

**AVALIAÇÃO GLOBAL-LOCAL DA VIDA EM FADIGA DE UMA
JUNTA SOLDADA DO VÃO DE ACESSO DA PONTE DE ALCÁCER
DO SAL**

Cristiane Oliveira Viana

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

**"AVALIAÇÃO GLOBAL-LOCAL DA VIDA EM FADIGA DE UMA
JUNTA SOLDADA DO VÃO DE ACESSO DA PONTE DE ALCÁCER
DO SAL"**

Cristiane Oliveira Viana

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. Hermes Carvalho
DEES - UFMG (Orientador)

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

Prof. Dr. Rodrigo Barreto Caldas
DEES - UFMG

Prof. Dr. Pedro Aires Montenegro
Universidade do Porto

Belo Horizonte, 25 de março de 2019

V614a	<p>Viana, Cristiane Oliveira. Avaliação global-local da vida em fadiga de uma junta soldada do vão de acesso da ponte de Alcácer do Sal [recurso eletrônico] / Cristiane Oliveira Viana. - 2019. 1 recurso online (103 f. : il., color.) : pdf.</p> <p>Orientador: Hermes Carvalho. Coorientador: José António Fonseca de Oliveira Correia.</p> <p>Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.</p> <p>Apêndices: f. 88-103.</p> <p>Bibliografia: f. 85-87. Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.</p> <p>1. Engenharia de estruturas - Teses. 2. Fadiga - Teses. 3. Pontes ferroviárias - Teses. 4. 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.</p> <p style="text-align: right;">CDU: 624(043)</p>
-------	---

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus e a Nossa Senhora, pela presença, amor e auxílio no decorrer de todo este trabalho.

Agradeço aos meus pais, José Henrique e Fani, por sempre me apoiarem nesta caminhada, por me amarem e pela compreensão de maneira especial ao longo deste mestrado. Agradeço ao meu maninho, Samuel, pelos bons conselhos, pelo carinho e por me emprestar o computador para as análises do trabalho fluírem melhor (rsrs). Agradeço aos meus familiares, por estarem comigo e por poder contar com eles, pelo amor, apoio e bons conselhos.

Agradeço ao meu namorado, Rapha, pelo amor, paciência e apoio, principalmente nos momentos difíceis. Também agradeço por me incentivar na execução deste trabalho, e por me auxiliar sempre, desde o aprendizado no Ansys às discussões técnicas relativas ao tema do trabalho.

Agradeço aos meus amigos, de maneira especial, Kiki, Flávio, Sandra e Carol, pelo carinho e por me ajudarem nesta caminhada.

Agradeço ao meu orientador, Hermes, por viabilizar este aprendizado e por me ajudar no crescimento profissional e como pessoa, e ao meu coorientador, José António Correia, pelo apoio e auxílio para a concretização desta dissertação.

Agradeço aos professores Rodrigo Caldas e Pedro Montenegro por contribuírem para a conclusão desta importante etapa, e ao professor Modenesi, pelo exemplo, apoio e atenção desde o período da graduação. Agradeço também a todos os professores que me ajudaram para que eu chegasse até aqui, desde o começo dos estudos até a pós-graduação. A ajuda de vocês foi e é essencial.

Agradeço ao Marco Antonio e ao professor Guilherme Alencar por terem me auxiliado neste trabalho com solicitude e boa vontade. O auxílio de vocês foi de suma importância para a conclusão desta dissertação.

Agradeço aos meus colegas, pelas amizades, boa convivência, conversas, conselhos, e também pelo auxílio nas disciplinas, e aos funcionários do Departamento de Engenharia de Estruturas, pela atenção e pela ajuda para a conclusão deste trabalho.

Agradeço a todos que me auxiliaram de alguma forma durante este período do Mestrado. Agradeço ao CNPq, CAPES e FAPEMIG pelo apoio para pesquisas.

RESUMO

Fadiga é um dos estados limites preponderantes no dimensionamento de estruturas de aço e mistas sujeitas a carregamentos cíclicos, tais como pontes ferroviárias, rodoviárias e viadutos. A fadiga ocorre, preferencialmente, em regiões com alterações geométricas e concentrações de tensão, como juntas soldadas. Para a avaliação da resistência à fadiga, a abordagem mais comum empregada é baseada na variação máxima da tensão nominal. Porém, esta metodologia possui um número limitado de detalhes geométricos, relacionados em normas específicas para o dimensionamento de estruturas, e pode apresentar caráter mais conservador. Estudos recentes apresentam outras abordagens, como a abordagem “Hot Spot Stress”, também chamada de tensão geométrica ou estrutural, na qual a vida em fadiga de conexões soldadas pode ser estimada com base em análises numéricas via método dos elementos finitos, através da obtenção das tensões em um reduzido número de pontos. O presente trabalho tem por objetivo avaliar o processo de fadiga através da análise dinâmica Global-Local em um detalhe crítico para fadiga a partir da metodologia “Hot Spot Stress”. Para tal, foi realizada a análise da vida em fadiga a partir do modelo local de conexões soldadas de um trecho da estrutura ferroviária da cidade Alcácer do Sal, em Portugal, tendo como base a análise dinâmica do modelo global do trecho, utilizando as recomendações presentes na IIW (2008) e na Eurocode 1993-1-9 (2005). A análise Global-Local se mostrou como uma ferramenta aplicável e efetiva para a avaliação de fadiga em juntas soldadas.

Palavras-chave: Fadiga; “Hot Spot Stress”; Pontes Ferroviárias; Análise via Método dos Elementos Finitos; IIW; Análise Global-Local; Conexões soldadas.

ABSTRACT

Fatigue is one of the predominant limit state in the design of steel and composite structures under cyclic loading, such as railway bridges, highway bridges and viaducts. Fatigue occurs, preferably, in regions with geometric changes and stress concentrations, such as welded joints. For the evaluation of fatigue resistance, the most common approach employed is based on the maximum variation of the nominal stress. However, this methodology has a limited number of geometric details, related in specific codes for the design of structures. Recent studies have presented other approaches, such as the “Hot Spot Stress” (geometric stress) approach, which fatigue life of welded connections can be estimated based on numerical analysis by finite element method, through obtaining the stresses at a reduced number of points. The present work aims to evaluate the fatigue process through the submodeling dynamic analysis in a critical detail for fatigue using the “Hot Spot Stress” methodology. It is proposed to analyze the fatigue life using the local model of welded connections from the “Alcácer do Sal” city railway structure, in Portugal, considering the recommendations from IIW (2008) and Eurocode 1993-1-9 (2005). The submodeling analysis proved to be an important and effective tool for the fatigue evaluation in welded joints.

Keywords: Fatigue; Hot Spot Stress; Railway Bridges; FEMAnalysis; IIW; Submodeling; Welded Connections.

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras romanas

a	Tamanho da trinca
c	Coefficiente de amortecimento
C	Matriz de amortecimento
D	Dano em fadiga
D_{Tot}	Dano total
e	Espaçamento longitudinal entre os nós do trilho
$f(t)$	Forças externas que representam ação dinâmica em função do tempo
$f_a(t)$	Forças de amortecimento em função do tempo
$f_{el}(t)$	Forças restitutivas elásticas em função do tempo
$f_{in}(t)$	Forças de inércia em função do tempo
$f_{máx}$	Frequência máxima a ser considerada
$f_n(t)$	Força do modo n normalizada pela matriz de massa em função do tempo
$F(t)$	Vetor de forças
FAT_{Ref}	Categoria de detalhe do detalhe de referência
FAT_{Av}	Categoria de detalhe do detalhe avaliado
k	Coefficiente da segunda inclinação da curva S-N
k	Coefficiente de rigidez à flexão
K	Matriz de rigidez
L	Comprimento do vão do tabuleiro
m	Coefficiente da primeira inclinação da curva S-N
m	Massa
M	Matriz de massa
n	Número de ciclos
n	Número de modos de vibração
n_i	Número de ciclos relativo à variação de tensão i
n_o	Frequência natural do primeiro modo de flexão vertical
n_t	Frequência natural do primeiro modo de torção
N	Número de ciclos até a ruptura
N_D	Número de ciclos até a ruptura para o limite de fadiga à amplitude constante
N_i	Número de ciclos até a ruptura considerando a variação de tensão i
N_L	Número de ciclos até a ruptura para o limite <i>cut-off</i>
N_R	Número de ciclos até a ruptura para a variação de tensão avaliada
N_{tot}	Número total de ciclos
t	Espessura
Δt	Passo de tempo para a análise de superposição modal
$u(t)$	Vetor de deslocamento dinâmico
$\dot{u}(t)$	Vetor de velocidade
$\ddot{u}(t)$	Vetor de aceleração
u_{est}	Deslocamento estático
v	Velocidade do trem
$v_{máx}$	Velocidade máxima do trem
V, V_{lim}	Velocidade máxima na via
y_i	Coordenada modal relativa ao modo i

Letras Gregas

γ_m	Coeficiente de segurança parcial
θ_1	Ângulo entre a tensão principal e a direção perpendicular ao cordão de solda
ζ	Razão de amortecimento
σ	Tensão
σ_1	Tensão principal
σ_{HS}	Tensão de <i>Hot Spot</i>
$\sigma_{HS,Av}$	Tensão de <i>Hot Spot</i> no detalhe avaliado
$\sigma_{HS,Ref}$	Tensão de <i>Hot Spot</i> no detalhe de referência
σ_{it}	Tensão obtida à distância ' <i>i</i> vezes a espessura' da margem do cordão de solda
σ_x	Tensão na direção <i>x</i>
$\sigma_{x HS}$	Tensão de <i>Hot Spot</i> na direção <i>x</i>
σ_y	Tensão na direção <i>y</i>
σ_y	Limite de escoamento do material
$\sigma_{y HS}$	Tensão de <i>Hot Spot</i> na direção <i>y</i>
$\Delta\sigma$	Varição de Tensão
$\Delta\sigma_c$	Varição de tensão correspondente à categoria de detalhe
$\Delta\sigma_D$	Limite de fadiga à amplitude constante
$\Delta\sigma_L$	Limite <i>cut-off</i>
$\Delta\sigma_R$	Varição de tensão que está sendo avaliada
τ_{xy}	Tensão de cisalhamento <i>xy</i>
$\tau_{xy HS}$	Tensão de cisalhamento <i>xy</i> de <i>Hot Spot</i>
φ_i	Vetor da forma da deformada no modo <i>i</i>
φ''	Fator de amplificação dinâmica devido às irregularidades
ω_n	Frequência natural do modo <i>n</i>

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AWS	<i>American Welding Society</i>
ERRI	<i>European Rail Research Institute</i>
FAT	Categoria de detalhe em Fadiga
IIW	<i>International Institute of Welding</i>
TAV	Trem de Alta Velocidade
ZTA	Zona Termicamente Afetada

SUMÁRIO

1	Introdução.....	9
1.1	Considerações Iniciais	9
1.2	Objetivo	12
1.3	Justificativa	12
1.4	Organização do Trabalho	12
2	Revisão da Literatura.....	14
2.1	Fadiga em Conexões Soldadas	14
2.2	Métodos de Análise de Vida em Fadiga	15
2.2.1	Tensão Nominal.....	15
2.2.2	“Hot Spot Stress”.....	21
2.2.3	Contagem de Ciclos para Avaliação de Fadiga: Método “Rainflow”	28
2.3	Soldagem em Estruturas Metálicas	29
2.3.1	Definição do processo de Soldagem.....	29
2.3.2	Aspectos de Soldagem.....	30
2.3.3	Trincas na Região da Solda	30
2.4	Metodologia Global-Local.....	34
2.4.1	Definições e aspectos gerais	34
2.4.2	Trabalhos recentes desenvolvidos	37
2.5	Avaliação Dinâmica de Pontes sujeitas ao Tráfego de Alta Velocidade	40
2.5.1	Conceitos Básicos.....	40
2.5.2	Método da Superposição Modal	43
2.5.3	Carregamento decorrente da Passagem de Trens de Alta Velocidade	45
3	Metodologia.....	46
3.1	Viaduto de Acesso de Alcácer do Sal	46
3.1.1	Descrição da estrutura	47
3.2	Modelo Computacional do Vão Biapoiado	48
3.3	Análise Global-Local: Discretização por passos de tempo e Discretização por modos	52
3.4	Detalhe objeto de análise de fadiga	53
3.5	Análise Dinâmica.....	58
3.5.1	Carregamento por Cargas Móveis	59
4	Resultados e discussões	61
4.1	Introdução	61
4.2	Validação do modelo completo desenvolvido	61
4.3	Avaliação do Modelo Global: Deslocamentos e acelerações	64

4.4	Avaliação da Discretização por modos e por passos de tempo	66
4.5	Comparação das equações de extrapolação para o cálculo da tensão de “Hot Spot”	68
4.6	Determinação das velocidades críticas de passagem do trem.....	71
4.7	Avaliação da vida em fadiga.....	74
5	Considerações Finais	82
5.1	Conclusões	82
5.2	Sugestões para Trabalhos Futuros	84
6	Referências	85
	Apêndice A.....	88

1 INTRODUÇÃO

1.1 Considerações Iniciais

As redes ferroviárias de alta velocidade são aquelas nas quais a velocidade de projeto é superior a 200 km/h, e são de suma importância para a solução de problemas de mobilidade, fluxo de mercadorias e impactos ambientais nas regiões implementadas (Peixer, 2018). No Brasil, o projeto TAV – Trem de Alta Velocidade pretende interligar as cidades Rio de Janeiro, São Paulo e Campinas. Tal corredor é especialmente relevante por sua localização estratégica, conectando os principais polos de produção e consumo do país. Sua extensão total seria de 510,8 quilômetros, sendo 61% em superfície, 18% em túneis e 21% (312,1 km) em pontes. O projeto ainda está em fase de estudos, e sua conclusão agregaria muito à infraestrutura do país (EPL, 2018). A Fig. 1.1 apresenta o traçado referencial do projeto.



Figura 1.1: Corredor Rio de Janeiro – São Paulo – Campinas: Traçado referencial do TAV e localização das estações. Fonte: EPL (2018)

Alguns países do mundo, como Portugal, por exemplo, possuem uma rede ferroviária de alta velocidade, como mostra a Fig. 1.2. Para tanto, diversos estudos têm sido realizados para a compreensão dos efeitos dinâmicos causados pela passagem de trens em alta velocidade e seus impactos na vida útil das pontes.



Figura 1.2: Rede ferroviária de alta velocidade em Portugal. Fonte: https://www.resistir.info/e_rosa/alta_velocidade.html

As pontes ferroviárias são constantemente submetidas a carregamentos variáveis decorrentes da passagem de trens, além do carregamento permanente. Assim, neste tipo de estrutura é comum a ocorrência de falhas por fadiga. Alguns aspectos da fadiga são especialmente pertinentes a pontes de estruturas metálicas e mistas de aço e concreto (Nussbaumer et al., 2011).

Neste contexto, o presente trabalho analisa o processo de falha por fadiga em um detalhe crítico do vão de acesso da estrutura ferroviária da cidade de Alcácer do Sal, em Portugal. O vão bi-poiado em estudo consiste em uma estrutura mista de aço e concreto, interligando o viaduto Norte à ponte sobre o Rio Sado, conforme mostra a Fig. 1.3.

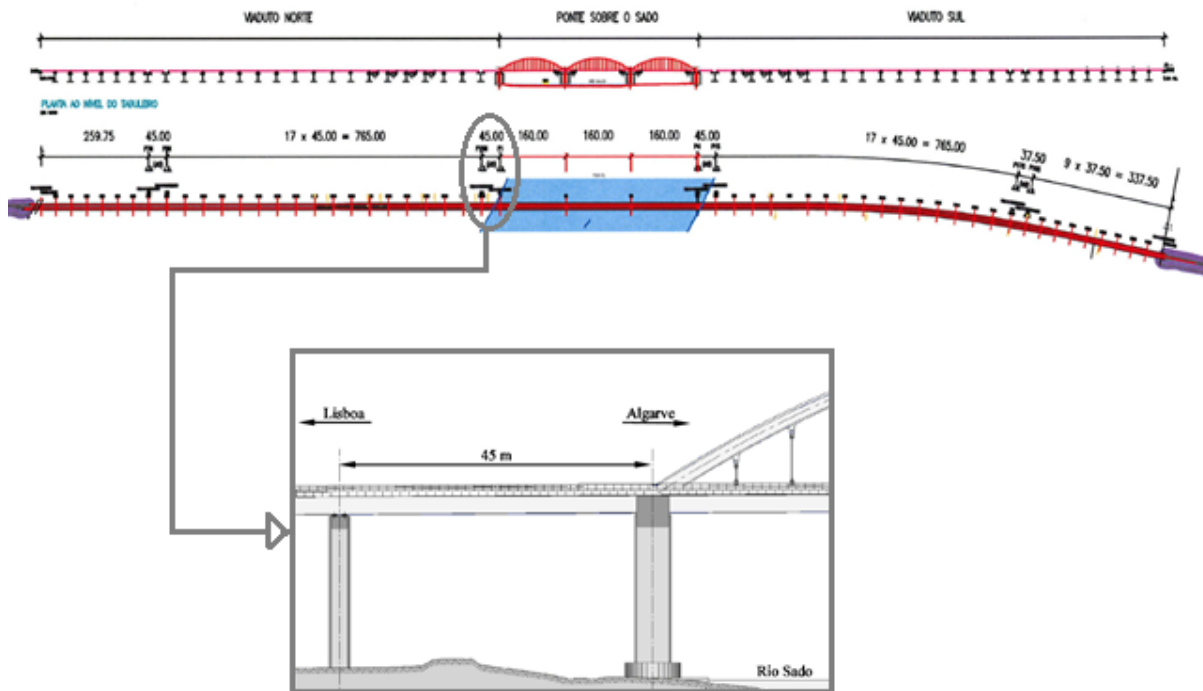


Figura 1.3: Estrutura Ferroviária da cidade Alcácer do Sal sobre o Rio Sado, com vão bi-apoiado em análise. Adaptado de: Alencar (2016b); Reis (2013).

A abordagem mais usual de fadiga utiliza a tensão nominal e classificação de detalhes geométricos para previsão da vida em fadiga, não abrangendo conexões mais complexas e limitada às geometrias previamente ensaiadas e presentes nas normas. Diante desse fato, a metodologia “Hot Spot Stress”, também chamada de metodologia por tensão estrutural ou tensão geométrica, apresenta maior abrangência de ligações soldadas não contempladas nos códigos, uma vez que se baseia em simulações numéricas baseadas no método dos elementos finitos (Heshmati, 2012).

Em estruturas complexas e com grandes dimensões, é inviável a avaliação de detalhes ou regiões de concentração de tensões com o refinamento de malha necessário à utilização da metodologia do “Hot Spot Stress”. Para contornar essa limitação, utiliza-se comumente a análise multi-escala, chamada correntemente de “análise global-local”, que permite o refino da geometria na região de interesse, sem necessidade de zonas de transição de malha no modelo computacional da estrutura. Além disso, essa análise permite a utilização de elementos diferentes no modelo global e no submodelo, e compatibiliza os deslocamentos nas fronteiras, de forma que os resultados obtidos no modelo global são transformados em condições de contorno para o submodelo.

A avaliação da vida em fadiga foi realizada através de modelos numéricos desenvolvidos no software *ANSYS Mechanical APDL*, sendo realizada a simulação da passagem do trem Alfa

Pendular sobre a ponte através da análise dinâmica global-local, viabilizando assim o refino das regiões dos detalhes críticos para fadiga. A superposição modal foi utilizada na solução dinâmica do problema, e o cálculo da vida em fadiga no submodelo foi realizado com a utilização do método “Hot Spot Stress”, considerando diferentes extrapolações e conforme as recomendações do Eurocode EN-1993-1-9 (2005) e da IIW (2008).

1.2 Objetivo

O objetivo deste trabalho é analisar a vida em fadiga através da análise dinâmica global-local em um detalhe crítico do vão de acesso da estrutura ferroviária de alta velocidade em Alcácer do Sal a partir da metodologia “Hot Spot Stress”, conforme as recomendações presentes na IIW (2008) e no Eurocode EN-1993-1-9 (2005).

1.3 Justificativa

De acordo com Reis (2010), o projeto da estrutura em avaliação, especialmente nas regiões centrais dos vãos, foi governado pelo estado limite de fadiga. Dessa maneira, o custo do aço da estrutura está diretamente relacionado com as verificações de fadiga, e um método de verificação mais conservador pode impactar significativamente no custo da obra. Por outro lado, é necessário garantir a segurança da estrutura projetada, de tal forma a garantir a não ocorrência de falha na estrutura antes que essa tenha atingido o final de sua vida útil.

Quando se trata de pontes presentes em linhas de alta velocidade, existem fatores importantes a serem considerados, tais como o efeito da amplificação dinâmica na estrutura. Os efeitos dinâmicos podem diminuir de forma significativa a vida em fadiga do componente estrutural quando a ponte é excitada em determinada(s) velocidade(s), sendo muito importante a sua verificação (Alencar, 2016b). Devido a isso, o presente trabalho avalia a vida em fadiga a partir da solicitação da ponte pelo tráfego de trens de alta velocidade, englobando tais efeitos.

1.4 Organização do Trabalho

No Cap. 2 são apresentados aspectos básicos de fadiga em estruturas metálicas, algumas abordagens para avaliação de fadiga em componentes estruturais a partir de recomendações técnicas e normas, aspectos intrínsecos ao processo de soldagem, conceitos básicos em análises dinâmicas, e bases para a análise global-local aplicável ao programa computacional ANSYS *Mechanical APDL*.

No Cap. 3, a metodologia para a realização do trabalho é descrita de maneira detalhada, incluindo a modelagem do vão de acesso, as considerações feitas, a análise dinâmica global-local, a aplicação da técnica “Hot Spot Stress” e da metodologia para obtenção das tensões principais e avaliação de fadiga.

No Cap. 4, são apresentados os resultados da avaliação global-local de fadiga em juntas soldadas no vão de acesso avaliado, incluindo o histórico de tensões, o dano e a vida em fadiga, juntamente com as análises e discussões.

O Cap. 5 apresenta as conclusões do estudo e as propostas para trabalhos futuros.

2 REVISÃO DA LITERATURA

2.1 Fadiga em Conexões Soldadas

Componentes submetidos a tensões variáveis podem sofrer danos físicos microscópicos para os materiais relacionados, e mesmo quando as tensões em um dado material são bem inferiores ao limite de resistência, o dano microscópico pode se acumular com a variação de tensão até desenvolver uma trinca ou outro dano macroscópico, até a ruptura do componente. Este processo de dano e falha devido ao carregamento variável é chamado “Fadiga”. (Dowling, 1993)

De acordo com Nussbaumer *et al.* (2011), a vida em fadiga de um componente corresponde à quantidade de ciclos que este consegue suportar antes da falha. As seguintes variáveis influenciam na vida em fadiga de um componente: (i) a variação de tensão; (ii) os detalhes geométricos da estrutura; (iii) as características do material; (iv) o ambiente. De maneira geral, quando uma parte do ciclo está em compressão, a vida de fadiga é aumentada em comparação com ciclos em que há apenas tensões de tração. Quando há solda, porém, as tensões residuais tendem a anular a parte comprimida. Para contribuir positivamente na vida de fadiga, as juntas soldadas podem receber tratamentos pós-soldagem e serem fabricadas por métodos melhorados. Podem-se classificar as influências geométricas em três tipos: (i) efeitos da geometria da estrutura – como o formato da seção transversal; (ii) efeito da concentração de tensão – em conexões, etc.; (iii) efeito das descontinuidades na solda – induzidas pelo processo de fabricação, que pode gerar trincas, falta de penetração da solda, porosidades, ou por pits de corrosão.

De acordo com Heshmati (2012), através do processo de soldagem podem ser introduzidas na chapa descontinuidades que causam uma mudança abrupta na distribuição de tensão. Como resultado, a região da solda se torna uma região concentradora de tensão. A Fig. 2.1 apresenta a comparação entre a resistência de fadiga na chapa de aço plana, na chapa com furo e na chapa

soldada com filetes. É evidente que a resistência da chapa com a utilização da solda diminui consideravelmente a resistência à fadiga.

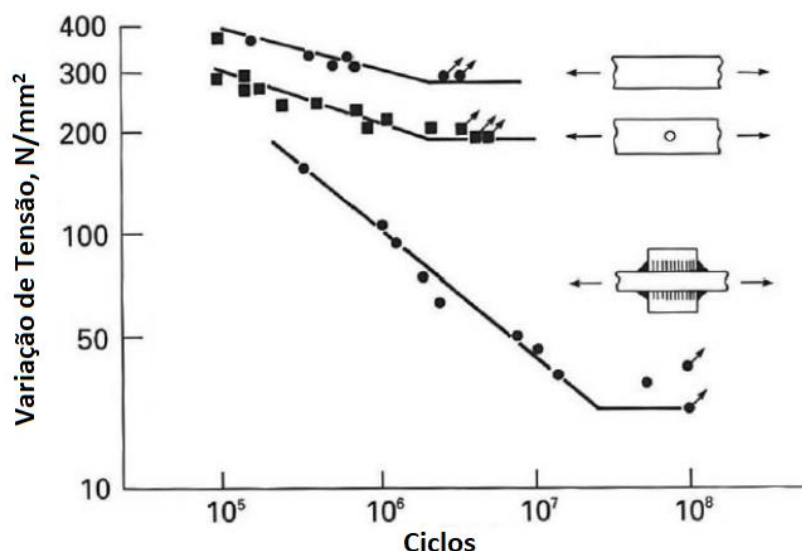


Figura 2.1: Comparação entre a resistência à fadiga na chapa de aço plana, na chapa com furo e na chapa com ligações soldadas. Adaptado de: Maddox (1991) apud Heshmati (2012)

As características do material também podem influenciar significativamente a vida em fadiga, como o tipo de microestrutura, características mecânicas e composição química. Por exemplo, um metal com elevada resistência mecânica pode ter uma maior vida em fadiga devido ao aumento do tempo para nucleação da trinca. Porém, na presença de soldas, a fase de propagação é a controladora. Normalmente, durante um projeto de fadiga, a influência da resistência à ruptura não é levada em conta, somente com algumas exceções, como em juntas usinadas e peças que receberam tratamento térmico pós-soldagem. (Nussbaumer et al., 2011).

2.2 Métodos de Análise de Vida em Fadiga

2.2.1 Tensão Nominal

A abordagem de tensão nominal possui uma metodologia clássica e muito utilizada para avaliação de fadiga em juntas soldadas. Esta abordagem é baseada em um grande número de testes de fadiga, realizados principalmente na década de 70, em juntas soldadas e não soldadas. Os resultados são apresentados através das curvas S-N – tensão versus número de ciclos de carregamentos. (Heshmati, 2012)

Para a definição da resistência à fadiga é necessária uma série de experimentos nos quais os corpos de prova são submetidos a um carregamento cíclico repetitivo senoidal. Os corpos de prova devem ter dimensões suficientes para representar o detalhe estrutural e suas vizinhanças,

além de uma distribuição de tensão residual representativa. Sabe-se que, mesmo mantendo os mesmos parâmetros de teste, há uma distribuição normal que representa os resultados, e não apenas um ponto, devido às incertezas relativas às tolerâncias dimensionais, descontinuidades e desalinhamentos, por exemplo. Estes testes são realizados para várias amplitudes de tensão, gerando várias distribuições normais. Para a construção de uma curva, porém, faz-se necessária a escolha de um ponto apenas da distribuição normal, que varia conforme a consideração estatística utilizada. A Fig. 2.2, por exemplo, apresenta uma curva gerada a partir dos pontos centrais de cada distribuição normal. A curva da amplitude de tensão aplicada *versus* o número de ciclos até a falha é chamada curva S-N e é adotada como referência para a abordagem da tensão nominal (Nussbaumer *et al.*, 2011).

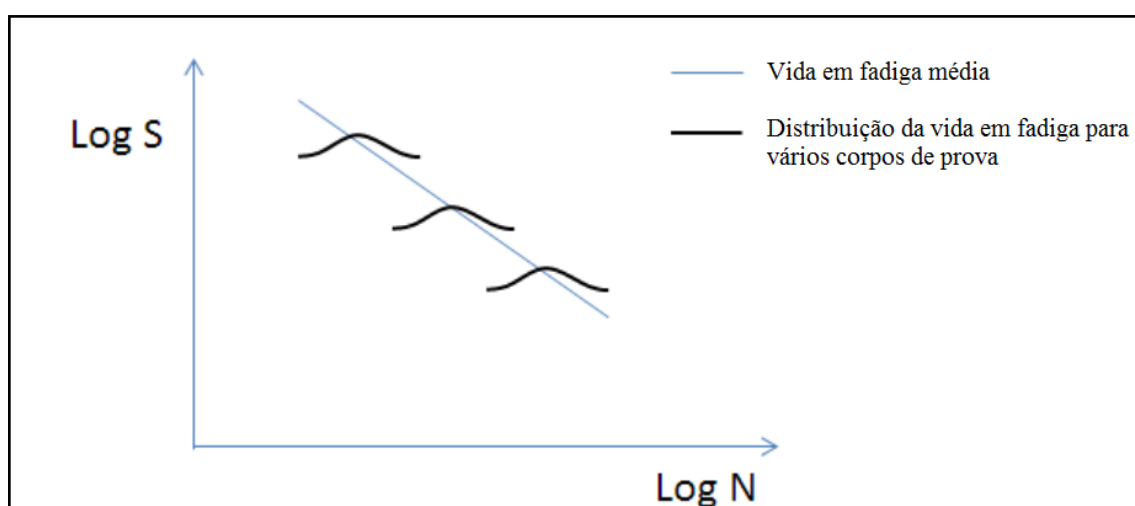


Figura 2.2: Curva S-N mostrando uma representação da dispersão dos dados do teste de fadiga. Adaptado de: Johnston (2017)

De acordo com o Eurocode 3 (EN-1993-1-9, 2005), para a construção da curva S-N, a variação de tensão para 2 milhões de ciclos é calculada considerando um intervalo de confiança igual a 75%, considerando ambos lados da curva, e probabilidade de sobrevivência igual a 95% para o logaritmo do número de ciclos, levando em consideração o tamanho da amostra, os efeitos de tensões residuais e o desvio padrão (Fig. 2.3-a).

Johnston (2017) afirma que, por definição, a curva de projeto de fadiga é localizada a dois desvios padrão à esquerda da média, o que corresponde a 97,7% de probabilidade de sobrevivência, considerando apenas um lado da curva (Fig. 2.3-c). Conforme Nussbaumer *et al.* (2011), a probabilidade de sobrevivência também pode ser estimada por uma curva à esquerda distante dois desvios padrões da média, se for considerado um número de corpos de prova maior que 60, o que resulta em uma probabilidade de sobrevivência ligeiramente mais conservadora do que a prevista pelo Eurocode 3 (EN-1993-1-9, 2005), cujo valor é de 95%,

considerando ambos os lados, que corresponde a 1,96 vezes o desvio padrão à esquerda da curva média (Fig. 2.3-a).

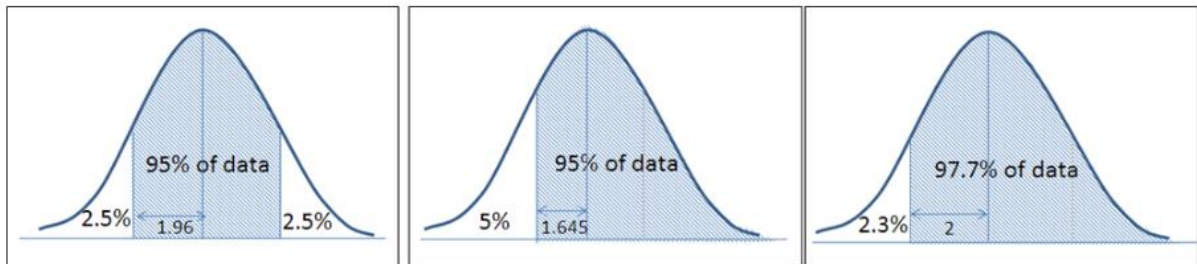
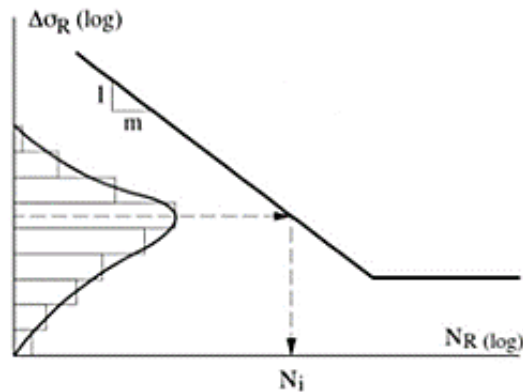


Figura 2.3: Diferença entre os limites de previsão considerando dois lados (a) ou apenas um lado (b, c) para uma distribuição normal. Fonte: Johnston (2017)

Tal abordagem, apesar de apresentar fácil aplicação prática, possui como limitação o número de detalhes previamente avaliados e presentes em normas, e, como foi descrito, avaliar uma maior quantidade de detalhes implica em ensaios e validações, acarretando em tempo e custos elevados. Além disso, em casos de geometria complexa, é difícil definir o valor de referência para a tensão nominal. Mesmo com a difusão das análises numéricas baseadas no método dos elementos finitos, a obtenção da tensão nominal, por definição, não se torna simples, pois se obtém em tais análises o estado completo de tensões decorrente da solicitação aplicada à geometria, e não somente a tensão nominal, dificultando ou inviabilizando a utilização direta dessa abordagem por meio de modelos numéricos. (Heshmati, 2012)

Outro fator a ser considerado são que os resultados experimentais são obtidos sob amplitude senoidal constante, porém na prática, o carregamento real possui diferentes amplitudes de tensão. Dessa forma, é preciso uma maneira de adaptar à realidade os resultados de curva S-N existentes. Uma das formas de adaptação é através da técnica “Rainflow”, que converte um gráfico de histórico de tensões em um histograma de amplitudes de tensão. Todos os ciclos menores que 1N/mm^2 (MPa) são suprimidos da análise, e aqueles abaixo do limite “cut-off” (Fig. 2.7) – variação de tensão associada à vida em fadiga de 10^8 ciclos (EN 1993-1-9, 2005) – também podem ser suprimidos, devido à menor relevância na análise. Com isso, emprega-se a teoria do dano linear acumulado. Esta, por sua vez, assume o acúmulo dos resultados dos danos de maneira linear, e é conhecida como regra de Palmgren-Miner. Tal teoria considera que cada amplitude de tensão, que se repetiu n vezes, contribui para o dano acumulado. O dano é representado pelo somatório de cada razão entre o n e o número de ciclos até a falha relativa a cada uma das amplitudes de tensão, obtidas no histograma do método “Rainflow”. Considerando essa premissa para todas as amplitudes de tensão do histograma, por exemplo, tem-se que o dano é a soma de todas as razões, e deve ser menor ou igual a 1 (EN 1993-1-9,

2005). Ou seja, quando o dano atingir a unidade, considera-se que o componente alcançou a falha. Essa análise é esquematizada na figura a seguir, sendo o dano definido como o somatório ou a integral representada. (Nussbaumer *et al.*, 2011)



$$D_{tot} = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \frac{n_3}{N_3} + \dots = \sum_{i=1}^{n_{tot}} \frac{n_i}{N_i} = \int \frac{dn}{N} \leq 1.0$$

Figura 2.4: Representação da teoria do dano acumulado. Fonte: Nussbaumer *et al.* (2011)

Uma das simplificações desse método é não considerar a ordem de ocorrência das diferentes amplitudes de tensão. Essa simplificação desconsidera o efeito de fechamento de trinca, que ocorre em decorrência de um pico de tensão em meio a ciclo com amplitudes menores e constantes, como se pode ver na figura a seguir. Com o fechamento da trinca, a vida em fadiga aumenta consideravelmente, efeito esse oposto determinado através da teoria do dano acumulado.

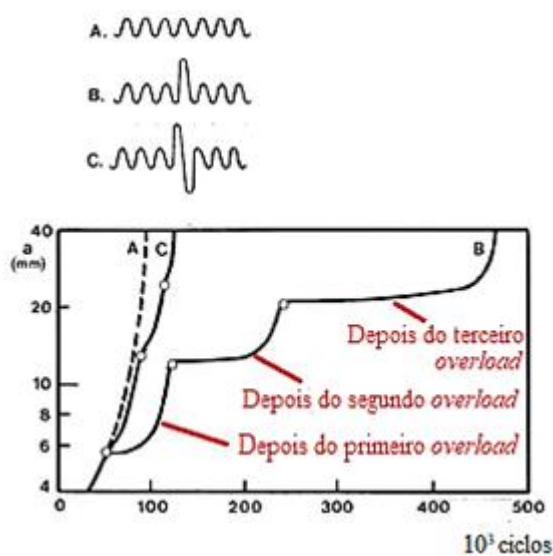


Figura 2.5: Efeito do fechamento de trinca. Adaptado de: <<https://www.linkedin.com/pulse/crack-initiation-life-estimation-part-ii-ajay-taneja>>

Sabe-se que, a partir de determinado tamanho de trinca, as amplitudes de tensão abaixo do limite de fadiga contribuem para a diminuição da vida em fadiga, por isso nem sempre se pode ignorá-las por completo, pois representam melhor o processo de dano. Para esses casos, portanto, há uma diminuição da inclinação da reta que representa a curva S-N em escala logarítmica, com inclinação igual a $m+2$, ao invés de m (para a inclinação original, comumente é adotado o valor igual a 3 para aço sob tensão normal), conforme Fig. 2.6. Para diversas aplicações, inclusive para pontes, todos os valores de amplitude abaixo do “cut-off” podem ser desprezados, ou seja, para número de ciclos (N_L) maior ou igual a 10^8 conforme o Eurocode EN 1993-1-9 (2005). (Nussbaumer *et al.*, 2011; IIW, 2008).

