

# SIMULAÇÃO POR ELEMENTOS FINITOS DE CURVAS S-N DE LIGAÇÕES REBITADAS

Correia, J.A.F.O.<sup>1,2</sup>; Jesus, A.M.P.<sup>1,2</sup>; Silva, A.L.L.<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Escola de Ciências e Tecnologia, Departamento de Engenharias, UTAD, Vila Real, Portugal.

<sup>2</sup> UCVE – Unidade de Concepção e Validação Experimental, IDMEC, Pólo FEUP, Porto, Portugal



## RESUMO

*Inspecções realizadas em pontes metálicas antigas têm revelado fissuração por fadiga nas ligações rebitadas. O presente artigo propõe uma comparação entre previsões da resistência à fadiga numa ligação rebitada modelada com dois modelos de elementos finitos distintos. Com efeito, são propostos dois modelos de elementos finitos, um com elementos sólidos e outro com elementos finitos de casca, de uma ligação rebitada com corte simples e rebite único. São realizadas previsões globais da vida à fadiga usando os resultados dos modelos propostos e aplicando um procedimento bietápico, consistindo na previsão separada das fases de iniciação e propagação. As previsões também são comparadas com resultados experimentais disponíveis. O modelo de previsão bietápico proposto conduz a previsões consistentes com as observações experimentais.*

## 1- INTRODUÇÃO

No final do século XIX e início do século XX inúmeras pontes metálicas rebitadas foram construídas na Europa e América do Norte. A avaliação das condições de segurança destas pontes tem uma relevância cada vez maior, pois estas pontes foram dimensionadas para condições de tráfego completamente diferentes das que se verificam actualmente. Neste contexto, tem aumentado a preocupação das entidades governamentais na manutenção e avaliação da vida residual destas estruturas metálicas rebitadas. As pontes metálicas antigas não foram originalmente projectadas tendo em conta a fadiga, uma vez que este fenómeno apenas foi estudado de forma intensiva após a segunda metade do século XX, altura em que já não se construíam pontes rebitadas, reforçando as preocupações relativas ao estado de conservação destas estruturas.

O presente estudo visa apresentar contributos para a modelação da resistência à fadiga de ligações rebitadas. Em particular, é apresentada uma comparação entre dois modelos de elementos finitos que servem de suporte à previsão da resistência à fadiga de uma ligação rebitada. As previsões da vida total resultantes da aplicação dos dois modelos são comparadas entre si assim como com resultados experimentais disponíveis. A previsão da vida à fadiga é realizada com base num procedimento que contabiliza, de forma independente, as fases de iniciação e de propagação de fendas de fadiga.

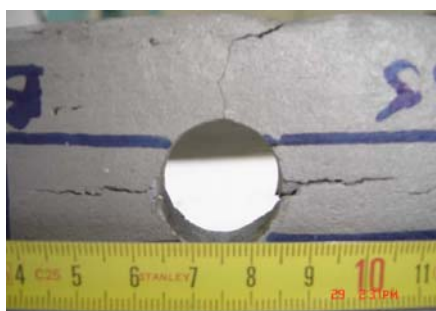
A previsão do período de iniciação de uma fenda é realizada com base em modelos de aproximação local, assentes em relações do tipo deformação-vida, como é o caso das relações propostas por Coffin (1954) e Manson (1954). Estes métodos são

suportados por análises elasto-plásticas simplificadas baseadas nas relações de Ramberg-Osgood (1943) e Neuber (1961).

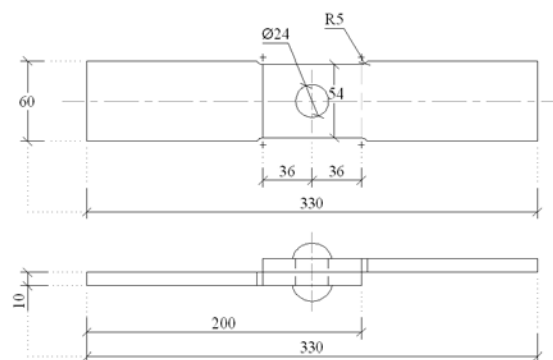
A previsão do período de propagação é realizada recorrendo à Mecânica da Fractura Linear Elástica (MFLE). Considera-se uma fenda passante, com profundidade constante, a emanar do furo do rebite. Esta configuração de fenda é muito usual em ligações rebitadas, tal como ilustra a Fig. 1. Os factores de intensidade de tensões são determinados, para cada modelo de elementos finitos proposto, recorrendo à técnica do fecho de fenda virtual (Krueger 2002).

Com base no modelo de previsão bietápico são propostas curvas S-N para uma ligação rebitada, tendo em conta diversos pré-esforços no rebite, ilustrando o efeito benéfico do pré-esforço no comportamento à fadiga das ligações rebitadas.

