

AVALIAÇÃO NUMÉRICA DE VIDA À FADIGA DE LONGARINAS DE PONTES UTILIZANDO MODELOS DE LARGA ESCALA

Victor A. Silva

victoraraujosilvaa@gmail.com

victoraraujosilva@hotmail.com

Centro Universitário de Anápolis – UniEVANGÉLICA

Av. Universitária, Km 3,5, Cidade Universitária, 75083-515, Anápolis/GO, Brasil

Guilherme S. Alencar

guilherme.alencar@fe.up.pt

guilherme.alencar@ifg.edu.br

Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto – FEUP – Portugal

Rua Dr. Roberto Frias, s/n, 4200-465, Porto, Portugal

Abílio M. P. de Jesus

ajesus@fe.up.pt

Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto – FEUP – Portugal

Rua Dr. Roberto Frias, s/n, 4200-465, Porto, Portugal

José G. S. da Silva

jgss@uerj.br

Universidade do Estado do Rio de Janeiro – UERJ – Rio de Janeiro

Av. São Francisco Xavier, 524, 20550-900, Rio de Janeiro/RJ

Rui Artur B. Calçada

ruiabc@fe.up.pt

Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto – FEUP – Portugal

Rua Dr. Roberto Frias, s/n, 4200-465, Porto, Portugal

Abstract. Fatigue can be characterized as a form of failure of elements subject to cyclic stress/deformation throughout their lifecycle. The phenomenon occurs mainly in mechanical machines, bridges, aircrafts, among other kind of structures. In this context, the study of fatigue is of fundamental importance for the design of civil engineering structures, since most of the reported failures can be related with fatigue. Particular for bridges, the phenomenon is the main responsible for the decrease of the bridge's life, due to the increase of traffic volume and vehicles weights. In this work, the nominal stress method and the hot-spot stress method were used to assess the fatigue strength S-N curves of three different large-scale girder bridge specimens. The girders were modelled using shell and solid elements and the models were calibrated against fatigue experimental tests available in the literature and performed mainly in the Fritz Engineering Laboratory of the Lehigh University, Pennsylvania, USA. The fatigue assessment carried out obtained stress results similar to that found in bridges. The experimental lives were compared with the lives obtained from the numerical models. Therefore, this work emphasizes the importance of the fatigue limit state, either in the design stage or for evaluation of existing bridges.

Keywords: Fatigue test, Finite element modelling, Stress analysis

1 Introdução

A fadiga é um mecanismo no qual trincas crescem em uma estrutura. O crescimento só se dá sob amplitude de tensões flutuantes. A falha final geralmente ocorre em regiões de tensões de tração quando uma seção transversal reduzida se torna insuficiente para suportar o pico máximo de carga sem romper. Muitas estruturas não experimentam tensões flutuantes suficientes para provocar problemas de fadiga, como por exemplo algumas tipologias de edifícios. Por outro lado, para estruturas como pontes rodoviárias e ferroviárias, pontes rolantes e estruturas *offshore*, em que a carga acidental representa uma parcela significativa de carga total que atua sobre a estrutura, a fadiga é um dos principais estados-limites a condicionar o dimensionamento e também sua avaliação de vida remanescente em serviço [1], [2]. Nas normas de projeto estrangeiras e nacionais [3]–[5], a fadiga é tratada através das chamadas curvas S-N, com classes de resistência de acordo com a tensão suportada à amplitude constante que provocaria uma falha após 2×10^6 de ciclos. Neste âmbito, é de conhecimento técnico geral que dentre as classes de detalhes construtivos existentes, as ligações soldadas apresentam as resistências à fadiga mais inferiores, uma vez que são introdutoras de concentração de tensões elevadas, devido à descontinuidade geométrica e às tensões residuais. O método de determinação das tensões em detalhes construtivos para comparação com as curvas de resistência é baseado no cálculo de uma tensão com base em fórmulas básicas das Resistência dos Materiais, ou através do cálculo de uma tensão média modificada que não inclua as concentrações de tensão devido às descontinuidades geométricas. A esta tensão dá-se o nome de tensão nominal, e é o método mais prático e difundido no contexto do projeto de pontes. Uma ferramenta que implementa o método das tensões nominais de modo amigável segundo os Eurocódigos pode ser encontrado em [6].

Um dos problemas do método das tensões nominais é a multitude de classes de resistência disponíveis nos códigos, que, por mais variadas que sejam, não conseguem ainda assim cobrir toda a variedade de detalhes existentes nos estruturais reais. Assim, ao projetar uma estrutura para o estado-limite de fadiga, o engenheiro analista trabalha com um grau elevado de incerteza no que diz respeito à classificação do detalhe construtivo da estrutura em questão quando comparado a um detalhe com uma geometria mais simples disponível na norma. Porque a tensão nominal é uma grandeza média global do detalhe, com pouca informação do fenômeno local, esta tem dificuldade em modelar o comportamento da fadiga. Isto porque a maior parte da vida à fadiga de um detalhe é dominada por comportamentos mais ao nível local, tornando-se bastante relevante dispor de um valor que traduza a concentração de tensão localizada. Nesse sentido, surgiu o método das tensões ‘*hot-spot*’, ou método das tensões estruturais, que busca associar a uma tensão local determinada através do método dos elementos finitos uma classe de resistência característica à fadiga com menor grau de incerteza. O método teve seus primórdios na década de 70, quando era utilizado em avaliações experimentais de ligações soldadas tubulares de estruturas *offshore*, e teve seu uso sistematizado e organizado na década de 90. Recomendações sobre como deve ser calculada a tensão ‘*hot-spot*’ estão hoje já consolidadas em diversas normas internacionais de projeto [7]–[9]. Basicamente, na sua versão mais convencional, baseia-se na extrapolação linear superficial de tensões a partir do pé da solda através da utilização de duas tensões calculadas numericamente ou medidas experimentalmente.

Assim, uma das vantagens presente no método ‘*hot-spot*’ é a sua capacidade de avaliação de uma diversidade muito maior de detalhes, submetidas a diferentes tipos de carregamento (uniaxiais e multiaxiais). Por outro lado, uma das desvantagens possíveis está associada aos problemas intrínsecos que métodos baseados em análise por elementos finitos apresentam, como a dependência do tamanho da malha e dos tipos elementos finitos utilizados (interpolação linear, quadrática, etc.). Apesar disso, o método apresenta uma excelente relação “*custo computacional*” vs “*dispersão das estimativas de vida realizadas*”, obtendo, mesmo com malhas relativamente grosseiras um compromisso de segurança razoável na prática de projetos. Outros métodos, como por exemplo o da “tensão no entalhe” (“*effective notch stress*”, em inglês, ver), que se baseia na modelagem de um raio idealizado igual a 1 mm nos pontos de iniciação de trinca (pé e raiz da solda) [8], apresentam custo computacional mais elevado, com recorrente necessidade de utilização de técnica de submodelagem para diminuir este custo, razão pela qual, os métodos baseados em tensões estruturais (com o p. ex. o método ‘*hot-spot*’)

apresentam-se como mais competitivos para a prática de projeto.

Apesar do seu sucesso na aplicação para estruturas *offshore* [9], a utilização dos métodos de tensões estruturais ainda tem sido restrita no que diz respeito à avaliação da integridade estrutural de Pontes Metálicas quanto ao estado-limite de fadiga. O anexo que trata da aplicação do método ‘hot-spot’ no contexto do projeto de estruturas metálicas na Europa, disponível nos Eurocódigos, é curto e com poucas instruções [3], [10].

Atualmente, pesquisadores estudam a aplicação de métodos baseado em tensões estruturais, como método de Dong e da curva Mestre S-N [11]–[13], para além do método ‘hot-spot’, para estimativa da vida remanescente à fadiga de pontes rodoviárias [14] e ferroviárias [15]–[17], com vias de ultrapassar algumas das desvantagens do método ‘hot-spot’ tradicional e ampliar sua aplicação para estruturas submetidas a carregamentos dinâmicos transientes. Este artigo enquadra-se como uma das tarefas desta linha de pesquisa.

Assim, neste artigo realiza-se uma análise da resistência à fadiga e respectiva calibração de detalhes típicos comumente encontrados em projeto de longarinas soldadas de pontes metálicas, através da reavaliação numérica por meio do método dos elementos finitos (MEF) de ensaios experimentais realizados no passado por Fisher e colaboradores [18]–[22]. Como uma das primeiras tarefas, mostra-se no presente artigo uma primeira calibração de 3 ensaios selecionados, através da obtenção de fatores de concentração de tensão ‘hot-spot’, e comparação das respectivas dispersões estatísticas quando comparados ao método das tensões nominais.