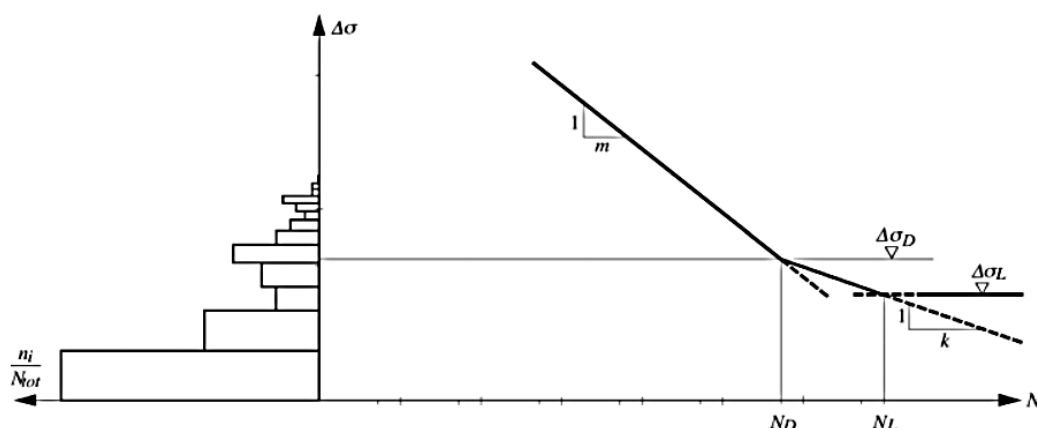


Figura 2.6: Influência das amplitudes de tensão abaixo do limite de fadiga. Fonte: TGC 10 (2006) apud Nussbaumer et al.(2011)

A abordagem de tensão nominal é adaptada e utilizada por diversas normas e códigos incluindo a Eurocode 3 (EN 1993-1-9, 2005), e comumente possui uma classe de fadiga (FAT) associada a cada tipo de conexão soldada, representada por $\Delta\sigma_c$. A figura a seguir apresenta as curvas S-N para cada categoria de detalhe – FAT. (Heshmati, 2012)

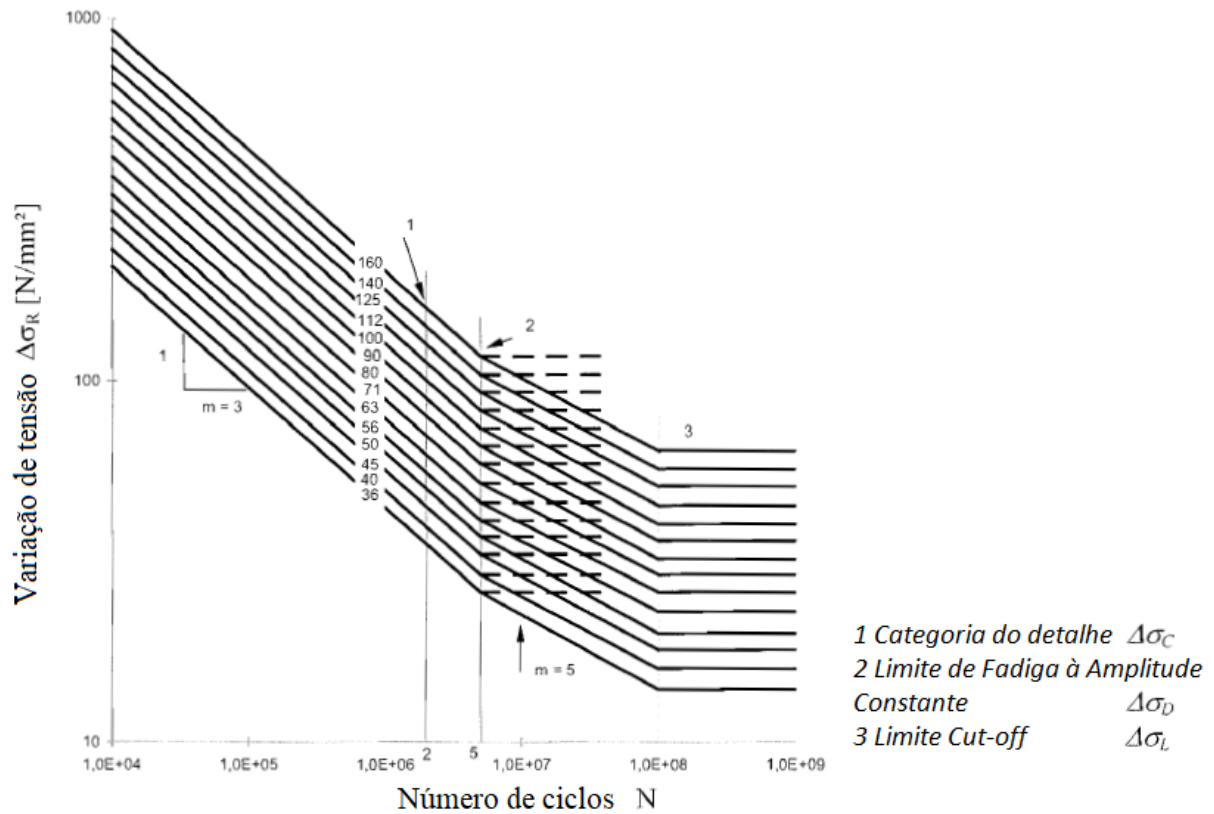


Figura 2.7: Curvas S-N para o aço considerando os intervalos de tensão nominal conforme Eurocode 3. Adaptado de: EN-1993-1-9(2005)

A partir de determinado carregamento periódico, faz a contagem de ciclos baseado em métodos de contagem como o “Rainflow” ou “Reservoir”, para então empregar as equações do Eurocode EN 1993-1-9 (2005). A partir desse processo, é possível obter o número de ciclos em função da amplitude da variação de tensão, conforme a categoria de detalhe (FAT ou $\Delta\sigma_C$) tabelada. A Eq. 2.1 é empregada para ciclos na faixa inferior a 5×10^6 ciclos e a Eq. 2.2, para o intervalo entre 5×10^6 e 10^8 ciclos.

$$\Delta\sigma_R^3 N_R = \Delta\sigma_C^3 \cdot 2 \times 10^6 \quad (2.1)$$

$$\Delta\sigma_R^5 N_R = \Delta\sigma_D^5 \cdot 5 \times 10^6 \quad (2.2)$$

Nas Eq. 2.1 e 2.2, $\Delta\sigma_R$ é a amplitude da variação de tensão avaliada, N_R o número de ciclos correspondente a $\Delta\sigma_R$, $\Delta\sigma_C$ a categoria de detalhe tabelada e $\Delta\sigma_D$ a variação de tensão correspondente a 5×10^6 ciclos.

De maneira geral, o aumento da tensão média de tração em um carregamento variável influencia negativamente na vida em fadiga, e existem diversas equações para considerar sua influência, visto que os testes para levantamento das curvas S-N são realizados considerando a tensão

média igual a zero. Porém, para o caso específico de conexões de aço soldadas sem alívio de tensões, o efeito da tensão média não deve ser considerado no cálculo de fadiga, devido ao seu efeito ser desprezível na ZTA - Zona Termicamente Afetada (local de surgimento e propagação da trinca) devido às tensões residuais ali existentes (ESDEP WG12, s. d.; Maljaars et al., 2013). A figura a seguir ilustra a distribuição típica de tensões residuais na região do cordão de solda.

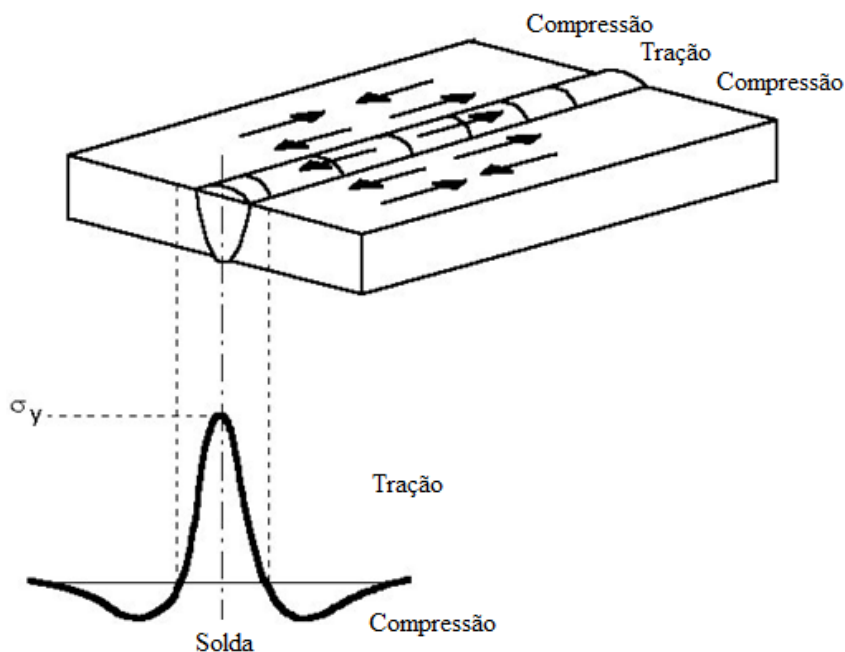


Figura 2.8: Distribuição típica de tensões residuais ao longo da solda.
Adaptado de: ESDEP WG 3 (s. d.)

2.2.2 “Hot Spot Stress”

Dentre as avaliações de vida em fadiga presentes na literatura, inclusive as apresentadas por Fricke (2003) apud Heshmati (2012), há diversas abordagens, dentre elas, a de tensão estrutural, também chamada de “Hot Spot Stress” ou tensão geométrica. Conforme o Eurocode EN-1993-1-9 (2005), o “Hot Spot Stress” é a tensão principal máxima no material base adjacente à borda do cordão de solda, considerando os efeitos da concentração de tensão da geometria como um todo de um detalhe construtivo em particular. Como se pode observar na Fig. 2.9, a tensão estrutural despreza apenas o pico não linear proveniente da descontinuidade existente na borda do cordão de solda. De acordo com Santos (2017), pesquisas por métodos com a abordagem da tensão de “Hot Spot” podem aumentar a capacidade de se avaliar a fadiga em estruturas sob carregamentos cíclicos, uma vez que pode ser empregada a geometrias diversas.

A abordagem de tensão estrutural pode ser empregada com o auxílio de “softwares” de simulação numérica para a avaliação de detalhes não relacionados em normas e recomendações. Para melhor compreensão, a figura a seguir apresenta o perfil de tensão próximo à região da solda e a indicação dos diferentes tipos de tensão presentes no detalhe (Heshmati, 2012).

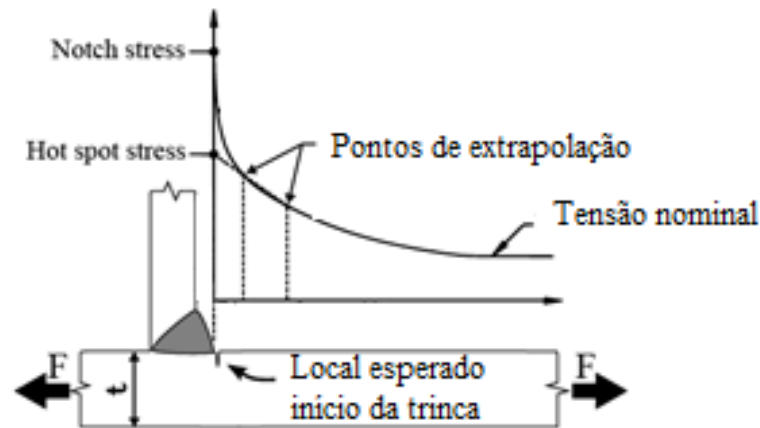


Figura 2.9: Distribuição de tensões próximo ao cordão de solda. Adaptado de: Heshmati (2012)

Para a utilização do método da tensão estrutural via análise numérica computacional faz-se importante à utilização de um guia bem fundamentado, pois os resultados obtidos via o métodos dos elementos finitos (MEF) são muito sensíveis ao tipo de malha e elemento utilizado, e existem diferentes aproximações conforme cada tipo de simulação. A princípio, podem ser utilizados dois tipos de elementos: os elementos de casca e os elementos sólidos, conforme mostrado a seguir (Heshmati, 2012).

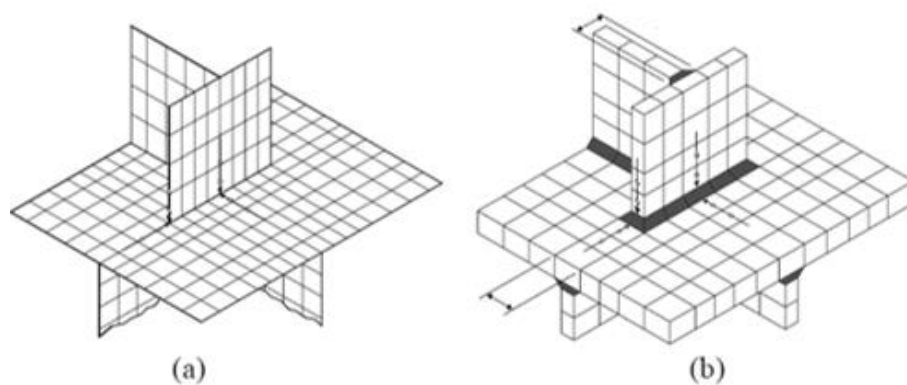


Figura 2.10: Tipos de elementos finitos (a) cascas sem soldas (b) sólidos com os cordões modelados. Fonte: Heshmati (2012)

O elemento sólido é indicado para estruturas com maior complexidade, porém devem ser observadas as questões de aproximação do método, pois a utilização de elementos com função quadrática de deslocamento possibilitam não-linearidades na espessura, sendo necessário um

pós-tratamento dos resultados. A Fig. 2.11 apresenta os tipos de elementos recomendados para a análise do “Hot Spot Stress”. É importante que os elementos representem uma distribuição linear de tensões ao longo da espessura da chapa (Heshmati, 2012).

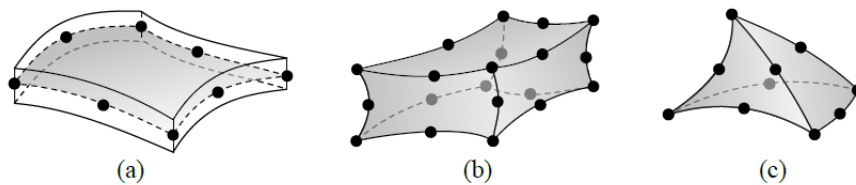


Figura 2.11: Elementos recomendados para o cálculo da tensão estrutural usando o método dos elementos finitos: (a) elemento de casca com 8 nós; (b) elemento sólido isoparamétrico com 20 nós e integração reduzida; (c) elemento sólido tetraédrico com 10 nós. Fonte: Heshmati (2012)

De acordo com Heshmati (2012), a análise utilizada pode ser de natureza linear elástica, e as propriedades do cordão de solda podem ser iguais às do metal de base. Deve ser desabilitada a opção de média das tensões nos elementos, para que a análise seja adequada. Além disso, a razão de aspecto entre os elementos não deve ser maior que três, sendo a malha gradualmente refinada até a região da solda. As normas recomendam que a tensão principal máxima seja utilizada como componente de tensão apropriada na avaliação, desde que esteja dentro da abrangência de um ângulo de 60° em relação à direção perpendicular ao local esperado para o início da trinca, na borda do cordão de solda.

A IIW – “International Institute of Welding” criou um documento chamado “Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components” – Recomendações para o Projeto de Fadiga de Componentes e Juntas Soldadas, no qual são apresentados de maneira detalhada os procedimentos para utilização da metodologia “Hot Spot Stress” (IIW, 2008). Conforme a recomendação IIW (2008), a extrapolação da tensão de “Hot Spot” deve ser feita como exemplificado a seguir, e variam conforme: (1) o tipo, *a* ou *b*, que depende da localização da superfície na qual os pontos de extrapolação se encontram; (2) o tipo de aproximação – linear ou quadrática; e (3) o refino da malha. A Fig. 2.13 ilustra a classificação tipo *a* ou *b* conforme a localização dos pontos de extrapolação de “Hot Spot”.

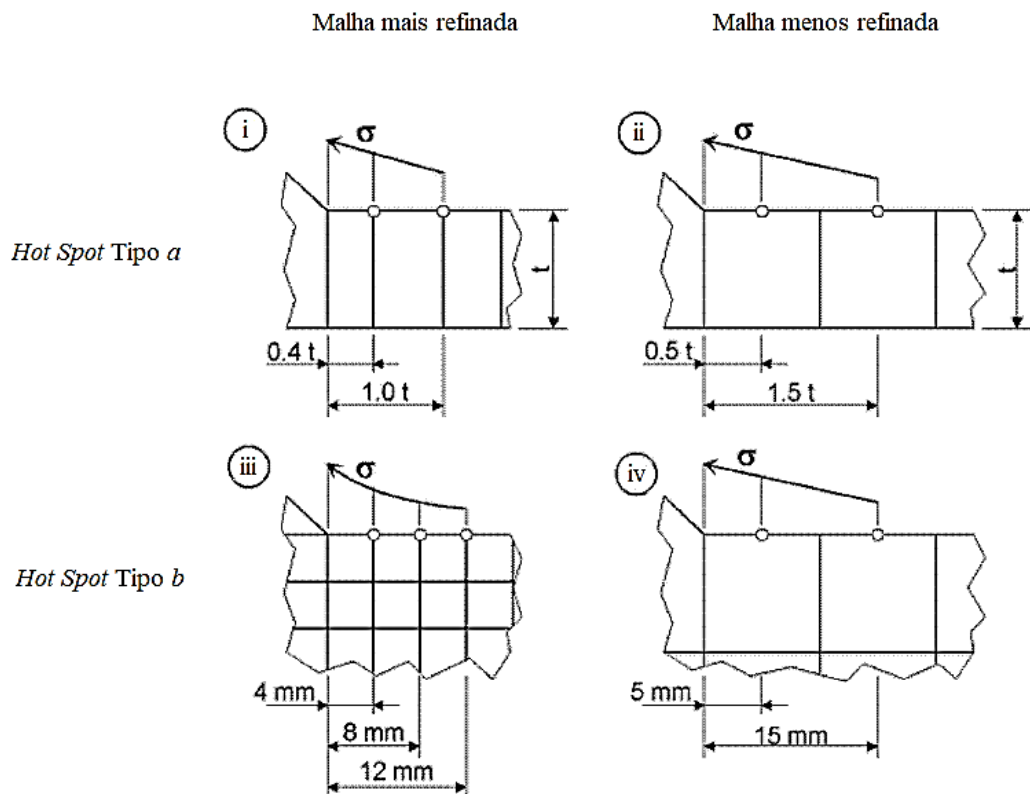


Figura 2.12: Exemplos de pontos de referência e extrapolação para diferentes tipos de malha (t : espessura da chapa). Adaptado de: IIW (2008).

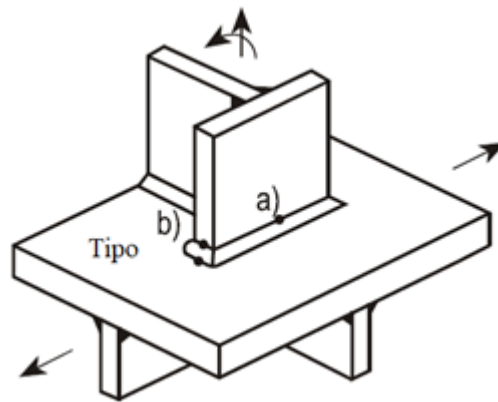


Figura 2.13: Detalhes tipos *a* e *b* de “Hot Spot”.

Define-se como detalhe do tipo *a* quando o ponto em análise se localiza nas maiores dimensões do detalhe em análise. Já o tipo *b* é definido quando o ponto se localiza nas menores dimensões, ou seja, ao longo da espessura das chapas que compõem o detalhe.

O detalhe do tipo *a*, os tipos de malha possíveis, os pontos para obtenção das tensões e as equações para o cálculo da tensão de “Hot Spot” conforme a IIW (2008) são mostrados na figura a seguir, sendo σ_{hs} a tensão de “Hot Spot” calculada, t a espessura da chapa e $\sigma_{i,t}$ a tensão obtida a uma distância do entalhe i multiplicado à espessura da chapa.

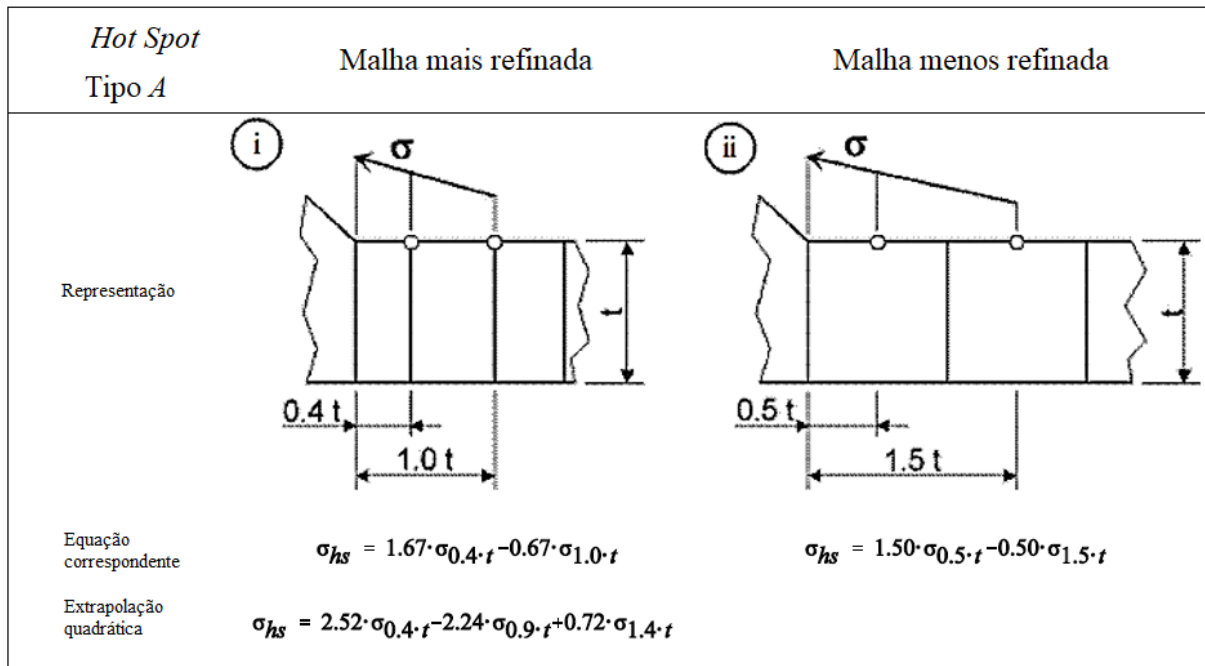


Figura 2.14: Equações correspondentes a diferentes métodos para cálculo/extrapolação da tensão de “Hot Spot”. Adaptado de: IIW (2008)

Para um estado multiaxial de tensões, é necessário determinar as tensões de “Hot Spot” nas diferentes direções. Para tanto, a extrapolação das tensões é feita de maneira isolada para as tensões normais em x , em y e a tensão de cisalhamento xy , obtendo assim as tensões de “Hot Spot” em x , $\sigma_{x HS}$, em y , $\sigma_{y HS}$, e xy , $\tau_{xy HS}$. A figura a seguir exemplifica a sequência de cálculo para as tensões de “Hot Spot” considerando uma velocidade de passagem de um trem igual a 140km/h. Somente após a extrapolação de cada uma das componentes de tensão deve-se determinar a tensão principal de “Hot Spot”, conforme expressão a seguir, considerando o estado plano de tensões.

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_{x HS} + \sigma_{y HS}}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_{x HS} - \sigma_{y HS}}{2}\right)^2 + \tau_{xy HS}^2} \quad (2.3)$$

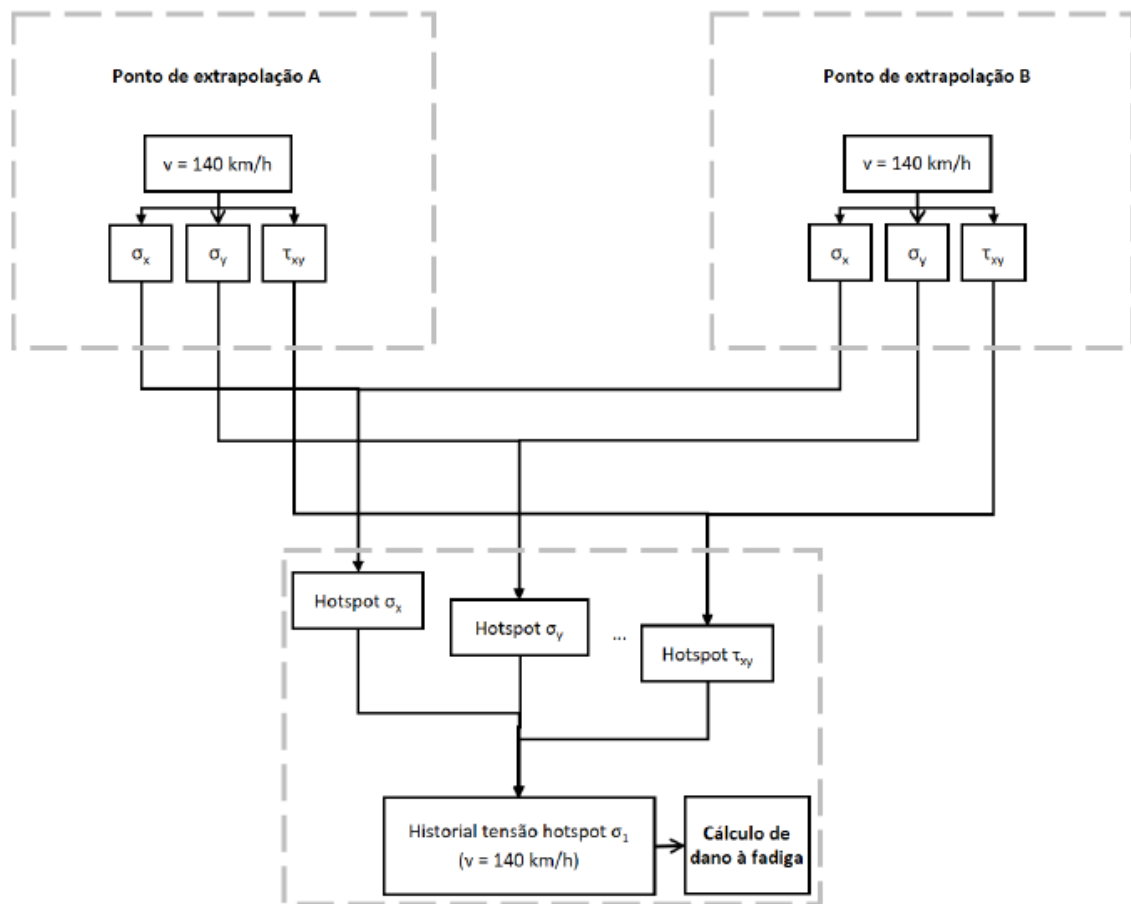


Figura 2.15: Metodologia para a determinação das tensões de “Hot Spot” para um caso multiaxial de tensões. Fonte: Ferreira (2017)

Para a validade da aplicação do método do “Hot Spot Stress”, a tensão principal a ser utilizada deve ter direção que faça um ângulo máximo de +/- 60° em relação à direção perpendicular à borda do cordão de solda. O ângulo entre a direção da tensão principal e a direção perpendicular à borda do cordão de solda pode ser calculado conforme a seguir (Ferreira, 2017):

$$\theta_1 = \frac{1}{2} * \tan^{-1} \left(\frac{2\tau_{xy HS}}{\sigma_{x HS} - \sigma_{y HS}} \right) * \frac{180}{\pi} \quad (2.4)$$

Nas prescrições da IIW (2008) são apresentados os tipos de detalhe e as respectivas categorias a serem consideradas para avaliação da tensão de “Hot Spot”. Outra possibilidade para a obtenção da categoria para o detalhe avaliado, também presente na IIW (2008), inclui uma sequência de cálculos. Primeiramente, define-se a geometria a ser avaliada, na qual se objetiva definir a categoria de detalhe. Feito isso, adota-se uma geometria de referência, equivalente ao detalhe tabelado por norma, sendo para esta geometria considerada a categoria de detalhe prescrito na própria norma (FAT_{Ref}). Ambas as geometrias devem ser avaliadas numericamente para a determinação das respectivas tensões de “Hot Spot” ($\sigma_{HS,Ref}$ e $\sigma_{HS,Av}$). A categoria de

detalhe correspondente à geometria a ser avaliada (FAT_{Av}) pode ser determinada conforma a equação a seguir (IIW, 2008):

$$FAT_{Av} = \frac{\sigma_{HS,Ref}}{\sigma_{HS,Av}} * FAT_{Ref} \quad (2.5)$$

A curva utilizada para análise de fadiga pela IIW (2008) é mostrada na Fig. 2.16, e possui o “cut-off” a 10^9 ciclos. Deve-se dividir a categoria do detalhe pelo coeficiente de segurança parcial γ_m (1,30 quando há risco de vida com a falha do componente) e, para o caso de amplitude de tensão variável ao longo do tempo, o dano total não deve ultrapassar o valor 0,5.

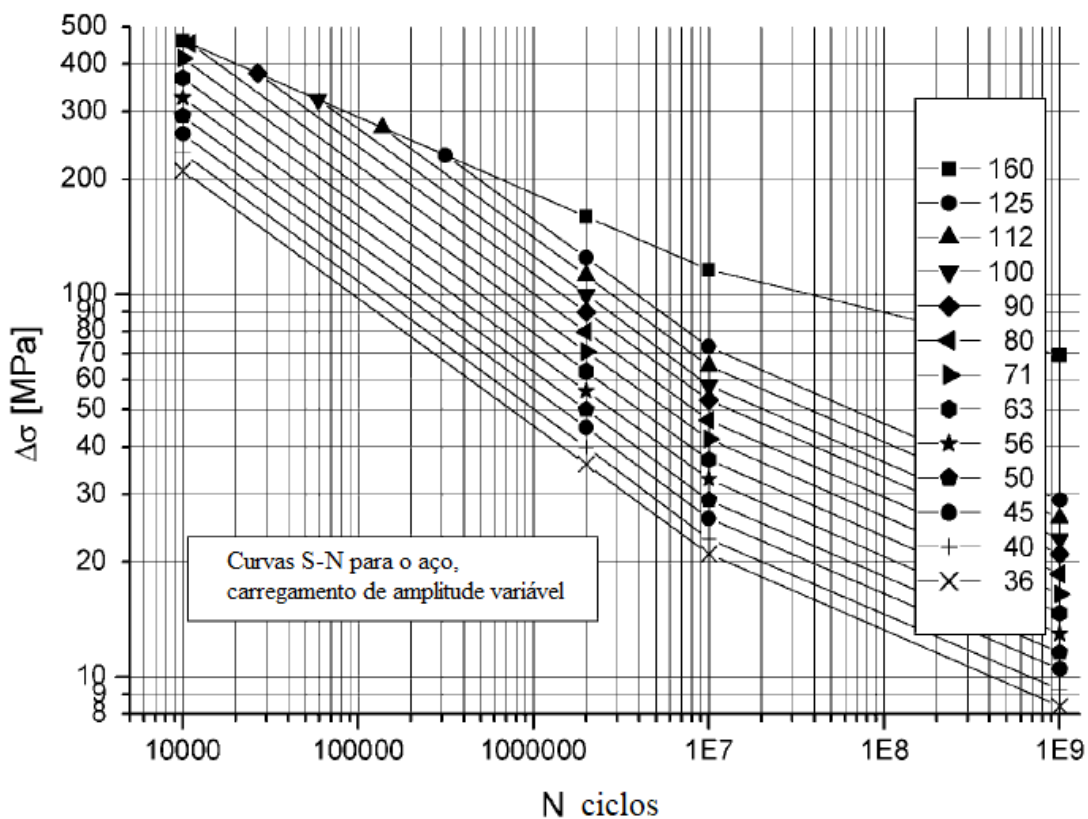


Figura 2.16: Curvas S-N modificadas para a utilização da regra de Palmgren-Miner. Fonte: IIW (2008)

O Eurocode EN-1993-1-9 (2005) também apresenta uma metodologia para avaliação de fadiga a partir dos históricos de tensão de “Hot Spot” obtidos. Conforme esta metodologia, recomenda-se a utilização da curva S-N apresentada na Fig. 2.7, com coeficiente de segurança parcial entre 1 e 1,35, e o valor de dano máximo igual a 1. O coeficiente de segurança é determinado conforme a consequência da falha e o método de avaliação utilizado, sendo o coeficiente: 1,00 para falhas com menores consequências e utilização do método de tolerância ao dano; 1,15 para falhas que ocasionam consequências mais severas e utilização do método de tolerância ao dano, ou também para falhas com pequenas consequências e utilização do método de vida residual; e

1,35 para falhas que ocasionam consequências mais severas e utilização do método de vida residual (EN-1993-1-9, 2005). No presente trabalho foi considerado o maior coeficiente de segurança parcial, de 1,35.

As tensões principais (σ_1) em função do tempo são calculadas a partir da Eq. 2.3. Utilizando o método “Rainflow” (seção 2.2.3) obtêm-se os valores das variações de tensões ($\Delta\sigma$), utilizadas no cálculo do dano. A categoria do detalhe (FAT) referente ao componente em análise é corrigida dividindo a mesma pelo coeficiente de segurança parcial (γ_m), conforme Eq. 2.6. A categoria de detalhe corrigida (FAT_{cor}) indica a curva S-N a ser utilizada. A partir da curva S-N, obtém-se a vida útil (N) correspondente a cada valor de variação da tensão ($\Delta\sigma$) determinada no “Rainflow”. O número de ocorrências de cada valor de variação da tensão (n) dividido pela vida útil correspondente (N) representa a fração do dano devido a esta variação da tensão, e o somatório das frações de dano correspondentes à todas variações das tensões obtidas corresponde ao dano sofrido pelo detalhe (D), conforme a Eq. 2.7.

$$FAT_{cor} = FAT / \gamma_m \quad (2.6)$$

$$\sum \frac{n}{N} = D \quad (2.7)$$

2.2.3 Contagem de Ciclos para Avaliação de Fadiga: Método “Rainflow”

Após o cálculo da tensão principal de “Hot Spot” em função do tempo e a verificação do ângulo máximo admissível, aplica-se o método “Rainflow” sobre o gráfico de tensão principal *versus* tempo objetivando a contagem de ciclos, e utiliza-se a curva S-N para estimar a vida em fadiga do componente estrutural. Cada ciclo corresponde a uma variação de tensão ($\Delta\sigma$) considerada. A categoria de detalhe associada à curva S-N através da metodologia “Hot Spot Stress” é baseada na IIW (2008) ou no Eurocode 1993-1-9 (2005), e varia conforme o detalhe avaliado.

O código para o método “Rainflow”, proposto na ASTM E1049 – 85 (2017) foi exemplificado por Palma (2015), e é apresentado no Apêndice A-7. Para a aplicação do método, é importante saber que todo ciclo deve ser avaliado e contabilizado apenas uma vez, sendo a contagem realizada nos pontos de reversão, definidos como máximos e mínimos locais. A primeira etapa consiste na identificação de todos os pontos de reversão. Já na segunda etapa, cada um desses pontos de reversão será o começo de uma contagem, obedecendo a uma das três regras: (i) mínimo local – “se o ponto inicial é um mínimo local, a contagem deve ser interrompida ao

encontrar um mínimo menor que ele”; (ii) máximo local – “se o ponto inicial é um máximo local, a contagem deve ser interrompida ao encontrar um máximo maior que ele”; e (iii) mistura de águas – “se no decorrer da contagem, encontrar um trecho já contado, a contagem deve ser interrompida”, conforme explicado em Palma (2015). O esquema do método é apresentado a seguir.

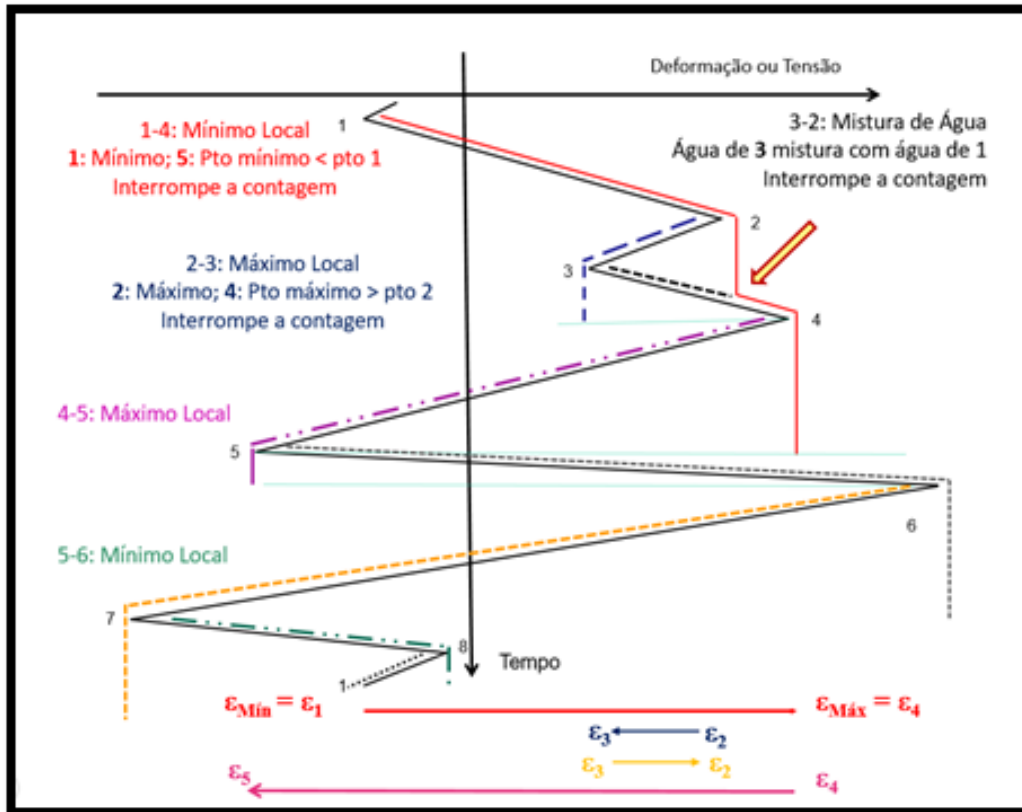


Figura 2.17: Método *Rainflow*. Fonte: Palma (2015)

2.3 Soldagem em Estruturas Metálicas

2.3.1 Definição do processo de Soldagem

De acordo com a AWS D1.1 (2004), a soldagem consiste na junção de duas peças de metal de forma a estabelecer uma ligação mecânica entre elas. Tal ligação pode ser efetuada por diversos processos, seja por meio de fusão e ou de pressão na região a ser conectada. O principal objetivo de um procedimento de soldagem é unir as peças de forma otimizada, determinando a solda mais eficiente e com o menor custo possível. A seguir exemplifica-se um processo de soldagem em campo.



Figura 2.18: Exemplo de processo de soldagem em campo. Fonte: <<http://editoralamonica.com.br/estabilidade-nas-construcoes/>>

2.3.2 Aspectos de Soldagem

De maneira geral, uma junta corretamente projetada e com a solda bem executada não necessita de procedimentos especiais para prevenir trincas durante sua vida útil. Porém, a necessidade de procedimentos especiais aumenta com a utilização de chapas de aço mais espessas e com o aumento dos elementos de liga no aço utilizado. Por exemplo, em alguns casos faz-se importante o uso de espaçadores entre chapas antes do processo de soldagem para diminuir as tensões geradas no processo de soldagem e as trincas pós-resfriamento. O termo técnico “soldabilidade” expressa a facilidade de produzir uma conexão soldada livre de trincas e com qualidade. Quando o aço possui baixa soldabilidade, podem ser tomadas algumas medidas para a garantia da qualidade da solda, tais como: (i) formato do cordão de solda e configuração de junta / preparo apropriados; (ii) penetração minimizada para prevenir a diluição do metal de solda com os elementos de liga da chapa; (iii) pré-aquecimento, controle de temperatura entre os passos e de fluxo de calor do processo de soldagem a fim de diminuir a taxa de resfriamento e as tensões residuais (AWS D1.1, 2004).