A previsão da vida à fadiga de ligações rebitadas foi demonstrada para uma ligação rebitada com corte simples e rebite único (Fig. 2), extraída de uma barra de contraventamento original da ponte rebitada ferroviária de Trezói. Os detalhes relativos aos ensaios de fadiga desta ligação encontram-se publicados na literatura (Silva e Fernandes 2006; Correia 2008; Correia et al. 2008). Apenas se refere que foram testados 8 provetes para uma razão de tensões  $R=0.1$ . Um dos modos de rotura principais consistiu na iniciação de fendas no furo do rebite e propagação destas na secção resistente (plano que contém o eixo do rebite e é normal à direcção da carga). Estes resultados experimentais são compa-



**Fig. 1** – Exemplo de fendas de fadiga a emanar de furos de rebites (Natal Jorge et al. 2006).



**Fig. 2** – Geometria da ligação rebitada (dimensões em mm).

rados com as previsões globais da curva S-N obtidas com base em dois tipos de modelos de elementos finitos propostos (modelo sólido e modelo de casca).

## 2 - MODELAÇÃO DA RESISTÊNCIA À FADIGA DE UMA LIGAÇÃO REBITADA

### 2.1 - Modelação da iniciação de fendas

O modelo de previsão da fase de iniciação de fendas de fadiga utilizado neste estudo pressupõe uma análise em duas etapas distintas: i) análise elasto-plástica local com vista à determinação das tensões e deformações locais totais nos pontos críticos da ligação, relacionando-as com o carregamento nominal; ii) comparação dos valores locais das tensões e deformações com as curvas de resistência à fadiga do material resultando, desta comparação, o número de ciclos necessário para iniciar uma fenda de fadiga. Neste artigo foi utilizada a relação deformação-vida proposta por Coffin (1954) e Manson (1954):

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (1)$$

onde  $\sigma'_f$  e  $b$  são o coeficiente e expoente de resistência à fadiga cíclicos,  $\varepsilon'_f$  e  $c$  são o coeficiente e expoente de ductilidade à fadiga cíclicos,  $E$  é o módulo de Young,  $\Delta \varepsilon/2$  é a amplitude de deformação total e  $2N_f$  é o número de reversões de iniciação de uma fenda.

A análise elasto-plástica local foi executada usando a regra de Neuber (1961) e a curva cíclica do material, traduzida através

da relação de Ramberg-Osgood (1943), resultando o seguinte sistema de equações, válido para carregamentos cíclicos:

$$\frac{\Delta\sigma^2}{E} + 2 \cdot \Delta\sigma \left( \frac{\Delta\sigma}{2K'} \right)^{1/n'} = \frac{K_t^2 \cdot \Delta\sigma_{nom}^2}{E} \quad (2)$$

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \cdot \left( \frac{\Delta\sigma}{2K'} \right)^{1/n'}$$

onde  $\Delta\sigma$  é a gama de tensão local,  $\Delta\sigma_{nom}$  é a gama de tensão nominal,  $K'$  e  $n'$  são o coeficiente e expoente de endurecimento cíclicos e  $K_t$  é o factor elástico de concentração de tensões.

As propriedades necessárias à aplicação deste modelo de iniciação de fendas de fadiga foram determinadas experimentalmente para o material da ligação rebitada e são apresentadas nas referências (Correia 2008; Correia et al. 2008; De Jesus et al. 2008).

## 2.2 - Modelação da propagação de fendas

A modelação da fase de propagação de fendas foi realizada no contexto da MFLE. Deste modo, são usadas leis de propagação que relacionam directamente a gama do factor de intensidade de tensões,  $\Delta K$ , com a taxa de crescimento da fenda,  $da/dN$ . No presente artigo é adoptada a lei de propagação de fendas proposta por Paris (1963):

$$da/dN = C(\Delta K)^m \quad (3)$$

As constantes da lei de Paris foram obtidas experimentalmente, para o material extraído da ponte de Trezói (Correia 2008; Correia et al. 2008; De Jesus et al. 2008):  $C=1.1054 \times 10^{-16}$  e  $m=4.0944$ , para  $R=0.0$  ( $da/dN$  em mm/ciclo com  $\Delta K$  em  $N.mm^{-1.5}$ ).

No presente trabalho é analisada uma fenda a emanar do furo dos rebites, tal como se ilustra na Fig. 3: uma fenda passante de profundidade uniforme,  $a$ .

O número de ciclos de rotura pode ser determinado integrando a Eq. (3) entre as dimensões inicial e final da fenda:

$$N_f = \frac{1}{C} \int_{a_i}^{a_f} \frac{1}{\Delta K^m} da \quad (4)$$

O integral anterior pode ser aproximado, considerando sucessivos incrementos de fenda,  $\Delta a$ , e assumindo constante a gama de factor de intensidade de tensões em cada incremento, resultando incrementos no número de ciclos de rotura:

$$\Delta N = \frac{1}{C} \frac{1}{\Delta K^m} \Delta a \quad (5)$$

Na avaliação do período de propagação, a fenda é propagada até o valor máximo do factor de intensidade de tensões se aproximar da tenacidade do material, ou a fenda alcançar um limite geométrico da secção. Neste estudo adoptou-se como medida de tenacidade o factor de intensidade de tensões máximo, registado durante os ensaios de propagação de fenda, para  $R=0.0$ .