2 Ensaios experimentais

Neste trabalho, três tipos de ensaios foram extraídos da literatura [18]–[22] para investigar os métodos de análise à fadiga. As longarinas são representativas de vigas tipicamente utilizadas em projetos de pontes para tráfego rodoviário ou ferroviário, e foram modelas e calibradas de acordo com testes experimentais de fadiga realizados principalmente no Laboratório de Engenharia Fritz da Universidade de *Lehigh*, Pensilvânia, EUA. Os detalhes de conexão analisados neste artigo são: i) placas cobre-junta, ii) placas laterais soldadas às mesas e iii) enrijecedores transversais soldados na alma.

2.1 Ensaio 1: vigas com placas cobre-junta

O primeiro ensaio foi realizado em vigas laminadas com placas de cobre-junta nas superfícies das mesas. Essas vigas possuíam 3,2 m de comprimento, com um vão teórico de 3,048 m, e as cargas foram aplicadas a uma distância de 1219 mm de cada apoio (Figura 1a).

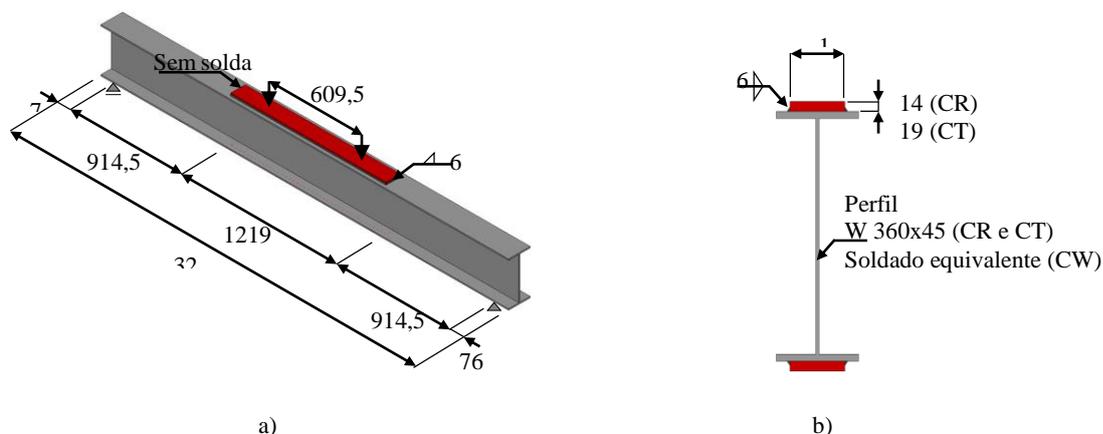


Figura 1. Detalhamento: a) da viga e b) da placa cobre-junta (Unidades: mm).

Placas cobre-junta com comprimento de 1219 mm foram soldadas às duas faces externas das mesas com

solda de ângulo transversais em apenas uma das extremidades e soldas de ângulo longitudinais nas laterais. Duas espessuras de placas cobre-junta foram ensaiadas, sendo os modelos classificados como CR e CT. Nas vigas classificadas como CR foram utilizadas placas de espessura igual a 14 mm, enquanto que nas vigas classificadas como CT foram utilizadas placas de espessura igual a 19 mm, de acordo com a Figura 1b. As vigas foram ensaiadas em cinco níveis diferentes de amplitude de tensão nominal (55, 83, 110, 140 e 165 MPa). Os resultados em termos de tensão nominal e vida à fadiga das vigas ensaiadas por Fisher *et al.* [19] são mostrados na Figura 2, bem como as equações da curva média de resistência e da curva característica com um intervalo de confiança de 95% de sobrevivência (i. e., correspondente a 5% de probabilidade falha). As trincas iniciaram majoritariamente na solda transversal inferior (algumas vezes também na superior, devido às tensões residuais de tração nesta região), e cresceram no sentido da alma até conduzirem toda a seção à falha.

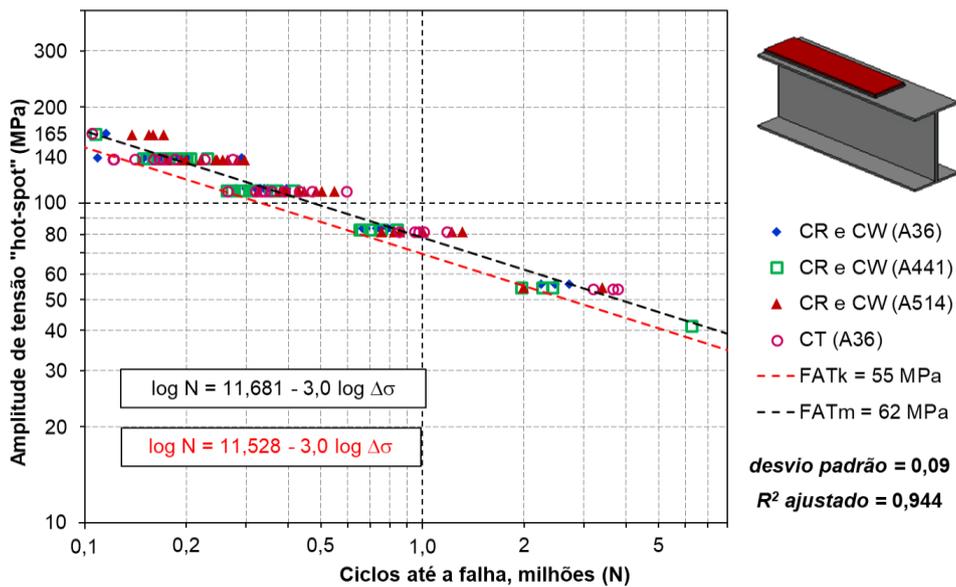


Figura 2. Resultados em termos de tensão nominal das vigas com placas cobre-junta. Adaptado de Fisher *et al.* [19].

2.2 Ensaio 2: vigas com placas soldadas nas mesas

Este ensaio relatou o teste de chapas de diferentes tamanhos soldados nas almas. Foram feitos um total de quatro modelos de vigas variando o tamanho das chapas soldadas à alma. Foi utilizado o aço ASTM A441 com uma tensão de escoamento de 386 MPa. Os modelos das vigas foram devidamente divididos em AQ, A2, A4 e A8, de acordo com o tamanho das chapas. O modelo AQ tinha chapas de 7 × 51 × 76 mm soldadas nas faces externas das mesas, localizadas a 685,5 mm do centro da viga. As chapas dos modelos A2, A4 e A8 possuíam, respectivamente, 51 mm, 102 mm e 204 mm de comprimento, 76 mm de largura e 7 mm de espessura. O posicionamento das chapas variava para cada modelo, conforme ilustrado na Figura 3. As vigas eram vigas soldadas com comprimento de 32 m e um vão de 30,47 m (Figura 3). Todas as placas foram soldadas com solda de filete de 6 mm. As vigas foram submetidas a seis níveis de tensões nominais: 55, 83, 110, 138, 165 e 193 MPa.

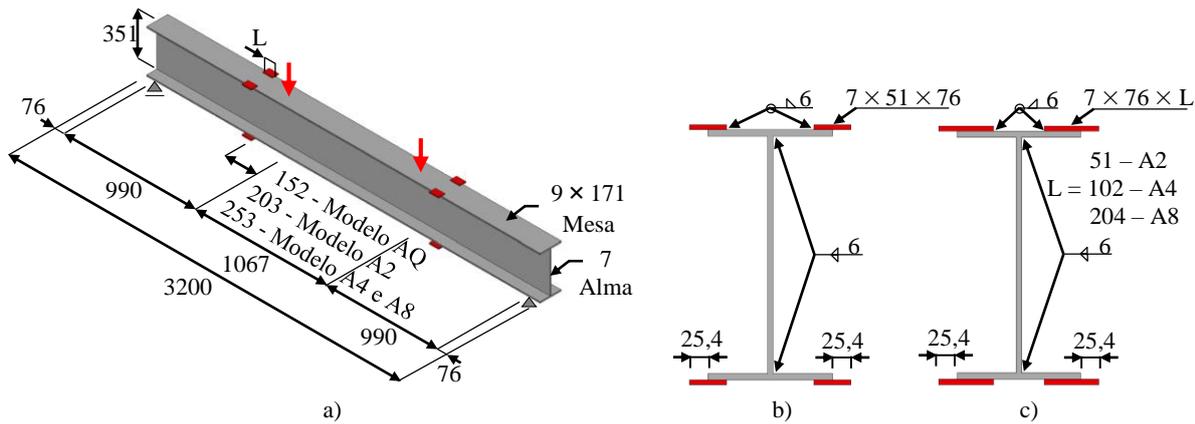


Figura 3. Detalhamento das placas soldadas nas mesas da viga: a) detalhamento da viga e b) detalhamento das chapas (Unidades: mm).