2.3.3 Trincas na Região da Solda

Conforme a AWS D1.1 (2004), as trincas na região da solda são imperfeições relevantes que não podem ser negligenciadas. Para tanto, um bom procedimento de soldagem e um bom projeto são requeridos para prevenir vários tipos de problemas, tais como trincas na solda

durante o processo de soldagem (Fig. 2.19), trinca na zona termicamente afetada (ZTA) do material de base (Fig. 2.20), e falhas durante a vida útil do componente soldado. Para cada caso, serão abordados os fatores que afetam e propiciam cada problema citado.

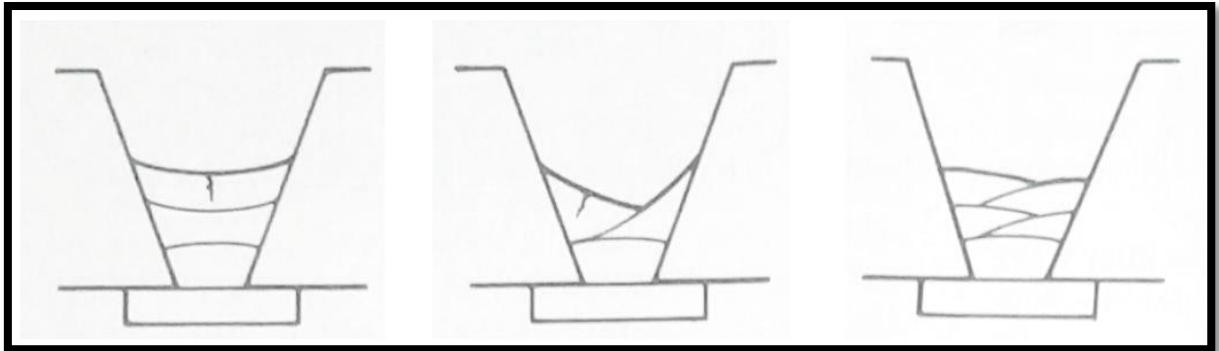


Figura 2.19: Trincas no cordão de solda durante os passos do processo de soldagem. Fonte: AWS D1.1(2004)



Figura 2.20: Trincas na zona termicamente afetada - ZTA. Adaptado de: AWS D1.1(2004)

Os fatores que propiciam a ocorrência de trincas na solda durante a soldagem são: (i) restrição na junta, ocasionando tensões elevadas na solda (Fig. 2.21); (ii) formato do cordão de solda depositado (Fig. 2.22) – um cordão de solda com formato convexo possui material suficiente na garganta para suportar tensões biaxiais (Fig. 2.23-a), enquanto a formação do cordão côncavo gera uma elevada tensão em toda a superfície do cordão de solda, podendo gerar trincas longitudinais (Fig. 2.23-b); além disso, quando a profundidade do cordão é superior à sua largura, podem surgir trincas internas (Fig. 2.24) – nesses casos, um alto teor de fósforo e enxofre agrava a integridade da solda; (iii) alto teor de carbono e elementos de liga do metal de

base, reduzindo a ductilidade do metal de solda adicionado; (iv) inserção de hidrogênio durante o processo de soldagem; e (v) alta taxa de resfriamento. (AWS D1.1, 2004)

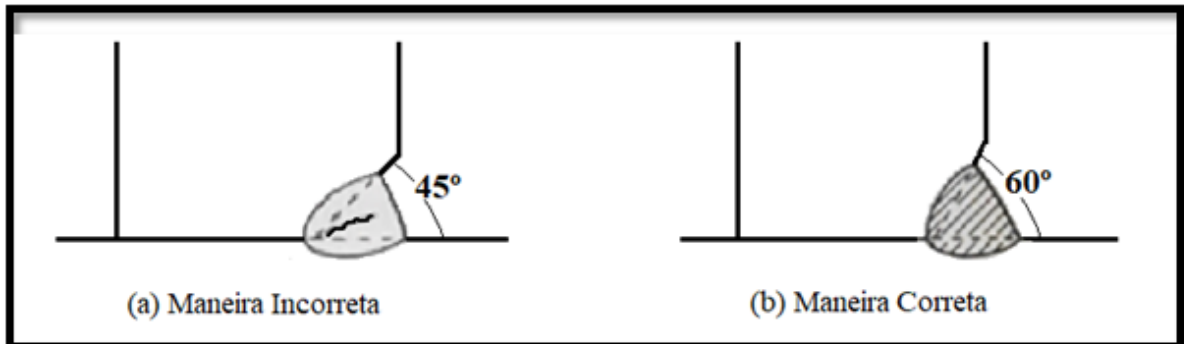


Figura 2.21: Efeito da restrição na área de soldagem no aparecimento de trincas. Adaptado de: AWS D1.1(2004)

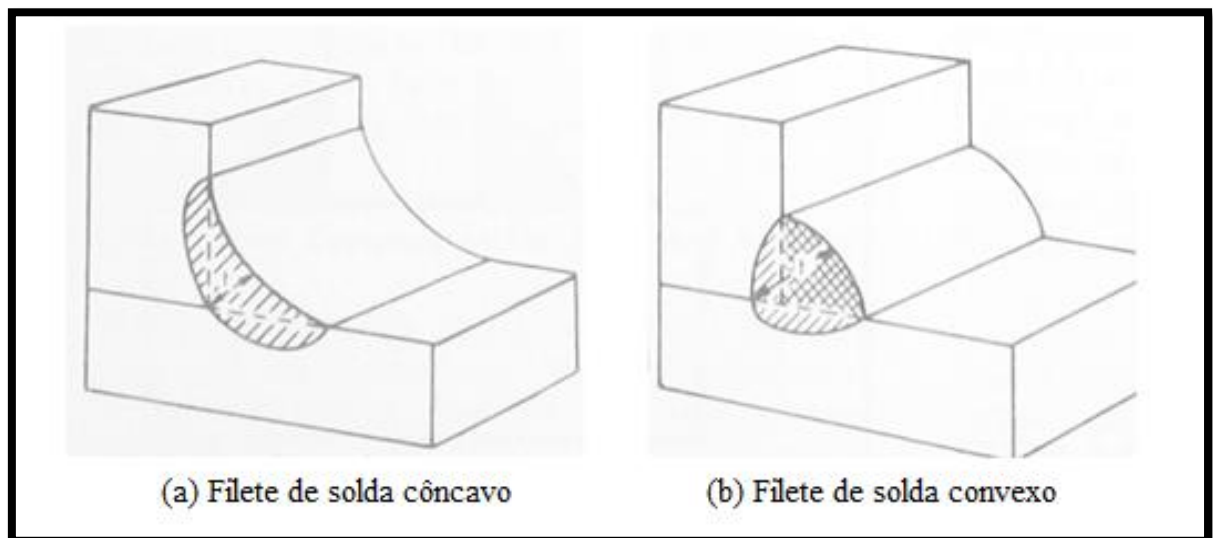


Figura 2.22: Ilustração dos formatos de cordão de solda. Adaptado de: AWS D1.1(2004)

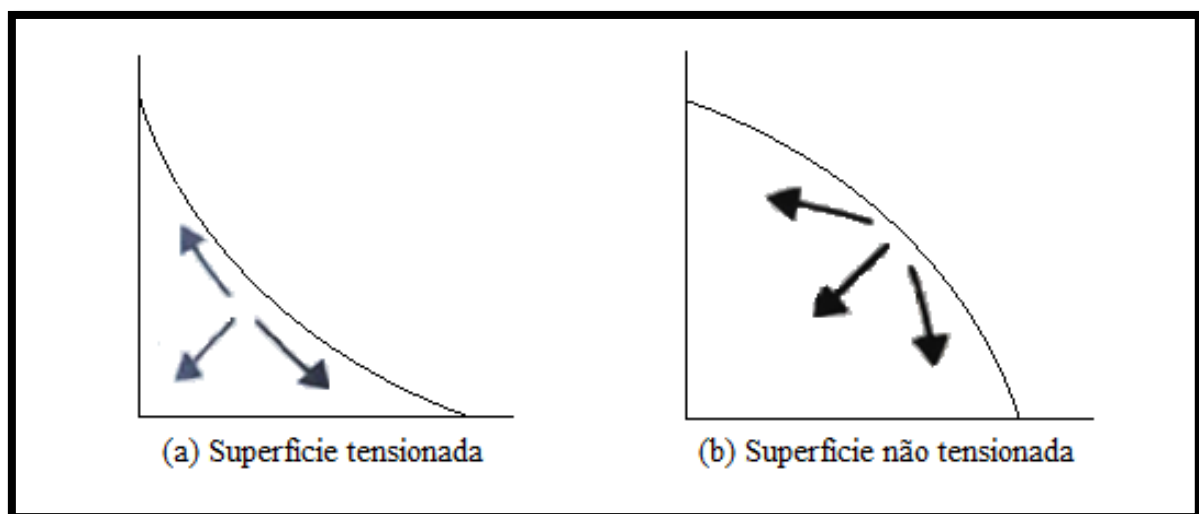


Figura 2.23: Influência do formato de cordão de solda no surgimento de trincas. Adaptado de: AWS D1.1(2004)

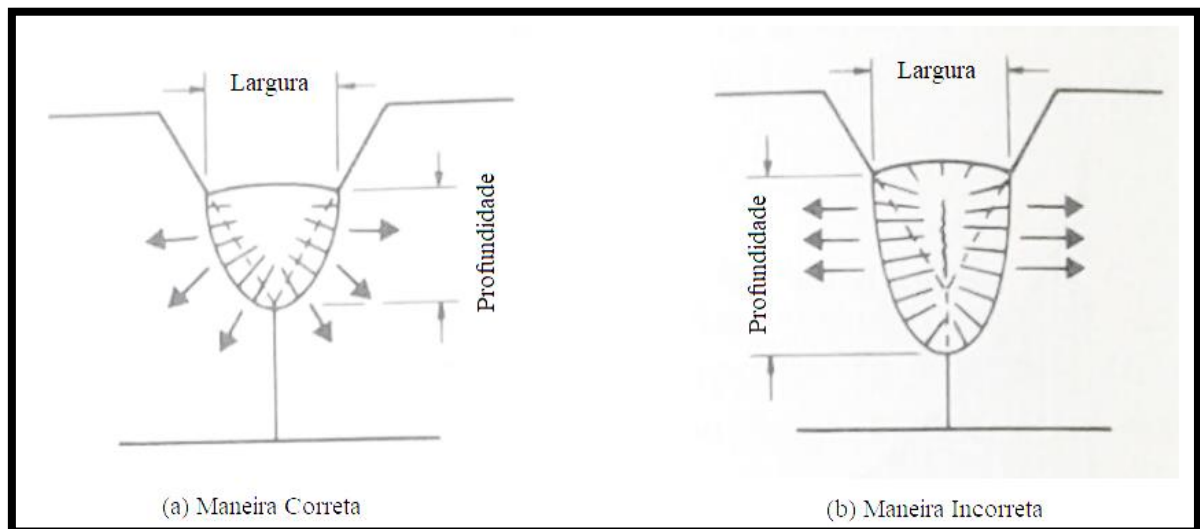


Figura 2.24: Influência da penetração da solda no aparecimento de trincas internas: (a) Maneira Correta; (b) Maneira Incorreta. Adaptado de: AWS D1.1(2004)

Dentre os fatores que influenciam o aparecimento de trincas na ZTA são: (i) alto teor de carbono e elementos de liga; (ii) fragilização por hidrogênio da zona de fusão, decorrente do hidrogênio liberado pelo metal de solda; (iii) alta taxa de resfriamento (AWS D1.1, 2004).

Já dentre os fatores que favorecem a ruptura da conexão soldada em serviço, estão: (i) baixa tenacidade da junta soldada sob solicitações de impacto e baixas temperaturas; (ii) ocorrência da trinca por fadiga devido ao efeito da geometria do entalhe, sob carregamento cíclico e variável, como observado em estruturas de pontes (AWS D1.1, 2004).

De acordo com Heshmati (2012), dentre as possíveis discontinuidades das soldas estão, no caso das soldas de filete, as trincas na garganta e na raiz da solda, trinca na margem do cordão de solda, porosidade de gases retidos durante a solidificação, diminuição da espessura do metal de base e acúmulo excessivo de metal de solda. Já nas soldas de penetração total pode-se observar porosidade, inclusão de escória e trinca por solidificação. Devido a tais defeitos, a etapa de iniciação de trinca em conexões soldadas é considerada reduzida ou nula, conforme mostra a Fig. 2.25.

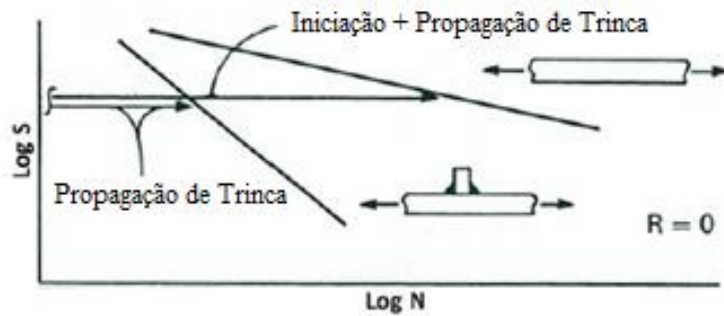


Figura 2.25: Representação da resistência à fadiga para a chapa de aço plana e para a chapa soldada. Adaptado de: Maddox (1991) apud Heshmati (2012)

2.4 Metodologia Global-Local

2.4.1 Definições e aspectos gerais

A metodologia global-local é utilizada na avaliação detalhada de regiões específicas de um sistema estrutural, havendo um modelo global que representa todo o sistema em estudo, e um submodelo da região a ser avaliada em detalhes. De acordo com Leite *et al.* (2018), na submodelagem, a estrutura completa é analisada usando um modelo em elementos finitos constituído por elementos de viga ou de casca, enquanto que regiões específicas podem ser estudadas através de modelos com elementos de casca ou sólido e malha refinada. Para a aplicação dessa técnica é importante garantir uma boa transferência das condições de contorno entre os diferentes modelos utilizados. A análise de fadiga de conexões de estruturas a partir de modelos numéricos geralmente requer a construção de modelos refinados, porém, os modelos baseados em elementos finitos de casca ou sólido apresentam elevado custo computacional. Sendo a utilização destes elementos por toda a extensão da estrutura muito dispendiosa, justifica-se a utilização de uma metodologia Global-Local.

A técnica de submodelagem é baseada no princípio de St. Venant, sendo o campo de tensões de uma região distante das concentrações de tensões substituído por um conjunto de deslocamentos equivalentes. A distribuição de tensões e deformações, por sua vez, sofre alteração somente próximo às regiões com entalhes e mudanças de geometria. Tal consideração parte de que os efeitos de concentração de tensões são localizados, de forma que, se as fronteiras do submodelo são distantes o suficiente da concentração de tensões, resultados precisos podem ser calculados através do submodelo (Ansys, 2018). A seguir exemplifica-se a submodelagem, na qual os deslocamentos obtidos no modelo completo são aplicados como condições de contorno ao submodelo.

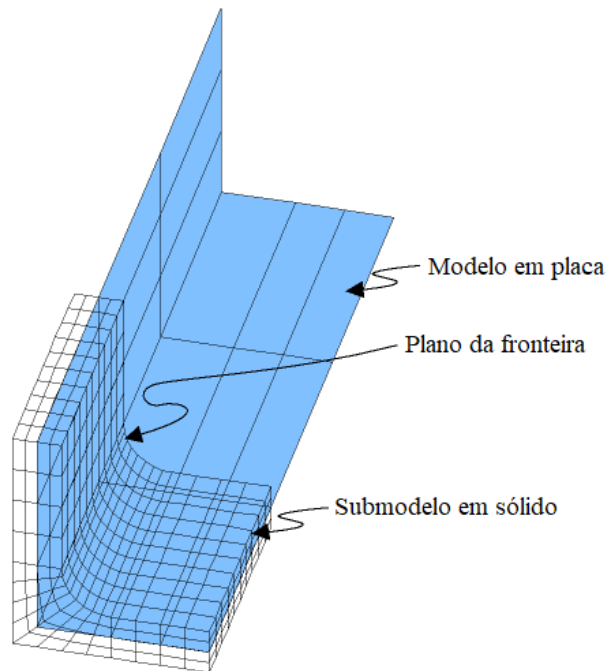


Figura 2.26: Exemplo de modelo e submodelo para aplicação da técnica de submodelagem na metodologia global-local. Adaptado de: ANSYS (2018)

Dentre as vantagens da técnica de submodelagem, pode-se citar a redução da necessidade de regiões de transição complexas em elementos sólidos e a versatilidade em testar diferentes geometrias na região do submodelo. Dentre as limitações listam-se a validade apenas para modelos em cascas e sólidos e a consideração de que as fronteiras estão longe o suficiente da região de concentração de tensões, sendo necessário verificar se a distribuição de tensões na fronteira do submodelo é equivalente à presente no modelo completo.

A aplicação da metodologia global-local envolve as seguintes etapas: (i) criar e analisar o modelo do sistema estrutural completo (global); (ii) criar o submodelo (modelo local); (iii) fazer a interpolação na fronteira em que os modelos se interceptam; (iv) analisar o submodelo; (v) verificar se a distância entre a fronteira e a região com as concentrações de tensões é adequada. Todas as etapas são descritas no fluxograma a seguir. Destaca-se o fato que a análise do modelo pode ser estática ou dinâmica e ambos os modelos são completamente independentes. Entretanto, o posicionamento de ambos com relação ao sistema de coordenadas deve ser coerente, ou seja, a localização do submodelo deve ser a mesma da sua região correspondente no modelo completo, conforme representado na Fig. 2.26.

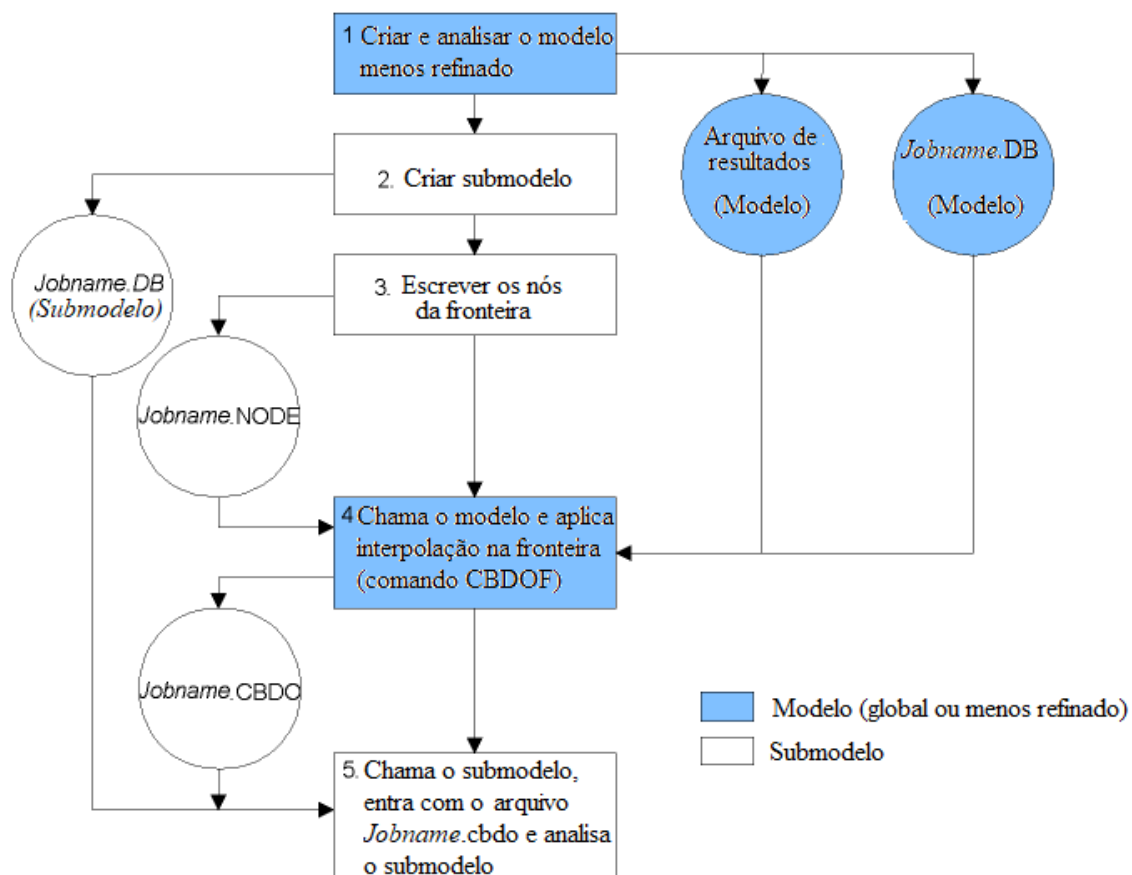


Figura 2.27: Fluxograma para aplicação da técnica de submodelagem. Adaptado de: ANSYS (2018)

Se modelo completo for elaborado com elementos de casca e o submodelo com elementos sólidos, deve-se atentar para que o plano médio dos elementos do submodelo se posicione próximo aos elementos de casca do modelo completo. Essa distância não deve exceder 0,75 vezes o valor da espessura do elemento de casca mais próximo, conforme representado na Fig. 2.28-a. Somente os deslocamentos translacionais são determinados para os nós da fronteira, porém, considerando uma composição de deslocamentos translacionais e rotacionais. Como mostra a Fig. 2.28-b, a coordenada y é alterada de forma que se posicione perpendicularmente ao plano dos elementos de casca. O comando *CBDOF é responsável por realizar a leitura de um arquivo com os nós de fronteira do submodelo (.node), e criar um arquivo (.cbdo) com os comandos para rotacionar os nós, deletar as restrições em y pré-determinadas e elaborar os deslocamentos prescritos interpolados.

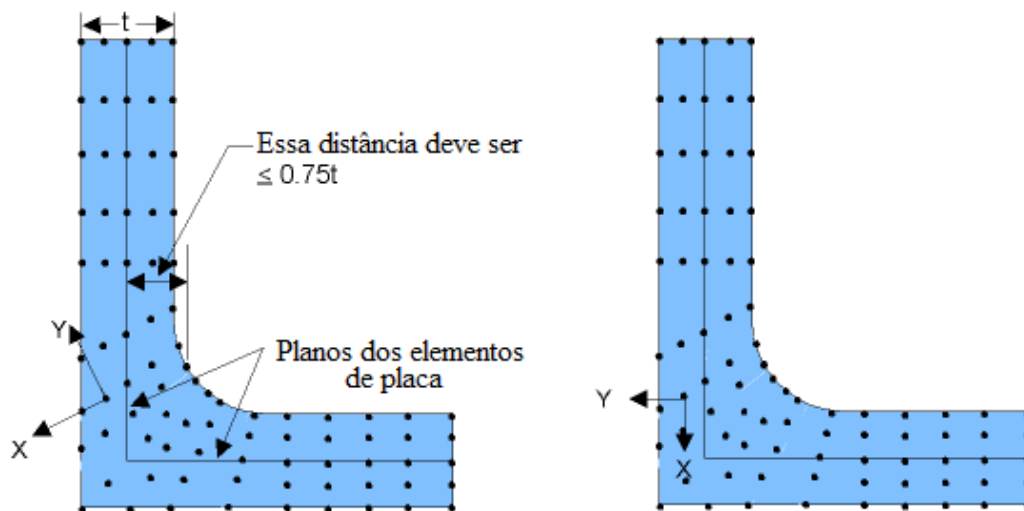


Figura 2.28: (a) Nós da fronteira do submodelo e (b) mudança do sistema de coordenadas dos nós da fronteira após comando CBDOF. Adaptado de ANSYS (2018)

Quando a metodologia global-local é aplicada em uma análise transiente, é possível avaliar a região do detalhe utilizando o resultado transiente do modelo global; aplicam-se os deslocamentos prescritos resultantes de cada instante de tempo como condição de contorno estática no submodelo, e o conjunto de resultados para cada instante de tempo gera os resultados do submodelo em função do tempo. A este tipo de abordagem dá-se o nome “discretização por passos de tempo”. Outra forma possível é aplicar os deslocamentos prescritos relativos a cada modo de vibração no modelo local, para extrair os resultados modais, e combiná-los através do método da superposição modal, para então obter os resultados em função do tempo. Esta outra abordagem é aqui chamada de “discretização por modos”, aplicada por Albuquerque (2012) e Ferreira (2017).

2.4.2 Trabalhos recentes desenvolvidos

Alencar (2018) e Ferreira (2017) realizaram avaliações de fadiga em um detalhe crítico do vão de acesso da Ponte de Alcácer do Sal, em Portugal, e será tomado como referência para as análises deste trabalho. A seguir apresentam-se o modelo global da estrutura, o submodelo e a imposição dos deslocamentos extraídos do modelo global no modelo local.

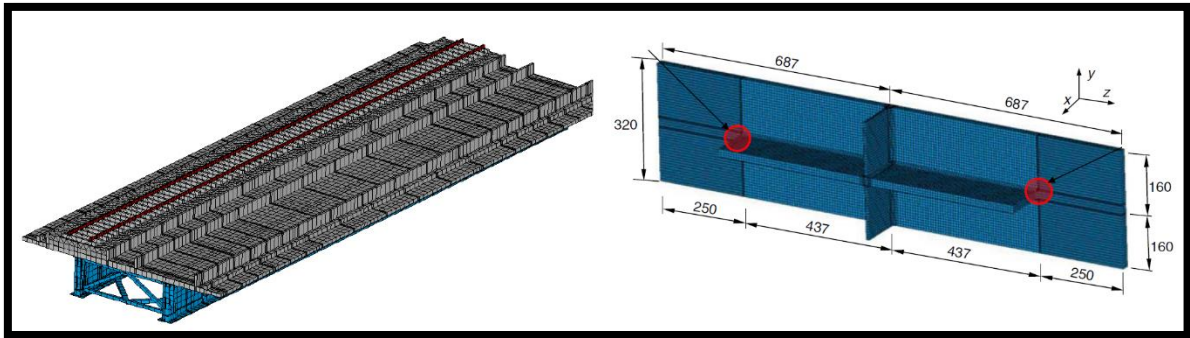


Figura 2.29: Vão de acesso da Ponte de Alcácer do Sal: Modelo global e Submodelo [mm]. Fonte: Alencar (2018)

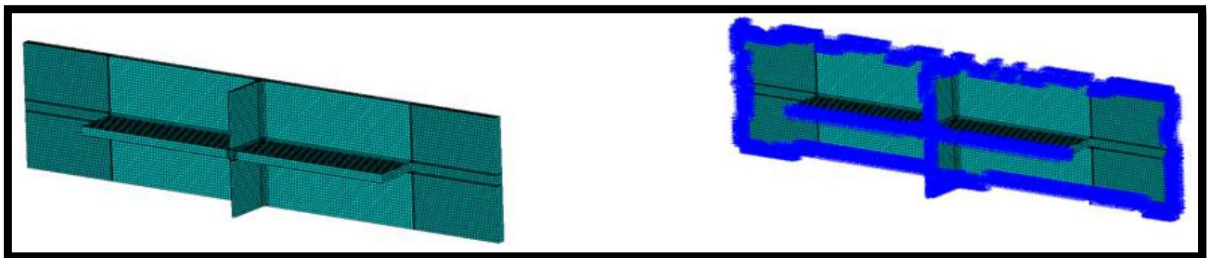


Figura 2.30: Vão de acesso da Ponte de Alcácer do Sal: imposição dos deslocamentos extraídos do modelo global no submodelo. Fonte: Ferreira (2017)

Liu *et al.* (2018) e Liu *et al.* (2019) realizaram a avaliação de fadiga de uma conexão crítica da ponte histórica Hercílio Luz, localizada em Florianópolis, através da metodologia global-local. Os modelos completos bem como os submodelos desenvolvidos encontram-se nas figuras a seguir.

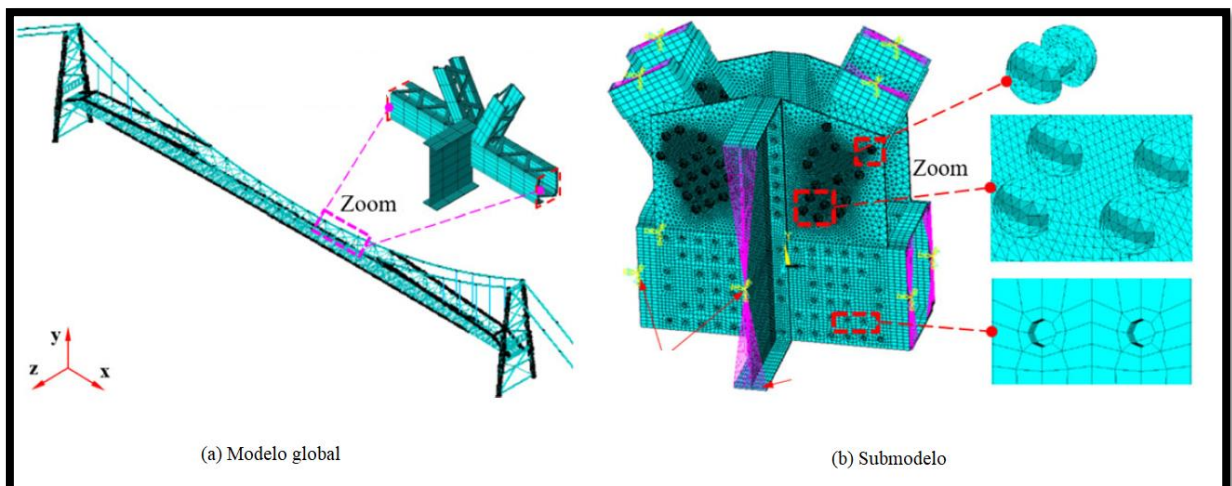


Figura 2.31: Ponte Hercílio Luz: (a) Modelo global; (b) Submodelo. Fonte: Liu *et al.* (2019)

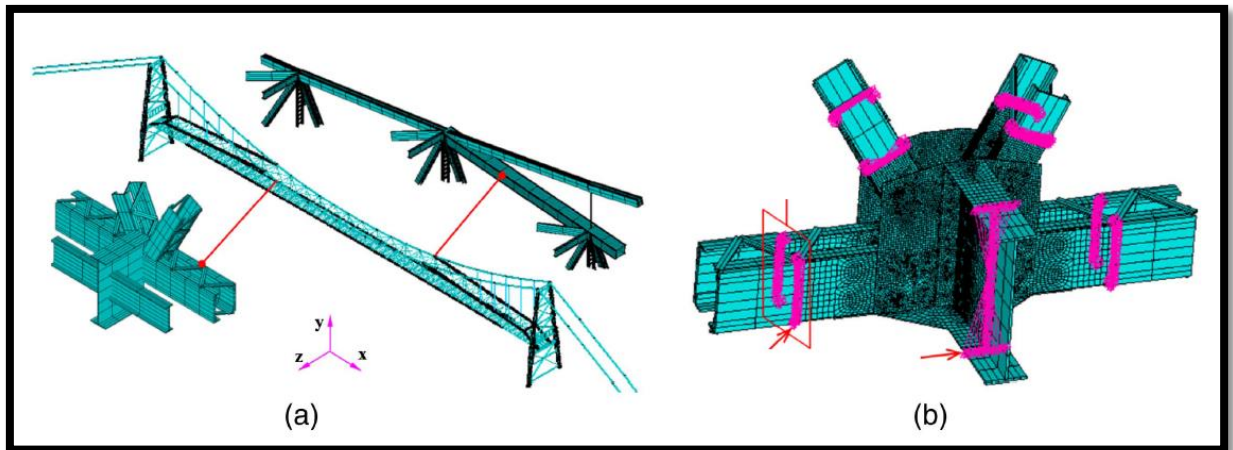


Figura 2.32: Ponte Hercílio Luz: (a) Modelo global; (b) Submodelo. Fonte: Liu *et al.* (2018)

Leite *et al.* (2018) também realizou uma análise global-local de um detalhe rebitado presente em uma ponte metálica, sendo o modelo global da ponte desenvolvido com elementos de viga e o modelo local com elementos sólidos, conforme mostrado a seguir. A compatibilidade de deslocamentos foi feita através de elementos rígidos, ligados a nós de referência.

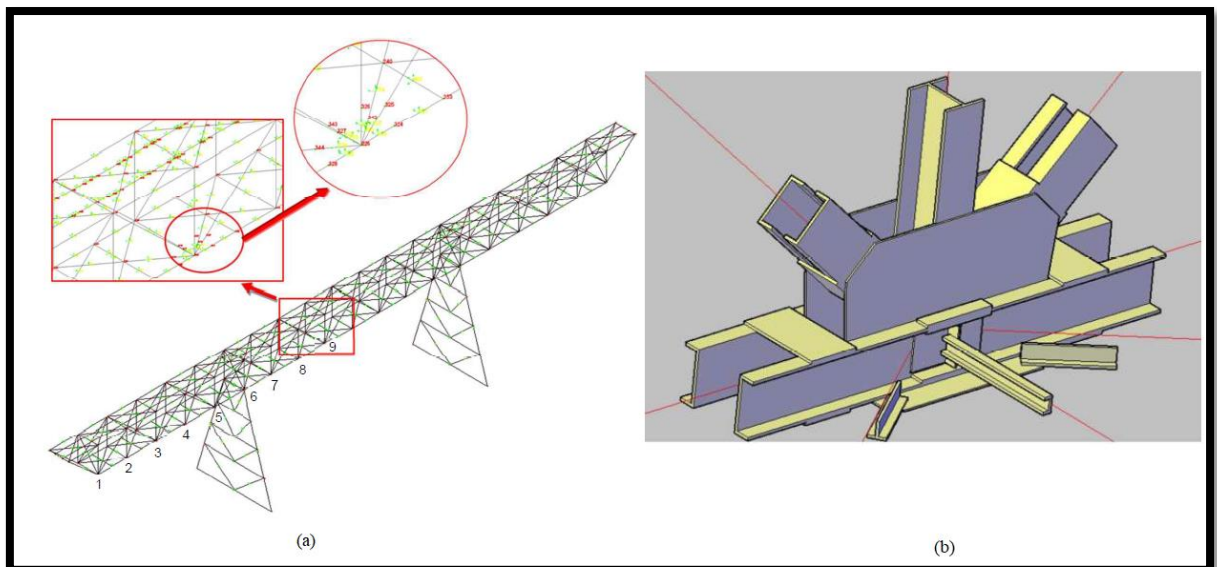


Figura 2.33: Ponte rebitada: (a) Modelo global; (b) Submodelo. Fonte: Leite *et al.* (2018)

Albuquerque (2015) também realizou o estudo de fadiga através da metodologia Global-Local do vão central da Ponte de Alcácer do Sal sobre o Rio Sado, em Portugal. O modelo global foi desenvolvido em elementos de casca, enquanto que o global foi desenvolvido em elementos sólidos. A abordagem da mecânica da fratura foi utilizada para a análise de fadiga do detalhe crítico, apresentado na figura a seguir.

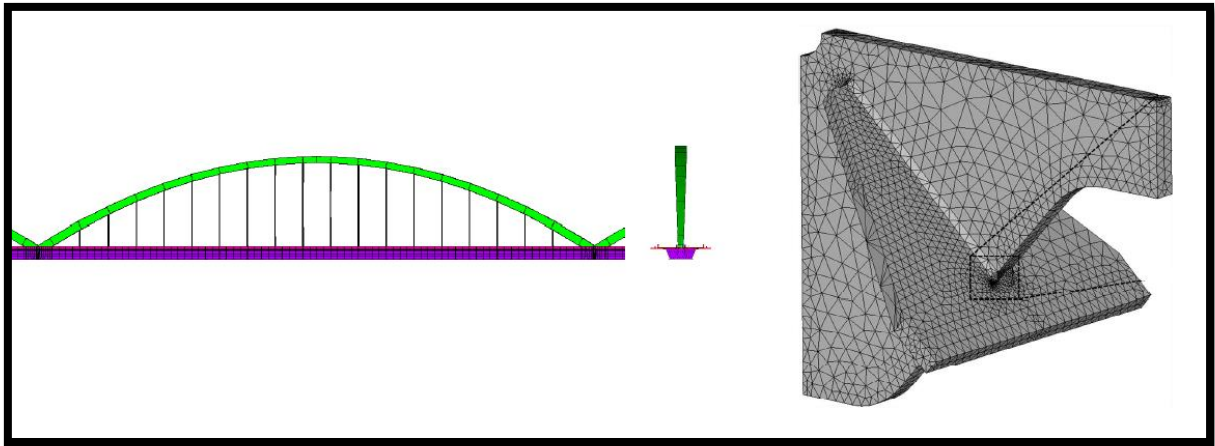


Figura 2.34: Vão central da Ponte de Alcácer do Sal: Modelo global e Submodelo. Fonte: Albuquerque (2015)

2.5 Avaliação Dinâmica de Pontes sujeitas ao Tráfego de Alta Velocidade

2.5.1 Conceitos Básicos

De acordo com Soriano (2014), as estruturas são “sistemas físicos sujeitos a ações externas, capazes de transmitir esforços”. Caso as ações desenvolvam forças de inércia significativas, essas são classificadas como dinâmicas, e podem decorrer de atividades humanas – dança, corridas; de equipamentos móveis – trens, automóveis, pontes rolantes; de partes móveis – turbinas, motores; e também de eventos da natureza – vento, ondas e terremotos; dentre outros fatores, que causam vibrações nas estruturas, podendo provocar danos através do processo de fadiga, além de possíveis desconfortos aos usuários. Dessa maneira, é importante caracterizar as ações externas dinâmicas, além de inferir o efeito das vibrações, para o correto dimensionamento dos componentes e ligações estruturais.

Conforme Soriano (2014), de forma geral, as equações do movimento de uma estrutura são diferenciais no tempo, sendo que essas equações podem ou não ser lineares e possuir soluções analíticas somente em casos muito específicos. Dessa forma, utiliza-se amplamente a discretização do domínio, que permite substituir as equações diferenciais por equações ordinárias dependentes do tempo, como é realizado no Método dos Elementos Finitos.

Quando um sistema é considerado conservativo, mesmo após ter cessado a ação externa a vibração persiste. Nesse caso, o modelo se trata de um sistema simplificado, pois sempre ocorre dissipação de energia em estruturas reais. O fenômeno de dissipação de energia é definido como amortecimento. O amortecimento é um fenômeno complexo, pois envolve geração de calor relativa ao atrito interno do material, nos aparelhos de apoio e ligações entre componentes, e

depende da interação com o contorno da estrutura. Ao incorporar o amortecimento ao modelo massa-mola, o sistema passa de conservativo para não-conservativo (Soriano, 2014). A seguir é apresentado um resumo dos diferentes tipos de amortecimento.

