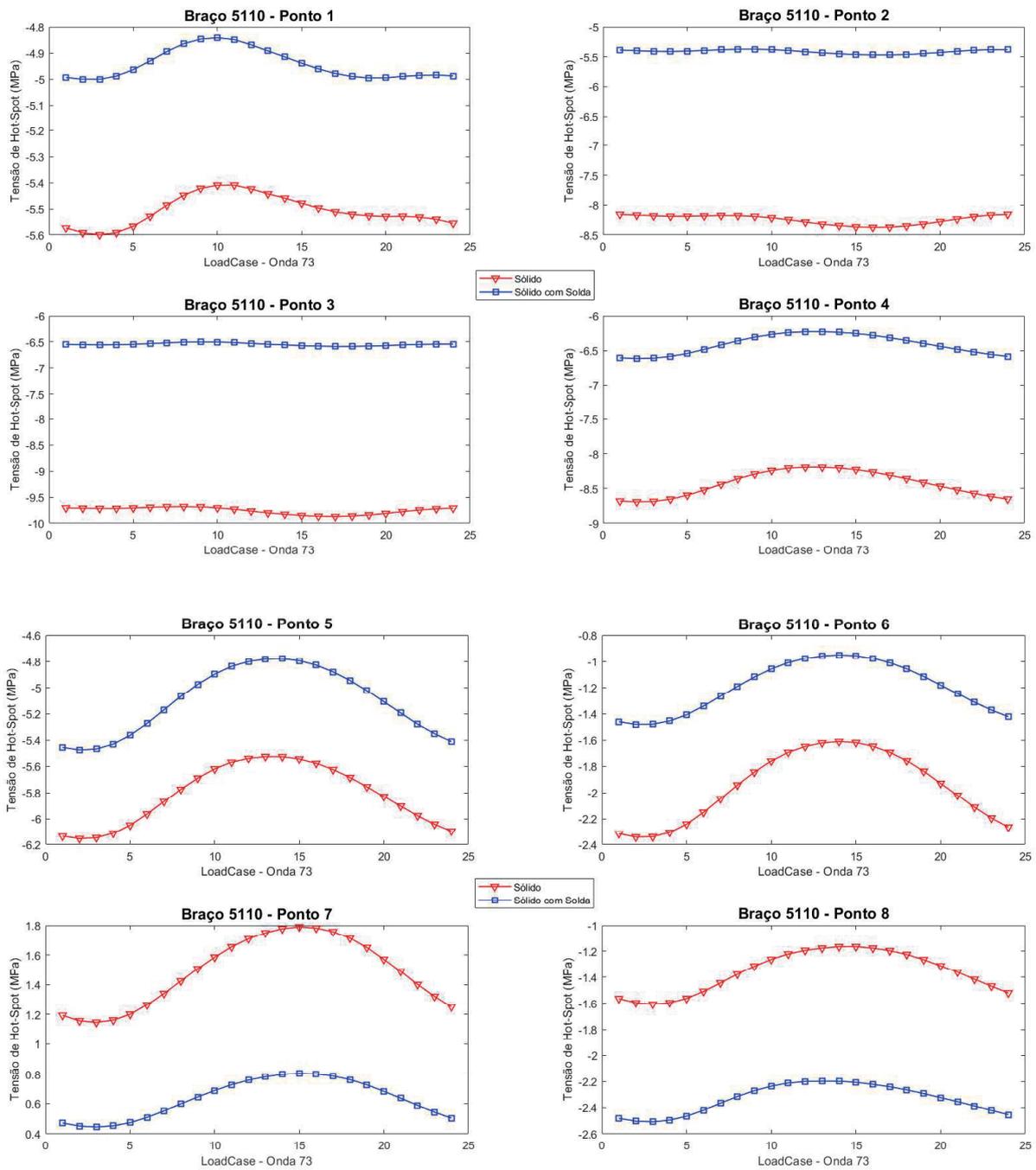


Figura A- 12: Malha DNV (2019) – Braço 5110.