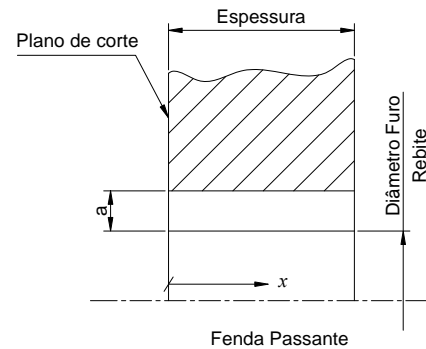


Fig. 3 – Configuração de fenda passante de profundidade constante.

## 3 - MODELOS DE ELEMENTOS FINITOS DA LIGAÇÃO REBITADA

### 3.1 - Modelos sem fendas para determinação do factor elástico de concentração de tensões

Com vista à modelação da fase de iniciação de fendas na ligação rebitada em estudo, foram propostos dois modelos de elementos finitos sem fendas. Num modelo, as chapas da ligação foram modeladas com elementos sólidos; no outro modelo, as chapas da ligação foram modeladas com elementos de casa. Em ambos modelos, o rebite foi modelado com elementos sólidos. Os modelos foram construídos usando o código comercial ANSYS® (SAS 2008).

Apenas foram construídos modelos de

metade da ligação, tirando partido da simetria existente. Os modelos foram construídos de acordo com as dimensões da Fig. 2. Os nós da base da ligação foram restringidos em todas as direcções, e os nós de topo da ligação foram restringidos em todas as direcções do plano normal ao carregamento e deslocados do valor  $d_{max}=0.1\text{mm}$ , na direcção do carregamento. Ambas as chapas de aço e rebite foram modelados como materiais isotrópicos e elásticos. Foi assumido um módulo de Young,  $E=210\text{ GPa}$  e um coeficiente de Poisson,  $\nu=0.27$ . Uma vez que os materiais foram considerados lineares elásticos, os modelos apenas são capazes de simular o comportamento elástico da junta. Estes modelos são utilizados para avaliar o factor elástico de concentração de tensões. Apesar de se considerar o comportamento elástico dos materiais, o problema global é não linear, motivado pelo contacto. Deste modo, o carregamento é aplicado de forma incremental: dez incrementos iguais de  $0.01\text{ mm}$  (De Jesus e Correia 2008, De Jesus et al. 2010).

As simulações foram realizadas usando o algoritmo de contacto *Augmented Lagrange* juntamente com o modelo de atrito de *Coulomb*, tendo em conta três coeficientes de atrito distintos:  $\mu=0$ ,  $\mu=0.3$  e  $\mu=0.6$ .

O algoritmo *Augmented Lagrange* requer a definição da rigidez normal de contacto (*FKN*). Nas presentes simulações foram testados valores de *FKN* iguais a 0.01, 0.1 e 1.0. Outro parâmetro importante na aplicação do algoritmo *Augmented Lagrange* é o *FTOLN*. Nas presentes simulações foram testados valores do *FTOLN* iguais a 0.01, 0.05 e 0.1. Para todos os restantes parâmetros, não referidos explicitamente, foram adoptados os valores sugeridos por defeito pelo ANSYS (SAS 2008).

As simulações foram executadas considerando uma folga nula entre o rebite e o furo. Também foi imposto um pré-esforço nos rebites, através da aplicação de um  $\Delta T$  ao rebite e associando ao rebite propriedades de expansão térmica ortotrópicas, nomeadamente um coeficiente de expansão térmica,  $\alpha_z$ , igual a  $10^{-5}/^\circ\text{C}$  (na direcção do eixo do rebite), e uma temperatura final,  $T_{final}$ , igual a  $25^\circ\text{C}$ . O pré-

esforço nos rebites foi imposto através da variação de uma temperatura de referência,  $T_{ref}$  ( $T_{ref} \geq T_{final}$ ). As propriedades de expansão térmica, no plano transversal do rebite, foram consideradas nulas.

O factor elástico de concentração de tensões,  $K_t$ , foi definido dividindo a tensão máxima,  $\sigma_{y,max}$ , pela tensão resistente numa das placas:

$$K_t = \left[ \sigma_{y,max}(W - d)t \right] / F \quad (6)$$

onde  $W$  é a largura da placa,  $d$  é o diâmetro do rebite,  $t$  é a espessura da placa,  $F$  é a carga aplicada e  $\sigma_{y,max}$  é a tensão máxima na direcção da carga, observada na superfície do furo.