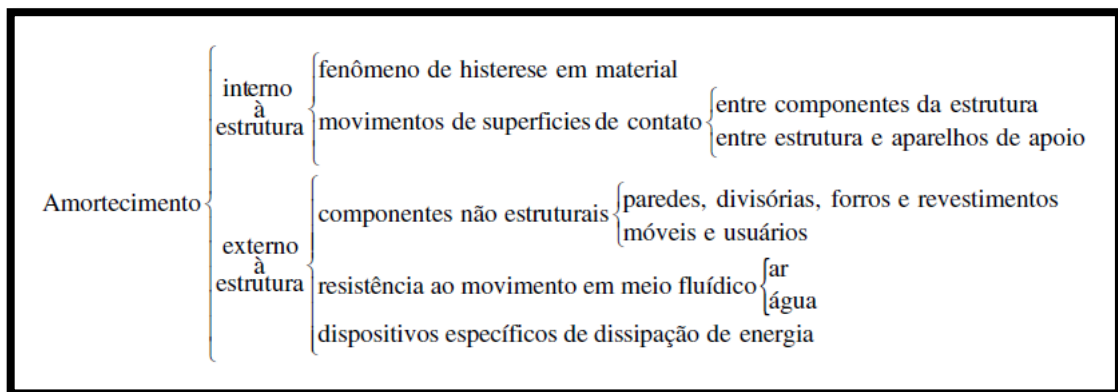


Figura 2.35: Resumo dos diferentes tipos de amortecimento. Fonte: Soriano (2014)

Conforme Soriano (2014), a resposta dinâmica pode ser determinada tanto no domínio do tempo quanto no domínio da frequência. Os métodos de análise no domínio do tempo são mais intuitivos, enquanto os de análise no domínio na frequência são mais elaborados. A equação de equilíbrio de um modelo massa-mola amortecido com um grau de liberdade é mostrada a seguir, onde $f_{in}(t)$ são as forças de inércia, $f_a(t)$ são as forças de amortecimento e $f_{el}(t)$ é a força restitutiva elástica, e $f(t)$ é a força externa que representa a ação dinâmica. No que se refere à força externa, será utilizado o modelo de cargas móveis para a sua representação, abordado à frente.

$$f_{in}(t) + f_a(t) + f_{el}(t) = f(t) \quad (2.8)$$

Para representar a dissipação de energia, os tipos de amortecimento mais utilizados em análises dinâmicas de estruturas são o amortecimento viscoso, o amortecimento de Coulomb e o amortecimento estrutural, sendo o amortecimento viscoso o mais aplicado na prática para a solução de problemas de engenharia. O amortecimento viscoso nas estruturas se assemelha ao fenômeno de oposição ao movimento lento de corpos em um fluido, sendo este proporcional à velocidade entre corpo e fluido. O coeficiente de amortecimento viscoso possui grande incerteza associada e é determinado experimentalmente de forma indireta. Assim, comumente se adotam valores existentes em códigos normativos de projeto e na literatura. (Soriano, 2014)

Assim, a equação de movimento resultante de um oscilador simples amortecido é dada por:

$$m \cdot \ddot{u}(t) + c \cdot \dot{u}(t) + k \cdot u(t) = f(t) \quad (2.9)$$

Sendo m a massa na extremidade livre, $\ddot{u}(t)$ é a aceleração, c o coeficiente de amortecimento viscoso, $\dot{u}(t)$ a velocidade, k o coeficiente de rigidez e $u(t)$ o deslocamento. A resposta a ser obtida na equação é o deslocamento, sendo possível obter posteriormente a velocidade, aceleração, forças elásticas, de amortecimento e inerciais (Soriano, 2014). Caso o sistema possua vários graus de liberdade, a Eq. 2.9 pode ser facilmente adaptada substituindo m , c e k por matrizes.

Para avaliar a necessidade de uma análise dinâmica de uma ponte, pode ser tomado como referência o fluxograma presente no Eurocode (EN 1991-2, 2003), apresentado a seguir. Os parâmetros presentes no fluxograma são: a velocidade máxima da via, V [km/h]; vão do tabuleiro, L [m]; frequência natural do primeiro modo de flexão vertical, n_o [Hz]; frequência natural do primeiro modo de torção, n_t [Hz]. As cores no fluxograma indicam o caminho seguido para o caso estudado. A velocidade máxima da via é superior a 200km/h, a estrutura é simplesmente apoiada e possui vão de 45m. A frequência natural do primeiro modo de flexão (2,48) corresponde exatamente ao valor de frequência limite inferior para um vão de 45m (2,48), optando-se por segurança não considerar a frequência dentro dos limites admitidos. O primeiro modo de torção (3,05) é superior a 1,2 vezes o primeiro modo de flexão (2,98). Dessa maneira, considera-se a necessidade de uma avaliação dinâmica para o caso estudado, e consideração dos modos de flexão e de torção na análise.

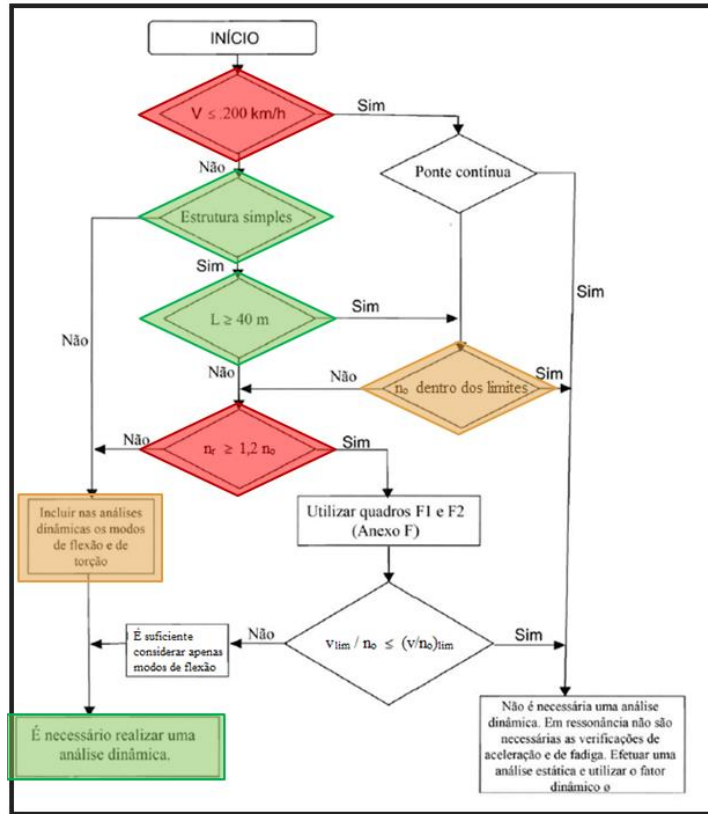


Figura 2.36: Fluxograma adaptado do Eurocode EN1991-2 (2003) para determinação da necessidade da realização de análise dinâmica de uma ponte. Adaptado de: Peixer (2018)

2.5.2 Método da Superposição Modal

Conforme dito anteriormente, a Eq. 2.9 pode ser de forma matricial, na qual M é a matriz de massa, C a matriz de amortecimento, K a matriz de rigidez, F o vetor de forças externas e u o vetor de deslocamentos nodais:

$$M \cdot \ddot{u}(t) + C \cdot \dot{u}(t) + K \cdot u(t) = F(t) \quad (2.10)$$

O vetor de deslocamentos pode ser escrito como:

$$u = \sum \varphi_i y_i \quad (2.11)$$

Onde φ_i é a forma da deformada e y_i é a coordenada modal para cada modo i , ou seja, o vetor de deslocamentos nodais foi discretizado em função dos modos do sistema. Sabendo-se que os modos são ortogonais entre si, é possível fazer manipulações matemáticas e chegar na equação de equilíbrio desacoplada, conforme as Eq. 2.12 e 2.13 (normalizada), em que o índice n indica o espaço modal, ξ_n a razão de amortecimento modal, $f_n(t)$ a força normalizada pela matriz de massa e a variável ω_n corresponde à frequência natural no modo n . A razão de amortecimento

modal é a razão entre o coeficiente de amortecimento atuante no sistema e o coeficiente de amortecimento crítico.

$$M_n \cdot \ddot{y}_n + C_n \cdot \dot{y}_n + K \cdot y_n = F_n(t) \quad (2.12)$$

$$\ddot{y}_n + 2 \cdot \xi_n \cdot \omega_n \dot{y}_n + \omega_n^2 \cdot y_n = f_n(t) \quad (2.13)$$

De acordo com Albuquerque (2008) e Craig Jr. e Kurdila (2006), o método da superposição modal tem como base a propriedade de ortogonalidade dos modos de vibração, a partir da qual é possível transformar um sistema dinâmico de n equações dependentes a n incógnitas, em um conjunto de n equações independentes entre si, com uma única incógnita cada. Esse método simplifica significativamente a resolução do sistema quando comparado à integração direta. Os métodos de integração direta são mais aconselháveis quando o espaço de tempo que se deseja analisar é muito reduzido. Neste trabalho, o método da sobreposição modal se mostra suficiente para resolver o problema proposto.

Conforme Soriano (2014), o método da superposição modal “se baseia na transformação das coordenadas geométricas em coordenadas generalizadas modais”, diagonalizando as matrizes de rigidez e de massa globais. A partir disso e com o amortecimento proporcional, faz-se possível a obtenção das equações de movimento desacopladas, de forma similar ao oscilador simples amortecido. Após a resolução das equações, as mesmas são transformadas para o espaço físico novamente. Faz-se importante determinar o número de modos de vibração adequado para uma resposta que descreva o fenômeno real com um custo computacional compatível.

É sugerido excluir da análise modal os modos de vibração com frequências superiores a quatro vezes o valor da frequência da força de excitação. No caso em que seja a força periódica e não harmônica, os componentes dinâmicos mais relevantes podem ser identificados via Série de Fourier (Soriano, 2014). O Eurocode EN-1990 (2002) determina valores mínimos para as frequências consideradas na análise de superposição modal, a saber: (i) 30Hz; (ii) 1,5 vezes a frequência do primeiro modo de vibração da estrutura; e (iii) a frequência do terceiro modo de vibração da estrutura considerada.

De acordo com a ERRI D214/RP9 (2001) apud Ribeiro (2004), o intervalo de tempo (Δt) utilizado pode ser considerado o menor entre os apresentados nas Eq. 2.14 e 2.15, nas quais $f_{m\acute{a}x}$

é a frequência máxima a ser considerada, L é o tamanho do vão, n é o número de modos de vibração, e $v_{máx}$ a velocidade máxima considerada. Conforme Ribeiro (2004), a primeira equação garante que um ciclo da maior frequência seja representado por no mínimo oito pontos, e a segunda equação garante a caracterização da excitação com precisão suficiente, ou seja, o tempo ($L/v_{máx}$) de atuação da força com velocidade $v_{máx}$ sobre a estrutura é discretizado em um total de $4n$ intervalos.

$$\Delta t = \frac{1}{8 \cdot f_{máx}} \quad (2.14)$$

$$\Delta t = \frac{L}{4 \cdot n \cdot v_{máx}} \quad (2.15)$$

2.5.3 Carregamento decorrente da Passagem de Trens de Alta Velocidade

As cargas móveis são representações para a consideração dos carregamentos impostos pela passagem do trem sobre a ponte. De acordo com Albuquerque (2008), as cargas móveis supõem os trens como um conjunto de cargas pontuais móveis cujos valores são constantes e equivalentes às cargas estáticas por eixo. Uma das vantagens dessa metodologia é sua simplicidade de utilização, quando comparada, por exemplo, à metodologia de interação veículo-estrutura. Outra vantagem é o tempo de processamento reduzido. Já como desvantagem, o método de cargas móveis despreza a massa do trem, pois a massa do trem altera as frequências de vibração da estrutura, sendo que também não possibilita avaliação da aceleração dentro do trem, variável decisiva para saber o conforto dos passageiros. A metodologia de interação trem-estrutura, apresentada e utilizada em Ribeiro (2012), Montenegro (2015) e Neves (2017), não despreza a massa do trem, além de viabilizar a avaliação da aceleração no interior do trem.

A metodologia utilizando cargas móveis foi realizada nesse trabalho com base nas definições presentes no Eurocode EN 1991-2 (2003). De acordo com Ferreira (2017), para a implementação de uma análise com cargas móveis, faz-se necessária a elaboração de uma matriz contendo os valores de forças nodais, conforme o carregamento e velocidade do trem. É importante determinar o tempo total de passagem do trem e o número de passos da análise. Cada coluna irá conter os carregamentos equivalentes do trem para cada instante de tempo (linha) e nó da estrutura (coluna).

3 METODOLOGIA

3.1 Viaduto de Acesso de Alcácer do Sal

O viaduto de acesso de Alcácer do Sal, em Portugal, foi selecionado para este estudo de caso devido à disponibilidade de dados de projeto e também pela presença de resultados dessa estrutura obtidos por outros autores. As considerações realizadas neste trabalho serão explicitadas a seguir.

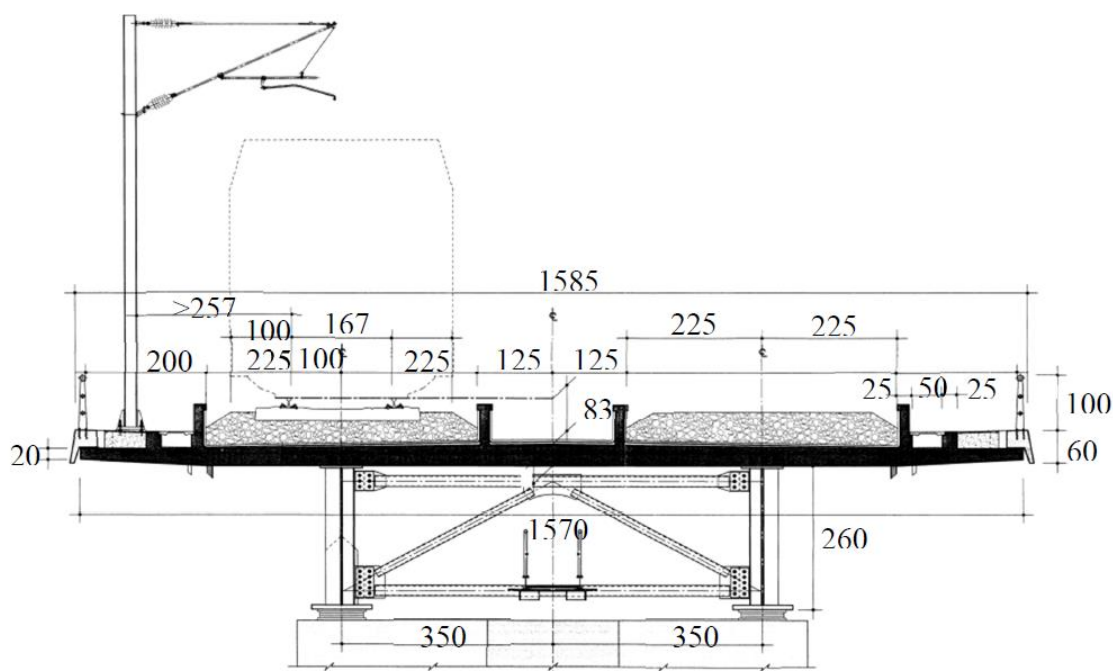
A ponte de Alcácer do Sal, construída em 2010, integra a ferrovia que liga Algarve, no sul de Portugal, a Lisboa, para o transporte de passageiros através de trens de alta velocidade. Essa ponte foi dimensionada para velocidades de até 250km/h, e também faz parte da logística de fluxo de mercadorias que passam pelo Porto de Sines, na costa Atlântica (Albuquerque, 2015; Ferreira, 2017). A seguir apresenta-se uma foto da ponte de Alcácer do Sal.



Figura 3.1: Vista da estrutura ferroviária em Alcácer do Sal. Fonte: Mourão (2010) apud Alencar (2016a)

3.1.1 Descrição da estrutura

A estrutura é composta pelo vão central sobre o rio Sado e pelos viadutos de acesso Norte e Sul, totalizando um comprimento de 2700 metros, sendo o viaduto Norte e o vão central retos e o viaduto Sul em curva. A maioria dos tabuleiros da estrutura são contínuos, havendo poucos vãos biapoiados intercalados (Ferreira, 2017). Este estudo se concentra em um vão biapoiado do viaduto Norte, conforme anteriormente apresentado na Fig. 1.3, sendo as principais dimensões da seção transversal apresentadas a seguir.



O viaduto possui 45m de comprimento e é composto por duas longarinas com altura de 2600mm, sendo: a espessura da alma variável entre 16mm no centro do vão e 25 mm nos apoios; flange superior com 700mm de largura e espessura variável entre 40mm sobre os apoios e 90mm no centro do vão; mesa inferior de largura 1000mm, espessura variável entre 60mm e 120mm; enrijecedores verticais das longarinas em perfis T, produzidos a partir do perfil IPE400. Existem travessamentos ao longo do vão espaçados a cada 7,5m, compostos por perfis tubulares de 139,7mm e 193,7mm de diâmetro, com espessura de 8mm. Sobre os apoios, os travessamentos são compostos também por tubos, porém com diâmetros de 193,7mm e espessura de 12mm. Para os contraventamentos inferiores foram adotados perfis T, produzidos a partir do corte do perfil HEA400. A laje possui espessura variável ao longo de sua seção transversal, com 400mm ao centro e mínimo de 200mm nas laterais. (Alencar, 2016a; Ferreira, 2017; Grid, 2006)

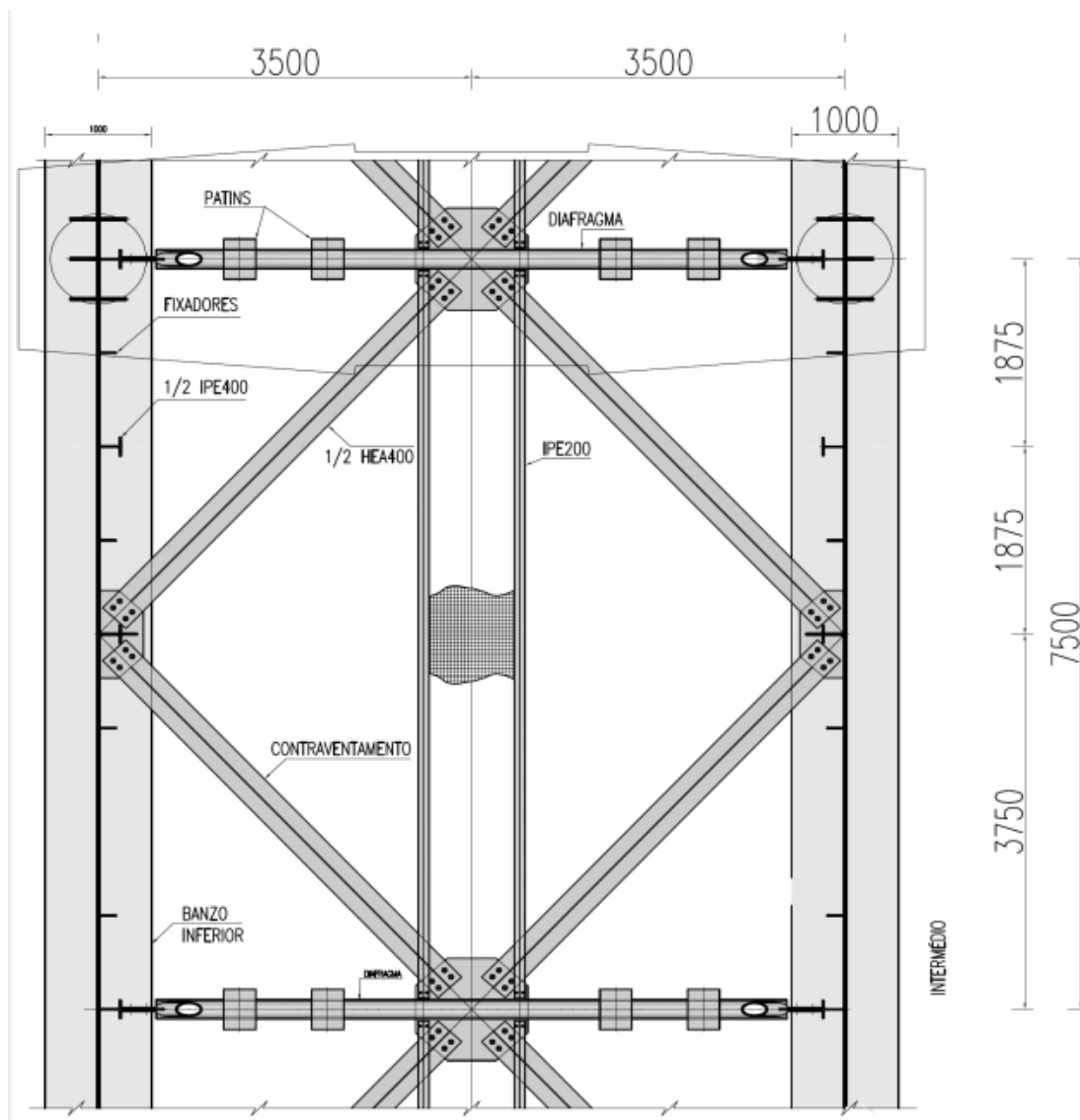


Figura 3.3: Vista inferior do vão biapoiado (em mm). Fonte: Reis (2013)

O aço utilizado na construção do viaduto foi o S 355 NL e concreto apresentou classe de resistência C40/50, sendo as armaduras de aço CA-50 (limite de escoamento igual a 500MPa) (Ferreira, 2017).

3.2 Modelo Computacional do Vão Biapoiado

O modelo completo do vão biapoiado foi desenvolvido no programa ANSYS *Mechanical APDL*, baseado no Método dos Elementos Finitos, com o uso de elementos de casca *shell181*, que possuem quatro nós e seis graus de liberdade em cada nó - translação em *x*, *y* e *z* e rotação em torno dos três eixos. Este elemento é adequado para análise em elementos estruturais finos

a moderadamente espessos. Considerou-se que as áreas representam o plano médio das chapas, exceto as áreas dos tubos, que foram modelados no plano da superfície externa dos mesmos.

Na análise foram utilizados as seguintes propriedades de material: módulo de elasticidade do aço 210GPa, densidade do aço 7850kg/m³, coeficiente de Poisson do aço 0.3; módulo de elasticidade do concreto 35GPa, densidade do concreto 2500kg/m³ e coeficiente de Poisson do concreto 0.15.

A ligação entre a mesa superior e a laje foi desenvolvida através de conexões rígidas compostas pelos elementos *link180* – elementos de treliça (tração e compressão uniaxial) com dois nós e três graus de translação por nó – com área transversal elevada (10⁶ m²) e densidade reduzida (10⁻⁹ kg.m⁻³) a fim de não influenciarem na massa total do modelo. Estes são apresentados na Fig. 3.8, em cor azul. As massas dos elementos não estruturais presentes sobre a laje como trilhos, postes para iluminação e lastro, foram representadas através de elementos de massa *mass21*, distribuídos nos nós da laje. Os elementos de massa foram considerados como tridimensionais e sem inércia rotacional, sendo a massa equivalente aplicada na direção y (direção da gravidade). A seguir apresenta-se o modelo global da ponte.

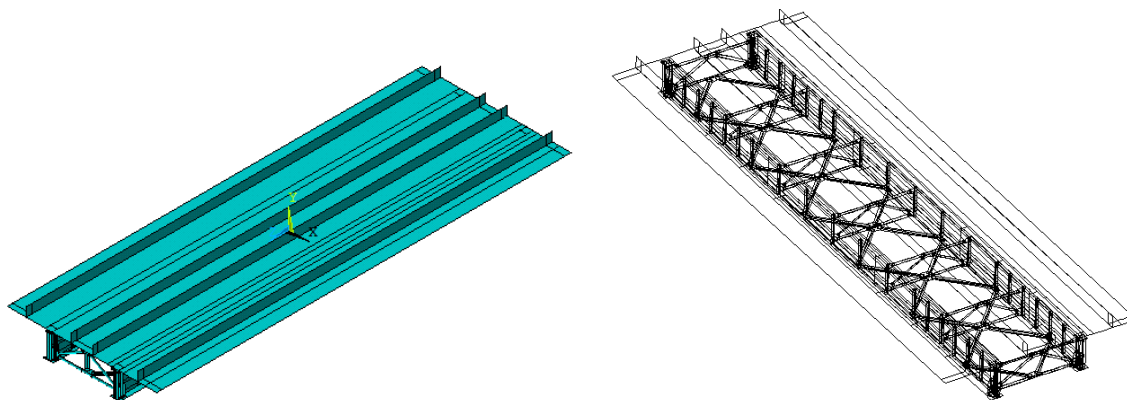


Figura 3.4: Vista do modelo global do vao biapoiado em perspectiva: (a) visualização das áreas e (b) visualização em linhas.

Os dados de massa por unidade de área foram fornecidos por Albuquerque (2015), conforme as diferentes regiões da ponte. Foi realizada uma adaptação das regiões, considerando a massa dos elementos secundários de iluminação (região D) em apenas um dos lados (Fig. 3.5). As massas foram aplicadas sobre a laje conforme a Tab. 3.1, em que B1 é a sub-região de B na qual está posicionado o caminho de rolamento e B2 é a sub-região de B na qual não há passagem de trens. A região B1 possui mais nós devido à necessidade de refino para a aplicação dos

carregamentos decorrentes da passagem do trem. Sendo assim, a massa aplicada por nó em B1 é menor que em B2, para representar um mesmo tipo de carregamento.

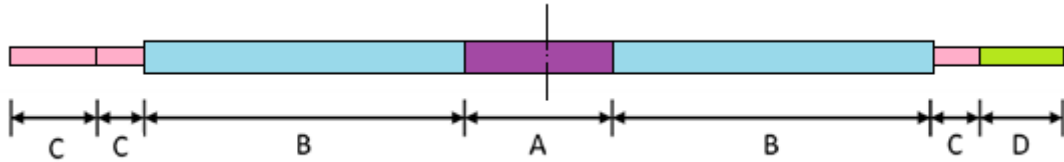


Figura 3.5: Discretização da laje em regiões. Adaptado de: Albuquerque (2015)

Tabela 3.1: Massas por unidade de área aplicadas às diferentes regiões da laje.

Região	A	B1	B2	C	D
Massa por unidade de área na região [kg/m ²]	190	1255	1255	77	735
Área total da região [m ²]	98,18	207,27	207,27	118,90	53,45
Área efetiva da região [m ²]	91,63	200,72	200,72	91,63	47,99
Número de nós da região	540	8585	2431	720	360
Massa adicionada por nó [kg]	32,24	29,34	103,62	9,79	97,99

As condições de contorno do vão foram implementadas conforme descrito em Malveiro (2018), sendo os dois apoios ao lado Sul (direção de Z positivo) restritos em x , y e z , um apoio ao lado Norte restrito em x e y e o outro restrito em y apenas, conforme mostrado a seguir.

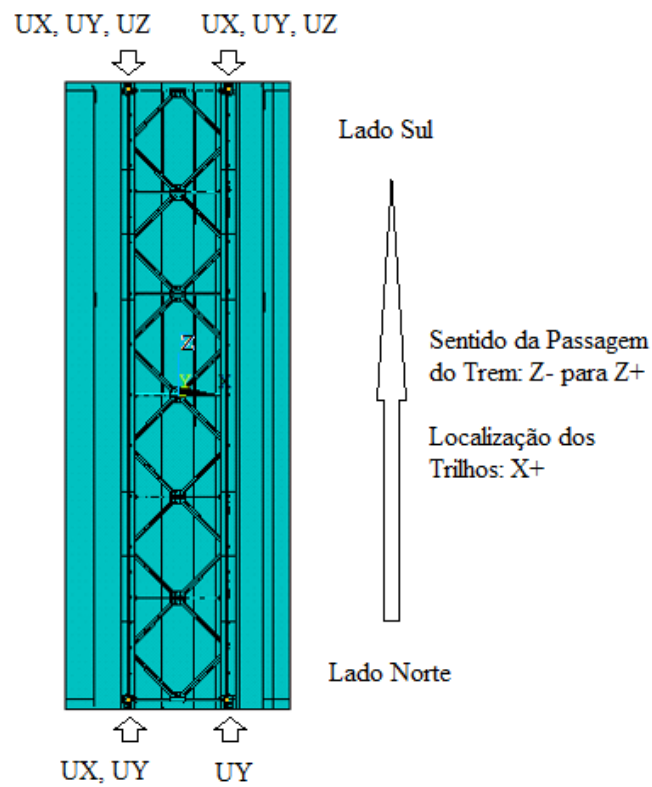


Figura 3.6: Condições de contorno da ponte e sentido de circulação do trem considerado na análise.

A malha do modelo global do vão biapoiado é apresentada nas Fig. 3.7 e 3.8. O modelo completo totalizou 47.729 elementos, sendo 32.170 do tipo *Shell181*, 12.636 do tipo *mass21* e 2.923 do tipo *link180*.

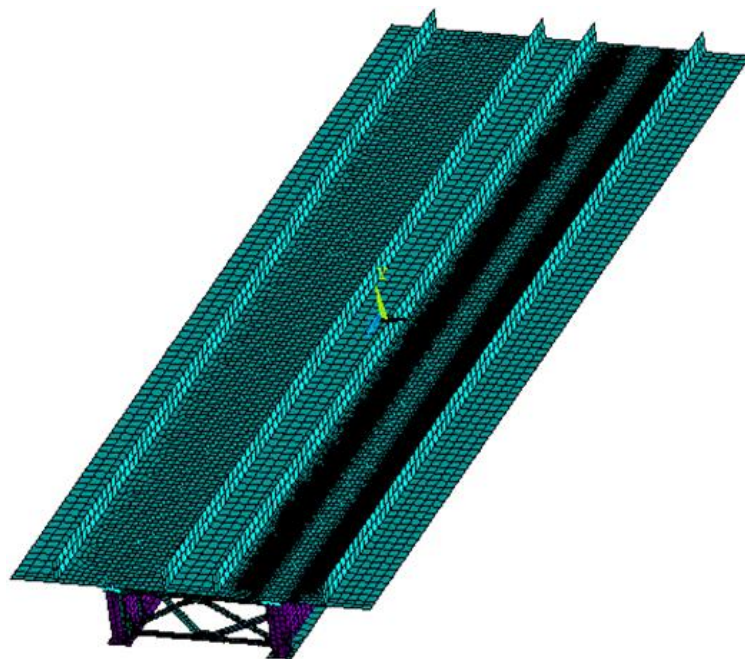


Figura 3.7: Malha do modelo global: vista isométrica superior.

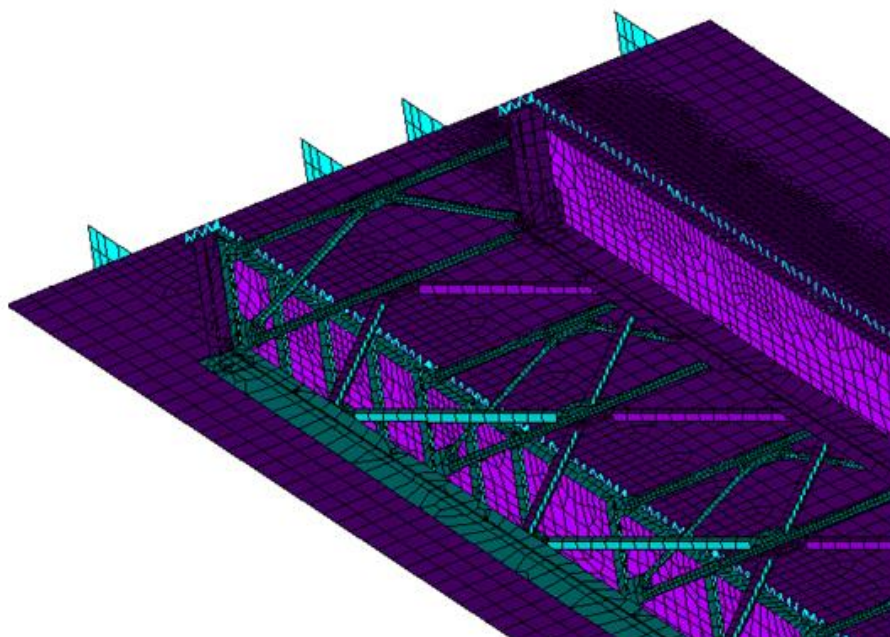


Figura 3.8: Malha do modelo global: vista inferior.

3.3 Análise Global-Local: Discretização por passos de tempo e Discretização por modos

Existem duas possibilidades para o desenvolvimento da análise global-local a partir de uma análise dinâmica de um modelo completo, a saber: a discretização por passos de tempo e a discretização por modos, exemplificadas nos fluxogramas a seguir. Na discretização por passos de tempo, os resultados de deslocamentos da análise dinâmica do modelo global a cada instante de tempo são tomados como condições de contorno para a análise estática do modelo local, ou seja, é realizada uma análise estática do modelo local a cada instante de tempo considerado, a partir da aplicação dos deslocamentos do modelo dinâmico global obtidos nos contornos do modelo local. Dessa forma, é possível obter as distribuições de deformação e tensão do modelo local em função do tempo. Já na discretização por modos, é realizada uma análise estática do modelo local para cada modo de vibração obtido. As condições de contorno são extraídas para cada modo e aplicadas na análise estática local, que fornecerá os valores das tensões modais. Ao realizar a análise dinâmica do modelo global, obtém-se a matriz de coordenadas modais para a transformação das tensões modais em tensões temporais, posteriormente utilizadas para a análise de fadiga.

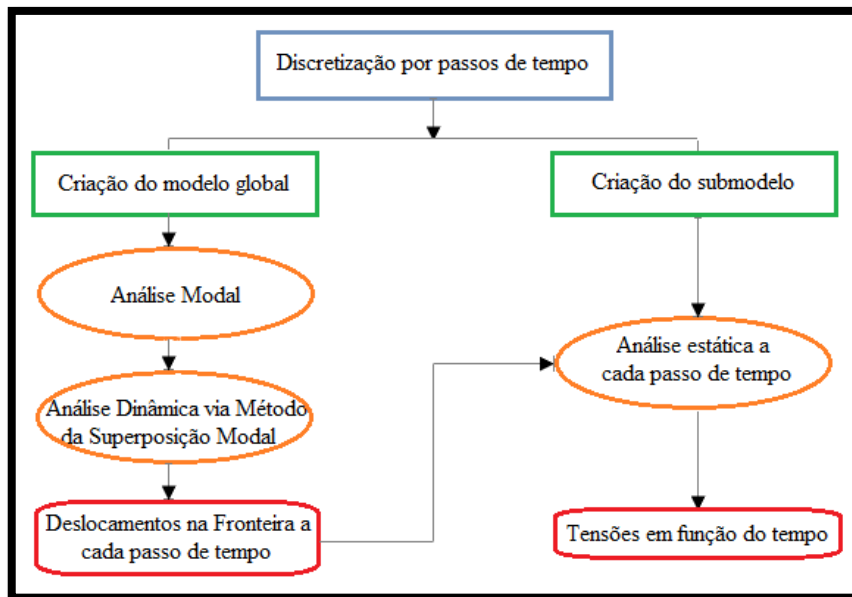


Figura 3.9: Fluxograma para a discretização por passos de tempo

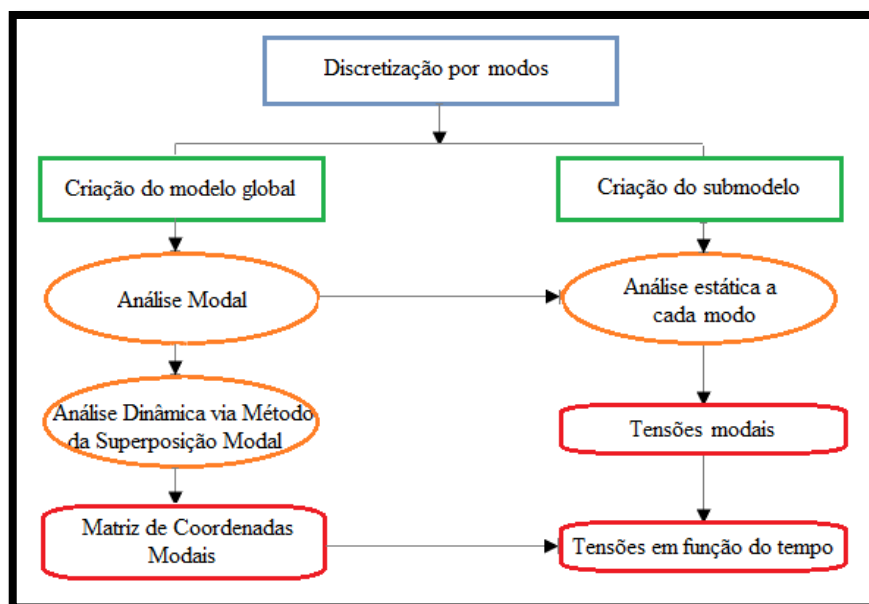


Figura 3.10: Fluxograma para a discretização por modos

3.4 Detalhe objeto de análise de fadiga

O modelo do detalhe objeto de avaliação deste trabalho é apresentado a seguir. Este foi escolhido por ser um detalhe crítico para fadiga e não estar entre os detalhes possíveis de avaliação pelo método da tensão nominal. Sendo assim, a avaliação da vida em fadiga deste detalhe se torna inviável somente com os códigos utilizados em projetos de estruturas de aço. As dimensões consideradas para o modelo local foram baseadas no projeto (Grid, 2006), sendo

a implementação de algumas adaptações necessárias para que as fronteiras do modelo local fossem centralizadas aos elementos do modelo global. O contorno foi posicionado distante do detalhe, garantindo que não houvessem alterações significativas de distribuição de tensões e deformações entre modelos global e local na região do contorno, validando a análise por submodelagem. As condições de contorno em ambos modelos variaram conforme o método de discretização empregado, conforme descrito anteriormente.

Para o detalhe em estudo, a IIW (2008) e Eurocode EN 1993-1-9 (2005) recomendam uma categoria de detalhe (FAT_{Ref}) igual a 100MPa, porém foi considerado no presente trabalho uma categoria de detalhe inferior, igual a 90MPa, pois o detalhe está sujeito a carregamento multi-axial e a solda é classificada como parcialmente solicitada.