Análítico

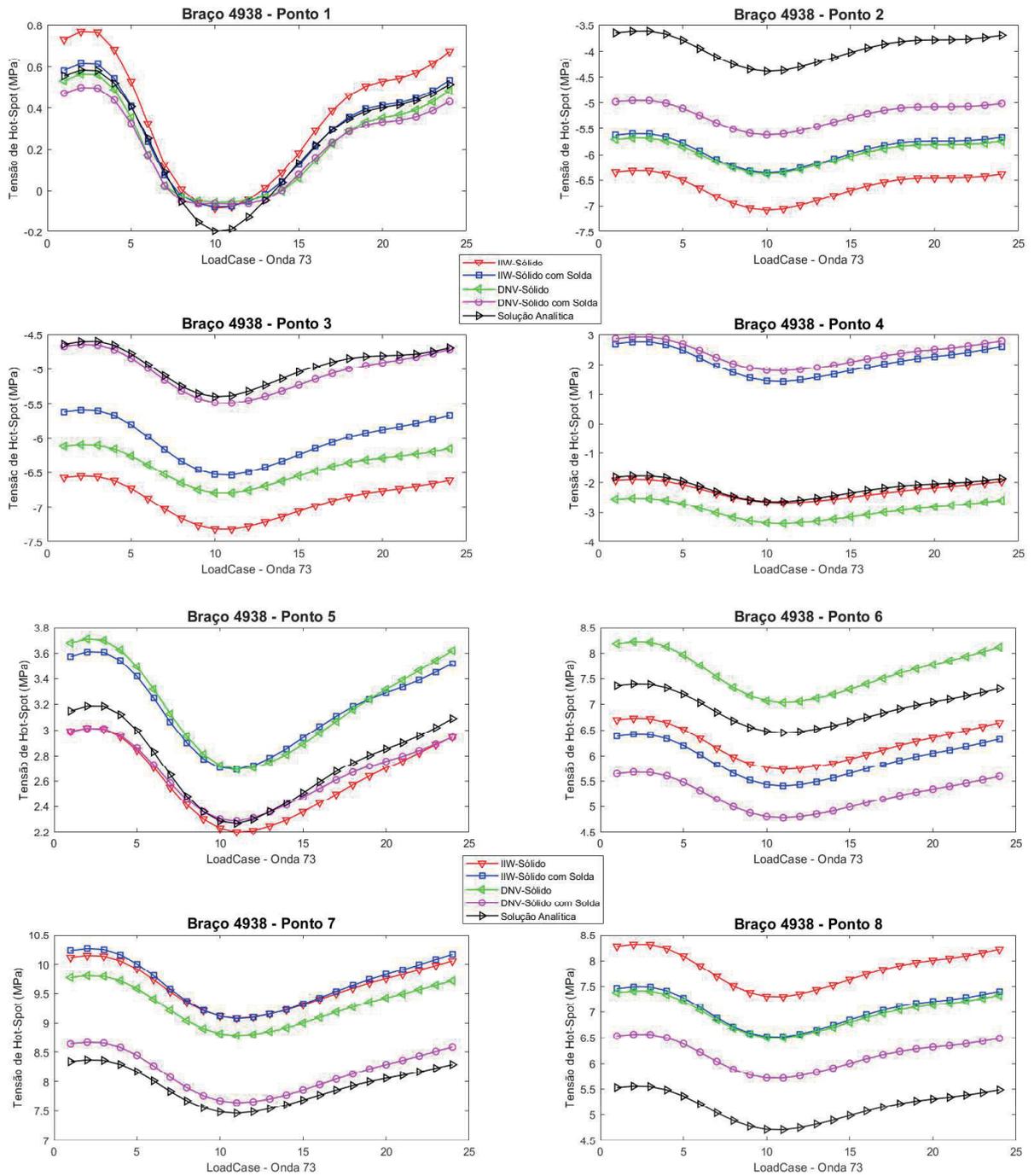


Figura A- 13: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 4938.