A Figura 4 ilustra os resultados das vigas ensaiados por Fisher *et al.* [18] em termos de tensão nominal e vida à fadiga, bem como a indicação das curvas média e característica. Dentre os ensaios mostrados neste artigo, estes foram o que apresentaram a maior dispersão, como pode ser observado dos valores de desvio padrão e R^2 -ajustado da Figura.

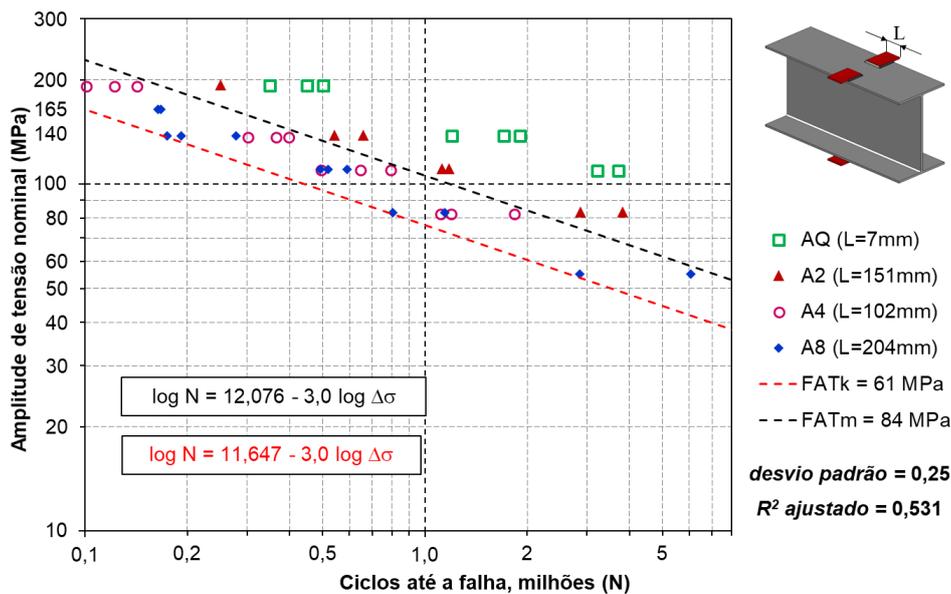


Figura 4. Resultados em termos de tensão nominal das vigas com placas nas mesas. Adaptado de Fisher *et al.* [18].

2.3 Ensaio 3: vigas com enrijecedores transversais na alma

No terceiro ensaio foi modelada uma viga metálica perfil I. Denominada de modelo SC, a vida era um perfil W 360 × 44,6 fabricado com aço A514, com 3,20 m de comprimento e 3,05 m vão teórico (ver Figura 5a). O modelo foi submetido a enrijecedores transversais, como mostra a Figura 5. Os enrijecedores de Tipo 1 e Tipo 2 foram soldados apenas à alma da viga, e se diferenciam pelo fato de estarem em zona de momento gradual ou momento constante, respectivamente. O terceiro tipo de enrijecedor é o Tipo 3, este foi soldado tanto na alma quanto nas duas mesas.

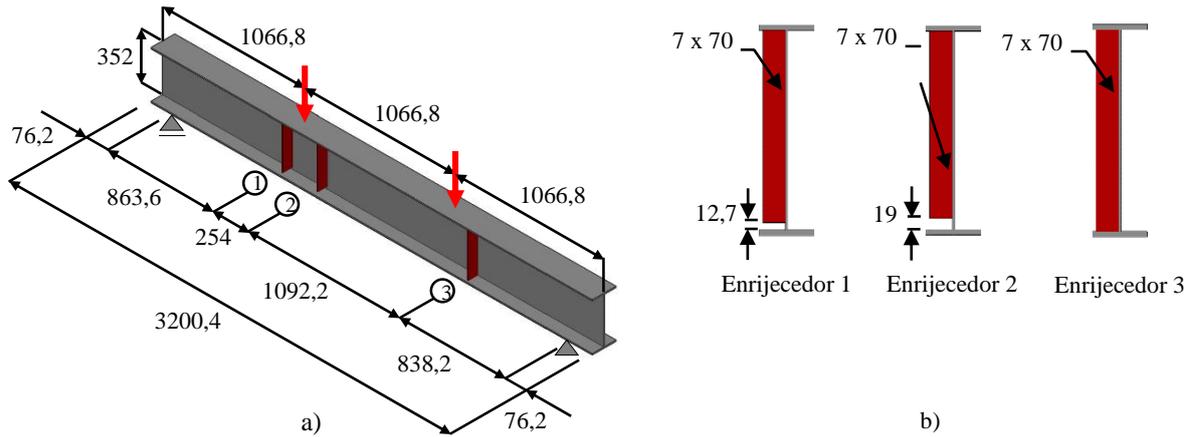


Figura 5. Detalhamento do modelo SC: a) posicionamento dos elementos e b) detalhamento dos enrijecedores (Unidades: mm)

A equação da linha de tendência (com $\log N$ como variável independente) e seu respectivo R^2 -ajustado são ilustrados na Figura 6, juntamente dos resultados das vigas ensaiados por Fisher *et al.* em termos de tensão nominal e vida à fadiga. Não foram apresentados por Fisher *et al.* [18] os resultados em termos do enrijecedor 2 para vigas SC.

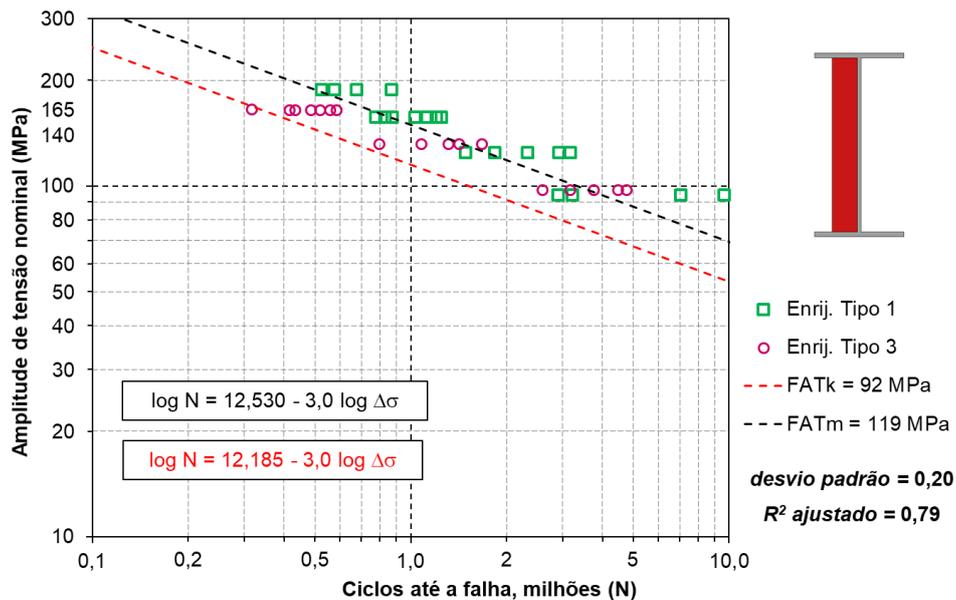


Figura 6. Resultados em termos de tensão nominal das vigas com enrijecedores transversais. Adaptado de Fisher *et al.* [18].

3 Metodologias de análise à fadiga

Neste trabalho foram abordados dois métodos de análise à fadiga, o método da tensão nominal e o método da tensão ‘hot-spot’.

3.1 Método da tensão nominal

O método da tensão nominal é o mais utilizado para cálculos e avaliações de fadiga, possuindo uma

metodologia clássica, no qual sua abordagem baseia-se em diversos resultados de testes de fadiga. A apresentação dos resultados é através das curvas de tensão aplicada *versus* número de ciclos até a ruptura, também chamadas curvas S-N [3]–[5].

A resistência à fadiga é definida por uma série de experimentos em que corpos de prova são sujeitos a um carregamento cíclico. Os corpos de prova devem ter tamanho satisfatório para representar os detalhes estruturais com suas imediações, além de uma distribuição de tensão residual característica. Devido às incertezas dos modelos, mesmo padronizando as características dos corpos de prova, os resultados são representados por uma distribuição normal e não por um único ponto. Estes testes geram várias distribuições normais, visto que são executados com diferentes níveis de tensão. Para a composição de uma curva é necessário a distinção de um único ponto da distribuição normal, que varia conforme a consideração estatística utilizada.