### 3.1.1. Modelo com elementos sólidos

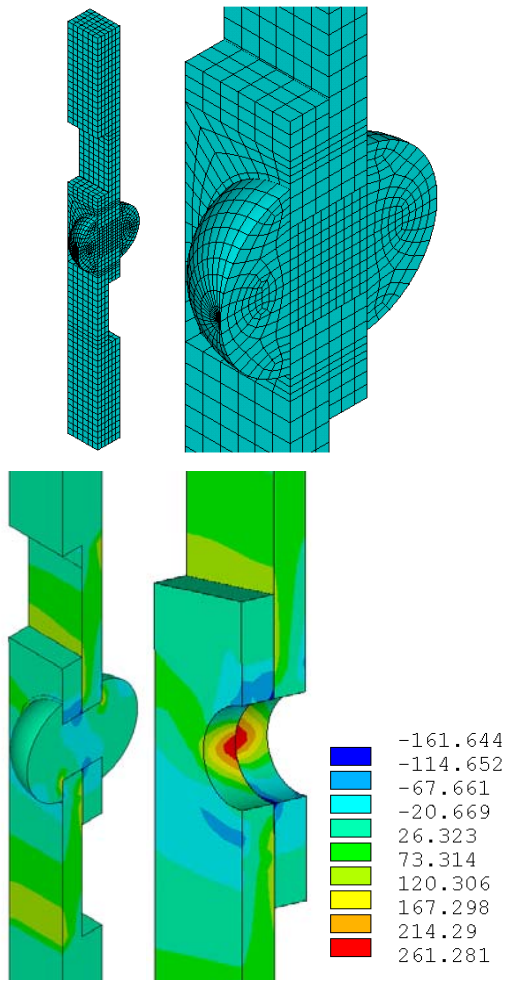
A ligação rebitada foi modelada usando elementos finitos sólidos isoparamétricos de 20 nós (SOLID95). O contacto entre as placas e estas e os rebites foi modelado com os elementos de contacto CONTA174 e TARGE170. Consideraram-se pares de contacto flexíveis (De Jesus e Correia 2008; De Jesus et al. 2010).

Na Fig. 4 ilustra-se a malha de elementos finitos da ligação e o campo de tensões segundo a direcção do carregamento. Consta-se que os valores extremos das tensões se observam nos furos e que a distribuição de tensões ao longo da espessura não é uniforme, sendo máxima junto ao plano de corte. Nesta figura apresenta-se o campo de tensões para  $\mu=0.3$ ,  $FKN=1.0$  e  $FTOLN=0.01$  ou  $0.1$ .

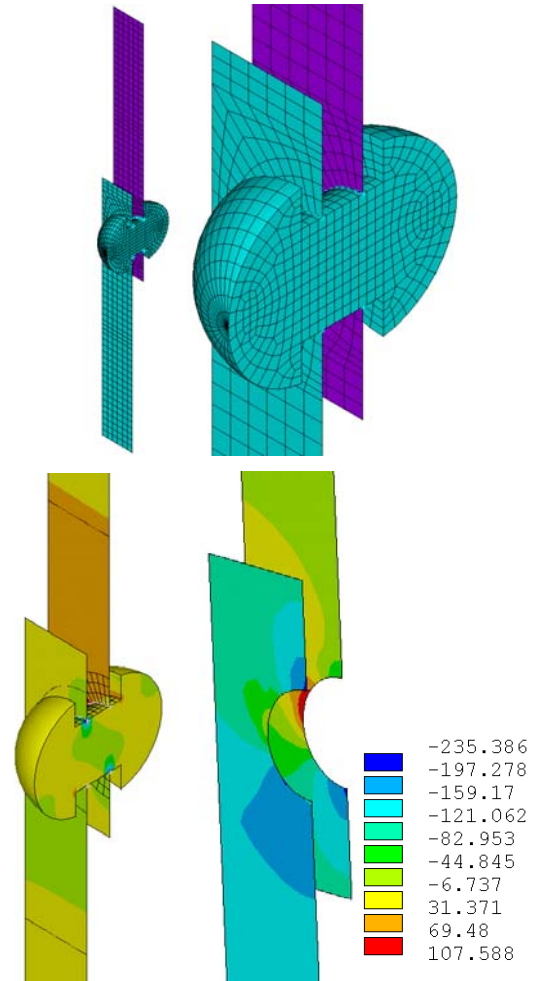
### 3.1.2. Modelo com elementos de casca

Um segundo modelo de elementos finitos alternativo foi construído usando elementos de casca. Elementos SOLID95 foram usados na modelação do rebite e elementos de casca SHELL63 foram usados na modelação das chapas da ligação. Elementos CONTA174, CONTA175 e TARGE170 foram usados na modelação do contacto entre os vários elementos da ligação.

Na Fig. 5 ilustra-se a malha de elementos finitos da ligação e o campo de tensões segundo a direcção do carregamento. Nesta figura apresenta-se o campo de tensões para  $\mu=0.3$ ,  $FKN=1.0$  e  $FTOLN=0.01/0.1$ .



**Fig. 4** – Malha de elementos finitos da ligação rebitada sem fenda (em cima) e campo de tensões na direcção da solicitação ( $\sigma_y$ ) em MPa (em baixo): modelo sólido.



**Fig. 5** – Malha de elementos finitos da ligação rebitada sem fenda (em cima) e campo de tensões na direcção da solicitação ( $\sigma_y$ ) em MPa (em baixo): modelo com elementos de casca.