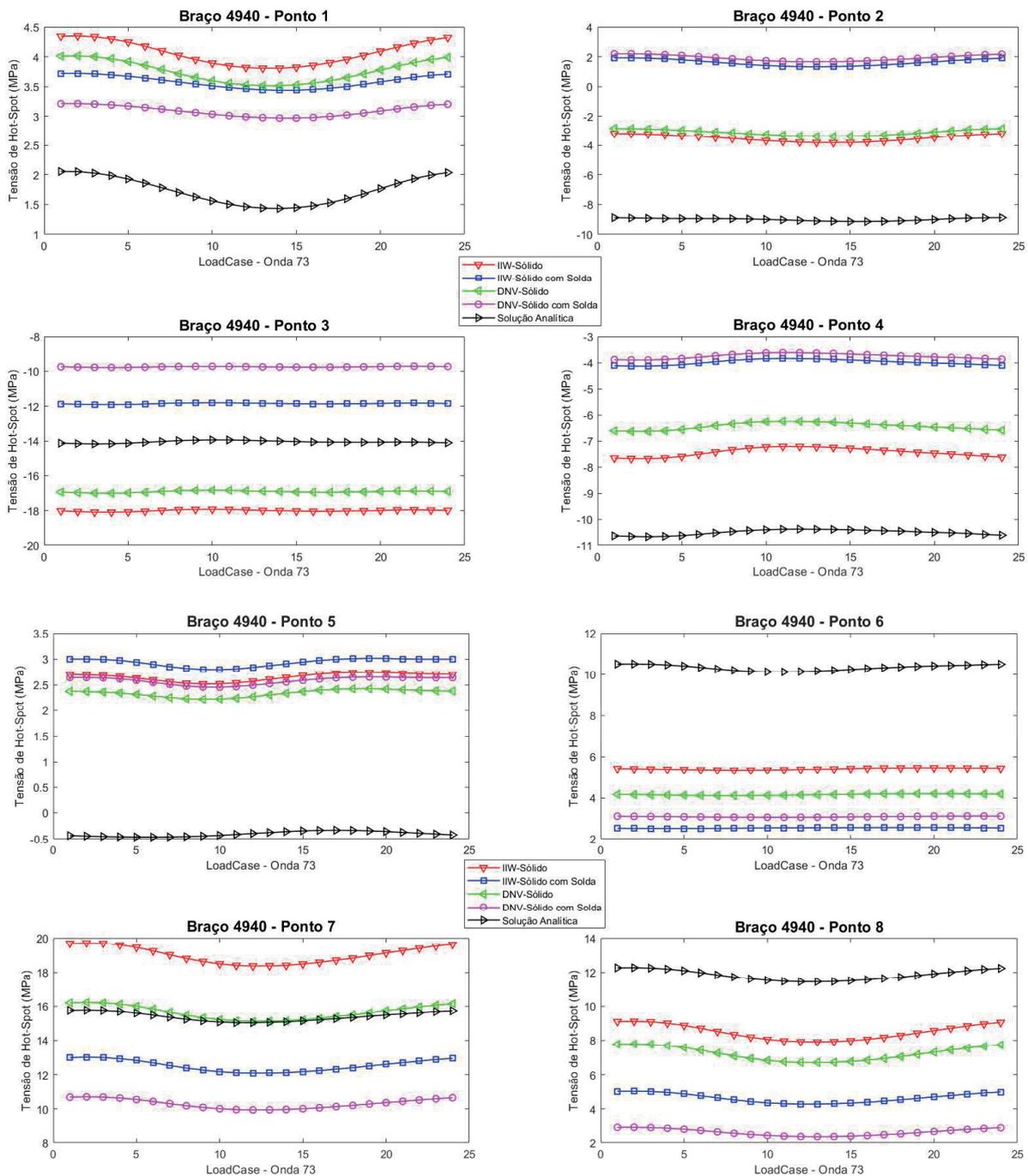


Figura A- 14: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 4940.

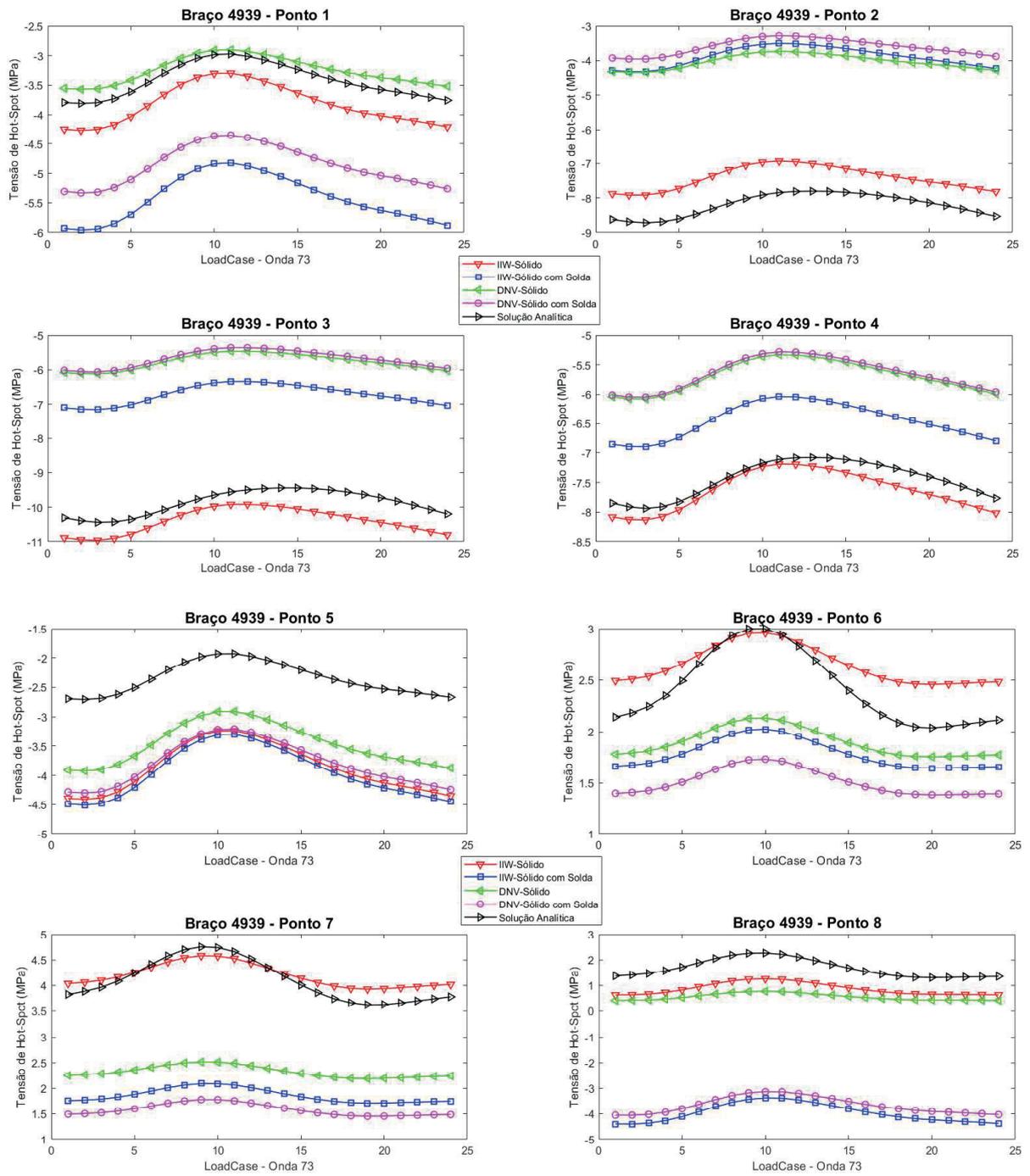


Figura A- 15: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 4939.