3.2 Método da tensão estrutural ‘hot-spot’ por extrapolação linear

Conhecido também por tensão geométrica, o método estrutural ‘hot-spot’ é a tensão principal máxima medida na superfície do material-base adjacente ao “pé da solda” obtida por extrapolação linear ou quadrática de dois ou três pontos, respectivamente. Nesta tensão estão consideradas as concentrações de tensão devido à geometria do detalhe construtivo como um todo. Neste tipo de análise, o pico não linear oriundo da descontinuidade presente no entalhe do “pé da solda” (em inglês, *weld notch*) é desprezado (Figura 7). O método permite ser aplicado a diversas geometrias, aumentando assim a capacidade de análise à fadiga em estruturas sob carregamentos cíclicos.

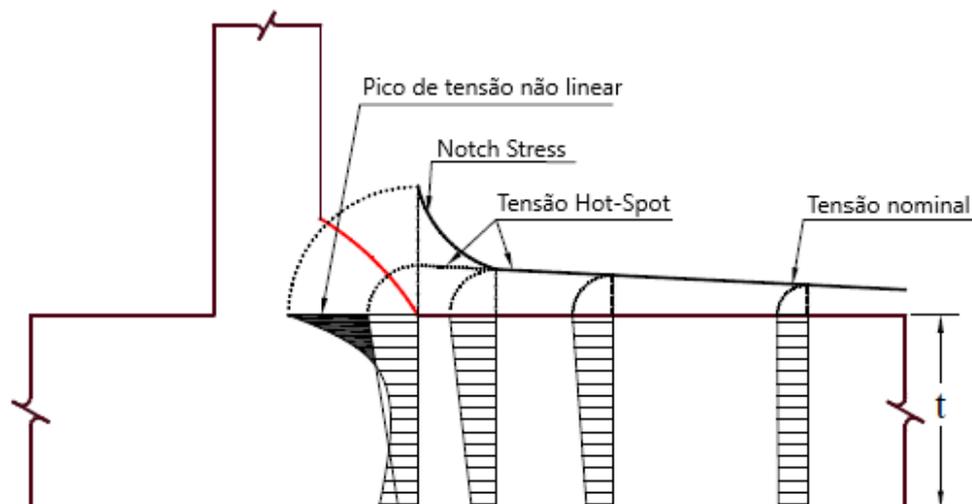


Figura 7. Distribuição de tensão próximo ao “pé da solda”. Adaptada de Bhargava [22].

O método ‘hot-spot’ é empregado em conjunto com o método dos elementos finitos. A obtenção da tensão superficial pode ser realizada via programa de simulação numérica. Assim, uma das implicações é que as tensões assim obtidas são bastante sensíveis a alterações no modelo, variando seus valores através do tipo de malha e do elemento utilizado, e a quantidade de elementos empregados. Deste modo, o método foi normalizado, de modo a instruir o projetista na escolha acertada do tipo de elemento, tamanho e distâncias adequadas do pé da solda para evitar a singularidade de tensão.

Os procedimentos para este tipo de análise são apontados no documento ‘*Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components*’ criado pelo ‘*International Institute of Welding*’ – IIW. Como recomendado, a extrapolação da tensão ‘hot-spot’ varia de acordo com: a posição da superfície onde os pontos se localizam, o tipo de aproximação e o refino da malha. A Figura 8 ilustra estas variações.

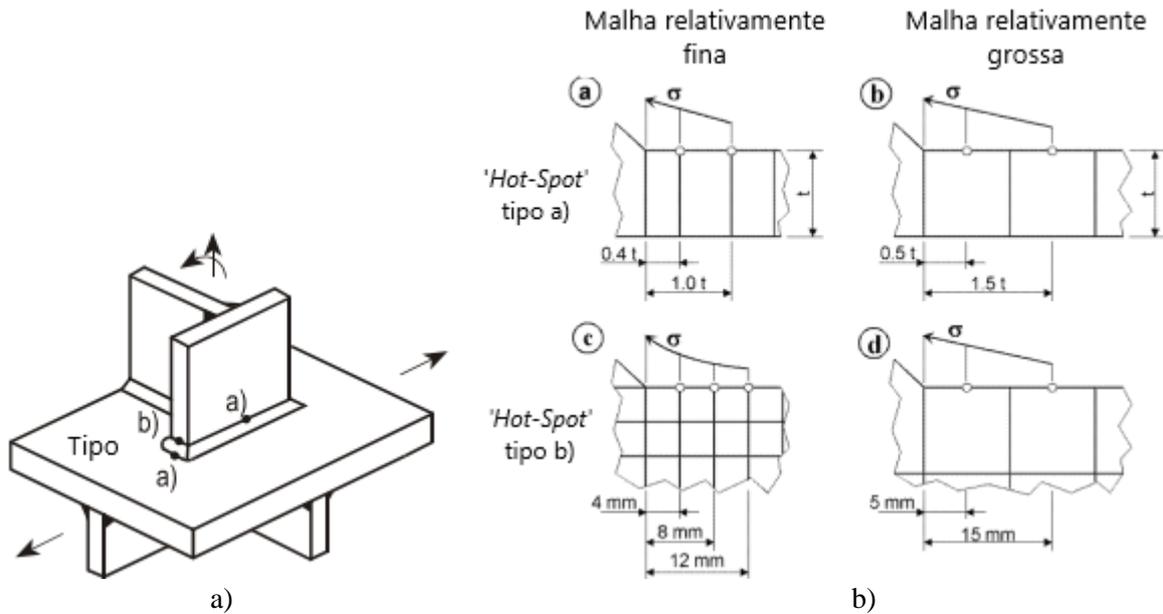


Figura 8. Tipos de tensões 'hot-spot': a) quanto a localização dos pontos e b) quanto ao tipo de aproximação e o refino da malha. Adaptado de IIW [8].

A tensão estrutural 'hot-spot' é determinada usando os pontos de aproximação e as equações de extrapolação, como mostra a Figura 9, sendo σ_{hs} o coeficiente de tensão 'hot-spot' calculada, t a espessura da chapa e σ_{it} a tensão extraída a uma distância i do entalhe multiplicada pela espessura da chapa.

	Malha relativamente fina	Malha relativamente grossa
'Hot-Spot' tipo a)		
Equação correspondente	$\sigma_{hs} = 1,67 * \sigma_{0,4t} - 0,67 * \sigma_{1,0t}$	$\sigma_{hs} = 1,50 * \sigma_{0,5t} - 0,50 * \sigma_{1,5t}$
Extrapolação quadrática	$\sigma_{hs} = 2,52 * \sigma_{0,4t} - 2,24 * \sigma_{0,9t} + 0,72 * \sigma_{1,4t}$	
'Hot-Spot' tipo b)		
	$\sigma_{hs} = 3 * \sigma_{4mm} - 3 * \sigma_{8mm} + \sigma_{12mm}$	$\sigma_{hs} = 1,50 * \sigma_{5mm} - 0,50 * \sigma_{15mm}$

Figura 9. Equações tensão 'hot-spot'. Adaptado de IIW [8].

4 Modelos numéricos em elementos finitos

Todos os modelos foram calculados através do método dos elementos finitos (MEF) com auxílio do software ANSYS APDL 18.2 [23]. As dimensões da geometria adotada, bem como o tamanho das soldas de ângulo, foram conforme indicadas na Seção 2 deste artigo e todos foram ensaiados como vigas simplesmente apoiados. As soldas de ângulo foram modeladas com perfil idealizado linear de 45°.

4.1 Ensaio 1: placas de cobre-junta

Para a modelagem deste ensaio foi utilizado uma malha com elementos sólidos de 20 nós com função de interpolação dos deslocamentos quadrática, SOLID186. O elemento é definido por 20 nós com três graus de liberdade por nó: translações nas direções nodais x , y e z . Para as partes mais complexas das vigas, partes de curvas e com formatos triangulares, foi utilizada uma malha mais fina com o tamanho global de 5 mm para seus elementos, já para as demais partes o tamanho global dos elementos foi de 10 mm. Foi dado um espaçamento de 0,5 mm entre a viga e a placa cobre-junta para que a união entre as mesmas se desse apenas pela solda e não pelo a combinação entre a solda e toda a superfície de contato entre as faces. Foram criados dois modelos separados com espessuras das placas cobre-junta de 14 mm para o modelo CR e de 19 mm para o modelo CT. A Figura 10 ilustra o modelo de elementos finitos deste ensaio.