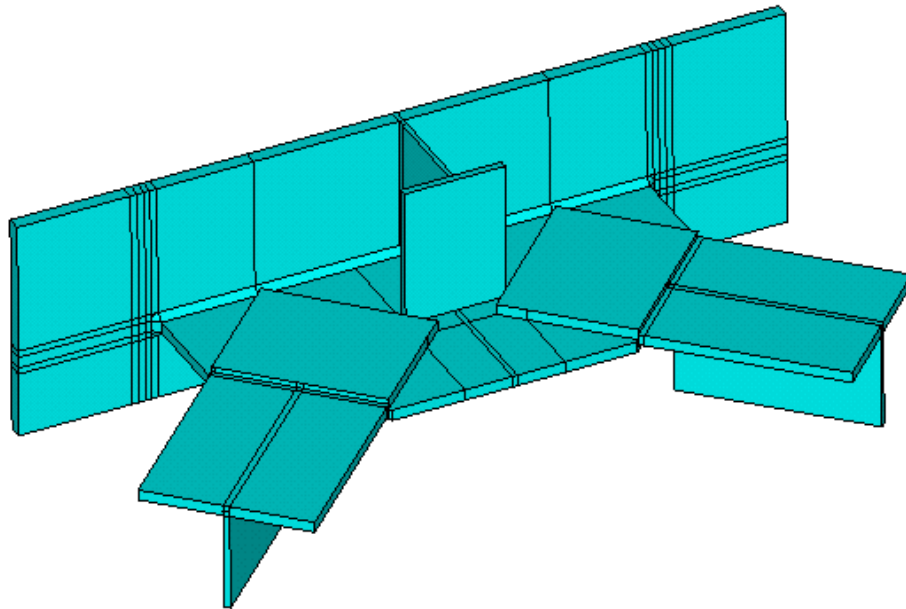


Figura 3.11: Modelo do detalhe selecionado.

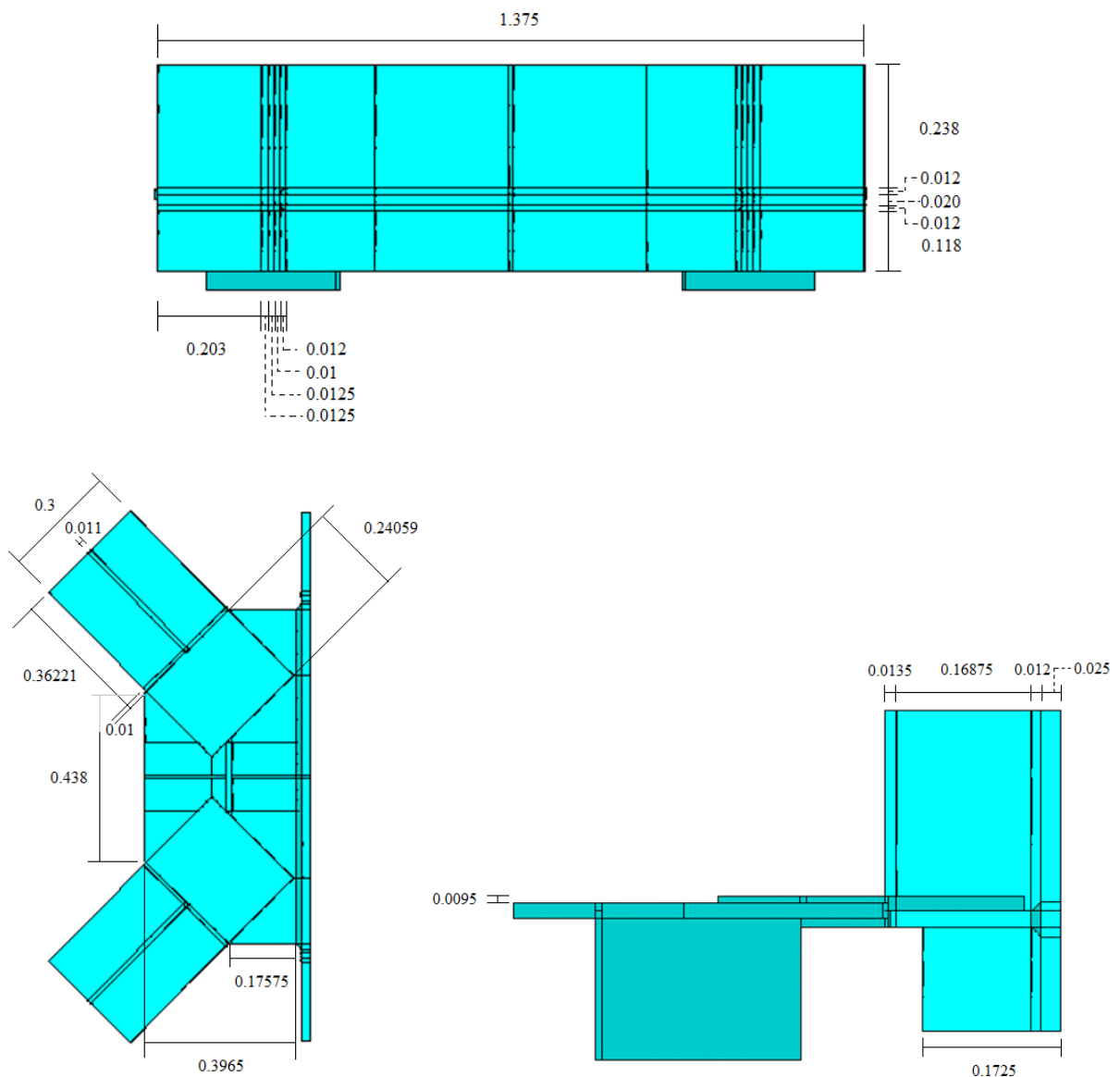


Figura 3.12: Dimensões do modelo local, em metros [m].

Observa-se a presença do detalhe em estudo em diversos pontos da estrutura e, como não se sabe a priori qual deles é mais crítico à avaliação de fadiga, avaliaram-se três detalhes ao longo da estrutura, a saber: (i) o detalhe mais próximo ao apoio do trecho; (ii) o detalhe mais ao centro do vão; e (iii) o detalhe intermediário aos dois anteriores. O posicionamento de cada um dos detalhes avaliados é apresentado a seguir.

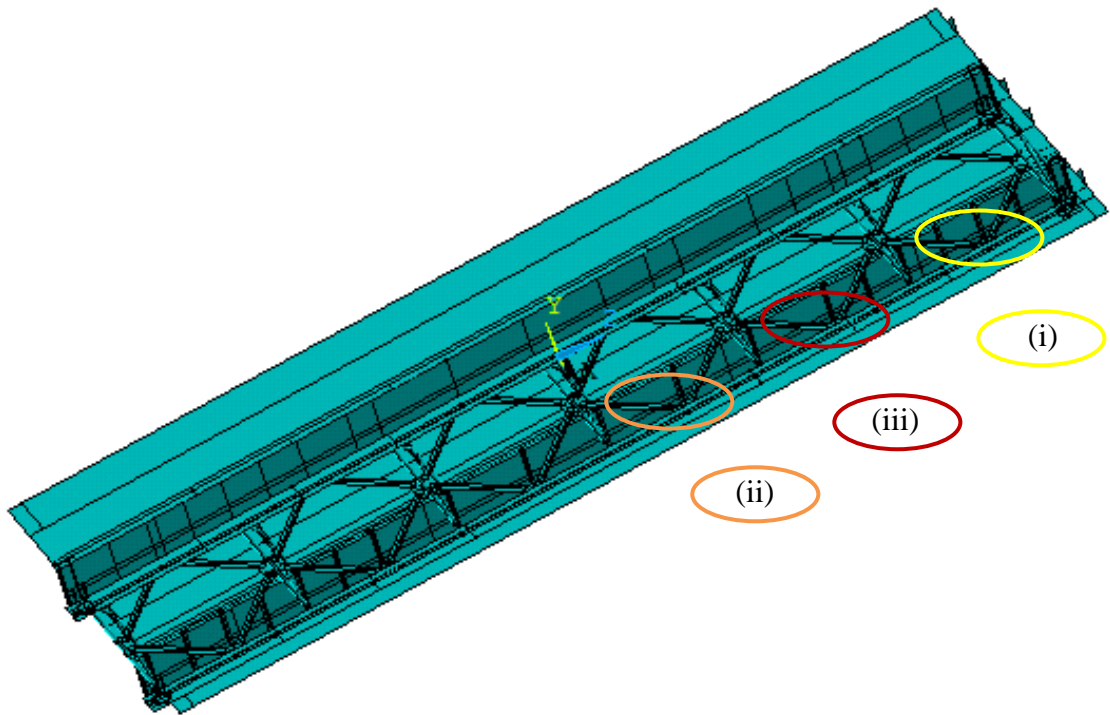


Figura 3.13: Posicionamento dos detalhes avaliados.

No submodelo foram utilizados elementos sólidos do tipo *solid186*, com 20 nós e 3 graus de liberdade por nó, sendo eles translação em x , y e z . Para a criação da malha, foi priorizada a forma hexaédrica. A malha foi desenvolvida de forma que os nós utilizados para a extrapolação da tensão de “Hot Spot” estivessem localizados conforme indicado na recomendação da IIW (2008). As divisões nas malhas dos modelos locais para os dois tipos de extrapolação (linear e quadrática) a serem estudados estão apresentadas na figura a seguir. As divisões adotadas garantem que haverá nós dos elementos nas posições requeridas para cada tipo de extrapolação.

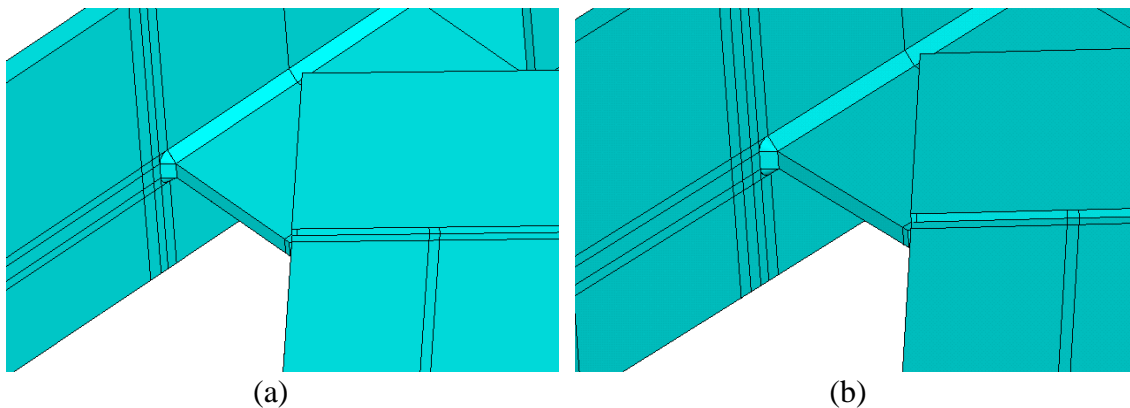


Figura 3.14: Divisões nos volumes para extrapolação linear (a) e quadrática (b) da tensão de “Hot Spot”, respectivamente.

A malha do modelo local, para ambos os casos, teve o tamanho do elemento hexaédrico limitado a 10mm e, para elementos tetraédricos, 7,5mm. Nas regiões onde são aplicadas as condições de contorno foram utilizados preferencialmente elementos hexaédricos. A Tab. 3.2 apresenta os dados de cada modelo local.

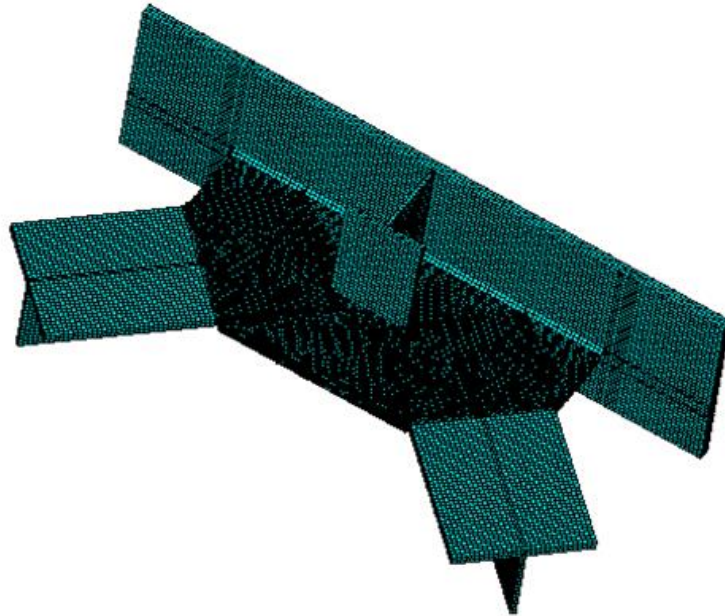


Figura 3.15: Malha do modelo local: visão geral.

Tabela 3.2: Dados dos modelos locais estudados.

Modelos Estudados	Modelo local com extrapolação linear	Modelo local com extrapolação quadrática
Localização dos pontos para extrapolação	A 0,4t e 1t, sendo t a espessura da chapa ($t=25\text{mm}$), considerado a partir da borda do cordão de solda	A 0,4t, 0,9 e 1t, sendo t a espessura da chapa ($t=25\text{mm}$), considerado a partir da borda do cordão de solda
Equação para Extrapolação da tensão de “Hot Spot”	(3.1)	(3.2)
Número de Elementos	189.104	189.864

As expressões para a definição da tensão de “Hot Spot”, considerando as extrapolações linear e quadrática, respectivamente, são descritas a seguir. Conforme o Anexo D do Eurocode EN1991-2 (2003), as tensões obtidas devem ser multiplicadas fator de amplificação dinâmica (φ'') para levar em conta as irregularidades da via. Porém, no presente trabalho, tal fator não foi considerado por ser desprezível para o vão em análise.

$$\sigma_{hs} = 1.67 \sigma_{0,4t} - 0.67 \sigma_{1,0t} \quad (3.1)$$

$$\sigma_{hs} = 2.52 \sigma_{0.4t} - 2.24\sigma_{0.9t} + 0.72\sigma_{1.4t} \quad (3.2)$$

3.5 Análise Dinâmica

Após a construção do modelo completo, foi realizada a análise modal no ANSYS *Mechanical APDL*, utilizando o método do *Block Lanczos*. O método *Block Lanczos* é um método que utiliza blocos de vetores para a extração dos autovalores que correspondem às frequências da estrutura. O número de modos selecionado foi igual a 100 modos, por abranger as frequências até 30 Hz, conforme indicado pelo Eurocode EN-1990 (2002).

Para a análise dinâmica foi utilizado o Método da Superposição Modal, devido aos pequenos gradientes de deslocamento envolvidos e à rapidez de processamento, quando comparado ao Método de Integração Completa (Peixer, 2008). Os parâmetros utilizados na análise são apresentados a seguir:

Tabela 3.3: Parâmetros utilizados na análise dinâmica

Solução da Análise Transiente	Método da Superposição Modal
Número de Modos	100
Tipo de amortecimento considerado	Razão de amortecimento igual a 0,5%
Obtenção da matriz de coordenadas modais	Sim
Integração no Tempo	Método de Newmark
Tempo de vibração livre	Variável

A razão de amortecimento igual 0,5% foi aplicada conforme previsto pela tabela 6.6 do Eurocode EN1991-2 (2003). A opção para saída da matriz de coordenadas modais foi selecionada, para posterior utilização na análise do submodelo. O método de Newmark foi selecionado por ser o método disponível para a Superposição Modal. O tempo de vibração livre variou da seguinte forma: em um primeiro momento, foi considerado um tempo de vibração livre reduzido, correspondente ao tempo do trem entrar e sair da ponte, para detecção das velocidades críticas. Posteriormente, para as cinco velocidades mais críticas à fadiga, foi considerado um tempo de vibração maior, igual a 5 segundos, afim de captar as máximas solicitações decorrentes da amplificação dinâmica.

3.5.1 Carregamento por Cargas Móveis

O trem selecionado para a realização da análise dinâmica foi o trem CPA série 4000, também conhecido como Alfa Pendular. Este trem entrou em circulação em 1999, na ligação entre as cidades de Lisboa e do Porto. O Alfa Pendular é um trem elétrico com sistema de pendulação ativa que possui seis vagões, sendo quatro motores, denominados BAS, BBS, BBN e BAN, e dois reboques, RNB e RNH (Fig. 3.16), totalizando um comprimento total de 158,9m e velocidade máxima igual a 220km/h (Ribeiro, 2012).



Figura 3.16: Trem Alfa Pendular, por Eng. Pedro Mêda. Fonte: Ribeiro (2012)

O tipo de consideração de carregamento sobre o vão biapoiado selecionado foi o carregamento por cargas móveis, devido à simplicidade quando comparado a modelos mais complexos como, por exemplo, os que consideram a interação trem-estrutura. É importante ressaltar que neste método não se considera a massa do trem sobre a ponte, que pode levar a uma sobre-estimativa das frequências naturais, e nem o efeito de amortecimento da suspensão do trem (Albuquerque, 2008).

Para implementar a análise com cargas móveis foi elaborada uma matriz contendo os valores de forças nodais, conforme o carregamento e a velocidade do trem Alfa Pendular. A seguir apresenta-se a distribuição do carregamento ao longo do trem. A matriz de forças nodais foi criada a partir de um código feito no software Matlab. Cada coluna desta matriz contém os carregamentos equivalentes do trem para cada instante de tempo (linha) e para cada nó sobre a ponte (coluna). As considerações realizadas estão presentes na Tab. 3.6. No modelo numérico foram feitas duas linhas representando os trilhos, sendo as linhas divididas nas posições onde as forças são aplicadas, igualmente espaçadas de 0,1m entre si, uma vez que a aplicação das forças ocorre diretamente sobre os nós.

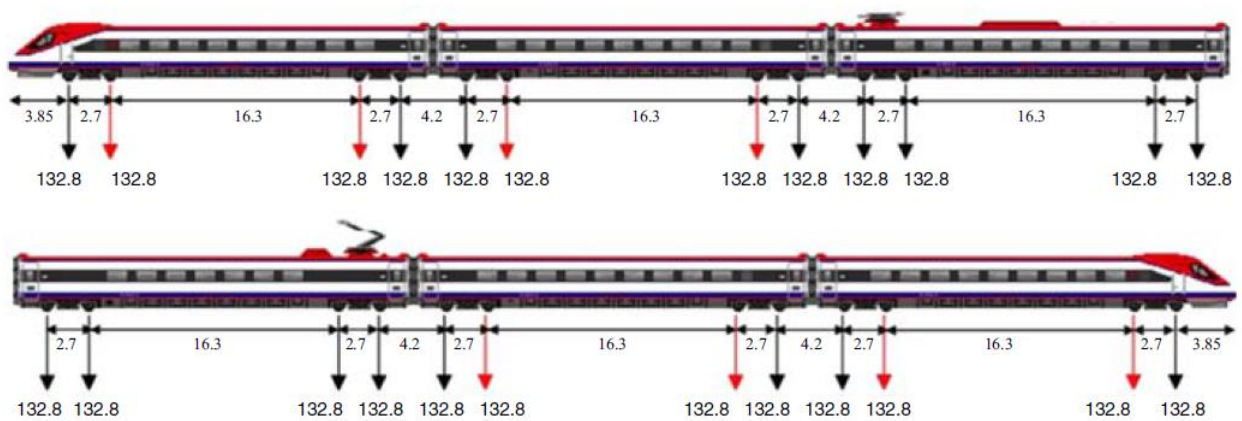


Figura 3.17: Distribuição do carregamento do trem Alfa Pendular – Forças em kN e distância em metros. Fonte: Alencar (2018)

Tabela 3.4: Parâmetros utilizados no carregamento por cargas móveis

Trem considerado para o carregamento	Alfa Pendular
Espaçamento longitudinal entre nós para aplicação de força [m] (e)	0,1m
Velocidades consideradas para o trem [km/h] (v)	140 a 440 km/h (de 10 em 10 km/h)
Passos de tempo considerados [s] (Δt)	$\Delta t = 3,6 \times e / v$ (para $v = 140$ a 190 km/h); $\Delta t = 2 \times 3,6 \times e / v$ (para $v = 200$ a 440 km/h)

Os passos de tempo da Tab. 3.4, para todas as velocidades, foram inferiores aos estipulados pelas recomendações anteriormente citadas (ver Eq. 2.14 e 2.15). Foi selecionada uma ampla gama de velocidades, de 140 a 440km/h, para avaliar o comportamento dinâmico da ponte, e esta gama inclui a velocidade máxima de operação do trem - 220km/h (Ferreira, 2017) e a máxima de projeto da ponte - 250km/h (Alencar, 2016b). A partir da faixa de velocidades escolhida, também é possível comparar os resultados obtidos com os de Ferreira (2017) e Alencar (2018).

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Introdução

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos a partir da simulação numérica do trecho biapoiado da estrutura ferroviária em Alcácer do Sal. Foi realizada primeiramente a análise modal para avaliação do comportamento do vão e a validação da modelagem, a partir da comparação com os resultados obtidos por Ferreira (2017) e Alencar (2016b). Posteriormente, foram aplicadas duas metodologias para a avaliação dinâmica no submodelo (detalhe estudado) através de análise global-local. As duas metodologias são aqui chamadas de “discretização por modos” e “discretização por passos de tempo”. Os resultados e o tempo computacional foram comparados para a seleção da metodologia mais adequada a ser empregada na avaliação da vida em fadiga. A avaliação dinâmica do trecho biapoiado com a aplicação da técnica de submodelagem para estudo de fadiga teve as seguintes variáveis estudadas: (i) a velocidade do trem, (ii) o tipo de extrapolação da tensão de “Hot Spot”, (iii) a posição do detalhe estudado na ponte, e (iv) a recomendação ou norma utilizada para o cálculo do dano em fadiga – IIW (2008) e Eurocode EN-1993-1-9 (2005). Ao final, a avaliação de fadiga utilizando a tensão de “Hot Spot” foi comparada com os resultados presentes na literatura.

4.2 Validação do modelo completo desenvolvido

As frequências naturais obtidas da análise modal do vão biapoiado são apresentadas na tabela a seguir, sendo a comparação dos valores obtidos com as frequências determinadas por Ferreira (2017) apresentada na Fig. 4.1.

Tabela 4.1: Frequências obtidas na análise do modelo global da ponte.

Modo n°:	Frequência	Modo n°:	Frequência	Modo n°:	Frequência	Modo n°:	Frequência
1	2.4837	26	11.822	51	19.345	76	23.575
2	3.0522	27	12.011	52	19.409	77	24.443
3	3.5933	28	12.401	53	19.664	78	24.721
4	5.3137	29	12.857	54	19.712	79	25.195
5	5.5007	30	13.772	55	20.226	80	25.558
6	6.0281	31	13.797	56	20.538	81	26.224
7	6.5516	32	14.024	57	20.597	82	26.429
8	7.2245	33	15.171	58	20.619	83	26.591
9	7.6185	34	15.228	59	20.671	84	26.795
10	8.1107	35	15.249	60	20.756	85	27.035
11	8.3667	36	15.267	61	20.96	86	27.237
12	8.7675	37	15.288	62	21.009	87	27.328
13	8.7781	38	15.344	63	21.037	88	27.417
14	8.779	39	15.758	64	21.163	89	27.591
15	8.7804	40	15.88	65	21.22	90	27.879
16	8.7916	41	16.09	66	21.314	91	27.96
17	8.7925	42	16.417	67	21.645	92	28.008
18	8.8052	43	17.713	68	21.883	93	28.147
19	9.7519	44	17.729	69	21.904	94	28.185
20	10.099	45	17.904	70	22.005	95	28.353
21	11.474	46	17.949	71	22.115	96	28.773
22	11.552	47	18.378	72	22.176	97	28.975
23	11.585	48	18.435	73	23.01	98	29.341
24	11.621	49	18.509	74	23.462	99	29.678
25	11.635	50	18.844	75	23.519	100	29.695

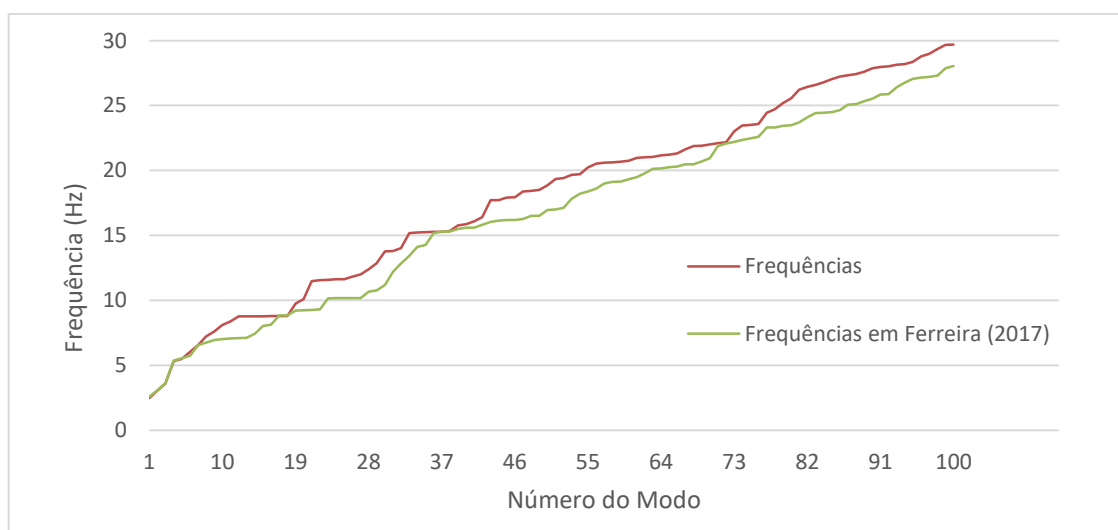


Figura 4.1 Comparação das frequências obtidas com as apresentadas por Ferreira (2017).

A diferença máxima entre as frequências foi de 8,6%, sendo que para os cinco primeiros modos, mais significativos, a diferença reduz para 1,5%, indicando assim semelhança significativa entre os modelos. As frequências obtidas no presente trabalho são, em geral, ligeiramente superiores às apresentadas por Ferreira (2017), indicando que o modelo apresenta maior rigidez ou menor massa atribuída. As frequências e deformadas dos três primeiros modos obtidos neste trabalho e em Alencar (2016b) foram comparadas e são apresentados a seguir.

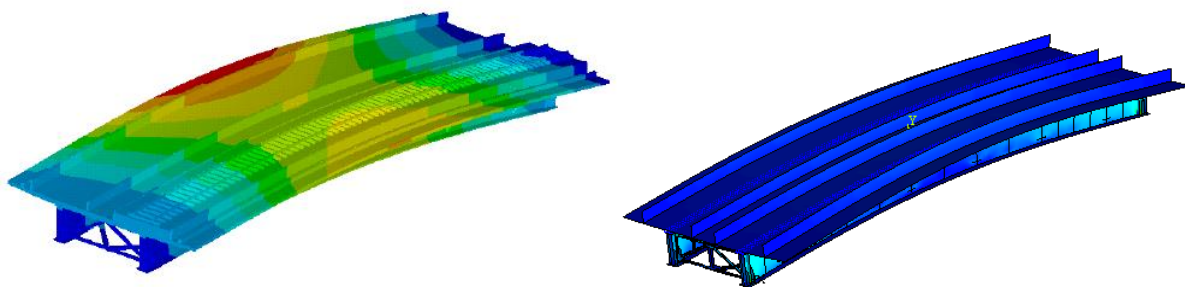


Figura 4.2: Primeiro modo de vibração em Alencar(2016b) (2,60Hz) e no presente trabalho (2,48 Hz), respectivamente. Flexão global.

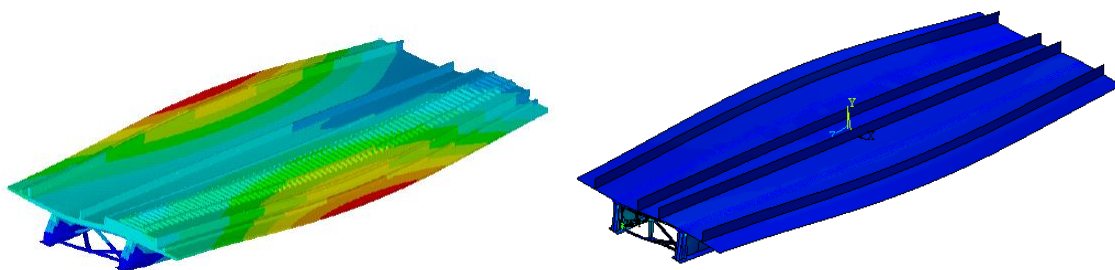


Figura 4.3: Segundo modo de vibração em Alencar(2016b) (3,05Hz) e no presente trabalho (3,05Hz), respectivamente. Torção global.

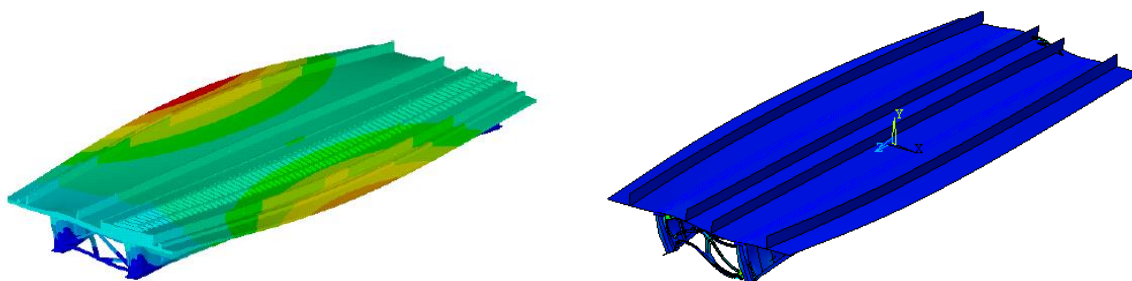


Figura 4.4: Primeiro modo de vibração em Alencar(2016b) (3,63 Hz) e no presente trabalho (3,59Hz), respectivamente. Torção global.

Os três primeiros modos obtidos nesse trabalho e em Alencar (2016b) coincidem na sua descrição, porém apresentam pequenas diferenças de comportamento, possivelmente por diferenças em detalhes das geometrias dos modelos, que influenciam na rigidez dos mesmos,

ou por pequenas diferenças nas considerações de massa. Entretanto, tais diferenças não foram consideradas significativas, e a modelagem da ponte se mostrou representativa.

4.3 Avaliação da resposta dinâmica do Modelo Global

Apresentam-se nesse tópico os resultados obtidos a partir das análises dinâmicas do modelo global desenvolvido. Os gráficos das Figs. 4.5 e 4.6 apresentam os deslocamentos e acelerações verticais máximas no meio do vão em função da velocidade do trem, respectivamente.

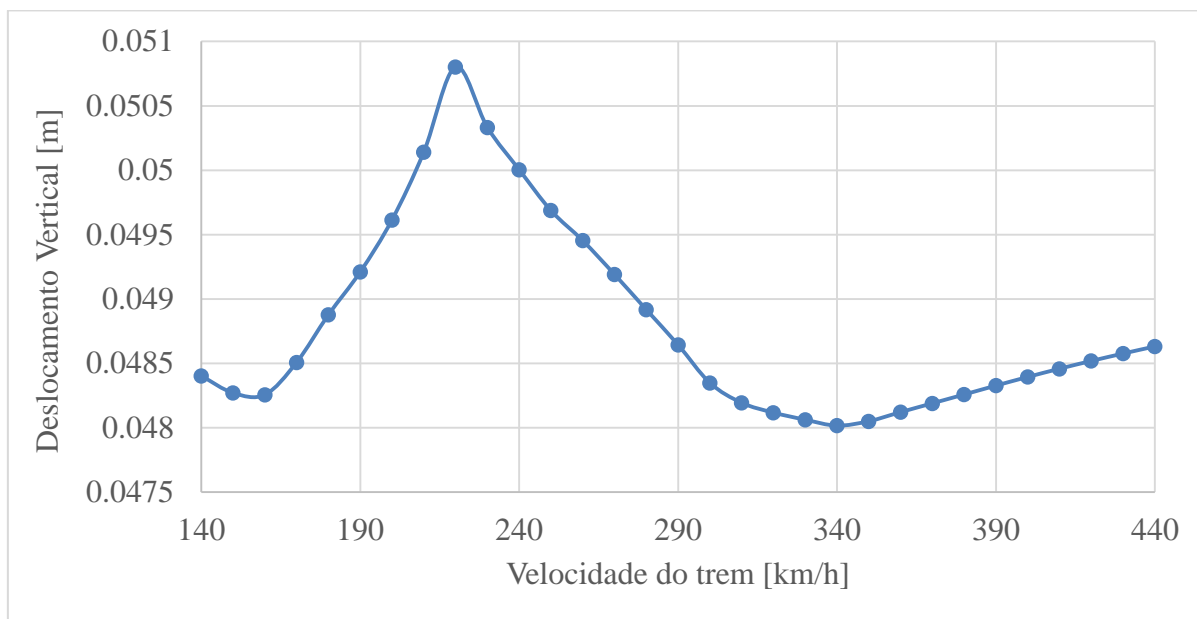


Figura 4.5: Deslocamento vertical absoluto máximo no meio do vão em função da velocidade do trem.

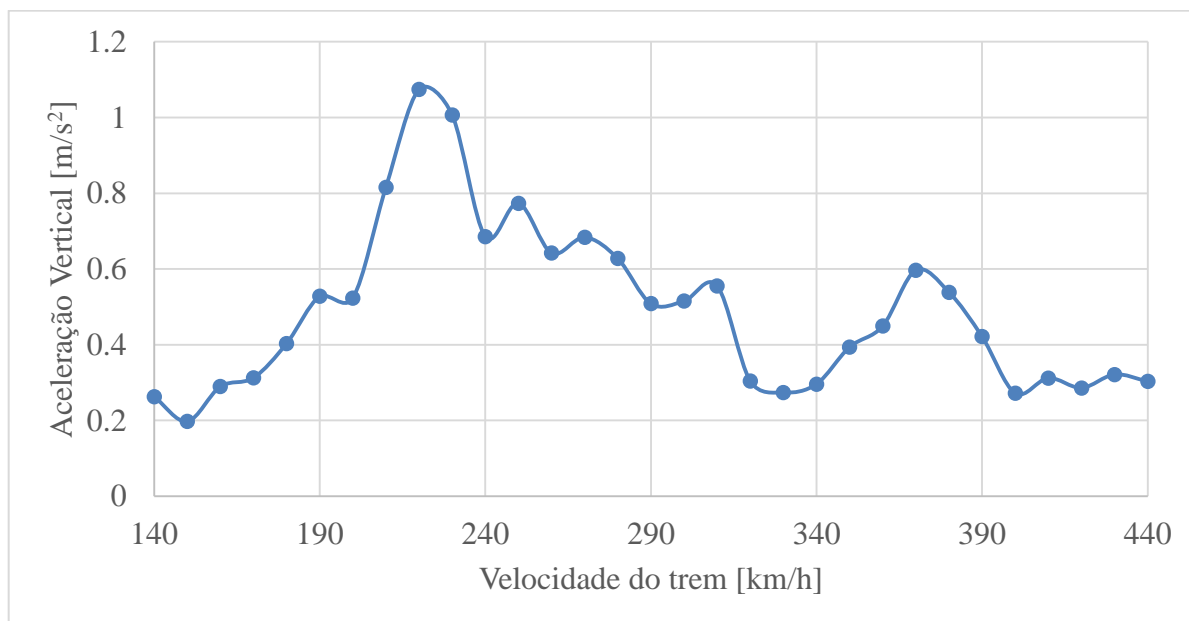


Figura 4.6: Aceleração vertical máxima no meio do vão em função da velocidade do trem.

Observa-se que existe uma amplificação dinâmica (ressonância) nos valores de deslocamentos e acelerações para as velocidades próximas à 220 km/h. Porém, as acelerações verticais são sempre inferiores a $3,5\text{m/s}^2$, limite presente no Anexo 2 do Eurocode EN1990 (2001). As Figs. 4.7 e 4.8 ilustram a resposta dinâmica no centro do vão em função do tempo para duas velocidades do trem, sendo em uma velocidade a ocorrência do efeito de amplificação dinâmica, 220km/h, e em uma a não ocorrência deste efeito, 140km/h.

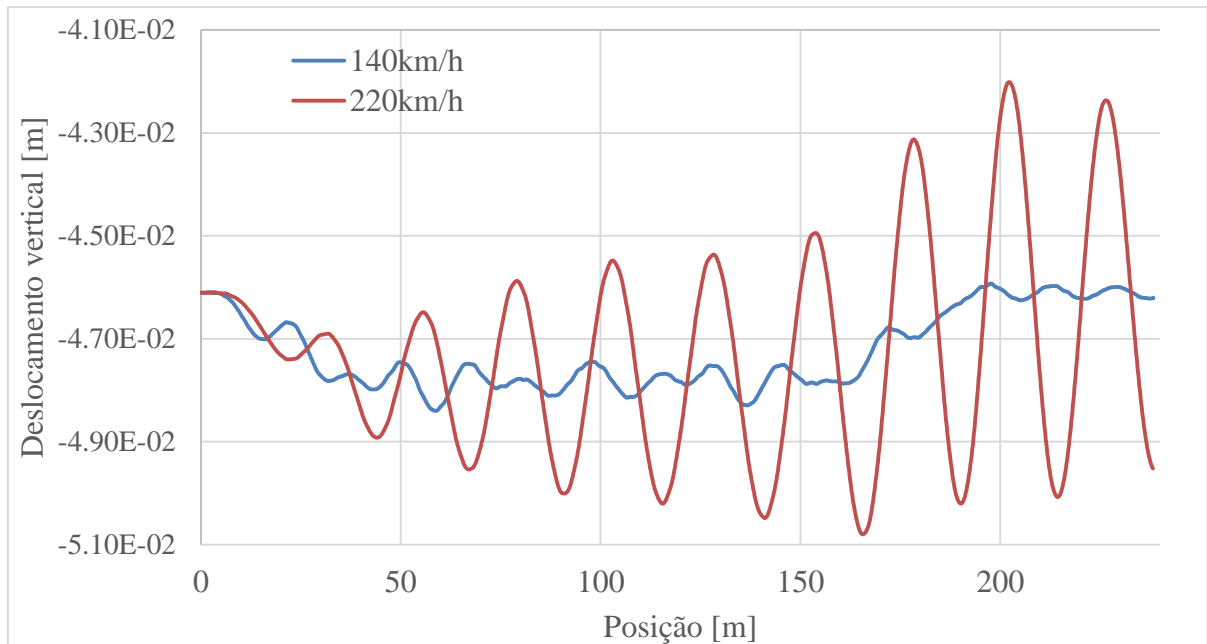


Figura 4.7: Deslocamento vertical no meio do vão em função da posição do trem.