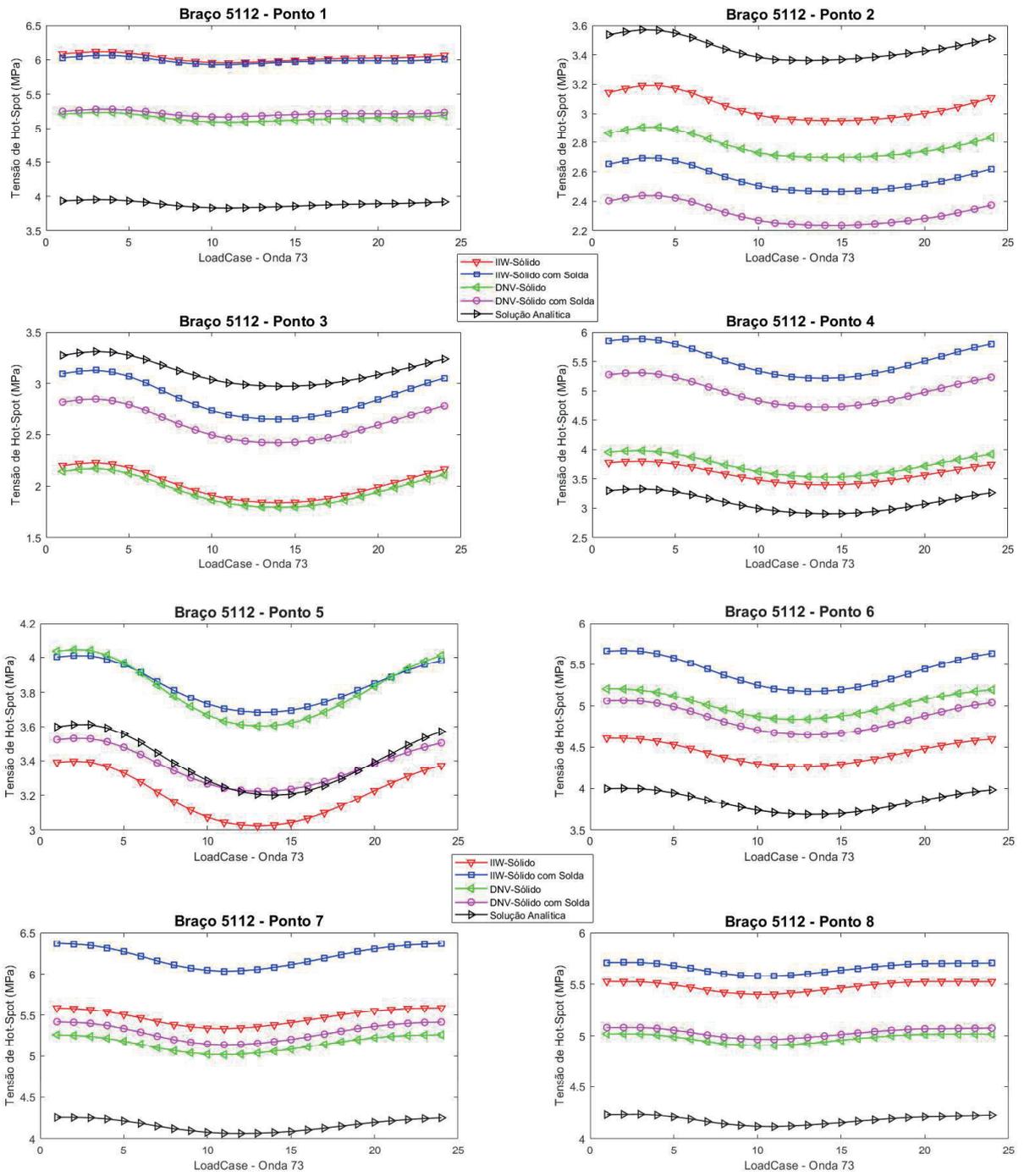


Figura A- 16: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 5112.