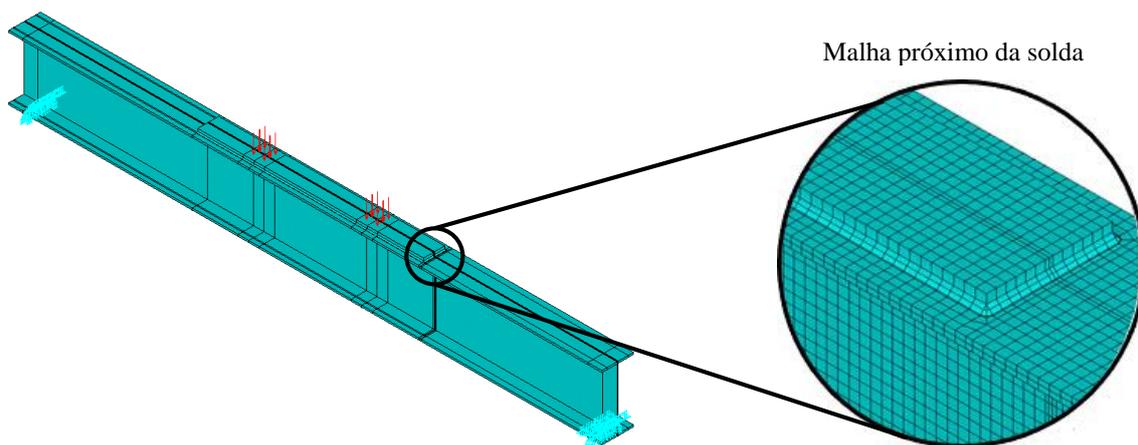


Figura 10. Modelos FE do detalhe da placa cobre-junta.

4.2 Ensaio 2: vigas com placas soldadas nas mesas

O tipo de elemento definido para os ensaios das vigas com placas soldadas às mesas foi o mesmo elemento utilizado no ensaio 1, SOLID186, elemento finito sólido de 20 nós com comportamento de função de interpolação de deslocamentos quadrática. O modelo de elementos finitos do modelo A2 é mostrado na Figura 11. Assim como no ensaio de placa cobre-junto, o tamanho foi variado de acordo com a complexidade da peça, sendo que o tamanho global para as geometrias irregulares foi de 5 mm e para as demais de 10 mm. Para os modelos A2, A4 e A8 foi inserido um espaçamento de 0,5 mm para, também, haver a ligação entre a viga e as placas apenas através soldas, já para o modelo AQ este espaçamento foi ignorado pelo tamanho irrelevante do comprimento de contato entre as faces.

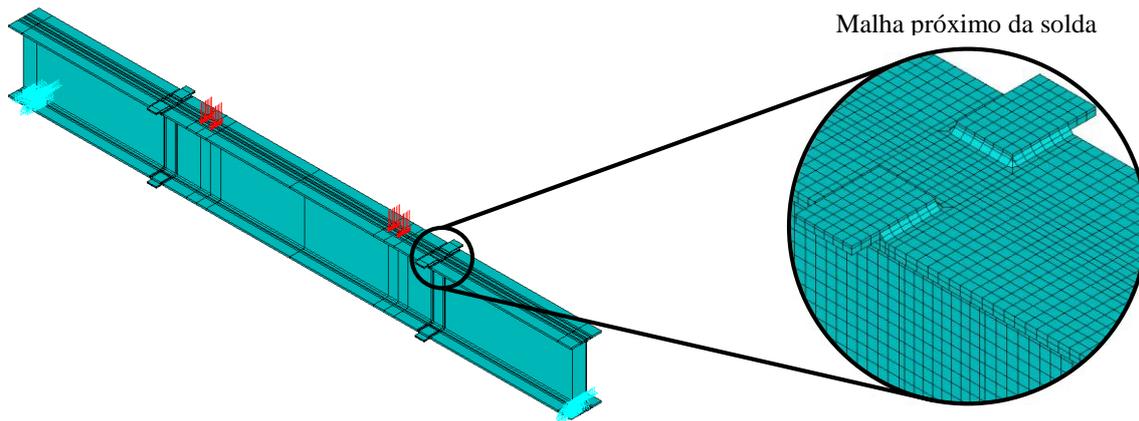


Figura 11. Modelo FE do detalhe do modelo A2.

4.3 Ensaio 3: vigas com enrijecedores transversais na alma

Neste ensaio foi utilizado o recurso de submodelagem que permite importar a saída da solução de uma modelo ascendente (origem – modelo global) e aplicar essa saída como condições de contorno de deslocamentos prescritos no sistema descendente (destino – submodelo) para analisar com maior detalhe uma região de interesse e poupar recurso computacional [23]. O programa usa os resultados para o modelo inteiro como os dados importados e interpola os dados para a região de geometria especificada como submodelo, sendo que foram criados dois submodelos, isto é, um para o enrijecedor tipo 1 e outro para o enrijecedor tipo 3. A Figura 12 mostra o modelo global e os submodelos dos enrijecedores 1 e 3.

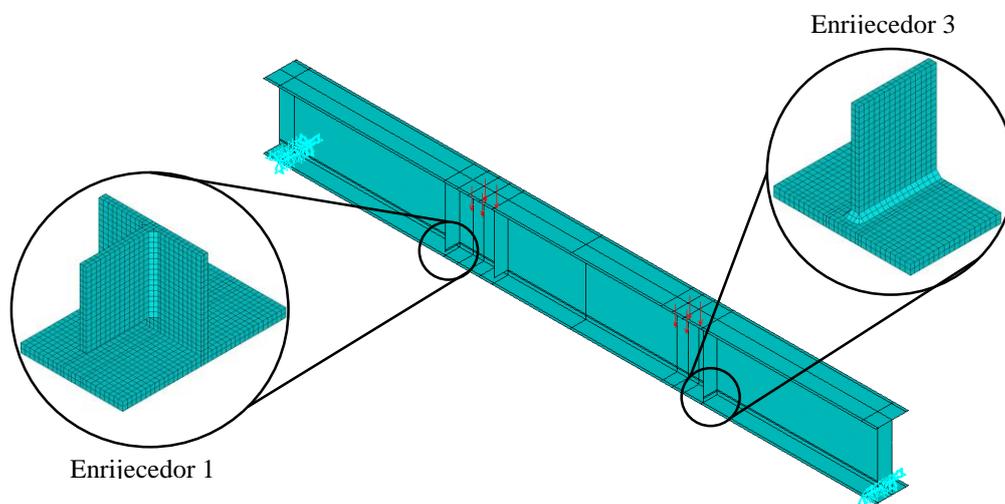


Figura 12. Modelo FE do detalhe dos enrijecedores transversais 1 e 3.

O modelo global foi modelado com o elemento de casca SHELL181 com tamanho global de 5 mm. Este elemento é adequado para analisar estruturas de casca finas a moderadamente espessas. É um elemento de quatro nós com seis graus de liberdade em cada nó: as translações nas direções x , y e z e as rotações em torno dos eixos x , y e z . Os submodelos foram modelados como sólidos e com o mesmo tipo de elemento utilizados para os demais ensaios, o elemento SOLID186, com tamanho médio de 0,5 mm.

5 Resultados

Como forma de padronização, foi adota uma tensão unitária no “pé da solda” de cada modelo para se obter o fator de concentração de tensão estrutural ‘*hot-spot*’ com relação à tensão nominal, usando a regra da extrapolação (0,4t, 1,0t) do IIW. Assim, os modelos foram calibrados por meio de análise estática linear-elástica de modo a ajustar o carregamento que resultasse, em cada caso, a esta tensão unitária no valor de 1 N/m². A análise é feita em duas etapas: a primeira não considera a ligação soldada anexa, mas tão somente. Na segunda etapa, após ser obtida o carregamento que resulta em tensão unitária, discretiza-se a ligação completa e calcula-se a tensão ‘*hot-spot*’. Esta revelou-se a melhor abordagem para calibração dos ensaios experimentais, uma vez que existe sempre uma incerteza com relação ao local exato em que a tensão nominal foi calibrada e pré-definida em laboratório na altura do ensaio, tanto por falta de definição normativa quanto por falta de especificação nos documentos.

5.1 Ensaio 1: placas de cobre-junta

Para o as vigas com placas de cobre-junta o coeficiente de concentração de tensão ‘*hot-spot*’ foi calculado e determinado sendo igual a $\sigma_{hs} = 2,067$ para o modelo CR e $\sigma_{hs} = 2,191$ para o modelo CT. A Figura 13 mostra a tensão longitudinal da placa cobre-junta do modelo CR. A região ao longo do “pé da solda” é o ponto máximo de tensão, o que indica que este local é propício para se iniciar uma trinca de fadiga.