### 3.1.3. Modelo com elementos de casca

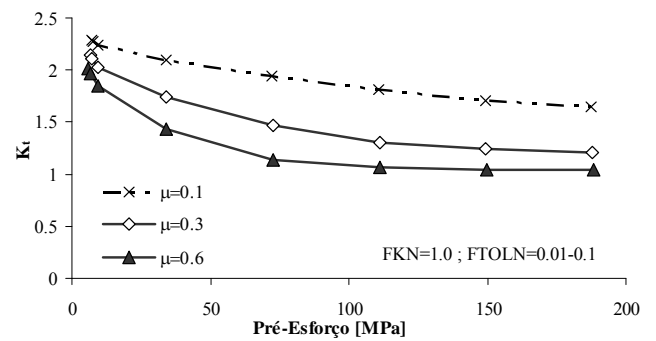
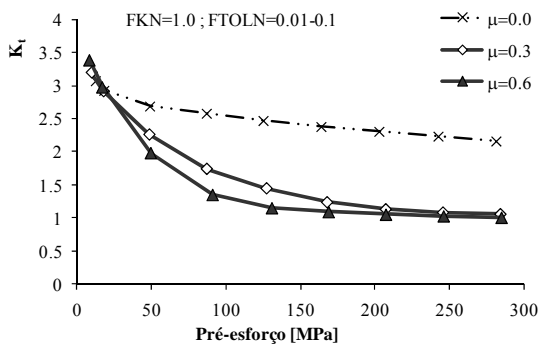
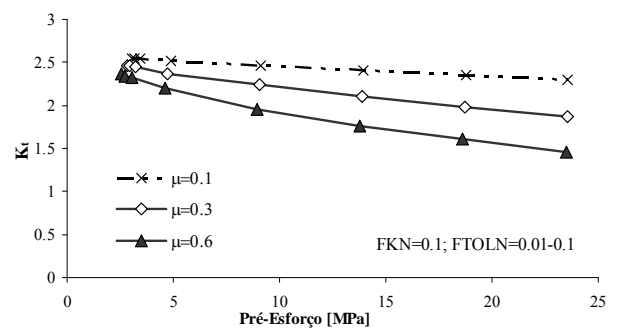
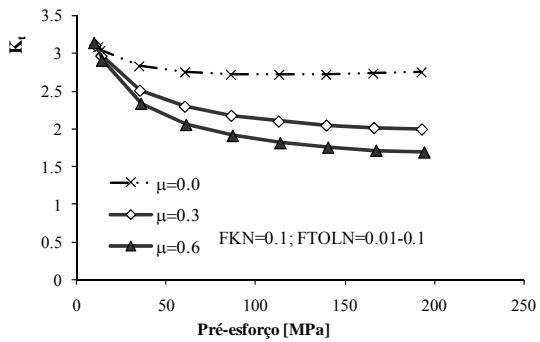
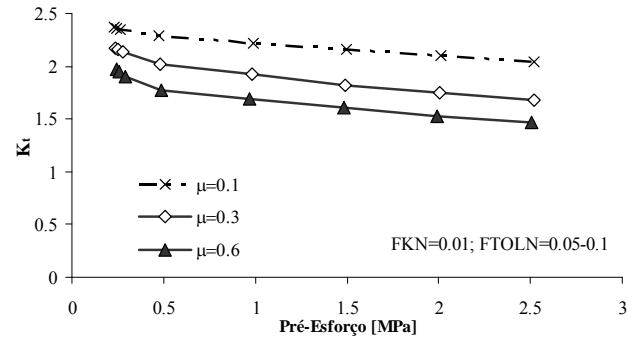
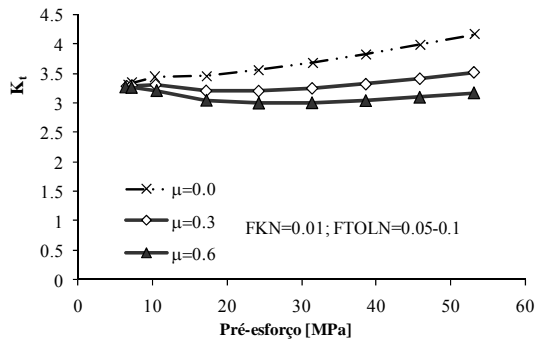
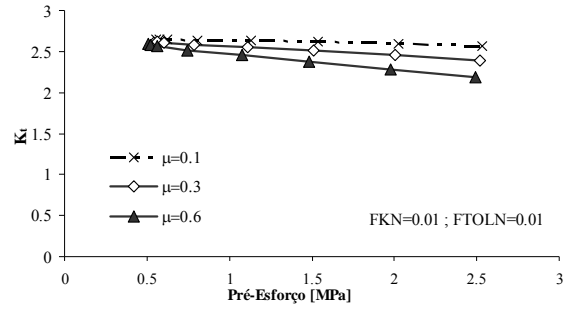
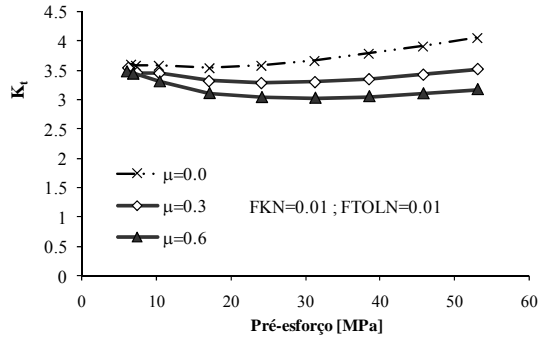
Um segundo modelo de elementos finitos alternativo foi construído usando elementos de casca. Elementos SOLID95 foram usados na modelação do rebite e elementos de casca SHELL63 foram usados na modelação das chapas da ligação. Elementos CONTA174, CONTA175 e TARGE170 foram usados na modelação do contacto entre os vários elementos da ligação.