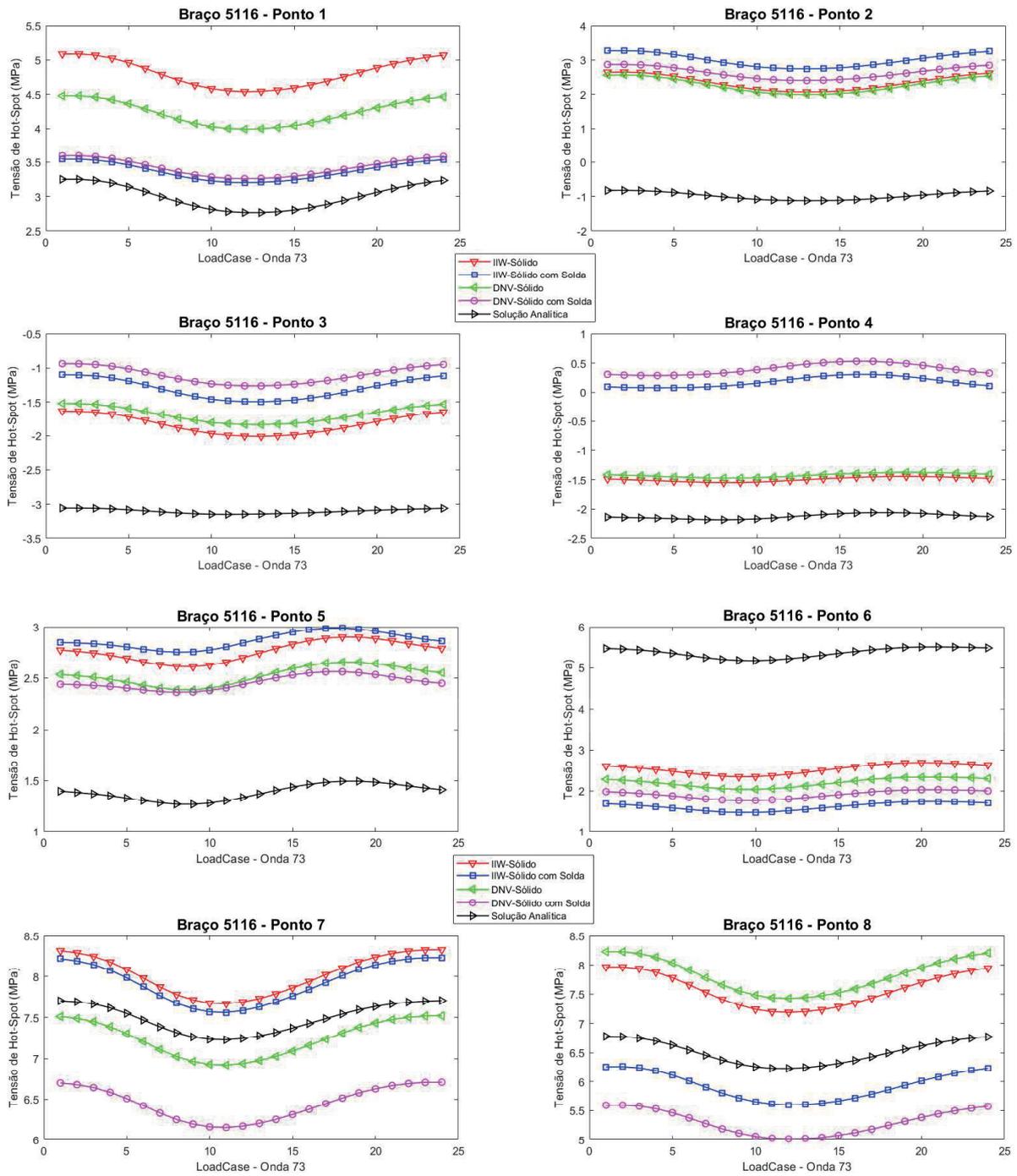


Figura A- 17: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 5116.

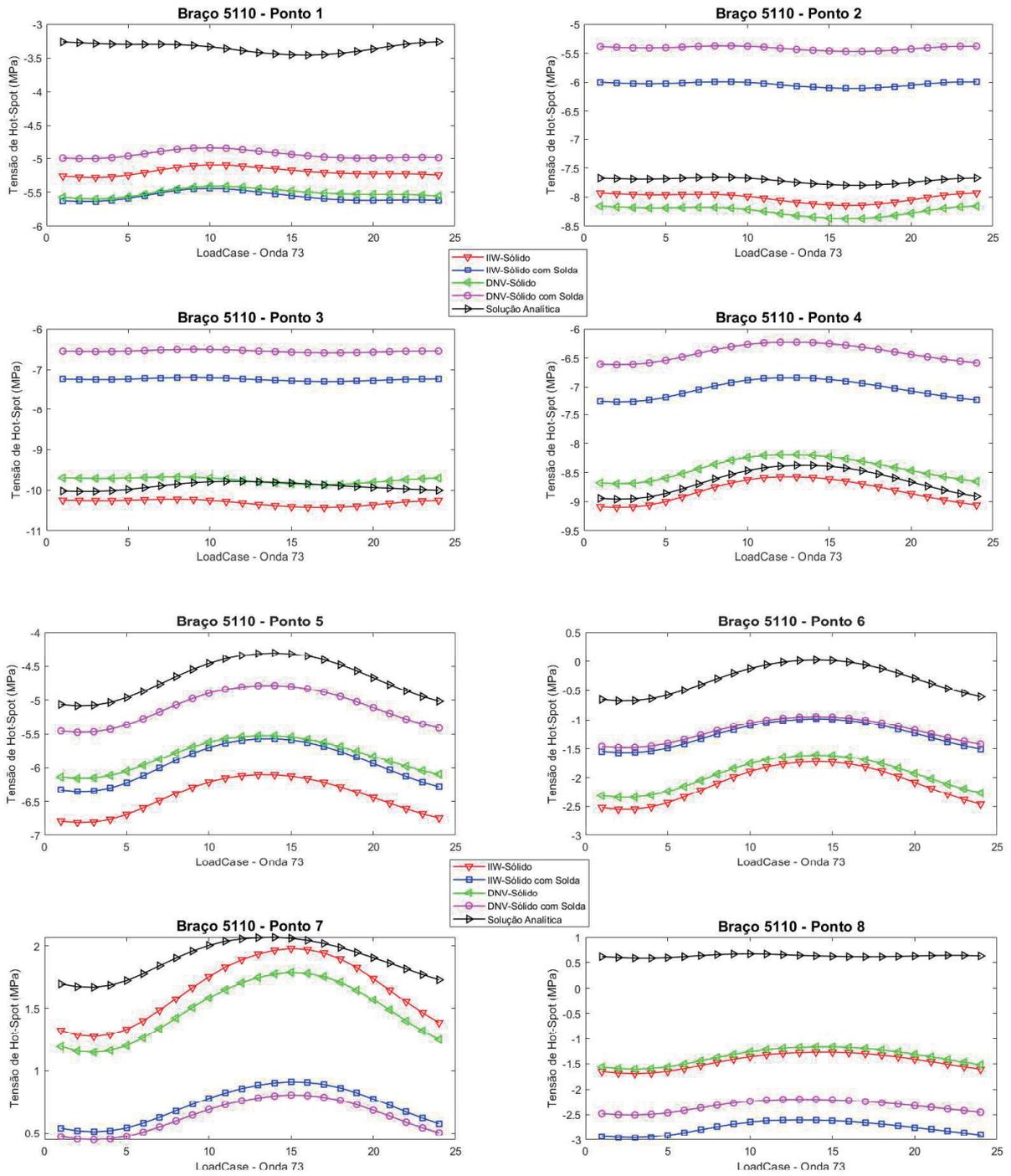


Figura A- 18: Resultados Analíticos e Numéricos – Braço 5110.