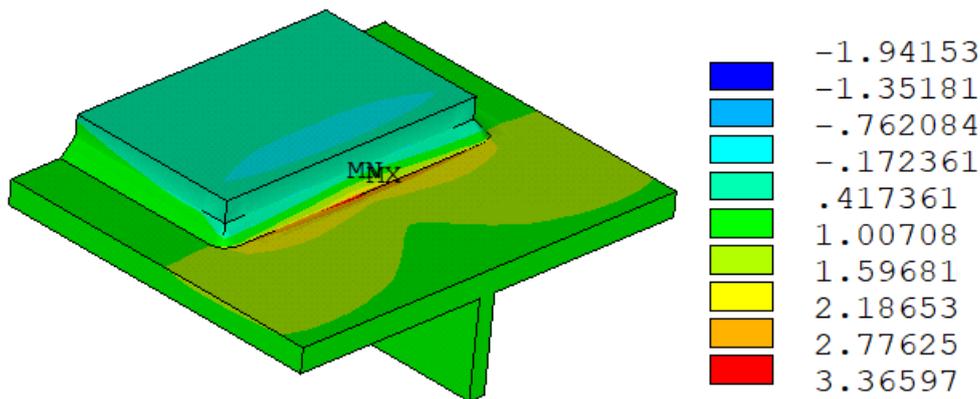


Figura 13. Distribuição da tensão longitudinal do modelo CR.

A Figura 14 traça o gráfico S-N da tensão ‘*hot-spot*’. Este gráfico foi obtido multiplicando-se os valores das tensões nominais pelos respectivos coeficientes de concentração de tensão ‘*hot-spot*’. O gráfico resultante é uma curva de resistência S-N para tensões ‘*hot-spot*’ para este detalhe específico. Além disso, são avaliadas as medidas de dispersão desvio padrão e R²-ajustado, apresentando pouca variação em relação à curva em termos de tensão nominal, dado o fato de este modelo ser dominado por tensões uniaxiais de tração. São traçadas também a curva de resistência média e característica (com 95% de probabilidade de sobrevivência). Tais curvas são obtidas de acordo com a abordagem estatística em [1], tendo atenção que a inclinação da reta ($m = -3$) foi mantida constante (como é comum para ligações soldadas), e $\log C$ é que foi calibrado (o intercepto da curva com o eixo vertical).

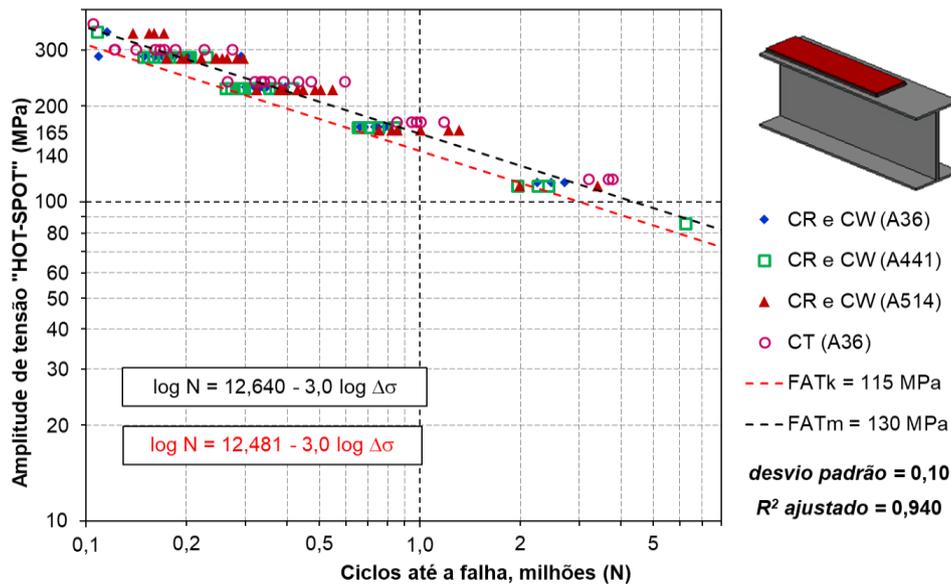


Figura 14. Resultados em termos de tensão ‘Hot-Spot’ das vigas com placas de cobre-junta.

5.2 Ensaio 2: vigas com placas soldadas nas mesas

Como esperado, para os ensaios de placas laterais soldadas às mesas as maiores tensões foram encontradas nos modelos com as placas soldadas mais longas, uma vez que as placas de maior comprimento estão mais aptas a concentrar maior tensão, e apresentando resistência à fadiga inferior. Para todos os modelos, a região de maior tensão foi a do “pé da solda”, de modo que as maiores tensões se deram no nos giros das soldas e se afunilam na direção transversal, diminuindo na direção da borda livre, como nota-se na Figura 15. Esta região foi também o local de iniciação de trincas observado nos ensaios experimentais.

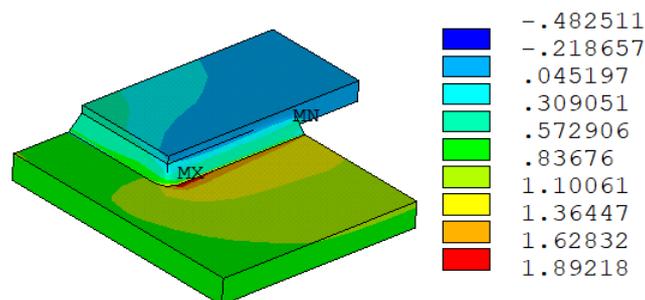


Figura 15. Distribuição da tensão longitudinal do modelo A4.

Os coeficientes de concentração da tensão ‘hot-spot’ obtidos da análise em elementos finitos para os modelos AQ, A2, A4 e A8 foram, respectivamente: $\sigma_{hs} = 1,138$, $\sigma_{hs} = 1,392$, $\sigma_{hs} = 1,691$ e $\sigma_{hs} = 1,808$. Para este ensaio, o coeficiente de determinação foi de 0,942, conforme ilustrado na

Figura 16 juntamente com as suas curvas S-N média e característica.

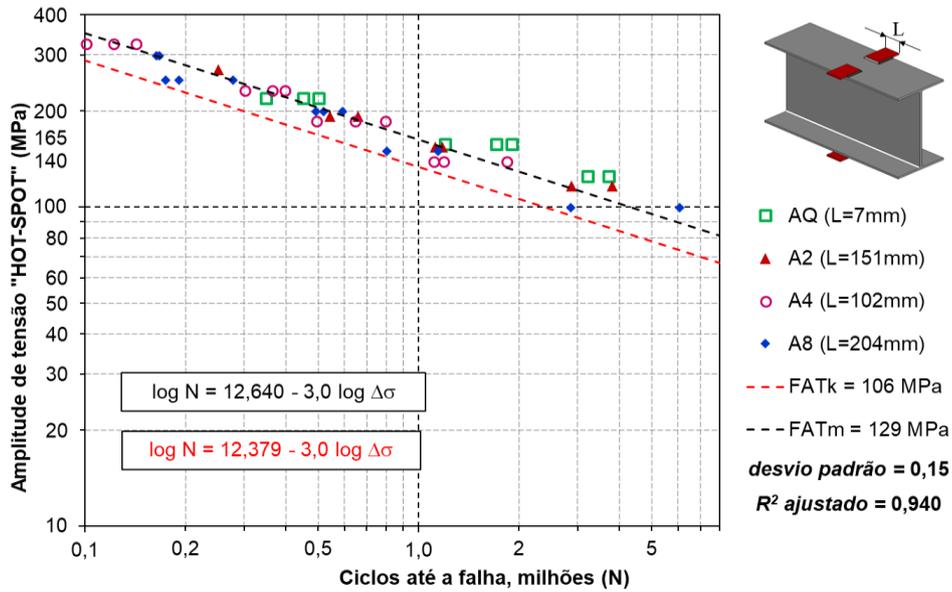


Figura 16. Resultados em termos de tensão 'Hot-Spot' das vigas com placas laterais soldadas às mesas.

5.3 Ensaio 3: vigas com enrijecedores transversais na alma

Para obter a distribuição da tensão local 'hot-spot', foi realizada uma análise de submodelagem para todos os enrijecedores. A Figura 17 mostra os gráficos tipos das distribuições das tensões longitudinais para cada tipo de enrijecedor. Para os enrijecedor 1, enrijecedor soldado apenas à alma, a tensão máxima se deu no "pé da solda" próximo às terminações do enrijecedor. O pico de tensão para o enrijecedor 3 ocorreu no "pé da solda" da mesa tracionada, próximo ao giro da solda. Estes picos locais de tensão tiveram boa correlação com os pontos de iniciação de trincas.