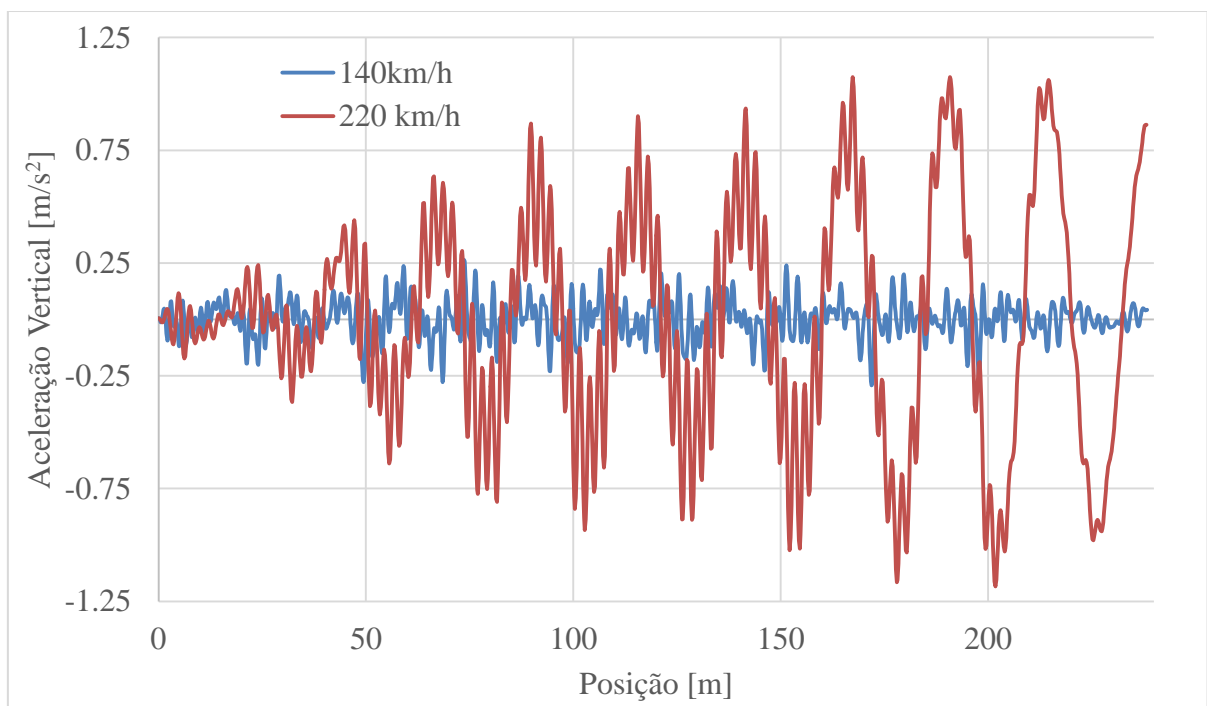


Figura 4.8: Aceleração vertical no meio do vão em função da posição do trem.

Os gráficos evidenciam que o fenômeno de amplificação dinâmica não pode ser ignorado, e as diferenças entre os picos de deslocamentos e acelerações indicam a possibilidade de variações significativas nos valores de dano por fadiga conforme a velocidade do trem.

4.4 Avaliação da Discretização por modos e por passos de tempo

O gráfico da Fig. 4.10 mostra os resultados da tensão principal de “Hot Spot” no detalhe em função do tempo, utilizando a discretização por modos e a discretização por passos de tempo. Para essas análises, foram adotados os parâmetros presentes na Tab. 4.2. O modelo utilizado em ambos é representado na figura a seguir, cujo o detalhe é do tipo *a* e sua localização é próxima ao apoio do vão. Os valores de tensão utilizados foram obtidos a $0,4.t$ e $1,0.t$ da margem do cordão de solda, representados em vermelho e em rosa na Fig. 4.9, respectivamente, sendo t a espessura da chapa na qual foram obtidas as tensões.

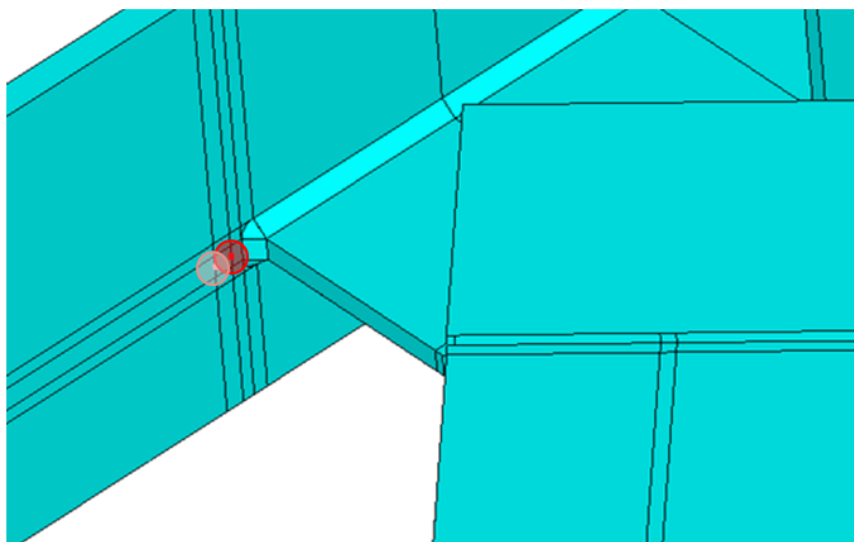


Figura 4.9: Detalhamento dos locais para obtenção de tensões.

Tabela 4.2: Parâmetros adotados para a avaliação da discretização no submodelo.

Número de Modos	100
Velocidade do Trem	220 km/h
Número de Passos de Tempo	974
Passo de Tempo	0,003273 s
Equação de Extrapolação da tensão de “Hot Spot”	$\sigma_{hs} = 1.67 \sigma_{0.4t} - 0.67 \sigma_{1.0t}$
Tipo do Detalhe	Tipo <i>a</i>
Número de elementos no modelo global	47729
Número de elementos no modelo local	94772

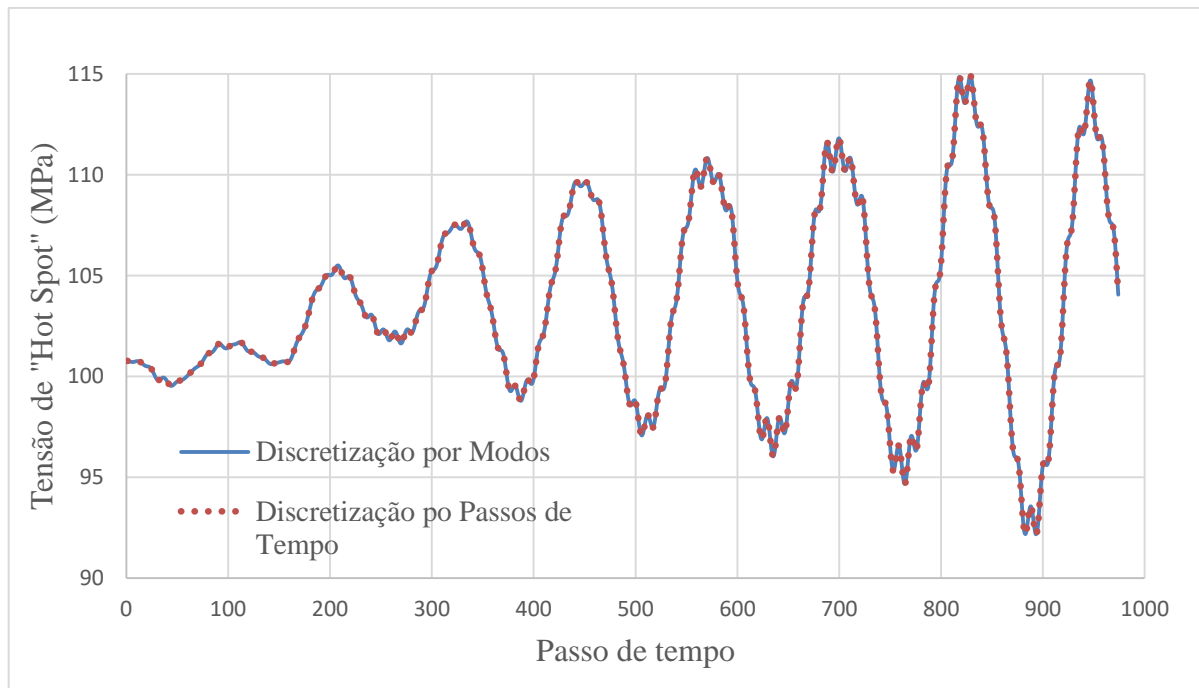


Figura 4.10: Histórico de tensões de “Hot Spot” em função do tempo para a discretização por modos e por passos de tempo, detalhe próximo ao apoio.

Observa-se que as formas de discretização são equivalentes em termos de resultados, o que a princípio permite escolher ambas opções para a avaliação da vida em fadiga. Porém, dado a quantidade de análises a serem feitas, a comparação entre tempos computacionais se torna determinante para a seleção da metodologia do projeto

A discretização por modos foi significativamente mais rápida que a discretização por passos de tempo, devido ao reduzido número de modos (100 modos) comparativamente ao número de passos de tempo (974 passos de tempo). Assim, há um número consideravelmente inferior de análises estáticas para cada modelo local ao se utilizar a discretização por modos. Além disso, essa metodologia é muito mais versátil que a de discretização por passos de tempo, uma vez que resulta em tensões modais dos modelos locais desacopladas das matrizes de coordenadas modais correspondentes a cada tipo de carregamento dinâmico do modelo global. A partir dessas matrizes, é possível fazer as combinações para obter os resultados de tensão em função do tempo desejados. Sendo assim, não é necessário obter as tensões modais para cada tipo de carregamento dinâmico do modelo global, e sim apenas uma vez. Na discretização por passos de tempo, as condições de contorno do modelo local são acopladas com o carregamento dinâmico, sendo preciso simular todas as análises estáticas de um modelo local para cada carregamento, resultando em um tempo de processamento significativamente maior, se comparado ao outro método. Para análises com diferentes velocidades de passagem de veículos,

como as aqui presentes, a discretização por modos é a única viável, sendo assim a escolhida para ser utilizada durante todo o trabalho.

A Fig. 4.11 apresenta o fluxograma com a metodologia completa utilizada para a avaliação da vida em fadiga através da abordagem global-local.

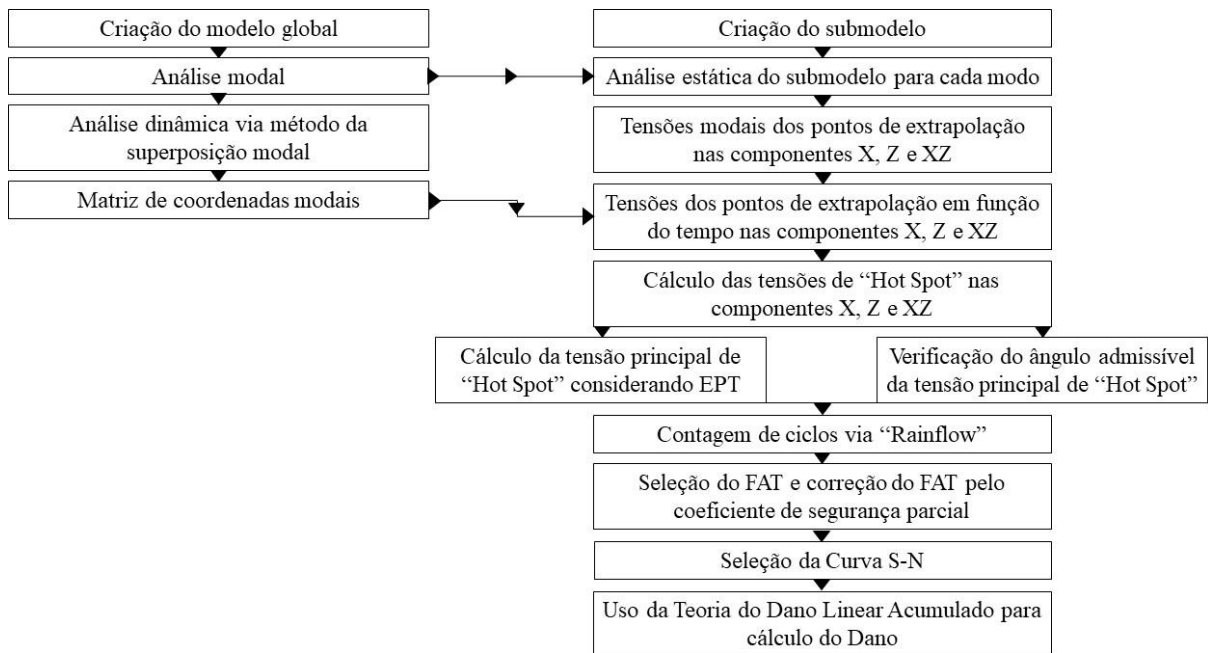


Figura 4.11: Fluxograma descritivo sobre a metodologia utilizada no trabalho.

4.5 Comparação das equações de extrapolação para o cálculo da tensão de “Hot Spot”

A avaliação da vida em fadiga deve ser realizada a partir do cálculo da tensão de “Hot Spot”, conforme as Eqs. 3.1 e 3.2 (IIW, 2008). Esta avaliação foi realizada no detalhe localizado na posição mais próxima ao apoio, para a passagem do trem alfa pendular a 140, 220, 300, 380 e 440km/h. A evolução temporal da tensão principal de “Hot Spot” é apresentado nas figuras a seguir.

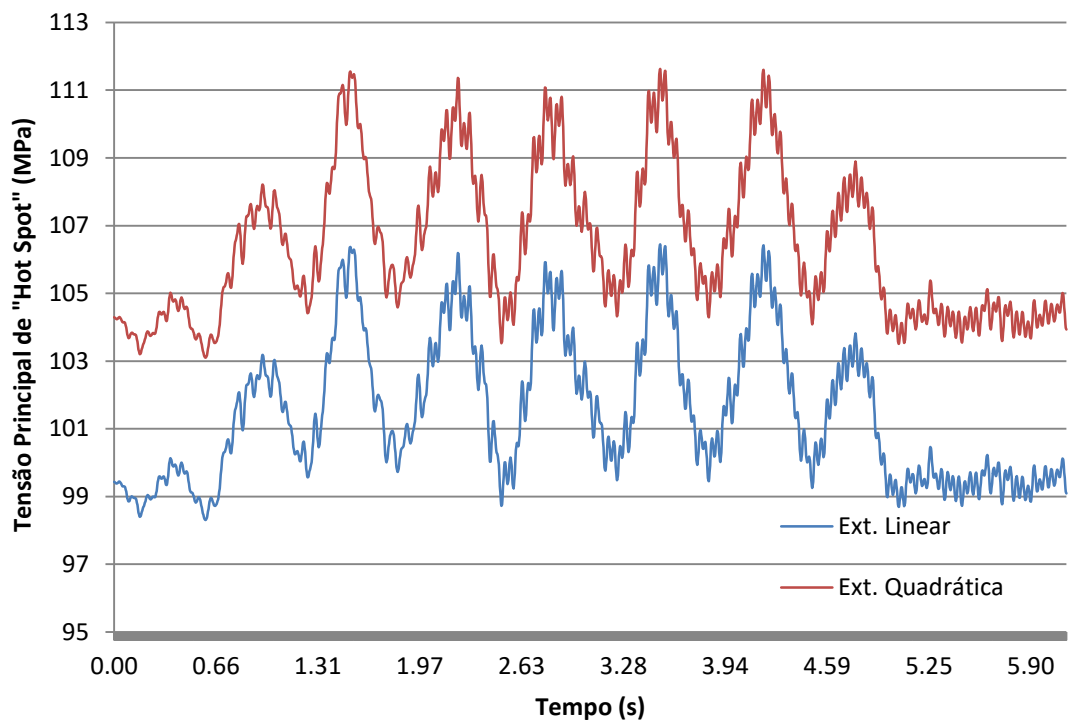


Figura 4.12: Histórico da variação da tensão principal de “Hot Spot” considerando a extrapolação linear e quadrática; velocidade: 140km/h.

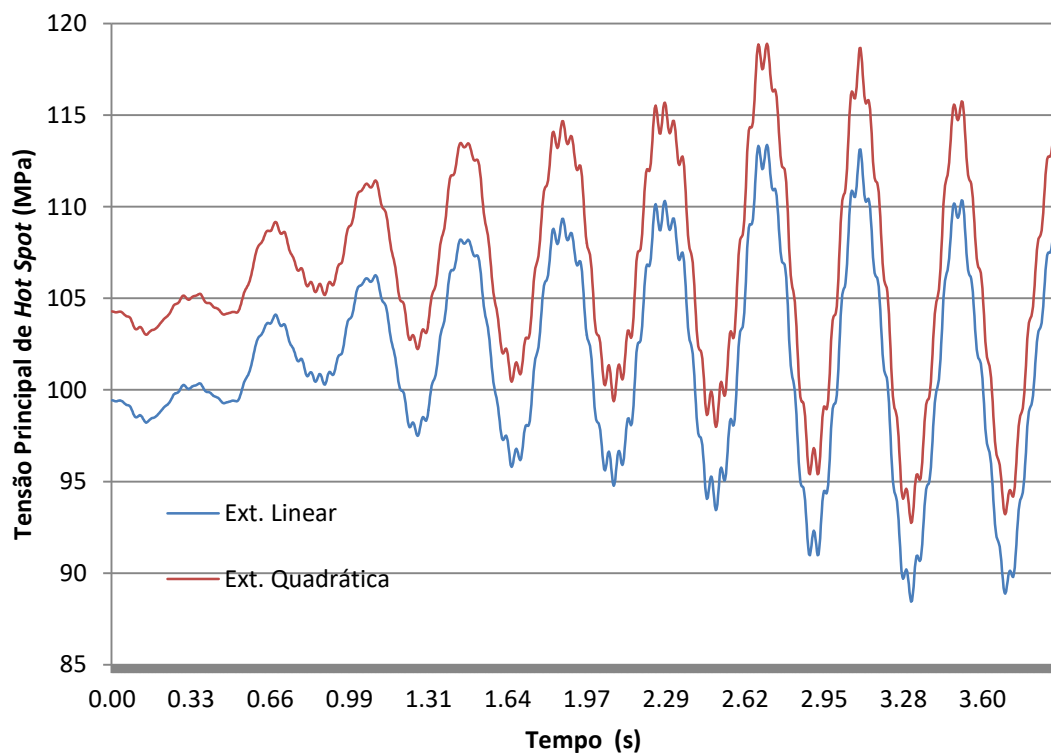


Figura 4.13: Histórico da variação da tensão principal de “Hot Spot” considerando a extrapolação linear e quadrática; velocidade: 220km/h.

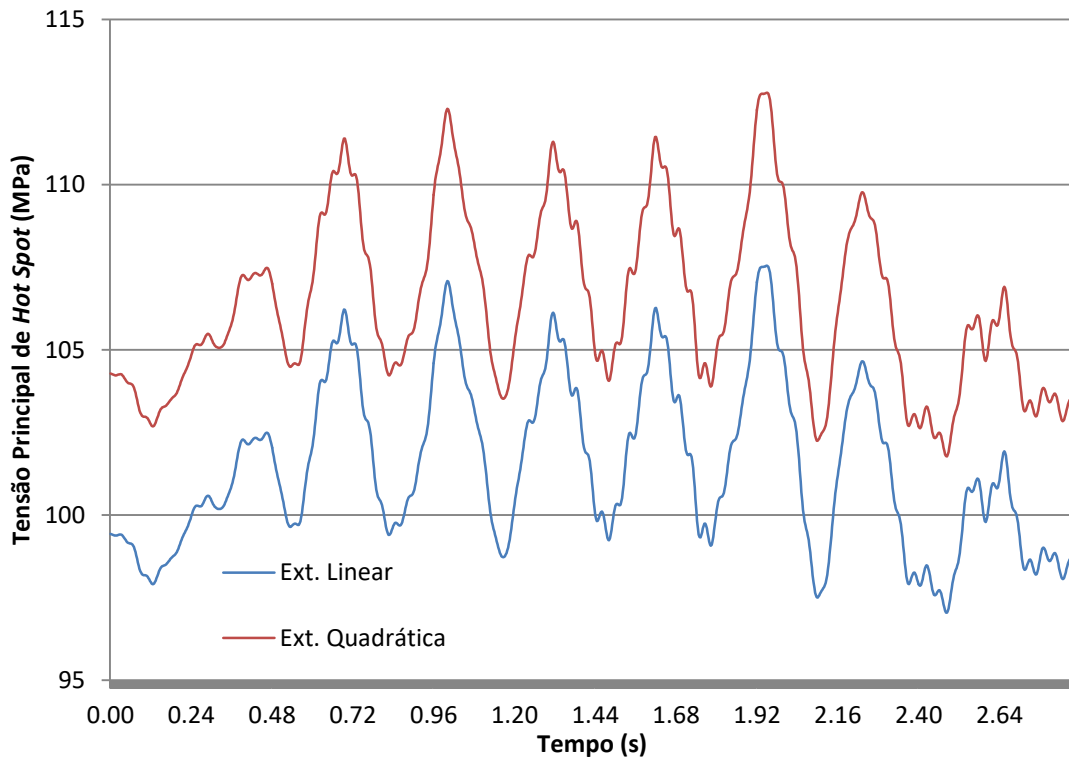


Figura 4.14: Histórico da variação da tensão principal de “Hot Spot” considerando a extrapolação linear e quadrática; velocidade: 300km/h.

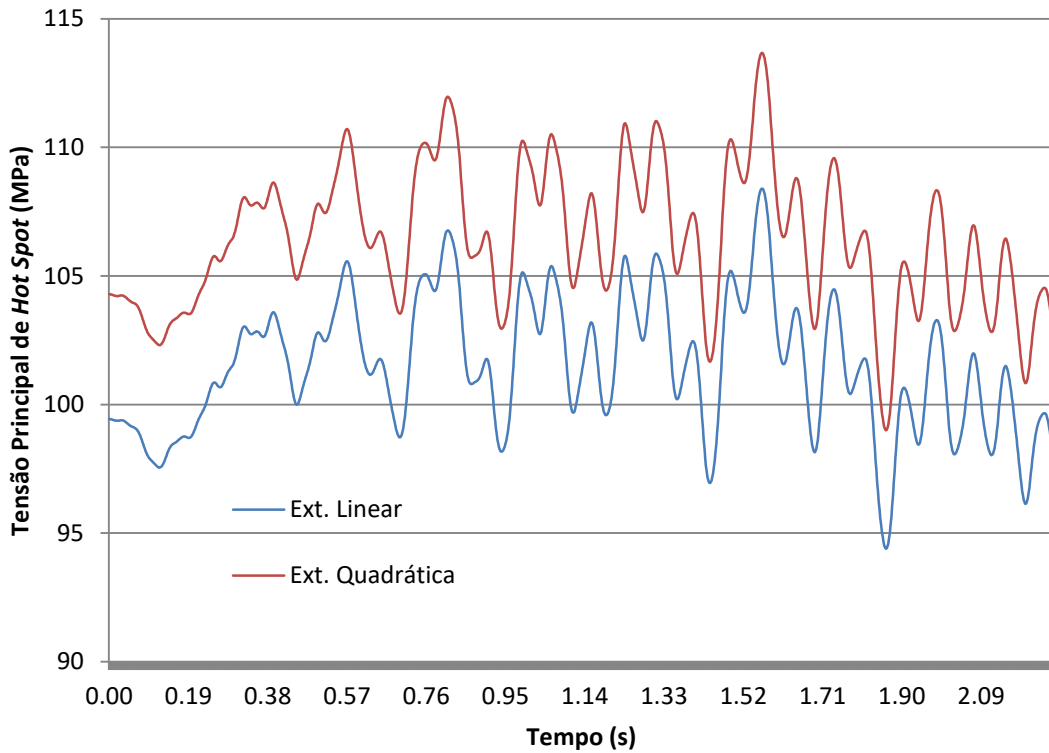


Figura 4.15: Histórico da variação da tensão principal de “Hot Spot” considerando a extrapolação linear e quadrática; velocidade: 380km/h

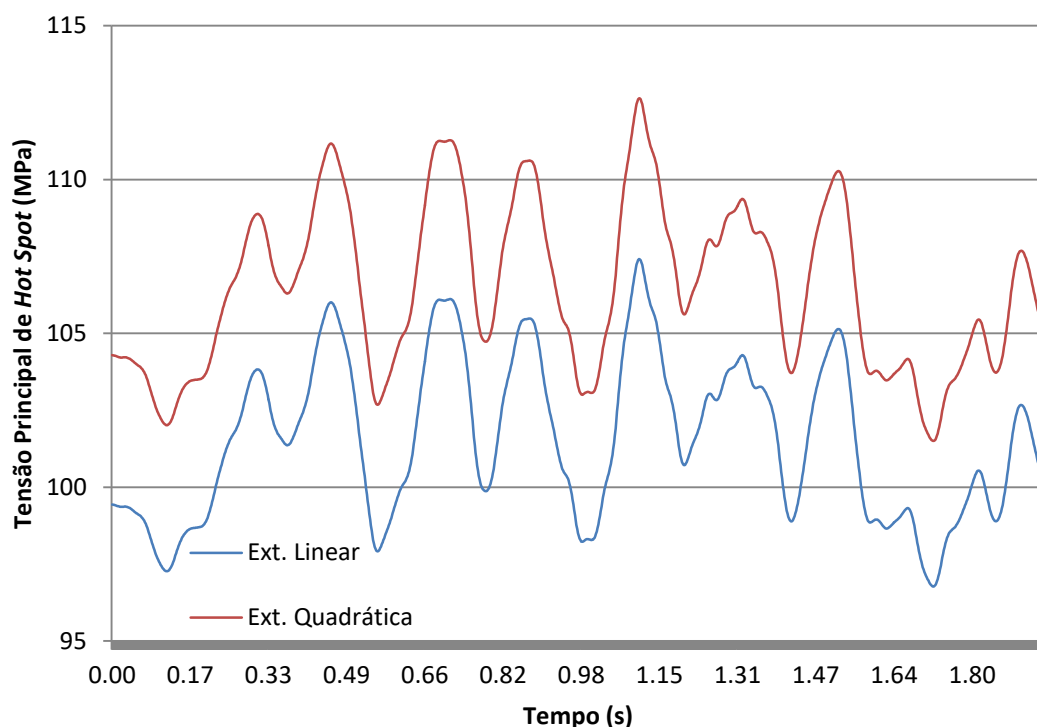


Figura 4.16: Histórico da variação de tensão de “Hot Spot”, extrapolação linear e quadrática; velocidade: 440km/h.

É possível identificar que há um deslocamento da tensão média para todos os históricos de tensão apresentados, sem alteração significativa das amplitudes de variação das tensões. Dessa forma, a resposta ao dano por fadiga é semelhante entre ambos, uma vez que a tensão média não influencia no cálculo do dano conforme preconiza o Eurocode EN-1993-1-9 (2005). Tal consideração é válida para conexões de aço soldadas sem alívio de tensões, uma vez que existem tensões residuais de compressão na zona termicamente afetada, local de propagação da trinca (ESDEP WG12, s. d.; Maljaars et al., 2013). Para o cálculo do dano conforme a IIW (2008), para o caso avaliado, também não se considera a tensão média. Como o tempo computacional despendido para cada uma das extrapolações foi o mesmo, foi selecionada a extrapolação quadrática para as demais avaliações do trabalho.

4.6 Determinação das velocidades críticas de passagem do trem

A avaliação preliminar do dano foi realizada para todas as velocidades estudadas, situadas entre 140 e 440km/h, e para todas as posições em estudo, considerando um tempo de vibração livre reduzido. Esta avaliação permite selecionar as velocidades mais críticas para a fadiga, ou seja, as velocidades que resultem em uma maior amplitude de variação de tensões. Uma vez identificadas as velocidades críticas, simulações complementares considerando essas

velocidades e um maior tempo de vibração livre, igual a 5 segundos, irão indicar os valores máximos obtidos a partir da análise dinâmica. A seguir apresentam-se os valores do dano para a passagem de um trem Alfa Pendular sobre a ponte em função da velocidade do trem para as três diferentes posições do detalhe, conforme as recomendações da IIW (2008) e do Eurocode EN-1993-1-9 (2005), respectivamente. As três posições do detalhe são correspondentes a: (i) o detalhe mais próximo ao apoio do trecho; (ii) o detalhe mais ao centro do vão; e (iii) o detalhe intermediário aos dois anteriores.

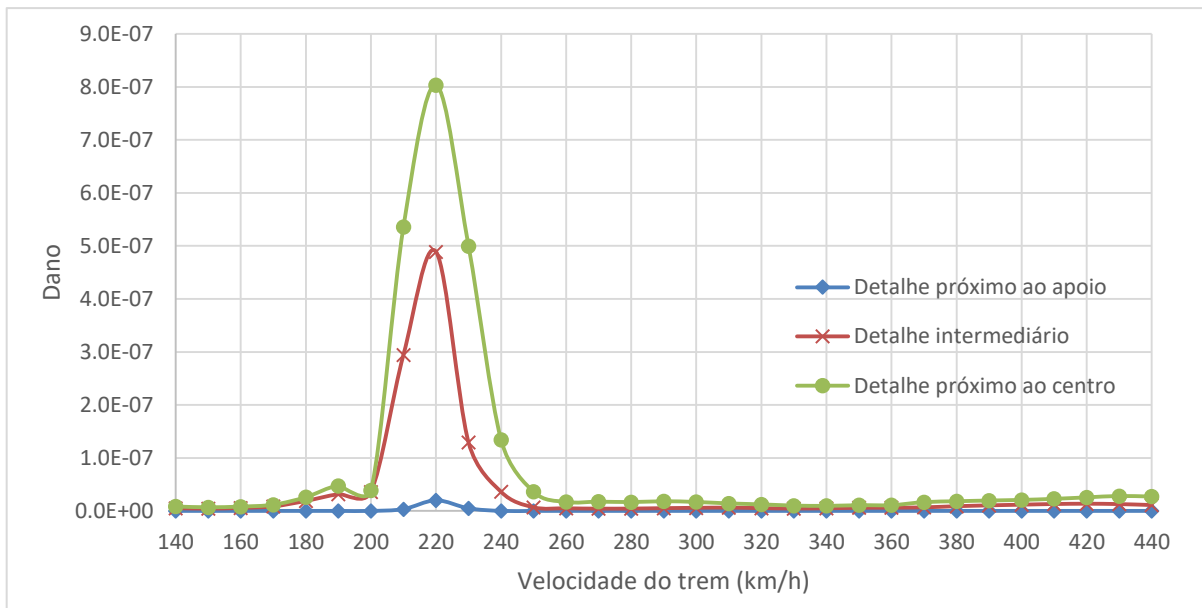


Figura 4.17: Dano em função da velocidade do trem Alfa Pendular conforme IIW (2008).

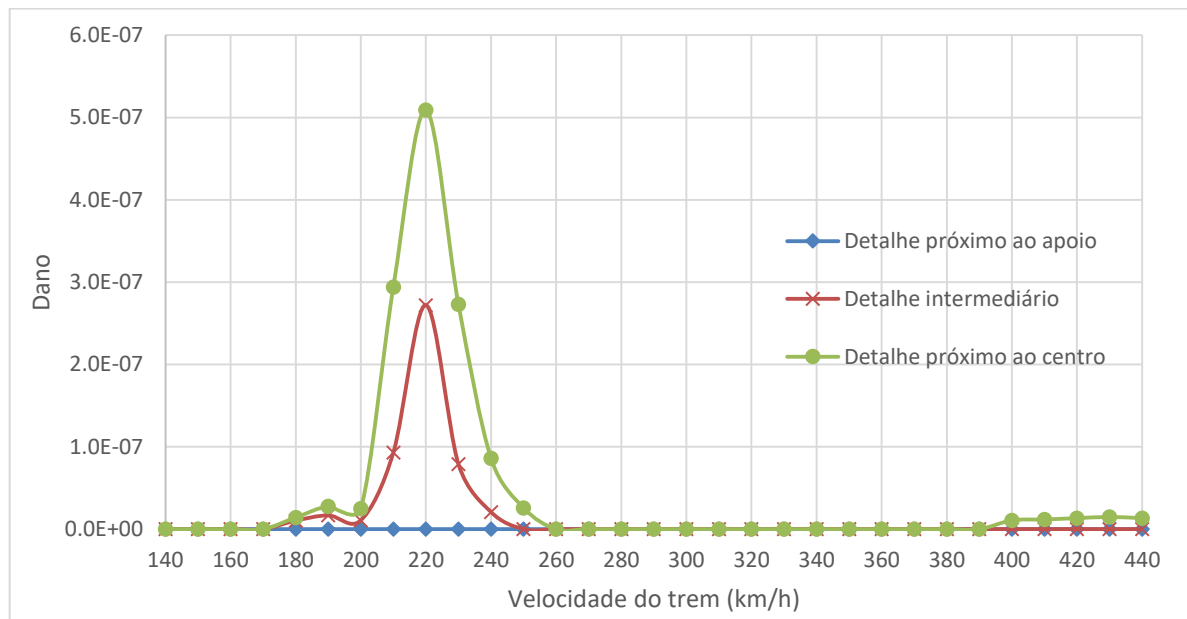


Figura 4.18: Dano em função da velocidade do trem Alfa Pendular conforme Eurocode EN-1993-1-9 (2005).

É notável que a região em que ocorre a amplificação dinâmica máxima é semelhante nas três posições avaliadas, sendo o pico de dano observado para a velocidade de 220km/h. É interessante observar que o mesmo se observa para as duas normas em análise, o Eurocode EN-1993-1-9 (2005) e a IIW (2008). Para uma avaliação quantitativa, as tabelas seguir apresentam os valores de dano para a passagem de um trem alfa pendular sobre a ponte, considerando as velocidades mais críticas.

Tabela 4.3: Dano causado pela passagem de um trem alfa pendular sobre a ponte, nas velocidades mais críticas, conforme IIW (2008).

Velocidade [km/h]	Posição do detalhe		
	Próximo ao Apoio	Intermediária	Próximo ao Centro
190	0	3.15E-08	4.75E-08
200	0	3.60E-08	3.88E-08
210	3.40E-09	2.95E-07	5.36E-07
220	2.00E-08	4.89E-07	8.04E-07
230	4.85E-09	1.29E-07	5.00E-07
240	0	3.61E-08	1.34E-07
250	0	6.76E-09	3.62E-08

Tabela 4.4: Dano causado pela passagem de um trem alfa pendular sobre a ponte, nas velocidades mais críticas, conforme Eurocode EN-1993-1-9 (2005).

Velocidade [km/h]	Posição do detalhe		
	Próximo ao Apoio	Intermediária	Próximo ao Centro
190	0	1.67E-08	2.78E-08
200	0	1.08E-08	2.50E-08
210	0	9.31E-08	2.94E-07
220	0	2.72E-07	5.09E-07
230	0	7.89E-08	2.73E-07
240	0	2.08E-08	8.60E-08
250	0	0	2.59E-08

A partir dos valores de dano apresentados, foram selecionadas as cinco velocidades que apresentaram maior dano (190 km/h, 210 km/h, 220km/h, 230 km/h e 240km/h) para os estudos de avaliação de vida em fadiga com maior tempo de vibração livre, apresentado nos próximos tópicos.

4.7 Avaliação da vida em fadiga

Foram avaliados os três posicionamentos do detalhe ao longo da ponte: (i) o mais próximo ao apoio do trecho; (ii) mais ao centro do vão; e (iii) e o intermediário. Para cada velocidade em estudo foram obtidos os resultados de variação de tensão de “Hot Spot” nas três posições. Em todas as velocidades, a amplitude da variação de tensão foi maior no detalhe central e menor no detalhe próximo à região do apoio. A variação de tensão em função do tempo para a velocidade de 220km/h, mais crítica em termos de fadiga, considerando tempo de vibração livre reduzido, é apresentada na figura a seguir.

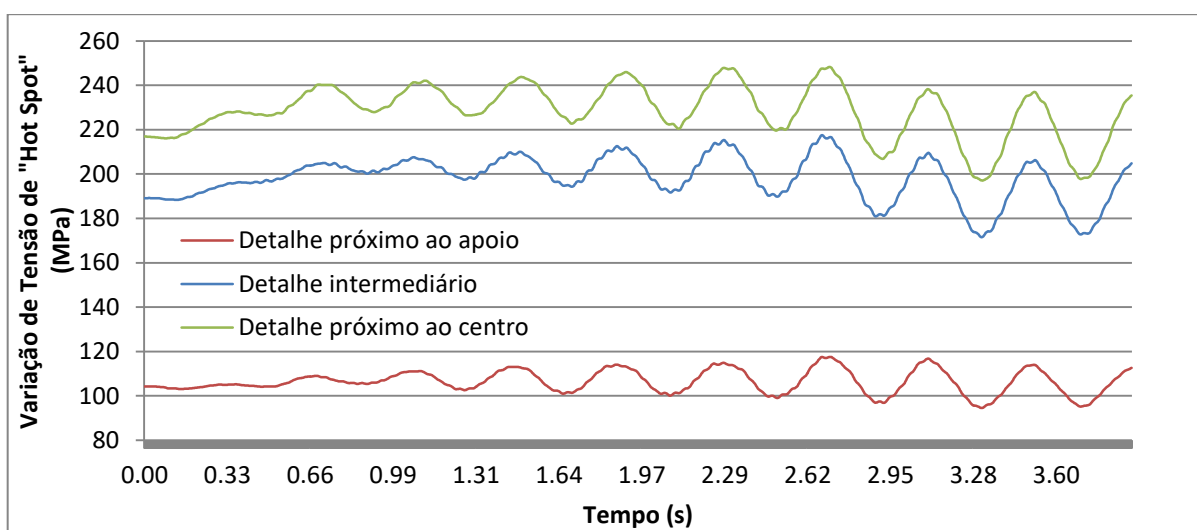


Figura 4.19: Histórico da variação de tensão de “Hot Spot” para diferentes posições: próxima do apoio, intermediária e próxima do centro.

É notável o aumento da tensão média com a proximidade entre o detalhe e o centro do vão, como esperado, dado que a tensão é avaliada na alma da longarina. O dano é avaliado para cada posição estudada, tanto pelo Eurocode EN 1993-1-9 (2005) quanto pela IIW (2008), e para as cinco velocidades identificadas como mais críticas – 190, 210, 220, 230 e 240km/h. A Fig. 4.20 apresenta os resultados de dano correspondente a passagem do trem alfa pendular sobre a ponte, sendo o período de tempo avaliado igual àquele em que o trem está sobre a ponte mais o tempo correspondente à vibração livre. O dano é calculado conforme o seguinte procedimento: (i) obtenção da tensão principal de “Hot Spot” em função do tempo; (ii) contagem dos ciclos utilizando o método “Rainflow”; (iii) aplicação da teoria do dano linear acumulado conforme a regra de Miner, utilizando as curvas da norma/recomendação de referência, para a obtenção do dano correspondente à passagem de um trem de alta velocidade sobre a ponte. O dano calculado é inversamente proporcional à vida útil em fadiga do detalhe avaliado. O dano em que se

considera a ruptura do componente é indicado em cada uma das normas avaliadas, e normalizado para o dano igual à unidade.