Na Fig. 5 ilustra-se a malha de elementos finitos da ligação e o campo de tensões segundo a direcção do carregamento. Nesta figura apresenta-se o campo de tensões para  $\mu=0.3$ ,  $FKN=1.0$  e  $FTOLN=0.01/0.1$ .

### 3.1.4. Resultados para o $K_t$

Nas Figs. 6 e 7 representa-se a evolução

do  $K_t$  do modelo com elementos sólidos e de casca, respectivamente, em função do pré-esforço na ligação, coeficiente de atrito,  $FKN$  e  $FTOLN$ .  $FKN$  igual a 0.01 produz resultados fisicamente inconsistentes, pois o  $K_t$  deve decrescer monotonamente com o aumento do pré-esforço e do coeficiente de atrito. O valor de  $K_t$  deve tender para a unidade com o aumento do pré-esforço, logo  $FKN=1.0$  conduz a resultados consistentes, para valores de  $FTOLN$  na gama 0.01-0.1. Pelo exposto, serão usados, na previsão da resistência à fadiga, os parâmetros  $FKN=1.0$  e  $FTOLN=0.1$  (De Jesus et al. 2010). Será ainda adoptado um coeficiente de atrito  $\mu=0.3$ , por ser um valor plausível para o contacto aço-aço e por ser comum na literatura, na modelação de ligações rebitadas (Imam e Righiniotis 2007).



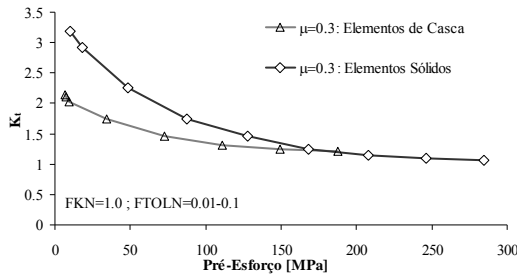
**Fig. 6** – Evolução do factor de concentração de tensões elástico do modelo com elementos sólidos, em função do pré-esforço, coeficiente de atrito e parâmetros do modelo de contacto, FKN e FTOLN.

**Fig. 7** – Evolução do factor de concentração de tensões elástico do modelo com elementos de casca em função do pré-esforço, coeficiente de atrito e parâmetros do modelo de contacto, FKN e FTOLN.

Na Fig. 8 comparam-se os resultados do  $K_t$  obtidos com o modelo com elementos sólidos e o modelo com elementos de casca, em função do pré-esforço. Pela observação do gráfico, verifica-se que os valores de  $K_t$  em função do pré-esforço tendem para a unidade. Para valores de pré-esforço inferiores a 150MPa, verifica-se que os valores

de  $K_t$  são mais elevados para o modelo com elementos sólidos.

Os valores numéricos de  $K_t$  utilizados para a modelação da iniciação de fenda foram de 2.35 e 3.28, respectivamente, para o modelo com elementos de casca e modelo com elementos sólidos. Estes valores correspondem a um valor de pré-esforço

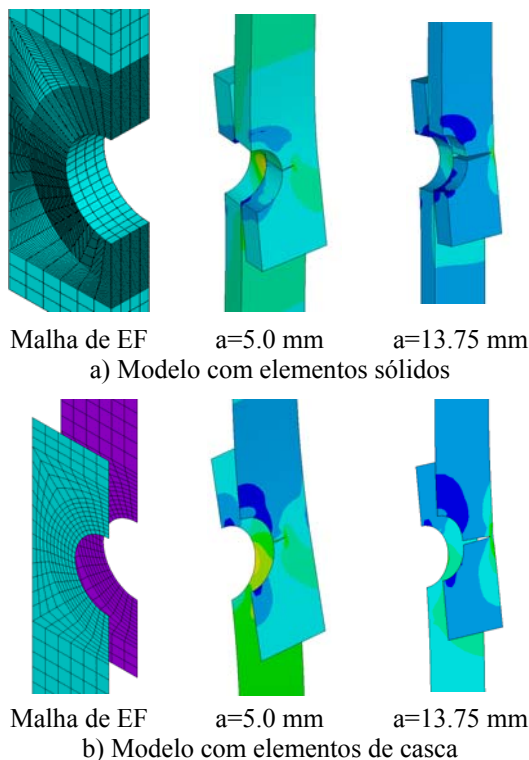


**Fig. 8** – Comparação das evoluções do factor elástico de concentração de tensões, em função do pré-esforço, resultantes da aplicação de modelos com elementos sólidos e elementos de casca.

desprezável, como é habitual considerar-se nas ligações rebatadas.