APÊNDICE B

Os danos calculados relativos à onda 73 nos 8 pontos em cada braço, para as malhas e modelos apresentados neste estudo, bem como para o estudo analítico são apresentados nas Tabelas a seguir.

Plano	Membro	Espessura mm	Onda	Ponto	$\Delta\sigma_{hot-spot,0}$ MPa	$ \Delta\sigma_{hot-spot} $ MPa	n_0	q	a	m	Γ, γ	D
x-z	5112	25	73	1	0,164	0,18	640568	0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	7,01E-17
				2	0,241	0,27		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	4,73E-16
				3	0,390	0,44		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	5,24E-15
				4	0,402	0,45		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	6,10E-15
				5	0,375	0,42		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	4,32E-15
				6	0,345	0,39		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	2,84E-15
				7	0,256	0,29		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	6,45E-16
				8	0,125	0,14		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,75E-17
	5116	30	73	1	0,553	0,65	640568	0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	3,80E-14
				2	0,585	0,68		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	5,00E-14
				3	0,378	0,44		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	5,66E-15
				4	0,105	0,12		0,00	1,01E+16	5,00	1155,4	9,50E-18
				5	0,291	0,34		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,54E-15
				6	0,346	0,41		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	3,65E-15
				7	0,663	0,78		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	9,41E-14
				8	0,781	0,91		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	2,13E-13
	5110	40	73	1	0,186	0,23	640568	0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,31E-16
				2	0,215	0,27		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	4,81E-16
				3	0,205	0,26		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	3,81E-16
				4	0,526	0,66		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	4,22E-14
				5	0,701	0,88		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,78E-13
				6	0,823	1,03		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	3,96E-13
				7	0,705	0,89		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,83E-13
				8	0,425	0,54		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	1,46E-14
4938	25	73	1	0,854	0,95	640568	0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	2,65E-13	
			2	0,756	0,84		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,44E-13	
			3	0,760	0,85		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,48E-13	
			4	0,765	0,85		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,52E-13	
			5	0,814	0,91		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	2,08E-13	
			6	1,008	1,13		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	6,08E-13	
			7	1,064	1,19		0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	7,96E-13	
			8	1,010	1,13		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	6,14E-13	
4940	55	73	1	0,544	0,74	640568	0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	7,42E-14	
			2	0,642	0,87		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,70E-13	
			3	0,165	0,23		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,94E-16	
			4	0,471	0,64		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	3,64E-14	
			5	0,224	0,31		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	8,91E-16	
			6	0,116	0,16		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	3,27E-17	
			7	1,340	1,82		0,07	1,01E+16	5,00	1155,4	6,75E-12	
			8	1,206	1,64		0,06	1,01E+16	5,00	1155,4	3,99E-12	
4939	35	73	1	0,967	1,18	640568	0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	7,53E-13	
			2	0,986	1,20		0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	8,27E-13	
			3	1,041	1,27		0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	1,09E-12	
			4	0,943	1,15		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	6,63E-13	
			5	1,177	1,43		0,06	1,01E+16	5,00	1155,4	2,01E-12	
			6	0,501	0,61		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	2,82E-14	
			7	0,651	0,79		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,04E-13	
			8	0,628	0,76		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	8,69E-14	

Tabela B- 1: Dano por fadiga para modelos sólido e malha IIW (2016).

Plano	Membro	Espessura mm	Onda	Ponto	$\Delta\sigma_{hot-spot,0}$ MPa	$ \Delta\sigma_{hot-spot} $ MPa	n_0	q	a	m	Γ, γ	D
x-z	5112	25	73	1	0,136	0,15	640568	0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,70E-17
				2	0,228	0,25		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	3,59E-16
				3	0,479	0,54		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	1,47E-14
				4	0,675	0,75		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	8,15E-14
				5	0,329	0,37		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,23E-15
				6	0,485	0,54		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	1,57E-14
				7	0,329	0,37		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,25E-15
				8	0,131	0,15		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,21E-17
	5116	30	73	1	0,344	0,40	640568	0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	3,53E-15
				2	0,536	0,63		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	3,26E-14
				3	0,396	0,46		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	7,15E-15
				4	0,231	0,27		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	4,80E-16
				5	0,237	0,28		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	5,46E-16
				6	0,265	0,31		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	9,49E-16
				7	0,673	0,79		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,01E-13
				8	0,659	0,77		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	9,08E-14
5110	40	73	1	0,193	0,24	640568	0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,78E-16	
			2	0,113	0,14		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,93E-17	
			3	0,102	0,13		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,18E-17	
			4	0,415	0,52		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	1,30E-14	
			5	0,777	0,98		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	2,97E-13	
			6	0,580	0,73		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	6,91E-14	
			7	0,398	0,50		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	1,05E-14	
			8	0,353	0,44		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	5,80E-15	
y-z	4938	25	73	1	0,696	0,78	640568	0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	9,51E-14
				2	0,761	0,85		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,49E-13
				3	0,947	1,06		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	4,44E-13
				4	1,340	1,50		0,06	1,01E+16	5,00	1155,4	2,52E-12
				5	0,922	1,03		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	3,90E-13
				6	1,009	1,13		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	6,10E-13
				7	1,187	1,33		0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	1,37E-12
				8	0,972	1,09		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	5,07E-13
	4940	55	73	1	0,285	0,39	640568	0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	2,92E-15
				2	0,591	0,80		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,12E-13
				3	0,110	0,15		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,51E-17
				4	0,299	0,41		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	3,74E-15
				5	0,216	0,29		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	7,31E-16
				6	0,049	0,07		0,00	1,01E+16	5,00	1155,4	4,27E-19
				7	0,903	1,23		0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	9,38E-13
				8	0,732	1,00		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	3,30E-13
4939	35	73	1	1,135	1,38	640568	0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	1,67E-12	
			2	0,821	1,00		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	3,32E-13	
			3	0,814	0,99		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	3,19E-13	
			4	0,862	1,05		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	4,22E-13	
			5	1,213	1,47		0,06	1,01E+16	5,00	1155,4	2,33E-12	
			6	0,382	0,46		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	7,23E-15	
			7	0,380	0,46		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	7,04E-15	
			8	1,026	1,25		0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	1,01E-12	