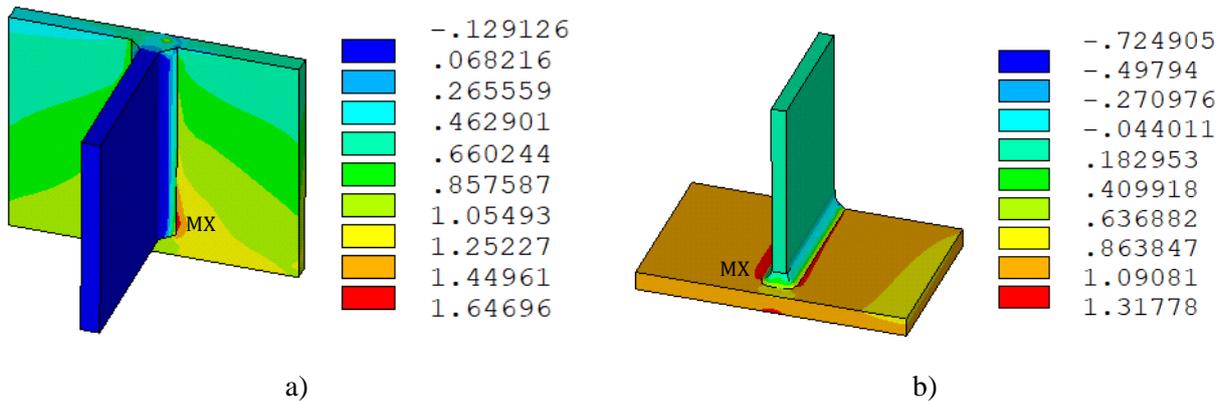


Figura 17. Distribuição da tensão longitudinal: a) enrijecedor 1 e b) enrijecedor 3.

Os coeficientes de concentração em termos de tensão 'hot-spot' calculadas utilizando a regra do IIW para cada tipo de enrijecedor foi de 1,309 para o enrijecedor 1 e 1,231 para o enrijecedor 3. Para este ensaio, o coeficiente de determinação foi de 0,724, conforme ilustrado na

Figura 16 juntamente com a sua respectiva curva média e característica S-N de resistência à fadiga em

termos de amplitude de tensão ‘hot-spot’.

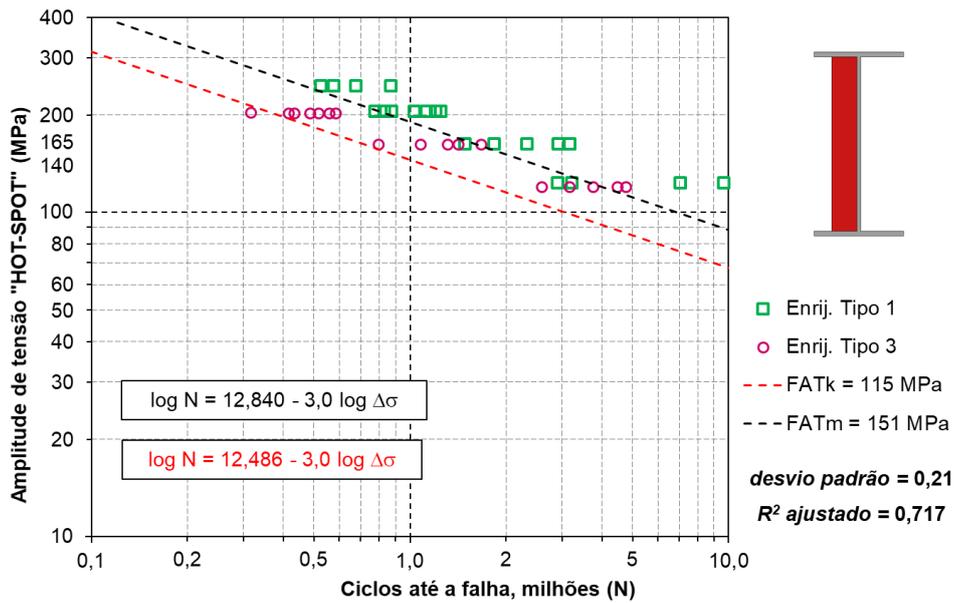
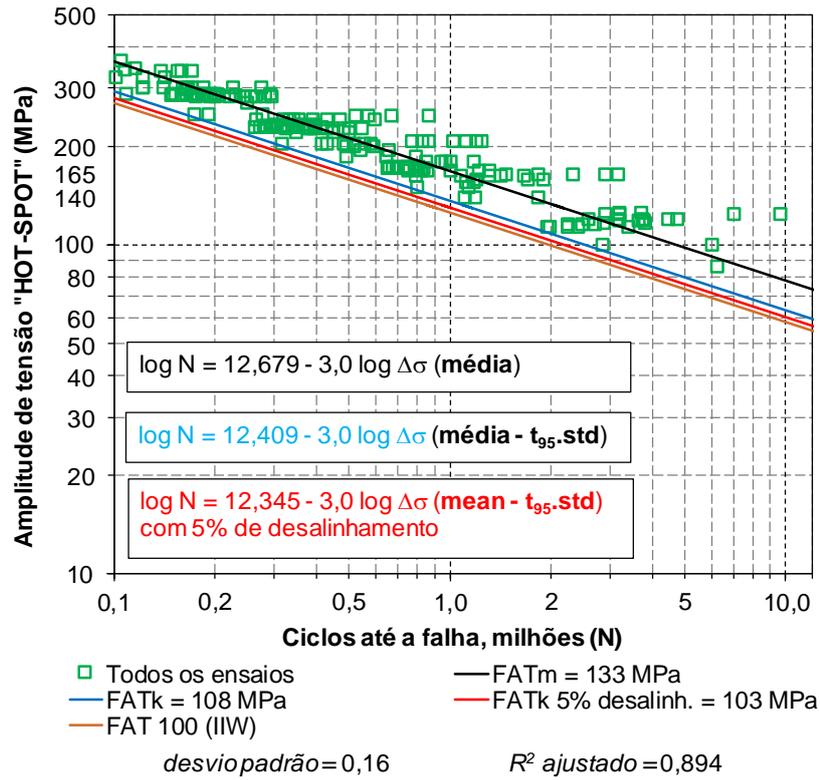


Figura 18. Resultados em termos de tensão 'hot-spot' das vigas com enrijecedores transversais.

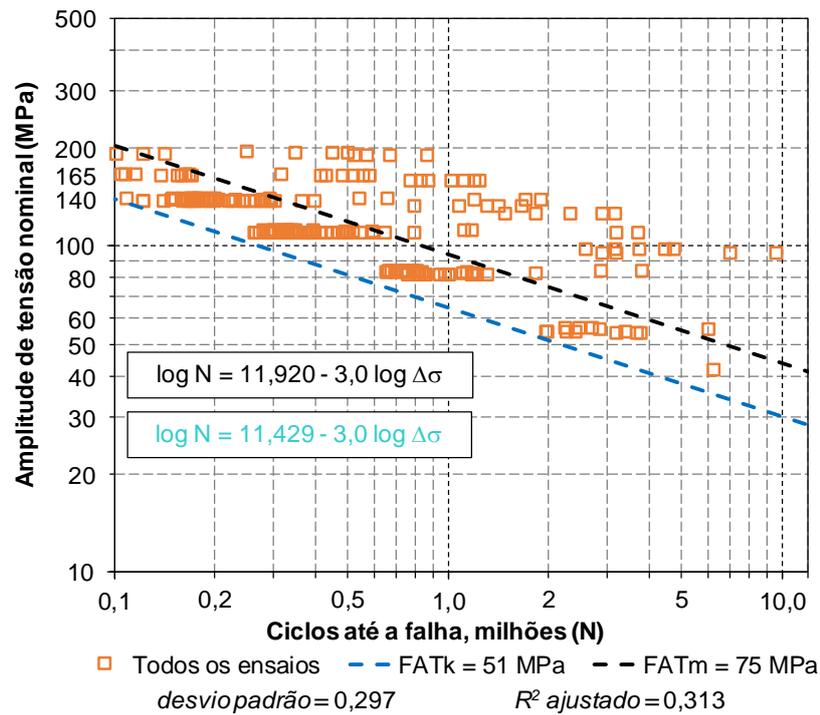
5.4 Resultado dos três ensaios reunidos

Através da união dos resultados dos ensaios anteriores, foram obtidas as curvas características e médias de cada tipo de análise, isto é, em termos de tensão nominal e tensão ‘hot-spot’. A Figura 19b expõe os resultados das tensões nominais de todos os três ensaios, já a Figura 19a a ilustra os resultados do número de ciclos até a ruptura dos mesmos ensaios, mas em termos de tensão ‘hot-spot’. O R^2 -ajustado para o método da tensão nominal foi de $R^2 = 0,3334$ e para o método da tensão ‘hot-spot’ foi de $R^2 = 0,887$.