### 3.2 - Modelo com fendas para determinação do factor de intensidade de tensões

Com vista à simulação da fase de propagação de fendas, foram construídos modelos de elementos finitos da ligação com fendas a emanar do furo de uma placa, de forma simétrica, tendo em conta a geometria da Fig. 3. Na Fig. 9 ilustram-se

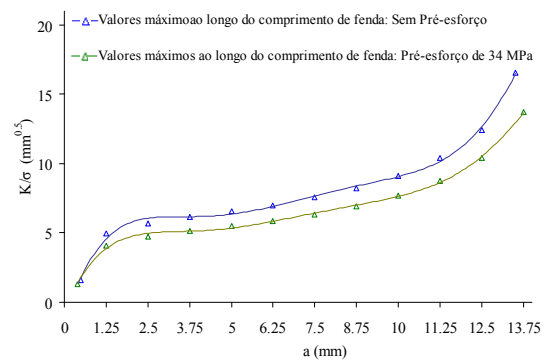


**Fig. 9** – Malhas de elementos finitos típicas e campos de tensões  $\sigma_y$  para diferentes comprimentos de fenda ( $\Delta T=0^\circ\text{C}$ ).

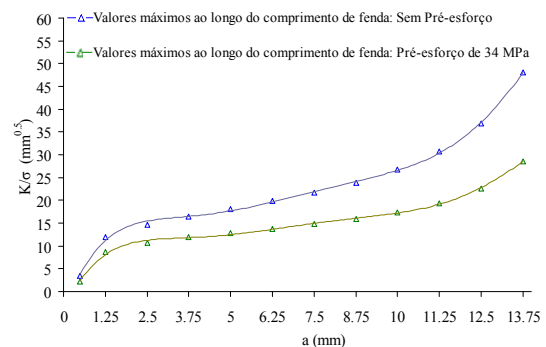
as malhas de elementos finitos para os modelos com elementos sólidos e de casca, e os seus respectivos campos de tensões, na direcção da carga (y), para os vários comprimentos de fenda, com a ausência de pré-esforço. Nas simulações de propagação de fendas foram usados os parâmetros  $FKN=1.0$ ,  $FTOLN=0.1$  e  $\mu=0.3$ .

Os factores de intensidade de tensões foram avaliados para os dois modelos propostos usando a técnica modificada do fecho de fenda virtual (Krueger 2002). Na Fig. 10 e 11 apresenta-se a evolução dos factores de intensidade de tensões normalizados com base da tensão nominal introduzida na Eq. (5), para o modelo com elementos sólidos e de casca, respectivamente. Nota-se uma redução dos factores de intensidade de tensões com o pré-esforço.

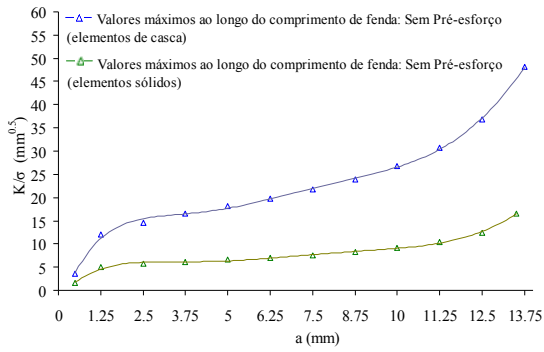
Na Fig. 12 apresenta-se a comparação da evolução dos factores de intensidade de tensões em função do comprimento de fen-



**Fig. 10** – Evolução dos factores de intensidade de tensões com o comprimento de fenda: elementos sólidos.



**Fig. 11** – Evolução dos factores de intensidade de tensões com o comprimento de fenda: elementos casca.



**Fig. 12** – Comparação da evolução dos factores de intensidade de tensões com o comprimento de fenda, na ausência de pré-esforço, entre os dois modelos de elementos finitos propostos.

da na ausência de pré-esforço, que foram avaliados para os dois modelos propostos usando a técnica modificada do fecho de fenda virtual (Krueger 2002). Com base nesta figura podemos observar que a evolução dos factores de intensidade de tensões em função do comprimento de fenda são mais elevados para o modelo com elementos de casca do que para o modelo com elementos sólidos.