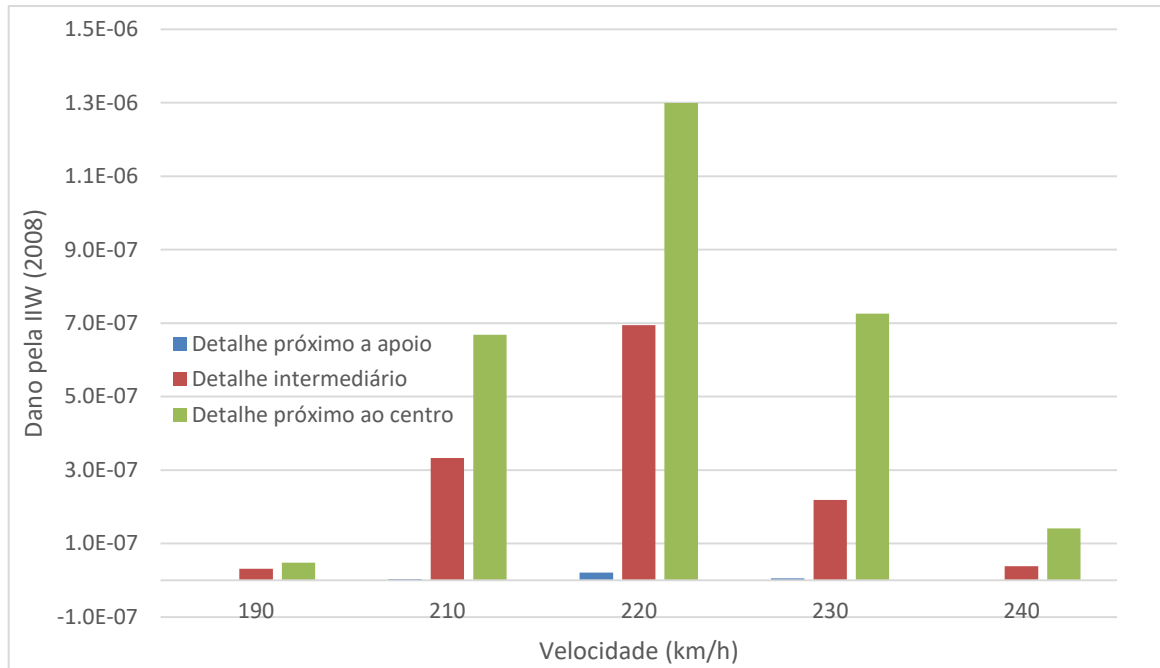


Figura 4.20: Valores de dano para as velocidades mais críticas, considerando a metodologia da IIW (2008), tempo de vibração livre de 5 segundos e diferentes posições do detalhe.

Diante dos resultados observados, o detalhe na posição central é o mais crítico e então selecionado para o prosseguimento dos estudos na ponte. As figuras a seguir apresentam a variação da tensão principal de “Hot Spot” em função do tempo, considerando o tempo de vibração livre igual a 5 segundos.

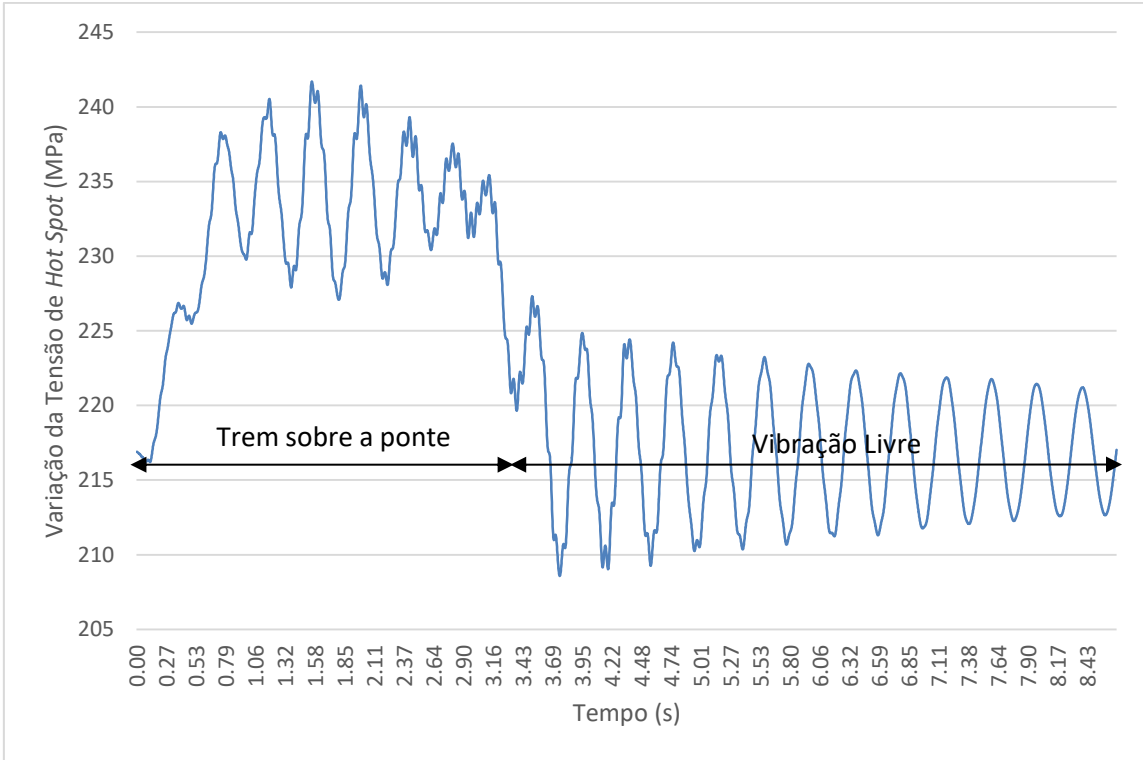


Figura 4.21: Histórico da variação da tensão principal de “Hot Spot” no detalhe central, para o trem passando com a velocidade de 190km/h sobre a ponte.

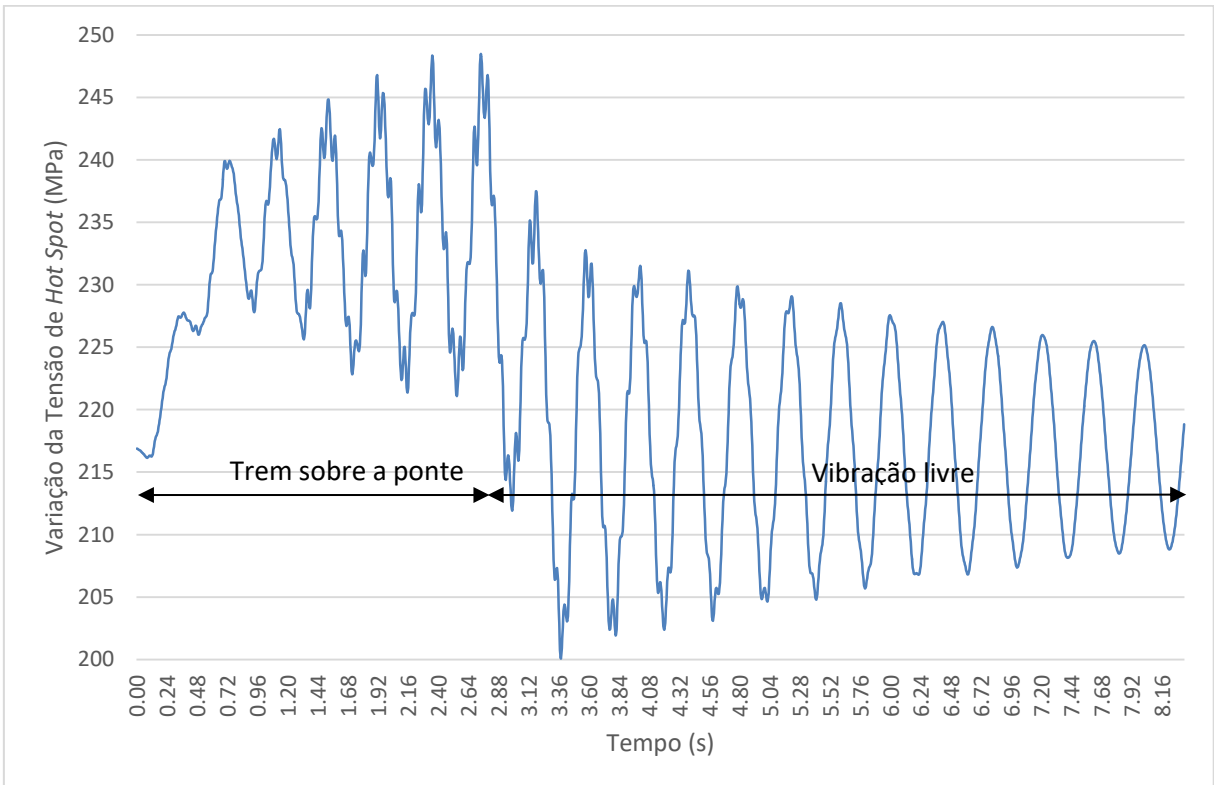


Figura 4.22: Histórico da variação da tensão principal de “Hot Spot” no detalhe central, para o trem passando com a velocidade de 210km/h sobre a ponte

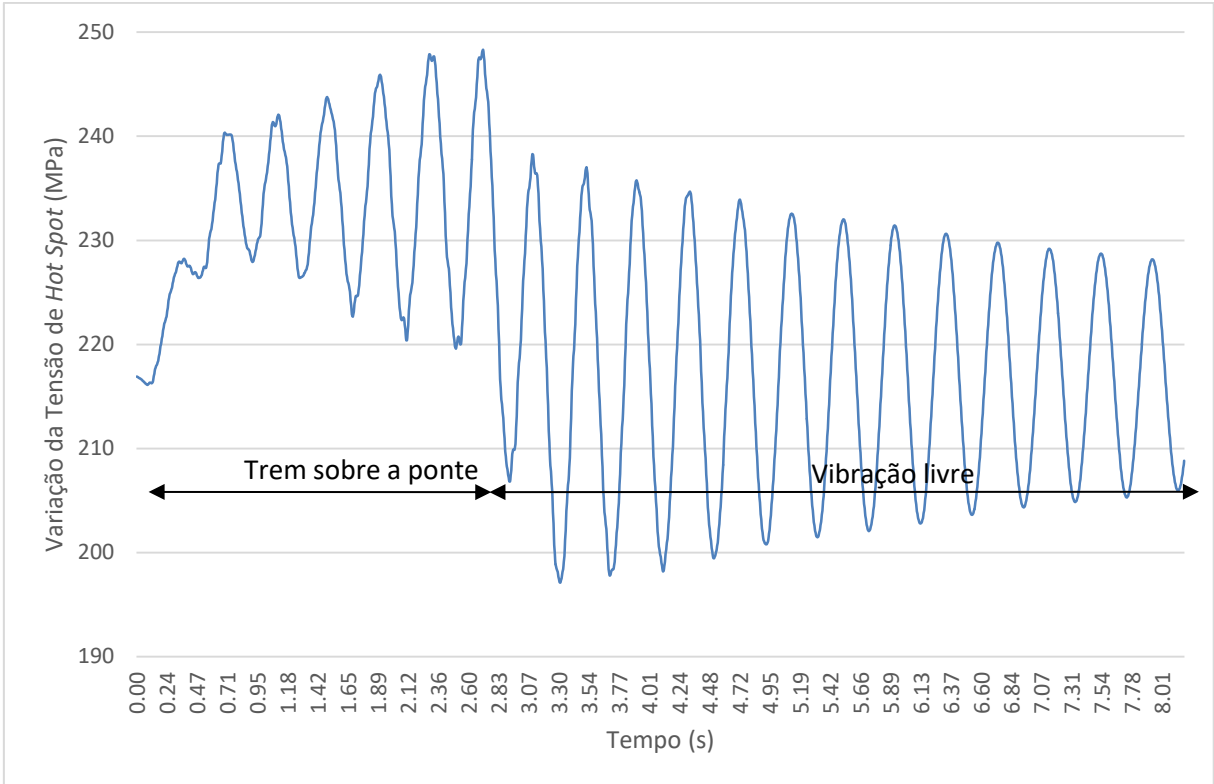


Figura 4.23: Histórico da variação da tensão principal de “Hot Spot” no detalhe central, para o trem passando com a velocidade de 220km/h sobre a ponte

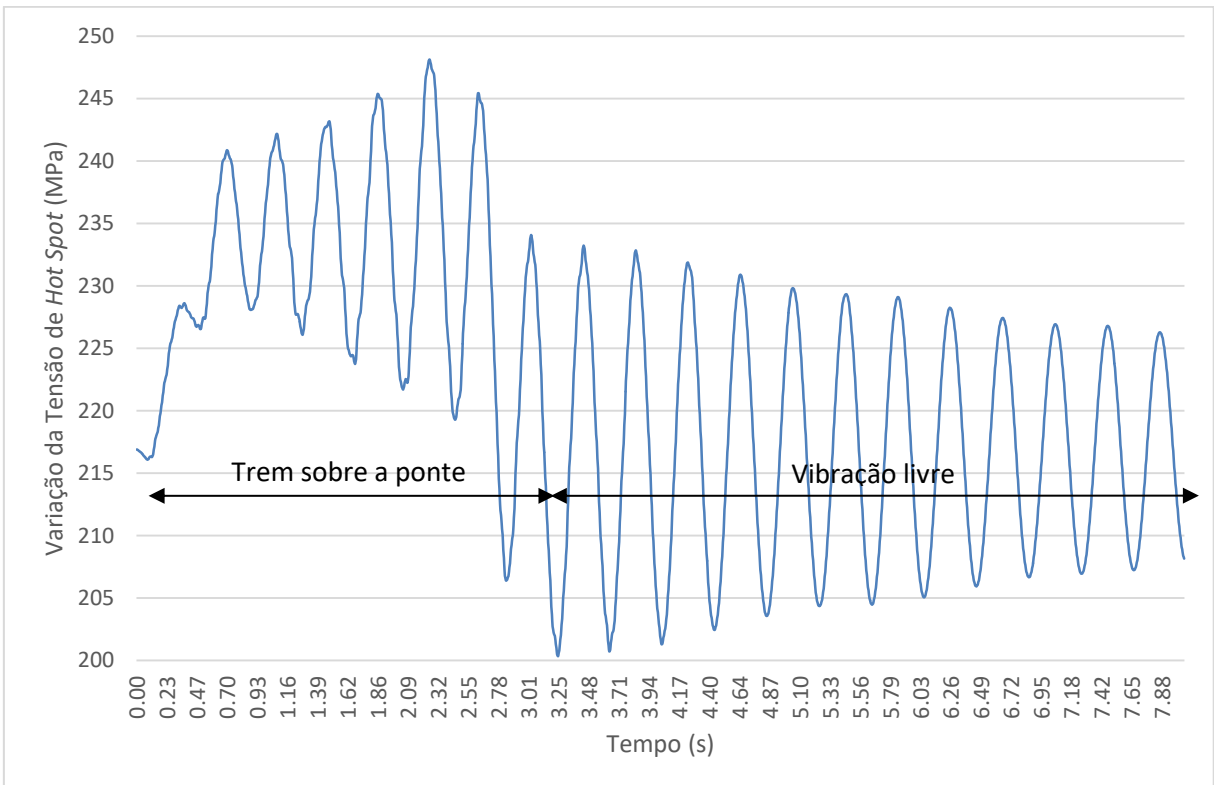


Figura 4.24: Histórico da variação da tensão principal de “Hot Spot” no detalhe central, para o trem passando com a velocidade de 230km/h sobre a ponte

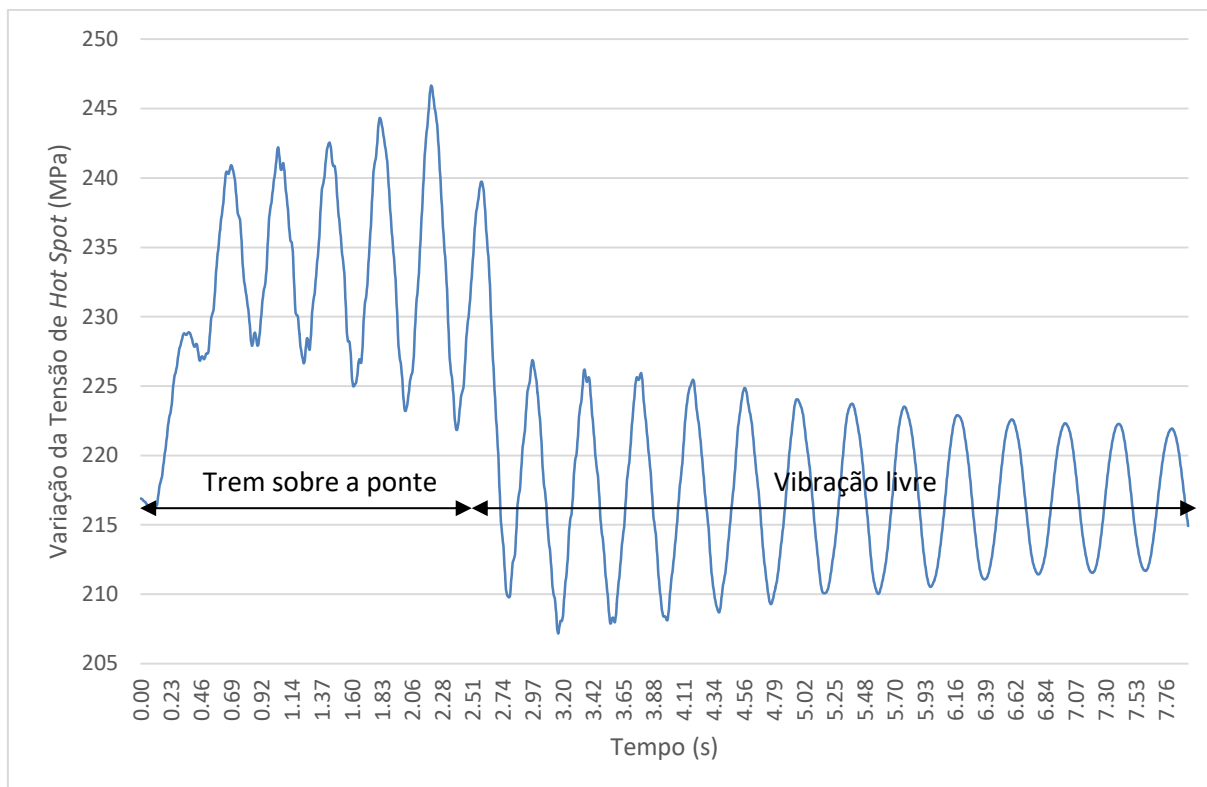


Figura 4.25: Histórico da variação da tensão principal de “Hot Spot” no detalhe central, para o trem passando com a velocidade de 240km/h sobre a ponte.

A amplificação dinâmica é máxima a 220km/h, na qual a passagem dos carregamentos do Alfa Pendular excita o vão da ponte em frequências próximas à frequência natural da estrutura, obtida na análise modal. A 220km/h, com o tamanho de vagão de 25,9m, a frequência de excitação é de 2,36 Hz, e a frequência natural obtida do vão no primeiro modo de flexão vertical é de 2,48Hz, implicando em uma diferença entre essas frequências de 4,8%, sem considerar os efeitos do amortecimento.

Observa-se que, para estes casos, o tempo em que a ponte vibra livremente influencia na avaliação em fadiga, pois no intervalo de vibração livre ocorre a maior amplificação dinâmica. É possível notar o efeito do amortecimento, porém em nenhum dos casos avaliados ocorre parada do movimento durante os 5 segundos de vibração livre, como foi considerado por Alencar (2018) e Ferreira (2017). O tempo de vibração livre selecionado não foi maior devido ao elevado tempo de processamento envolvido, porém, isso não compromete a análise uma vez que as amplitudes máximas de variação de tensão ocorreram logo após a saída do trem da ponte e a tendência das curvas é sempre decrescente. A comparação entre os danos calculados através da Eurocode EN-1993-1-9 (2005) e da IIW (2008) é apresentada na figura e na tabela a seguir.

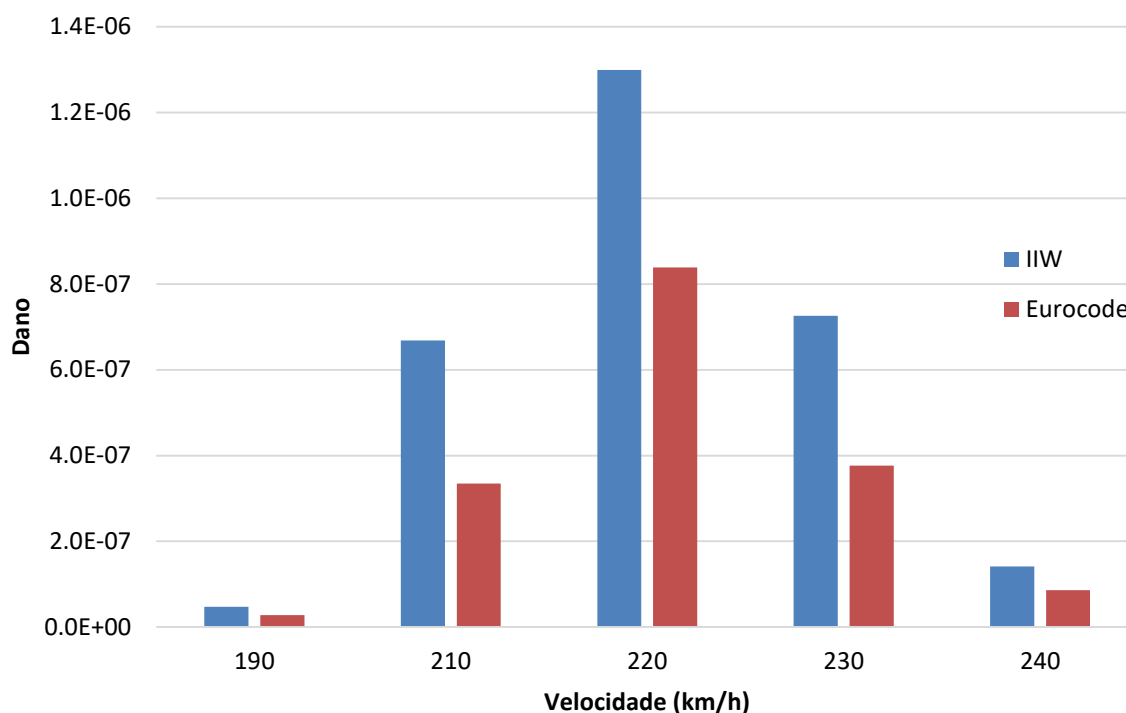


Figura 4.26: Valores de dano para a passagem de um trem Alfa Pendular sobre a ponte para as velocidades mais críticas, para o detalhe localizado mais próximo ao centro do vão.

Tabela 4.5: Valores de dano para as velocidades críticas, considerando 5 segundos de vibração livre.

Velocidade (km/h)	IIW (2008)	EN 1993-1-9 (2005)
190	4.75E-08	2.78E-08
210	6.68E-07	3.35E-07
220	1.30E-06	8.39E-07
230	7.26E-07	3.77E-07
240	1.41E-07	8.60E-08

Observa-se, dos valores apresentados anteriormente, que a norma IIW (2008) nessa situação está mais conservadora que a Eurocode EN-1993-1-9 (2005). O coeficiente de segurança parcial da IIW (2008) igual a 1,30 é menor que o coeficiente da Eurocode EN-1993-1-9 (2005), igual a 1,35, porém, a curva S-N apresentada pela IIW (2008) tem perfil mais conservador e considera amplitudes de tensão mais baixas. Um outro detalhe importante é que, para comparar os valores entre ambas metodologias, o dano obtido pela IIW (2008) é multiplicado por 2, a fim de normalizar todos os dados, considerando sempre o dano máximo igual a 1. Na IIW (2008), o caso avaliado falharia quando o dano total atingisse o valor 0,5, o que corresponde a multiplicar

o dano por 2 e considerar o valor limite para o dano igual a 1, igual ao do Eurocode EN-1993-1-9 (2005).

Foi realizada a estimativa de vida útil em fadiga do detalhe mais crítico considerando os seguintes carregamentos: (i) tráfego leve, com dois trens Alfa Pendular passando sobre a ponte por dia; (ii) tráfego médio, com seis trens Alfa Pendular passando por dia; e (iii) tráfego pesado, com a passagem de dez trens por dia; conforme proposto por Alencar (2016b). As velocidades testadas foram as três mais críticas para a vida em fadiga: 210, 220 e 230 km/h. Os resultados obtidos são apresentados a seguir.

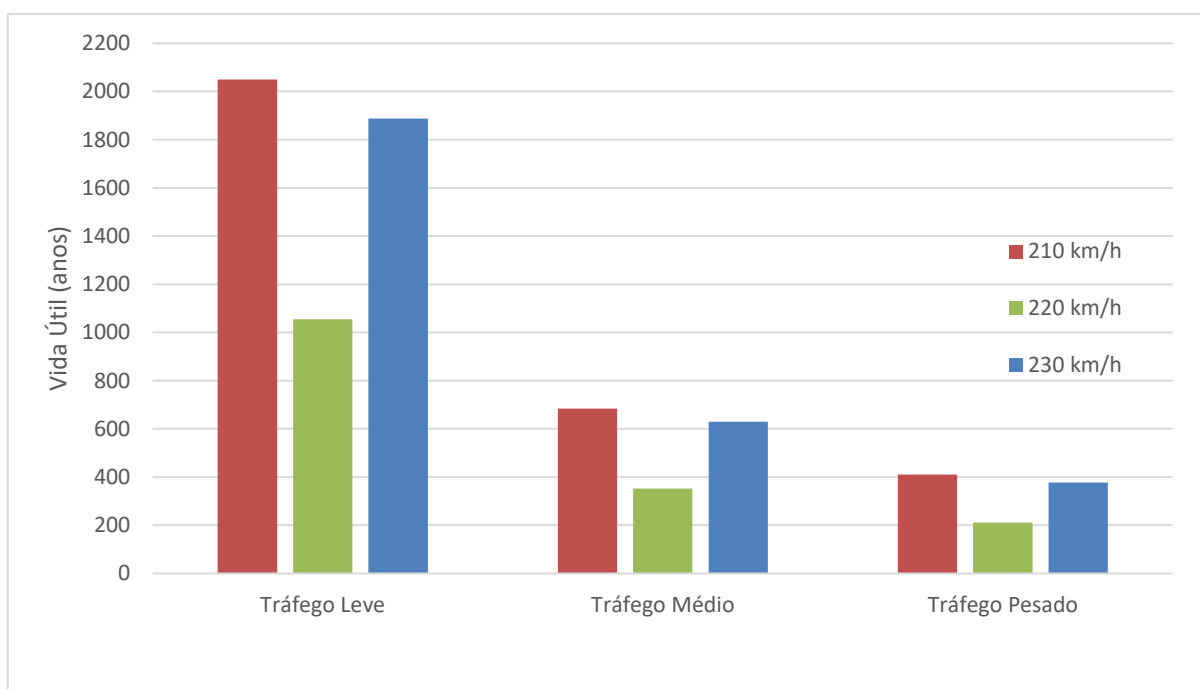


Figura 4.27: Vida Útil do detalhe próximo ao centro da ponte, considerando diferentes tráfegos e velocidades. Metodologia de cálculo da IIW (2008).

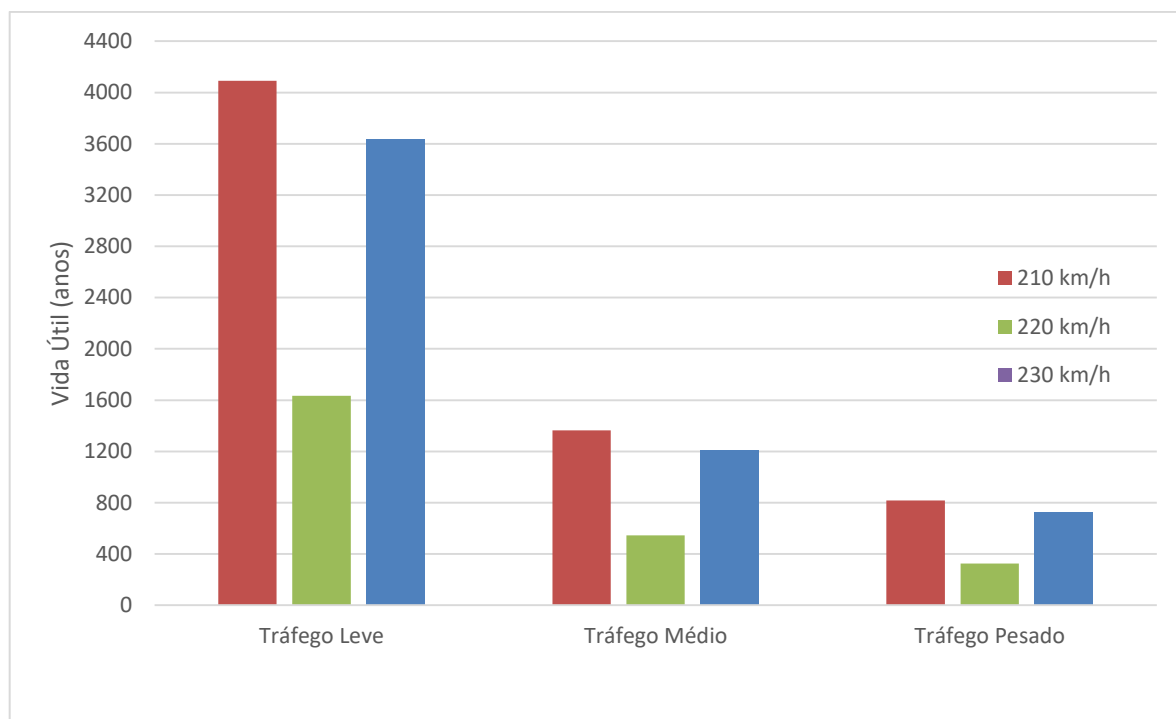


Figura 4.28: Vida Útil do detalhe próximo ao centro da ponte, considerando diferentes tráfegos e velocidades. Metodologia de cálculo do Eurocode EN-1993-1-9 (2005).

Observa-se que a menor vida útil corresponde ao tráfego pesado à velocidade de 220km/h, como esperado. Pelo cálculo da IIW (2008) esse valor é de 210,9 anos, e pelo cálculo do Eurocode EN 1993-1-9 (2005), 326,6 anos. Conforme a tabela 2.1 do Eurocode EN 1990 (2002), a vida útil de projeto de pontes é de 100 anos. É importante ressaltar que este é apenas um estudo comparativo, e não equivale à realidade da ponte, pois sobre a mesma passam outros tipos de trem, como os convencionais e os de transporte de carga. Este estudo também não leva em consideração o aumento progressivo do fluxo de trens ao longo dos anos.

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

5.1 Conclusões

Este trabalho apresentou a avaliação da vida em fadiga de um tipo de componente estrutural soldado, localizado em um trecho biapoiado da estrutura ferroviária em Alcácer do Sal, em Portugal, através da análise global-local e considerando o carregamento do trem Alfa Pendular. Foram realizados estudos para a determinação do tipo de extrapolação de “Hot Spot” a ser utilizada e das velocidades mais críticas, por questões de tempo computacional, para assim avaliar tais casos de maneira mais aprofundada, considerando um maior tempo de vibração livre, 5 segundos.

Na avaliação da análise modal do vão biapoiado, as frequências obtidas no presente trabalho, quando comparadas com as frequências obtidas por Ferreira (2017), apresentaram diferença máxima igual 8,6%, sendo que para os cinco primeiros modos, mais significativos, a diferença se reduz para 1,5%. As frequências naturais de vibração no presente trabalho são em geral ligeiramente superiores às apresentadas por Ferreira (2017), indicando maior rigidez ou menor massa atribuída que o modelo em Ferreira (2017).

Na avaliação entre as formas de discretização, observou-se que ambas apresentam resultados equivalentes, porém, a única forma viável para a realização da avaliação completa presente neste trabalho foi a discretização por modos, devido ao gasto de tempo computacional significativamente menor que a discretização por passos de tempo.

Na avaliação das curvas de tensão de “Hot Spot” utilizando a extrapolação linear e a extrapolação quadrática, o componente estrutural avaliado, na posição mais próxima ao apoio, não apresentou diferenças significativas para o cálculo do dano, pois não houve variação representativa nas amplitudes da variação de tensão. A mudança representativa entre as curvas se deu em termos da tensão média em cada caso, sendo ela maior na extrapolação quadrática,

porém este dado não é computado nos cálculos de dano utilizados deste componente, devido às tensões residuais de compressão na zona termicamente afetada, local de propagação da trinca. Como o tempo computacional também não apresentou diferença relevante, foi selecionada a extrapolação quadrática para o prosseguimento do trabalho.

A avaliação do dano em fadiga considerando a extrapolação quadrática e tempo de vibração livre reduzido foi realizado na faixa de velocidades entre 140 e 440 km/h. Observou-se que os danos mais significativos e críticos foram obtidos nas velocidades de 190, 210, 220, 230 e 240 km/h, velocidades nas quais ocorre a maior amplificação dinâmica, uma vez que nestas velocidades o trem excita o vão biapoiado em frequências próximas à frequência natural do primeiro modo de vibração de flexão vertical do vão. A análise dinâmica de superposição modal foi novamente realizada para cada uma das velocidades críticas, utilizando um tempo de vibração livre de 5 segundos.

Foram avaliados três posicionamentos do detalhe ao longo da ponte: o posicionamento mais próximo ao apoio, o mais próximo ao centro, e o posicionamento intermediário aos dois. O dano mais crítico foi sempre identificado no detalhe posicionado próximo ao centro da ponte, local no qual se espera as maiores variações de tensão longitudinal na longarina.

A vida em fadiga foi calculada utilizando a abordagem “Hot Spot Stress” conforme consta na IIW (2008) e no Eurocode EN 1993-1-9 (2005). Observou-se que a recomendação da IIW (2008) gerou resultados mais severos que os do Eurocode EN 1993-1-9 (2005). Apesar do coeficiente de segurança parcial da IIW (2008) ser ligeiramente inferior ao do Eurocode 1993-1-9 (2005) – 1.30 e 1.35, respectivamente, a curva S-N da IIW (2008), para uma mesma categoria de detalhe, é mais conservadora que a curva S-N da Eurocode EN 1993-1-9 (2005). Além disso, o dano máximo recomendado pela IIW (2008) é a metade do apresentado no Eurocode EN-1993-1-9 (2005) – 0.5 e 1.0, o que influencia significativamente na avaliação de vida em fadiga.

Foram considerados três fluxos de trens para a avaliação da vida em fadiga: fluxo com tráfego leve, no qual é considerada a passagem de dois trens Alfa Pendulares por dia; o tráfego médio, com a passagem de seis trens por dia; e o tráfego pesado, considerando a passagem de 10 trens Alfa Pendulares em um dia. Dentre os posicionamentos avaliados, a menor vida em fadiga foi detectada no detalhe mais próximo ao centro e com o trem a 220km/h. A vida em fadiga

calculada foi de 210,9 anos pela IIW (2008) e de 326,6 anos pelo Eurocode EN 1993-1-9 (2005). O aumento do fluxo de trens diminui significativamente a vida em fadiga.

5.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

A partir do desenvolvimento deste trabalho, é possível identificar temas para futuros projetos. Alguns exemplos são aqui listados:

- Avaliação da vida em fadiga de outros componentes estruturais da ponte, utilizando a metodologia de cargas móveis e a metodologia com interação trem-estrutura;
- Análise de sensibilidade da variação do passo de tempo a ser considerado na análise de superposição modal no dano em fadiga para diferentes detalhes estruturais soldados;
- Avaliação da vida em fadiga dos componentes estruturais da ponte considerando o carregamento real com diferentes trens, e também considerando o aumento do fluxo de trem com os anos através de modelos estatísticos;
- Avaliação experimental da vida em fadiga do componente estrutural utilizando a abordagem experimental de “Hot Spot Stress”, e comparação com a abordagem computacional;
- Comparação da vida em fadiga do componente soldado utilizando as abordagens “Hot Spot Stress”, “Notch Stress” e da Mecânica da Fratura.

6 REFERÊNCIAS

ALENCAR, G.; CALÇADA, R.; SILVA, J. G. S. Fatigue Assessment of Approach Viaducts of the New Sado River Railway Crossing. *Proceedings of the 5th International Conference on Integrity-Reliability-Failure*, Porto/Portugal, 24-28, 79, pp. 22-33, 2016a.

ALENCAR, G.; RIBEIRO, D.; CALÇADA, R.; SILVA, J. G. S. Análise Dinâmica e verificação à Fadiga dos Viadutos de Acesso da Nova Ponte Ferroviária sobre o Rio Sado. *Proceedings of the XXXVII Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering*, ABMEC, Brasília, DF, Brasil, Nov., 2016b.

ALENCAR, G.; FERREIRA, G. Fatigue Assessment of a High-Speed Railway Composite Steel-Concrete Bridge by the Hot-Spot Stress Method. *International Journal of Structural Integrity*, Vol. 9, No. 3, 2018, pp. 1-18.

ALBUQUERQUE, C. M. C. *Comportamento Dinâmico de Pontes com Tabuleiro Ortotrópico em Vias de Alta Velocidade*. 2008. Dissertação de Mestrado – Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Porto, Portugal.

ALBUQUERQUE, C.; CALÇADA, R.; DE CASTRO, P.. Fatigue Assessment of a Bowstring Railway Bridge. *Proceedings of the Eleventh International Conference on Computational Structures Technology*, Civil-Comp Press, Stirlingshire, Scotland, 2012.

ALBUQUERQUE, C. M. C. *Advanced Methodologies for the Assessment of the Fatigue Behavior of Railway Bridges*. 2015. Tese de Doutorado – Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Porto, Portugal.

ANSYS INC. *Release 18.2 – Documentation for ANSYS*. Canonsburg, Estados Unidos, 2017.

ASTM E1049-85, *Standard Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis*. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2017. Disponível em: <www.astm.org>.

AWS D1.1/D.1.1M: 2004, *Structural Welding Code – Steel*. American Welding Society. Welding Handbook, an American National Standard, 9 ed., v. 1, AWS, Miami, Florida, Estados Unidos.

CRAIG JR., R. R.; KURDILA, A. J. *Fundamentals of Structural Dynamics*, 2 ed., Hoboken, New Jersey. John Wiley & Sons, Inc.: 2006.

DOWLING, N. E., *Mechanical Behavior of Materials*, Prentice Hall International Inc., Englewood Cliffs, New Jersey, 1993.

EPL – EMPRESA DE TRANSPORTE E LOGÍSTICA. *Trem de Alta Velocidade - TAV*. Brasil, 2018. Disponível em: <<https://www.epl.gov.br/trem-de-alta-velocidade-tav>>. Acesso em: 2018.