Além disso, à curva característica global S-N em termos de tensão ‘hot-spot’ foi aplicada uma redução da resistência à 2×10^6 de ciclos da ordem de 5%, para levar em conta os efeitos do desalinhamento das peças, uma vez que os modelos ‘hot-spot’ não consideraram defeitos e desalinhamentos explicitamente na modelagem. Esta recomendação pode ser encontrada no IIW [8]. Assim, a curva final obtida, que colapsou os resultados experimentais com uma dispersão razoável em termos de tensão ‘hot-spot’ foi FAT 103 (isto é, resistência à amplitude de tensão constante de 103 MPa à 2 milhões de ciclos), muito próxima da curva proposta pelas normas para o método ‘hot-spot’, ao se considerar tipos de pontos ‘hot-spot’ tipo a) (extrapolados ao longo da superfície da placa base e não ao longo do comprimento da espessura).



a)



b)

Figura 19. União dos resultados dos ensaios 1, 2 e 3: a) tensão 'hot-spot' e b) tensão nominal.

6 Conclusões

Os métodos de avaliação à fadiga vêm sofrendo um profundo desenvolvimento nos últimos 20 anos, de modo a tentar cobrir a maior parte do potencial do avanço das ferramentas informáticas de cálculo e análise estrutural oferecidas neste período. Dentre esses métodos, um que se destaca é o método ‘hot-spot’. Apesar do relativo sucesso da aplicação do método ‘hot-spot’ em outros meios (p. ex. em estruturas *offshore*), este ainda é pouco aplicado para avaliação de pontes metálicas. Além disso, o método também apresenta algumas desvantagens, como a alta sensibilidade ao tamanho da malha e aos pontos de extrapolação.

No momento, os detalhes de longarinas de ensaios de larga escala adotados nesta pesquisa já se encontram calibrados em termos de tensão ‘hot-spot’ e tensão nominal. Neste caso, a curva S-N ‘hot-spot’ que colapsou todos os resultados apresentou resistência característica FAT 103 (com intervalo de confiança de 95% e parâmetro de distribuição do tipo *t-student*), ao se considerar uma perda de resistência da ordem de 5% devido a defeitos de alinhamento, muito próxima portanto da FAT 100 estipulada pelo IIW. Apesar disso, o desvio padrão ainda pode ser considerado relativamente alto, na ordem de 0,16. Por outro lado, o coeficiente de determinação R^2 -ajustado – que corresponde a uma forma de ajuste de um modelo estatístico linear, variando de 0 a 1, indicando o quanto o modelo consegue explicar os valores coletados, sendo mais próximo de 1 mais explicativo – apresentou um valor muito mais satisfatório do que no método das tensões nominais (0,894 comparativamente a 0,313), o que traduz a capacidade da tensão ‘hot-spot’ correlacionar de maneira razoável através de uma regressão linear os dados experimentais esta faixa de ciclagem (0,1 milhão de ciclos até 10 milhões de ciclos), adotando-se uma única inclinação para a curva S-N ($m = 3,0$ para ligações soldadas).

Este artigo é um passo na direção de uma linha de pesquisa para ajuste e calibração de metodologias mais avançadas, que já foram aplicadas com sucesso para outras tipologias de ligação, principalmente vasos de pressão [11], mas que poderão se mostrar também muito competitivas para detalhes de pontes. Assim, espera-se, com a aplicação de metodologias mais avançadas baseada em tensões estruturais obtidas de modelos em casca e sólidos, obter-se uma estimativa de vida com ainda menor dispersão.

Agradecimentos

Os autores deste trabalho de pesquisa agradecem o suporte financeiro fornecido pelas Agências de Fomento à Pesquisa do País: CAPES, CNPq e FAPERJ, e pelas agências de fomento à pesquisa em Portugal, Fundação para a Ciência e Tecnologia (FCT). O segundo autor agradece o suporte financeiro fornecido pela bolsa de doutorado do CNPq processo nº. 203662/14-8.

Referências

- [1] ESDEP, “European Steel Design Education Programme, Working Group 12: Fatigue, Lecture 12.7: Reliability Analysis and Safety Factors Applied to Fatigue Design.” 1993.
- [2] G. Alencar, A. De Jesus, J. G. S. da Silva, and R. Calçada, “Fatigue cracking of welded railway bridges: a review,” *Eng. Fail. Anal.*, vol. 104, no. October, pp. 154–176, 2019.
- [3] EN 1993-1-9, “Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-9: Fatigue.” CEN, Brussels, 2005.
- [4] ABNT NBR:16694, “Projeto de pontes rodoviárias de aço e mistas de aço e concreto - Projeto em Consulta Nacional.” Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, Brasil, 2018.
- [5] ABNT NBR:8800, “Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios.” Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, Brasil, 2008.
- [6] G. Alencar and J. A. F. O. Correia, “A user-friendly tool for fatigue assessment of steel structures according to Eurocode 3,” in *Proceedings of the 5th International Conference on New Trends on Integrity, Reliability and Failure (5th IRF 2016)*, 2016.
- [7] E. Niemi, W. Fricke, and S. J. Maddox, *The Structural Hot-Spot Stress Approach to Fatigue Analysis*. Springer, 2018.

- [8] IIW, *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components*, IIW docume. International Institute of Welding (IIW), 2016.
- [9] DNV, “DNVGL-RP-C203: Fatigue Design of Offshore Steel Structures (Recommended Practice).” Det Norske Veritas, p. 176, 2016.
- [10] M. Ladinek, R. Lang, and G. Lener, “Ermüdungsfestigkeit nach EN 1993-1-9 Anhang B : Strukturspannungen – Gedanken zur Neufassung,” *Stahlbau*, vol. 85, pp. 274–280, 2016.
- [11] P. Dong, J. K. Hong, and A. M. P. De Jesus, “Analysis of recent fatigue data using the structural stress procedure in ASME Div 2 rewrite,” *J. Press. Vessel Technol.*, vol. 129, no. 3, pp. 355–362, 2007.
- [12] G. Alencar, “Advanced methodologies for fatigue assessment of welded railway bridges (under preparation),” PhD thesis, Faculty of Engineering of University of Porto, 2020.
- [13] ASME VIII Div2, “Sevion VIII-division 2: Rules for Construction of Pressure Vessels,” *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*. ASME Press - The American Society of Mechanical Engineers, 2013.
- [14] G. Alencar, A. M. P. De Jesus, R. A. B. Calçada, J. Guilherme, and S. Silva, “Fatigue life evaluation of a composite steel-concrete roadway bridge through the hot-spot stress method considering progressive pavement deterioration,” *Eng. Struct.*, vol. 166, no. January, pp. 46–61, 2018.
- [15] G. Alencar, G. Ferreira, A. M. P. de Jesus, and R. Calçada, “Fatigue assessment of a high-speed railway composite steel-concrete bridge by the hot-spot stress method,” *Int. J. Struct. Integr.*, vol. 9, no. 3, pp. 337–354, 2018.
- [16] G. Alencar, R. Calçada, J. G. S. Silva, and A. M. P. Jesus, “Fatigue assessment of approach viaducts of the new Sado River railway crossing,” *Proc. IRF 2016 New trends Integrity, Reliab. Fail.*, vol. 1, no. July, pp. 1–17, 2016.
- [17] Horas & Alencar, A. M. P. De Jesus, and R. Calçada, “Development of an efficient approach for fatigue crack initiation and propagation analysis of bridge critical details using the modal superposition technique,” *Eng. Fail. Anal.*, vol. 89, no. January, pp. 118–137, 2018.
- [18] J. W. Fisher, P. Albrecht, B. T. Yen, D. J. Klingerman, and B. M. McNamee, “Fatigue strength of steel beams with welded stiffeners and attachments,” 1974.
- [19] J. W. Fisher, K. H. Frank, M. A. Hirt, and B. M. McNamee, “Effect of weldments on the fatigue strength of steel beams, NCHRP Report 102,” 1970.
- [20] J. W. Fisher, B. M. Barthelemy, D. R. Mertz, and J. A. Edinger, “Fatigue behavior of full-scale welded bridge attachments. NCHRP Report 227,” 1980.
- [21] J. W. Fisher, J. Jin, D. C. Wagner, and B. T. Yen, “Distortion-induced fatigue cracking in steel bridges, NCHRP 336,” 1990.
- [22] A. Bhargava, “Fatigue analysis of steel bridge details: Hot spot stress approach,” The George Washington University, 2010.
- [23] ANSYS, “Theory Reference Manual,” *Ansys Inc., Canonsburg, PA, USA*. 2013.