Tabela B- 2: Dano por fadiga para modelos sólido com solda e malha IIW (2016).

Plano	Membro	Espessura mm	Onda	Ponto	$\Delta\sigma_{hot-spot,0}$ MPa	$ \Delta\sigma_{hot-spot} $ MPa	n_0	q	a	m	Γ, γ	D
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
				1	0,148	0,17		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	4,10E-17
				2	0,211	0,24		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,42E-16
				3	0,378	0,42		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	4,53E-15
	5112	25	73	4	0,450	0,50	640568	0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	1,08E-14
				5	0,442	0,49		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	9,86E-15
				6	0,371	0,41		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	4,09E-15
				7	0,244	0,27		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	5,10E-16
				8	0,116	0,13		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,21E-17
				1	0,487	0,57		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	2,02E-14
				2	0,574	0,67		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	4,57E-14
				3	0,319	0,37		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,40E-15
x-z	5116	30	73	4	0,098	0,11	640568	0,00	1,01E+16	5,00	1155,4	6,51E-18
				5	0,270	0,32		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,06E-15
				6	0,300	0,35		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,78E-15
				7	0,598	0,70		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	5,63E-14
				8	0,801	0,94		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	2,42E-13
				1	0,190	0,24		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,60E-16
				2	0,218	0,27		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	5,19E-16
				3	0,193	0,24		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,78E-16
	5110	40	73	4	0,501	0,63	640568	0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	3,31E-14
				5	0,627	0,79		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,02E-13
				6	0,732	0,92		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	2,20E-13
				7	0,642	0,81		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,14E-13
				8	0,442	0,56		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	1,78E-14
				1	0,623	0,70		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	5,46E-14
				2	0,698	0,78		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	9,66E-14
				3	0,692	0,77		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	9,28E-14
	4938	25	73	4	0,848	0,95	640568	0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	2,57E-13
				5	1,019	1,14		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	6,42E-13
				6	1,188	1,33		0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	1,38E-12
				7	1,017	1,14		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	6,35E-13
				8	0,910	1,02		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	3,65E-13
				1	0,504	0,69		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	5,06E-14
				2	0,545	0,74		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	7,49E-14
				3	0,169	0,23		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,16E-16
y-z	4940	55	73	4	0,395	0,54	640568	0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	1,50E-14
				5	0,201	0,27		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	5,15E-16
				6	0,088	0,12		0,00	1,01E+16	5,00	1155,4	8,13E-18
				7	1,101	1,50		0,06	1,01E+16	5,00	1155,4	2,53E-12
				8	1,084	1,48		0,06	1,01E+16	5,00	1155,4	2,34E-12
				1	0,668	0,81		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,19E-13
				2	0,609	0,74		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	7,47E-14
				3	0,656	0,80		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,08E-13
	4939	35	73	4	0,746	0,91	640568	0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	2,05E-13
				5	1,018	1,24		0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	9,70E-13
				6	0,378	0,46		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	6,88E-15
				7	0,326	0,40		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	3,25E-15
				8	0,354	0,43		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	4,96E-15

Tabela B- 3: Dano por fadiga para modelos sólido e malha DNV (2019).