ERRI D214/RP9 (2001) – *Railway bridges for speeds >200 km/h*. European Rail Research Institute (ERRI), Final Report, Utrecht.

ESDEP WG 3. *Fabrication and Erection. Lecture 3.3: Principles of Welding*. Disponível em: <<http://fgg-web.fgg.uni-lj.si/~pmoze/esdep/master/wg03/10300.htm>>. Acesso em: 2018.

ESDEP WG 12. *Fatigue. Lecture 12.8: Basic Fatigue Design – Concepts in Eurocode 3*. Disponível em: <<http://fgg-web.fgg.uni-lj.si/~pmoze/esdep/master/wg12/10800.htm>>. Acesso em: 2018.

EUROCODE: EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION - EN 1990. *Eurocode 0: Basis of structural design - Annex 2: Application for bridges (normative)*. Brussels, 2001.

EUROCODE: EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION - EN 1990:2002. *Eurocode: Basis of Structural Designs*. Brussels, 2002.

EUROCODE: EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION - EN 1991-2:2003. *Eurocode 1: Actions on structures. Part 2: Traffic Loads on Bridges*. Brussels, 2003.

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

FERREIRA, G. C. *Análise À Fadiga de um Viaduto Ferroviário para Tráfego de Comboios de Alta Velocidade*. 2017. Dissertação de Mestrado – Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Porto, Portugal.

FRICKE, H. Fatigue analysis of welded joints: state of development. *Marine structures*, (16):185–200, 2003.

GRID. *Variante de Alcácer: Projeto da Passagem sobre o Rio Sado*. 2006.

HESHMATI, M. *Fatigue Life Assessment of Bridge Details Using Finite Element Method*. Dissertação de Mestrado - Programme Structural Engineering and Building Performance Design. Chalmers University of Technology, Gothenburg, Sweden, 2012.

IIW: HOBACHER, A. *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components*. International Institute of Welding, doc. XIII-2151r4-07/XV-1254r4-07. Paris, França, 2008.

JOHNSTON, C. *Statistical Analysis of Fatigue Test Data*. ASME 2017, 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2017, June 25-30, 2017, Trondheim, Norway. Disponível em: <<https://www.twi-global.com/technical-knowledge/published-papers/statistical-analysis-of-fatigue-test-data/>>. Acesso em: 2018.

LEITE, R. G. C.; JESUS, A. M. P.; CORREIA, J.; RAPOSO, P.; JORGE, R. N.; PARENTE, M. P.; CALÇADA, R. A methodology for a global-local fatigue analysis of ancient riveted metallic bridges. *International Journal of Structural Integrity*, vol. 9, issue: 3, pp.355-380, 2018.

LIU, Z.; CORREIA, J.; CARVALHO, H.; MOURÃO, A.; JESUS, A.; CALÇADA, R.; BERTO, F. Global-local fatigue assessment of an ancient riveted metallic bridge based on submodelling of the critical detail. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 42: pp.546-560, 2019.

MADDOX, S. J. *Fatigue strength of welded structures*. Abington Pub., 1991.

- MALVEIRO, J.; RIBEIRO, D.; SOUSA, C.; CALÇADA, R. Model updating of a dynamic model of a composite steel-concrete railway viaduct based on experimental tests. *Engineering Structures*, 164 (2018) 40–52, 41.
- MALJAARS, J.; LUKIC, M.; SOETENS, F. Comparison between the Eurocode for Fatigue of Steel Structures, EN 1993-1-9, and the Eurocode for Fatigue of Aluminium Structures, EN 1999-1-3. *Procedia Engineering*, 66 (2013) 34-48.
- MONTENEGRO, P.A.M. *A methodology for the assessment of the train running safety on bridges*. 2015. Tese de Doutoramento – Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Porto, Portugal.
- MOURÃO, N. (2010) *CP 4000 series Pendolino train with an Alfa Pendular service to Oporto, seen in the Alcácer Bypass*, CC BY 2.0.
- NEVES, S. G. M. *An efficient method for modeling the nonlinear train-bridge interaction*. 2017. Tese de Doutoramento – Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Porto, Portugal.
- NUSSBAUMER, A. ET AL. *Fatigue Design of Steel and Composite Structures: Eurocode 3: Design of Steel Structures Part 1-9 – Fatigue Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures*. ECCS Eurocode Design Manuals, 2011. 311 p.
- PALMA, E. S. *Unidade 3: Falhas por Fadiga - Rainflow*: Belo Horizonte: Sonoro-vídeo, 2015. Color.
- PEIXER M. A. *Avaliação do Comportamento de Pontes com Tabuleiros de Dupla Ação Mista Submetida ao Tráfego de Trens de Alta Velocidade*. 2018. Dissertação de Mestrado – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.
- REIS, A.; CREMER, J. M.; LOTHAIRE, A.; LOPES, N. The Steel Design for the New Railway Bridge over the River Sado in Portugal. *Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH & Co. KG*, Berlin. *Steel Construction* 3 (2010), No. 4.
- REIS, A. J.; PEDRO, J. J. O. Pontes Ferroviárias com Tabuleiro Misto Aço-Betão. *II Congresso Luso-Africano de Construção Metálica Sustentável, Maputo, Moçambique*. July, 2013.
- RIBEIRO, D. R. F. *Comportamento Dinâmico de Pontes sob Acção de Tráfego Ferroviário a Alta Velocidade*. 2004. Dissertação de Mestrado – Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Porto, Portugal.
- RIBEIRO, D. R. F. *Efeitos Dinâmicos Induzidos por Tráfego em Pontes Ferroviárias: Modelação Numérica, Calibração e Validação Experimental*. 2012. Tese de Doutoramento – Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Porto, Portugal.
- SANTOS, K. R. F. *Análise de Fadiga em Estruturas Metálicas Soldadas Utilizando o Método dos Elementos Finitos*. Monografia. Escola de Engenharia. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, 2017.
- SORIANO, H. L. *Introdução à Dinâmica das Estruturas*, 1 ed., Rio de Janeiro: Elsevier, 2014.
- TGC 10. HIRT, M., BEZ, R., NUSSBAUMER, A. *Construction Métallique – Notions fondamentales et méthodes de dimensionnement*, PPUR Lausanne, 2006.

APÊNDICE A

PROCEDIMENTOS PARA A DISCRETIZAÇÃO POR MODOS

1. Análise modal do modelo global – Adaptado de Peixer (2018) [ANSYS]

```
!após carregar o arquivo .db com o modelo global da ponte:
/prep7
nmodos=100
/SOLU
ANTYPE,modal
MODEOPT,LANB,nmodos           !tipo de extracao na analise modal block lanczos e o n de modos
EQSLV,SPAR                    !tipo de resolução de equação,
                               !sparse direct equation solver (default)
MXPAND,nmodos,0,60,YES,,YES   !mxpand, nmodos p expandir,freqinicial,freqfinal,
                               !calcular resultados de elementos e reações, ,
                               !escrever resultados de elementos em .mode
LUMPM,0                        !OFF: usar a formulação dependente da matriz de massa (default)
PSTRES,0                      !não é necessário calcular os efeitos da pré-tensão
save
!aplicação de forças e CC
fdel,all,all
acel,0,9.81,0                 !não precisaria para a análise modal, porém é necessário colocar
                               !aqui para ser considerado na superposição
allsel
SAVE
SOLVE
save
finish
```

2. Análise de superposição modal para obtenção da matriz de coordenadas modais – Adaptado de Peixer (2018) [ANSYS]

```
FINISH
dadosImportantes             !leitura do número de substeps (lsteps),
                               !espaçamento entre nós do trilho (esp_no)
v=220                        !velocidade do trem em km/h
nlsteps=lsteps/2             !substep considerado (nlsteps)
nmodos=100                   !número de modos
vms = v/3.6                  !velocidade do trem em m/s
tau = 2*esp_no/vms           !Passo de tempo para a análise
/solu
anty,TRANS                   !análise transiente
TRNOPT,MSUP,nmodos,,YES     !método da superposição modal,
                               !YES para fornecer como saída a matriz de coordenadas modais
solcontrol,off
pstres,0
timint,on
autots,0
dmprat,0.005                 !razão de amortecimento de 0.5%
deltim, tau                   !passo de tempo
time,0
fdel,all,all
acel,0,9.81,0                !aceleração da gravidade
solve
marcador=0
```

```

*do,1st,1,1steps,2                                !para cada substep considerado
marcador=marcador+1
fdel,all,all
acel,0,9.81,0
time,tau*(marcador)                               !tempo ao final do intervalo calculado
kbc,1                                              !consideração de carregamento por "degraus"
OUTPR,basic,all
OUTRES,basic,all
*do,i,1,N_NO,1                                    !para cada posição longitudinal dos nós do trilho
  *if,FUNCGERAL(i,1st),GT,0,THEN                 !FUNCGERAL possui os valores de força
                                                !a serem aplicados em cada nó (linha)
                                                !para cada substep (coluna)
          d_trilho1 = 4.334                       !Posições em x dos nós do trilho
          d_trilho2 = 2.666
          h_trilho = 0                            !Posição em y dos nós do trilho
          zc=(-21.8+(i-1)*0.1)                   !Posição longitudinal dos nós do trilho
          nf1=node(d_trilho1,h_trilho,zc)        !nó 1 a ser aplicada a força
          nf2=node(d_trilho2,h_trilho,zc)        !nó 2 a ser aplicada a força
          f,nf1,fy,-FUNCGERAL(i,1st)/2          !aplicação da força no nó 1
          f,nf2,fy,-FUNCGERAL(i,1st)/2          !aplicação da força no nó 2
        *endif
      *enddo
nsubst,1                                           !1 substep
lswr,marcador                                     !escrever o carregamento para resolver depois
*enddo
*do,1st,1,1528,1                                  !simulação do tempo de vibração livre
marcador=marcador+1
fdel,all,all
time,tau*nsteps+(1st*tau)                         !tempo ao final do intervalo calculado
kbc,1
OUTPR,basic,all
OUTRES,basic,all
nsubst,1
lswr,marcador
*enddo

```

```

*do,1st,1,1528,1                                  !simulação do tempo de vibração livre
marcador=marcador+1
fdel,all,all
time,tau*nsteps+(1st*tau)                         !tempo ao final do intervalo calculado
kbc,1
OUTPR,basic,all
OUTRES,basic,all
nsubst,1
lswr,marcador
*enddo
lssolve,1,marcador                                !resolução de todos os substeps
SAVE
FINISH

```

3. Procedimentos para a análise global-local: obtenção das tensões modais [ANSYS]

```
!CRIAÇÃO DO MODELO GLOBAL MODAL
!carregar o arquivo global.db do modelo global
!Análise modal:
/solu
ANTYPE,modal
MODOPT,LANB,100
EQSLV,SPAR
MXPAND,nmodos,0,60,YES,,YES
LUMPM,0
PSTRES,0
allsel
SAVE
fdel,all,all
acel,0,9.81,0
allsel
save
solve
save
finish

/CLEAR, NOSTART
resume, local,db           !carregar o arquivo local.db
/FILNAM,local             !mudar o nome da análise para local
!depois selecionar as areas e então os nós PARA O CUT BOUNDARY
save
/prep7
NWRITE                   ! escrever a geometria em local.NODE
save
allsel,all
SAVE

!VOLTAR AO MODELO GLOBAL PARA INTERPOLAR OS RESULTADOS
resume,global,db         ! carregar o arquivo global.db
finish
/FILNAM,global           !mudar o nome da análise para global
```

```
/POST1
FILE,global,rst          !ler o arquivo de resultados
*do, i, 1, 100, 1        !faça para cada modo
set, 1, i                !load step 1, substep i
istring = chrval(i)      !passar a variável para string
name = strcat('resultmodo',istring) !concatenar strings
CBDOF,local,node,,name,cbdo,,0,,1 ! ativar interpolação do CUT BOUNDARY (opção 1: shell-to-solid)
                                !CBDOF,arquivo com nós,node, ,
                                !arquivo com restrições interpoladas,cbdo, ,
                                !escrever no começo(0) ou no fim(1) do arquivo,
                                !nome CBN,1 para solid-shell

*enddo
!RETORNA AO SUBMODELO
resume, local,db
finish
/filnam,local
```

```

*enddo
!RETORNA AO SUBMODELO
resume, local,db
finish
/filnam,local
!APLICAÇÃO DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO NO SUBMODELO E RESOLUÇÃO ESTÁTICA PARA CADA MODO
!uma análise estática para cada modo|
*do, j, 1, 100, 1
/prep7
ddelete,all
allsel
jstring = chrval(j)
cbstring = strcat(':CB',jstring)
namj = strcat('resultmodo',jstring)
!CONDIÇÕES PARTICULARES DESTE SUBSTEP
/INPUT,namj,cbdo, , ,1          ! ler a primeira parte do arquivo (eof embutido)
/INPUT,namj,cbdo,,cbstring,1    ! ler as condições de contorno de local.CBDO
/SOLU
allsel
lswrite,j                        !escrevendo para aresolução de cada substep em um arquivo
*enddo
!RESOLUÇÃO ESTÁTICA PARA TODOS OS MODOS
lssolve,1,100
save
FINISH

```

4. Obtenção das tensões para posterior cálculo da tensão de *Hot Spot* [ANSYS]

```

!Itens para realizar o Hot Spot
!nó de hot spot 1: 44974
!nó de hot spot 2: 44998
!no de hot spot 3: 45283
/POST26
!Tensão de Hot Spot em X
numvar,25                          !numero de variaveis que se está trabalhando (default=10)
ANSOL,2,44974,S,X,SX_2             !seleciona as tensões em X do nó 44974, variavel = 2, nome SX_2
STORE,MERGE                        !agrupa dados do arquivo de resultados para os pontos de tempo na memória
FORCE,TOTAL                        !seleciona o tipo de força nodal para a saída (total, static, damp, inert)
ANSOL,3,44998,S,X,SX_3
STORE,MERGE
FORCE,TOTAL
ANSOL,4,45283,S,X,SX_4
STORE,MERGE
FORCE,TOTAL
XVAR,1                              !variavel x a ser mostrada
PLVAR,2,3,4                        !seleciona as variáveis a serem plotadas (3 plots juntos)

!Tensão de Hot Spot em Z
ANSOL,6,44974,S,Z,SZ_2             !seleciona as tensões em Z do nó 44974, variável = 2, nome SZ_2
STORE,MERGE                        !agrupa dados do arquivo de resultados para os pontos de tempo na memória
FORCE,TOTAL                        !seleciona o tipo de força nodal para a saída (total, static, damp, inert)
ANSOL,7,44998,S,Z,SZ_3
STORE,MERGE
FORCE,TOTAL
ANSOL,8,45283,S,Z,SZ_4
STORE,MERGE
FORCE,TOTAL
XVAR,1                              !variavel x a ser mostrada
PLVAR,6,7,8                        !seleciona as variáveis a serem plotadas (3 plots juntos)

```

```

!Tensão de Hot Spot tau XZ
ANSOL,10,44974,S,XZ,SXZ_2 !seleciona as tensões XZ do nó 44974, variavel = 2, nome SXZ_2
STORE,MERGE !agrupa dados do arquivo de resultados para os pontos de tempo na memória
FORCE,TOTAL !seleciona o tipo de força nodal para a saída (total, static, damp, inert)
ANSOL,11,44998,S,XZ,SXZ_3
STORE,MERGE
FORCE,TOTAL
ANSOL,12,45283,S,XZ,SXZ_4
STORE,MERGE
FORCE,TOTAL
XVAR,1 !variavel x a ser mostrada
PLVAR,10,11,12 !seleciona as variáveis a serem plotadas (3 plots juntos)

```

5. Exemplo de código para saída de dados do ANSYS – Adaptado de Peixer (2008)

[ANSYS]

```

nmodos=100
*DIM,tabela, TABLE, nmodos, 2 !Cria o parâmetro da matriz (nome tabela, tipo TABLE, linhas, colunas)
VGET,tabela(1,0),1 !preenche a tabela, col 0, a partir da linha 1, com os sets em 1
VGET,tabela(1,1),2 !preenche a tabela, col 1, a partir da linha 1, com as tensões em 2
/OUTPUT, 'StressXA', 'txt' !cria o txt para saída
*VWRITE, 'MOD0', 'STRESS X A' !ecre na linha zero os strings, embaixo o formato
%14C %14C !formato
*VWRITE,tabela(1,0),tabela(1,1) !escreve nas demais linhas o que está na tabela, embaixo o formato
%20.7F %20.7F !formato

```

6. Cálculo da Tensão Principal de *Hot Spot* e verificação do ângulo admissível

[MATLAB]

```

clc
clear all
%% DADOS DE ENTRADA

nmodos=100; %número de modos
nst=2433; %número de substeps

%% DECLARAÇÃO DE ARRAYS

MCF = zeros(nst,nmodos); %matriz de coordenadas modais
%para transformação das
%tensões modais em temporais
%vetores de tensões modais
%em cada componente (X, Z e
%XZ)e em cada nó (A, B e C)

StressXA = zeros(nmodos,1);

StressXB = zeros(nmodos,1);
StressXC = zeros(nmodos,1);
StressZA = zeros(nmodos,1);
StressZB = zeros(nmodos,1);
StressZC = zeros(nmodos,1);
StressXZA = zeros(nmodos,1);
StressXZB = zeros(nmodos,1);
StressXZC = zeros(nmodos,1);

%% CÁLCULO

nl = fix(nmodos/50); %arredonda para o inteiro abaixo, se positivo
%número de linhas no arquivo correspondente a
%uma única linha da matriz MCF

```

```

%% ENTRADA VIA ARQUIVO
%Leitura dos dados da matriz de coordenadas modais para guardá-la em uma
%matriz do Matlab

fid = fopen('MN220.mcf'); % atribuindo o arquivo de entrada à variável fid

for i=1:10 %atribuindo os strings da linha 1 do .txt para a variável t_linha
    t_linha = fgets(fid); %cada vez que roda essa linha de comando
                        %ele grava a próxima linha do .txt
end
for t=1:nst+1 %para cada substep
    if t==1
        for j=1:n1
            t_linha = fgets(fid);
        end
    else
        for i=1:n1 % para cada linha correspondente ao mesmo substep
            t_linha = fgets(fid); %atribuindo os strings da linha para a variável t_linha
            n_linhamcf = str2num(t_linha); %transformando de string para num
            [l1linha,clinha] = size(n_linhamcf); %salvando os parâmetros da linha
            if i == 1
                par1 = 1;
                par2 = clinha-1;
                MCF(t-1, par1:par2) = n_linhamcf(1,2:clinha); %salvando na matriz MCF
            else
                par1 = 1+((i-1)*50);
                par2 = clinha+((i-1)*50);
                MCF(t-1, par1:par2) = n_linhamcf(1,1:clinha); %salvando na matriz MCF
            end
        end
    end
end
end

%Leitura dos dados do vetor de tensões modais para guardá-lo em uma
%matriz do Matlab

fid = fopen('StressXA.txt');

for i=1:1
    t_linha = fgets(fid);
end
for i=1:nmodos
    t_linha = fgets(fid);
    n_linha = str2num(t_linha);
    StressXA(i)=n_linha(1,2);
end
StressXAt = MCF*StressXA; %Cálculo da Tensão em função do tempo

%IDEM PARA TODAS AS OUTRAS COMPONENTES DE TENSÃO, EM TODOS OS NÓS

```



```

%% Equações do HotSpot

StressXHS = 2.52*StressXAt -2.24*StressXBt+0.72*StressXCt;
StressZHS = 2.52*StressZAt -2.24*StressZBt+0.72*StressZCt;
StressXZHS = 2.52*StressXZAt -2.24*StressXZBt+0.72*StressXZCt;

%% Cálculo da Tensão Principal de HotSpot

Stress1HS = zeros(nst,1);

for i=1:nst
    Stress1HS(i,1) = ((StressXHS(i,1)+StressZHS(i,1))/2)
    + sqrt(((StressXHS(i,1)-StressZHS(i,1))/2)*((StressXHS(i,1)-StressZHS(i,1))/2)
    +(StressXZHS(i,1)*StressXZHS(i,1)));
    %particionada apenas para fins de visualização
end

%% Cálculo do Ângulo Máximo Admissível

anguloHS = cell(nst,2);
string1 = 'Não atende';
string2 = 'Atende';
for i=1:nst
    var=0.5*(atan(2*StressXZHS(i,1)/(StressXHS(i,1)-StressZHS(i,1)))*180/pi);
    anguloHS(i,1) = var;
    if anguloHS(i,1)<=-60 || anguloHS(i,1)>60
        anguloHS(i,2) = string1;
    else
        anguloHS(i,2) = string2;
    end
end
end

```

7. Contagem de Ciclos pelo Método Rainflow e Cálculo do Dano [MATLAB]

```
%% NOVA ETAPA: RAINFLOW E CALCULO DO DANO

%Transposta do vetor de Tensão de Hot Spot
Stress1HST = Stress1HS.';

%% PARÂMETROS CÁLCULO DANO em MPA

dSigmaC=90;
%tudo já considerando aqui o coeficiente de segurança parcial!
coef=1.35;
dSigmaCc=dSigmaC/coef;
vari=(2/5)*(dSigmaCc)^3;
dSigmaDc=nthroot(vari,3);
dSigmaLc=0.549*dSigmaDc;
% Dano=0;
Dano2=0;
Dano3=0;
Dano4=0;
Dano5=0;

%tudo já considerando aqui o coeficiente de segurança parcial!
coefIIW=1.3;
dSigmaCIIW=dSigmaC/coefIIW;
variIIW = 2*(10^-1)*(dSigmaCIIW)^3;
dSigmaDIIW=nthroot(variIIW,3);
vari2IIW=(10^-2)*(dSigmaDIIW)^5;
dSigmaLIIW=nthroot(vari2IIW,5);
DanoIIW=0;

%% LISTA ENTRADA em PA
listaT=Stress1HST;
%% FIM LISTA ENTRADA

%% DESENVOLVIMENTO RAINFLOW

count=1;
nTotal=length(listaT);
lista(1,1)=listaT(1);
r=listaT(1);
s=listaT(2);

for m=2:1:(nTotal-1);
    i=listaT(m-1);
    j=listaT(m);
    k=listaT(m+1);
    %r s t são variáveis de preenchimento
    if j==i;
        if k==j;
            s=k;
        end
        if k>j && s<r;
            %ponto min
            count=count+1;
            lista(count,1)=j;
            lista(count,2)=1;
            %senão, não é nada, só um patamar
        end
    end
end
```

```

        if k<j && s>r;
            %ponto max
            count=count+1;
            lista(count,1)=j;
            lista(count,2)=2;
            %senão, não é nada, só um patamar
        end
    end
end
if j<i;
    if k>j;    %ponto min
        count=count+1;
        lista(count,1)=j;
        lista(count,2)=1;
    end
    if k==j;
        r=i;
        s=k;
    end
end
end
if j>i;
    if k<j;    %ponto máx
        count=count+1;
        lista(count,1)=j;
        lista(count,2)=2;
    end
    if k==j;
        r=i;
        s=k;
    end
end
end
lista(count+1,1)=listaT(nTotal);

if (lista(2,1)-lista(1,1))<0;
    lista(1,2)=2;    %diminuindo / ponto máx
end
if (lista(2,1)-lista(1,1))>0;
    lista(1,2)=1;    %crescendo /ponto min
end
nLista = size(lista,1);

% SEGUNDA PARTE

%Passo 1: Montar LinhasMax

if lista(1,2)==1;
    nlm=floor(nLista/2);
    linhasmax = zeros(nlm,3);

    for i=1:1:nlm;
        linhasmax(i,1:2)=[lista(2*i-1,1),lista(2*i,1)];
    end
else
    nlm=floor((nLista-1)/2);
    linhasmax = zeros(nlm,3);

    for i=1:1:nlm;
        linhasmax(i,1:2)=[lista(2*i,1),lista((2*i+1),1)];
    end
end
end

```

```

%Passo 2: Montar vetores completos sem considerar mistura de águas
%Obs: não precisa do último vetor

```

```

for i=1:1:(nlm-1); %montagem do vetor i ATENÇÃO: EXCETO O ULTIMO

    %vetor 3D
    %linhas: conjunto de valor e posição ordenado
    %coluna 1: valores, coluna 2 posições dos valores
    %terceira dimensão: número do vetor
    %conferir se não tem problema montar vetor a vetor aos inves de todos
    %de uma vez
    vetor(1,1,i)=linhasmax(i,1);
    vetor(1,2,i)=2*i-1;
    vetor(2,1,i)=linhasmax(i,2);
    vetor(2,2,i)=2*i;
    %vcomp=vetor(2,1,i);
    vcomp=linhasmax(i,2);
    vmin=linhasmax(i+1,1);
    j=i+1;
    count=2;

    %montagem do vetor i
    while vetor(1,1,i)<=vmin&& j<=nlm;
        if linhasmax(j,2)>=vcomp;
            count=count+1;
            vetor(count,1,i)=linhasmax(j,2);
            vetor(count,2,i)=2*j;
            vcomp=linhasmax(j,2);
        end
        j=j+1;
        if j<=nlm;
            vmin=linhasmax(j,1);
        end
    end
    listacount(i)=count;
end

```

```

%Passo 4: Montar ciclo i
%Passo 5: Restrições para mistura de águas

```

```

for i=1:1:(nlm-1);

    c=listacount(i);

    %Montar ciclo i
    if c>=2;
        linhaant=floor(vetor(2,2,i)/2);
        variavel=1;
        for j=2:1:c;
            linha2=floor(vetor(j,2,i)/2);
            if linhaant<linha2 && linhasmax(linhaant,3)==1; %obtive a linha de linhamax na qual o vetor passa
                if variavel==1; %a menor linha que tiver =1 OU a maior linha
                    linha3=linhaant; %só pode passar aqui uma vez
                    variavel=2;
                end
            else
                if variavel==1;
                    linha3=linha2;
                end
            end
            linhaant=floor(vetor(j,2,i)/2);
        end
        %Mudanças em linhas max para restrições de mistura de águas
    end
end

```

```

end

ciclosmax(i,1:2)=[vetor(1,1,i),linhasmax(linha3,2)];

%NOVA PARTE: AMPLITUDE DE TENSÃO NÃO CORRIGIDA
ciclosmax(i,3)=ciclosmax(i,2)-ciclosmax(i,1);
%NOVA PARTE: TENSÃO MÉDIA
ciclosmax(i,4)=(ciclosmax(i,2)+ciclosmax(i,1))/2;
%NOVA PARTE: AMPLITUDE DE TENSÃO CORRIGIDA (NÃO UTILIZADA)
SU=525E6; %LIMITE DE RESISTENCIA A TRACAO
SigmaA=ciclosmax(i,3); %AMPLITUDE DE TENSÃO NÃO CORRIGIDA
%AMPLITUDE DE TENSÃO CORRIGIDA PARA TENSÃO MÉDIA IGUAL A ZERO
%(NÃO UTILIZADA)
SE=SigmaA/(1-(ciclosmax(i,4)/SU));
ciclosmax(i,5)=SE;

%%Cálculo Dano NA AMPLITUDE NÃO CORRIGIDA
dSigmaR=ciclosmax(i,3)/(10^6);

%DANO EUROCODE, CONSIDERANDO TODOS CICLOS E MESMA INCLINAÇÃO
NR5=(((dSigmaCc)^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
invNR5=1/NR5;
Dano5 = Dano5 + invNR5;

if dSigmaR >= dSigmaDc;

%DANO EUROCODE, CONSIDERANDO APENAS O PRIMEIRO INTERVALO E 1 INCLINAÇÃO
NR2=(((dSigmaCc)^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
invNR2=1/NR2;
Dano2 = Dano2 + invNR2;

%DANO EUROCODE, CONSIDERANDO OS DOIS INTERVALOS E 1 INCLINAÇÃO

NR3=(((dSigmaCc)^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
invNR3=1/NR3;
Dano3 = Dano3 + invNR3;

%DANO EUROCODE, CONSIDERANDO OS DOIS INTERVALOS COM INCLINAÇÕES DIFERENTES

NR4=(((dSigmaCc)^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
invNR4=1/NR4;
Dano4 = Dano4 + invNR4;

end
if dSigmaR < dSigmaDc && dSigmaR>dSigmaLc;

NR3=(((dSigmaCc)^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
invNR3=1/NR3;
Dano3 = Dano3 + invNR3;

NR4=(((dSigmaDc)^5)*(5e6))/(dSigmaR^5);
invNR4=1/NR4;
Dano4 = Dano4 + invNR4;

end

%DANO IIW COM DOIS INTERVALOS E INCLINAÇÕES DIFERENTES
if dSigmaR >= dSigmaDIIW;

NRIIW=(((dSigmaCIIW)^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
%coloquei 2x só para comparar com a Eurocode e ficar equivalente, ja que
%o dano total aqui seria 0,5
invNRIIW=2/NRIIW;
DanoIIW = DanoIIW + invNRIIW

```

```

end
if dSigmaR < dSigmaDIIW && dSigmaR>dSigmaLIIW;

    NR1IW=(((dSigmaDIIW)^5)*(1e7))/(dSigmaR^5);
    invNR1IW=1/NR1IW;
    Dano1IW = Dano1IW + invNR1IW;

end

%%Fim Cálculo Dano

    if c>=3;
        q=c;
        while q>=3;
            nlinha=floor(vetor(q,2,i)/2); %leio a posição do valor no vetor i, dividido por dois
            linhasmax(nlinha,2)=vetor(q-1,1,i);
            linhasmax(nlinha,3)=1;
            q=q-1;
        end
    end

end

end

%%Montagem do último ciclo
i=nlm;
    ciclosmax(i,1)=linhasmax(i,1);
    ciclosmax(i,2)=linhasmax(i,2);

    ciclosmax(i,3)=ciclosmax(i,2)-ciclosmax(i,1);
    ciclosmax(i,4)=(ciclosmax(i,2)+ciclosmax(i,1))/2;
    SU=525E6;

SigmaA=ciclosmax(i,3);
SE=SigmaA/(1-(ciclosmax(i,4)/SU));
ciclosmax(i,5)=SE;
%Cálculo dano
dSigmaR=ciclosmax(i,3)/(10^6);
    NR5=(((dSigmaCc)^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
    invNR5=1/NR5;
    Dano5 = Dano5 + invNR5;

if dSigmaR >= dSigmaDc;
    NR2=(((dSigmaCc)^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
    invNR2=1/NR2;
    Dano2 = Dano2 + invNR2;
    NR3=(((dSigmaCc)^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
    invNR3=1/NR3;
    Dano3 = Dano3 + invNR3;
    NR4=(((dSigmaCc)^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
    invNR4=1/NR4;
    Dano4 = Dano4 + invNR4;
end
if dSigmaR < dSigmaDc && dSigmaR>dSigmaLc;
    NR3=(((dSigmaCc)^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
    invNR3=1/NR3;
    Dano3 = Dano3 + invNR3;
    NR4=(((dSigmaDc)^5)*(5e6))/(dSigmaR^5);
    invNR4=1/NR4;
    Dano4 = Dano4 + invNR4;
end

if dSigmaR >= dSigmaDIIW;
    NR1IW=(((dSigmaCIIW)^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
    invNR1IW=2/NR1IW;
    Dano1IW = Dano1IW + invNR1IW;

```

```

end
if dSigmaR < dSigmaDIIW && dSigmaR>dSigmaLIIW;
    NRIIW=((dSigmaDIIW)^5)*(1e7)/(dSigmaR^5);
    invNRIIW=1/NRIIW;
    DanoIIW = DanoIIW + invNRIIW;
end
%%Fim Cálculo Dano

    %MONTAR linhasmin

    %Passo 1: Montar LinhasMin

if lista(1,2)==2;
    nlm=floor(nLista/2);
    linhasmin = zeros(nlm,3);

    for i=1:1:nlm;
        linhasmin(i,1:2)=[lista(2*i-1,1), lista(2*i,1)];
    end
else
    nlm=floor((nLista-1)/2);
    linhasmin = zeros(nlm,3);

    for i=1:1:nlm;
        linhasmin(i,1:2)=[lista(2*i,1), lista((2*i+1),1)];
    end
end

vettor=zeros;
listacount=zeros(nlm-1);

%Passo 2: Montar vetores completos sem considerar mistura de águas
%Obs: não precisa do último vetor

for i=1:1:(nlm-1);    %montagem do vetor i ATENÇÃO: EXCETO O ULTIMO

    %vetor 3D
    %linhas: conjunto de valor e posição ordenado
    %coluna 1: valores, coluna 2 posições dos valores
    %terceira dimensão: número do vetor
    %conferir se não tem problema montar vetor a vetor aos inves de todos
    %de uma vez
    vetor(1,1,i)=linhasmin(i,1);
    vetor(1,2,i)=2*i-1;
    vetor(2,1,i)=linhasmin(i,2);
    vetor(2,2,i)=2*i;
    %vcomp=vetor(2,1,i);
    vcomp=linhasmin(i,2);
    vmax=linhasmin(i+1,1);
    j=i+1;
    count=2;

    %montagem do vetor i
    while vetor(1,1,i)>=vmax&& j<=nlm;
        if linhasmin(j,2)<=vcomp;
            count=count+1;
            vetor(count,1,i)=linhasmin(j,2);
            vetor(count,2,i)=2*j;
            vcomp=linhasmin(j,2);
        end
        j=j+1;
        if j<=nlm;
            vmax=linhasmin(j,1);
        end
    end
end

```

```

        end
    end

    listacount(i)=count;
end

%Passo 4: Montar ciclo i
%Passo 5: Restrições para mistura de águas

for i=1:1:(nlm-1);

    c=listacount(i);

    %Montar ciclo i
    if c>=2;
        linhaant=floor(vetor(2,2,i)/2);
        variavel=1;
        for j=2:1:c;
            linha2=floor(vetor(j,2,i)/2);
            if linhaant<linha2 && linhasmin(linhaant,3)==1;
                if variavel==1;
                    linha3=linhaant;
                    variavel=2;
                end
            else
                if variavel==1;
                    linha3=linha2;
                end
            end
            linhaant=floor(vetor(j,2,i)/2);
        %Mudanças em linhas max para restrições de mistura de águas
        end
    end

    ciclosmin(i,1:2)=[vetor(1,1,i),linhasmin(linha3,2)];
    ciclosmin(i,3)=ciclosmin(i,1)-ciclosmin(i,2);
    ciclosmin(i,4)=(ciclosmin(i,2)+ciclosmin(i,1))/2;
    SU=525E6;
    SigmaA=ciclosmin(i,3);
    SE=SigmaA/(1-(ciclosmin(i,4)/SU));
    ciclosmin(i,5)=SE;
    dSigmaR=ciclosmin(i,3)/(10^6);
    %Cálculo dano
    NR5=((dSigmaCc^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
    invNR5=1/NR5;
    Dano5 = Dano5 + invNR5;

    if dSigmaR >= dSigmaDc;
        NR2=((dSigmaCc^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
        invNR2=1/NR2;
        Dano2 = Dano2 + invNR2;
        NR3=((dSigmaCc^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
        invNR3=1/NR3;
        Dano3 = Dano3 + invNR3;
        NR4=((dSigmaCc^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
        invNR4=1/NR4;
        Dano4 = Dano4 + invNR4;
    end
    if dSigmaR < dSigmaDc && dSigmaR>dSigmaLc;
        NR3=((dSigmaCc^3)*(2e6))/(dSigmaR^3);
        invNR3=1/NR3;
        Dano3 = Dano3 + invNR3;
        NR4=((dSigmaDc^5)*(5e6))/(dSigmaR^5);
        invNR4=1/NR4;
        Dano4 = Dano4 + invNR4;

```



```

end

if dSigmaR >= dSigmaDIIW;
    NR1IW=((dSigmaCIIW)^3)*(2e6)/(dSigmaR^3);
    invNR1IW=2/NR1IW;
    DanoIIW = DanoIIW + invNR1IW;
end
if dSigmaR < dSigmaDIIW && dSigmaR>dSigmaLIIW;
    NR1IW=((dSigmaDIIW)^5)*(1e7)/(dSigmaR^5);
    invNR1IW=1/NR1IW;
    DanoIIW = DanoIIW + invNR1IW;
end
end
%%Fim Cálculo Dano
if c>=3;
    q=c;
    while q>=3;
        nlinha=floor(vetor(q,2,i)/2);
        linhasmin(nlinha,2)=vetor(q-1,1,i);
        linhasmin(nlinha,3)=1;
        q=q-1;
    end
end
end

end

%%Montagem do último ciclo
i=nlm;
    ciclosmin(i,1)=linhasmin(i,1);
    ciclosmin(i,2)=linhasmin(i,2);
ciclosmin(i,3)=ciclosmin(i,1)-ciclosmin(i,2);
ciclosmin(i,4)=(ciclosmin(i,2)+ciclosmin(i,1))/2;
SU=525E6;
SigmaA=ciclosmin(i,3);

SE=SigmaA/(1-(ciclosmin(i,4)/SU));
ciclosmin(i,5)=SE;
dSigmaR=ciclosmin(i,3)/(10^6);
%%Cálculo dano
    NR5=((dSigmaCc)^3)*(2e6)/(dSigmaR^3);
    invNR5=1/NR5;
    Dano5 = Dano5 + invNR5;
if dSigmaR >= dSigmaDc;
    NR2=((dSigmaCc)^3)*(2e6)/(dSigmaR^3);
    invNR2=1/NR2;
    Dano2 = Dano2 + invNR2;
    NR3=((dSigmaCc)^3)*(2e6)/(dSigmaR^3);
    invNR3=1/NR3;
    Dano3 = Dano3 + invNR3;
    NR4=((dSigmaCc)^3)*(2e6)/(dSigmaR^3);
    invNR4=1/NR4;
    Dano4 = Dano4 + invNR4;
end
if dSigmaR < dSigmaDc && dSigmaR>dSigmaLc;
    NR3=((dSigmaCc)^3)*(2e6)/(dSigmaR^3);
    invNR3=1/NR3;
    Dano3 = Dano3 + invNR3;
    NR4=((dSigmaDc)^5)*(5e6)/(dSigmaR^5);
    invNR4=1/NR4;
    Dano4 = Dano4 + invNR4;
end
end
if dSigmaR >= dSigmaDIIW;
    NR1IW=((dSigmaCIIW)^3)*(2e6)/(dSigmaR^3);
    invNR1IW=2/NR1IW;
    DanoIIW = DanoIIW + invNR1IW;
end
if dSigmaR < dSigmaDIIW && dSigmaR>dSigmaLIIW;
    NR1IW=((dSigmaDIIW)^5)*(1e7)/(dSigmaR^5);

```

```
    invNRIIW=1/NRIIW;
    DanoIIW = DanoIIW + invNRIIW;
end
%%Fim Cálculo Dano

xlswrite('220c.xls', Stress1HS);

Danos = zeros(5,1);
Danos(1,1)=DanoIIW;
Danos(2,1)=Dano2;
Danos(3,1)=Dano3;
Danos(4,1)=Dano4;
Danos(5,1)=Dano5;
xlswrite('Danos220.xls', Danos);
```