Plano	Membro	Espessura mm	Onda	Ponto	$\Delta\sigma_{hot-spot,0}$ MPa	$ \Delta\sigma_{hot-spot} $ MPa	n_0	q	a	m	Γ, γ	D
x-z	5112	25	73	1	0,115	0,13	640568	0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,16E-17
				2	0,203	0,23		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,04E-16
				3	0,427	0,48		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	8,29E-15
				4	0,587	0,66		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	4,06E-14
				5	0,308	0,34		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,63E-15
				6	0,417	0,47		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	7,36E-15
				7	0,279	0,31		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	9,91E-16
				8	0,116	0,13		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,22E-17
	5116	30	73	1	0,337	0,39	640568	0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	3,20E-15
				2	0,470	0,55		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	1,68E-14
				3	0,325	0,38		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,67E-15
				4	0,244	0,29		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	6,29E-16
				5	0,199	0,23		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,29E-16
				6	0,267	0,31		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,00E-15
				7	0,555	0,65		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	3,85E-14
				8	0,581	0,68		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	4,84E-14
	5110	40	73	1	0,159	0,20	640568	0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,08E-16
				2	0,097	0,12		0,00	1,01E+16	5,00	1155,4	8,88E-18
				3	0,087	0,11		0,00	1,01E+16	5,00	1155,4	5,37E-18
				4	0,388	0,49		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	9,22E-15
				5	0,697	0,88		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,72E-13
				6	0,530	0,67		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	4,40E-14
				7	0,361	0,45		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	6,46E-15
				8	0,312	0,39		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	3,09E-15
4938	25	73	1	0,563	0,63	640568	0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	3,31E-14	
			2	0,669	0,75		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	7,82E-14	
			3	0,846	0,95		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	2,54E-13	
			4	1,142	1,28		0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	1,13E-12	
			5	0,727	0,81		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,18E-13	
			6	0,890	1,00		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	3,26E-13	
			7	1,026	1,15		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	6,64E-13	
			8	0,854	0,95		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	2,65E-13	
4940	55	73	1	0,244	0,33	640568	0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,34E-15	
			2	0,534	0,73		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	6,77E-14	
			3	0,070	0,09		0,00	1,01E+16	5,00	1155,4	2,55E-18	
			4	0,284	0,39		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	2,87E-15	
			5	0,194	0,26		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	4,35E-16	
			6	0,058	0,08		0,00	1,01E+16	5,00	1155,4	1,00E-18	
			7	0,738	1,01		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	3,43E-13	
			8	0,545	0,74		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	7,50E-14	
4939	35	73	1	0,985	1,20	640568	0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	8,25E-13	
			2	0,674	0,82		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,24E-13	
			3	0,704	0,86		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,54E-13	
			4	0,766	0,93		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	2,34E-13	
			5	1,094	1,33		0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	1,39E-12	
			6	0,347	0,42		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	4,50E-15	
			7	0,326	0,40		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	3,28E-15	
			8	0,925	1,13		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	6,02E-13	

Tabela B- 4: Dano por fadiga para modelos sólido com solda e malha DNV (2019).

Plano	Membro	Espessura mm	Onda	Ponto	$\Delta\sigma_{hot-spot,0}$ MPa	$ \Delta\sigma_{hot-spot} $ MPa	n_0	q	a	m	Γ, γ	D
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
				1	0,126	0,14		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,84E-17
				2	0,209	0,23		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,35E-16
				3	0,340	0,38		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,64E-15
	5112	25	73	4	0,424	0,47	640568	0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	8,03E-15
				5	0,412	0,46		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	6,90E-15
				6	0,316	0,35		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,83E-15
				7	0,193	0,22		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,58E-16
				8	0,119	0,13		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,38E-17
				1	0,484	0,57		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	1,94E-14
				2	0,300	0,35		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,78E-15
				3	0,093	0,11		0,00	1,01E+16	5,00	1155,4	5,03E-18
x-z	5116	30	73	4	0,124	0,15	640568	0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,16E-17
				5	0,227	0,27		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	4,45E-16
				6	0,334	0,39		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	3,03E-15
				7	0,474	0,55		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	1,75E-14
				8	0,550	0,64		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	3,68E-14
				1	0,197	0,25		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	3,09E-16
				2	0,140	0,18		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	5,59E-17
				3	0,249	0,31		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	1,00E-15
	5110	40	73	4	0,584	0,73	640568	0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	7,16E-14
				5	0,783	0,98		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	3,09E-13
				6	0,704	0,88		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,81E-13
				7	0,397	0,50		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	1,04E-14
				8	0,084	0,11		0,00	1,01E+16	5,00	1155,4	4,42E-18
				1	0,780	0,87		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,69E-13
				2	0,764	0,85		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,52E-13
				3	0,794	0,89		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,84E-13
	4938	25	73	4	0,851	0,95	640568	0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	2,60E-13
				5	0,916	1,02		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	3,77E-13
				6	0,942	1,05		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	4,34E-13
				7	0,910	1,02		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	3,65E-13
				8	0,839	0,94		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	2,42E-13
				1	0,623	0,85		0,03	1,01E+16	5,00	1155,4	1,47E-13
				2	0,264	0,36		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	2,02E-15
				3	0,229	0,31		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	9,90E-16
y-z	4940	55	73	4	0,293	0,40	640568	0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	3,38E-15
				5	0,131	0,18		0,01	1,01E+16	5,00	1155,4	5,95E-17
				6	0,385	0,52		0,02	1,01E+16	5,00	1155,4	1,32E-14
				7	0,730	0,99		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	3,25E-13
				8	0,822	1,12		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	5,88E-13
				1	0,835	1,02		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	3,61E-13
				2	0,917	1,12		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	5,77E-13
				3	0,998	1,21		0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	8,82E-13
	4939	35	73	4	0,863	1,05	640568	0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	4,26E-13
				5	0,774	0,94		0,04	1,01E+16	5,00	1155,4	2,46E-13
				6	0,963	1,17		0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	7,35E-13
				7	1,129	1,37		0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	1,63E-12
				8	0,957	1,16		0,05	1,01E+16	5,00	1155,4	7,15E-13

Tabela B- 5: Dano por fadiga para tensões baseadas em soluções analíticas.