#### 4 – RESULTADOS E DISCUSSÃO

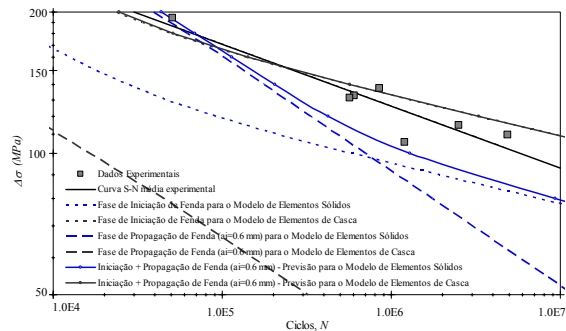
As Figs. 13 e 14 apresentam previsões da resistência à fadiga da ligação rebitada em estudo para os dois modelos de elementos finitos propostos. Em particular, são apresentados os resultados das previsões das fases de iniciação e propagação de fendas, assim como da vida total. As previsões realizadas tiveram em conta a influência do pré-esforço: foram realizadas simulações sem pré-esforço e com um pré-esforço de 34MPa. Considerou-se como critério de iniciação um comprimento de fenda de  $a_i=0.6$  mm.

Da análise das Figs. 13 e 14 constata-se que a fase de iniciação é relevante para o modelo proposto com elementos de casca, coincidindo praticamente com a previsão global (iniciação+propagação). A fase de propagação para o modelo de elementos de casca apresenta valores de vida relativamente baixos, fazendo com que esta tenha pouca influência na previsão global da vida à fadiga. A previsão global da curva S-N para o modelo de elementos de casca apresenta-se praticamente coincidente com

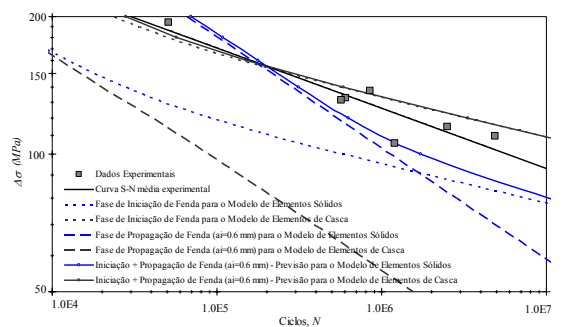
a curva S-N experimental.

As curvas de propagação para o modelo com elementos sólidos apresentam um declive superior à curva S-N experimental. Já a curva de iniciação para o modelo de elementos sólidos apresenta um declive muito próximo da curva S-N experimental.

As curvas S-N globais, previstas para a ausência de pré-esforço, apresentam uma aproximação muito satisfatória à curva S-N experimental. Verifica-se também que a fase de propagação é dominante para regimes de fadiga oligocíclica no modelo de elementos sólidos; já para o modelo de elementos de casca é a fase de iniciação dominante para regimes de fadiga de longa duração. É claro que apenas foi possível obter uma curva S-N global próxima da experimental para os dois modelos propostos graças à contabilização da fase de iniciação.



**Fig. 13** – Previsão da vida à fadiga para ligações rebitadas para os dois modelos propostos: FKN=1.0; FTOLN=0.1;  $\mu=0.3$  na ausência de pré-esforço.



**Fig. 14** – Previsão da vida à fadiga para ligações rebitadas para os dois modelos propostos: FKN=1.0; FTOLN=0.1;  $\mu=0.3$  para um pré-esforço de 34MPa.

A curva S-N global prevista com pré-esforço (34MPa) apresenta-se ligeiramente deslocada para cima, coincidindo praticamente com os resultados



experimentais, demonstrando o efeito benéfico do pré-esforço, mas para valores elevados de pré-esforço é excessivamente não conservadora. No entanto, fica evidente o efeito benéfico do pré-esforço no prolongamento da vida à fadiga.

## 5 – CONCLUSÕES

As principais conclusões do estudo apresentado resumem-se do modo seguinte:

- Os modelos de elementos finitos propostos construídos com elementos de contacto foram capazes de contabilizar convenientemente os efeitos locais do rebite.
- Da análise de resultados da evolução do factor de concentração de tensões em função do pré-esforço no rebite para os dois modelos propostos, constata-se que o parâmetro  $FKN=1.0$  conduz a resultados consistentes visto que se verifica uma redução monótona do  $K_t$  com o aumento do pré-esforço.
- A técnica modificada do fecho de fenda virtual manifestou ser uma técnica eficiente na determinação dos factores de intensidade de tensões, podendo ser aplicada como pós-processamento de resultados de modelo de elementos finitos.
- Os modelos de elementos finitos propostos, foram aplicados na demonstração dos efeitos benéficos na resistência à fadiga do pré-esforço nos rebites. As curvas S-N globais previstas com base nos dois modelos propostos para a ausência de pré-esforço apresentam uma aproximação muito satisfatória à curva S-N experimental. Com a presença de pré-esforço de 34MPa a previsão também é satisfatória, quando comparada com a curva S-N experimental. Mas quando se utiliza valores de pré-esforço elevados a previsão é excessivamente não conservadora.
- Os modelos propostos, baseados na estimativa independente da fase de

iniciação e propagação de fenda, revelaram previsões muito consistentes com os resultados experimentais disponíveis. O critério de iniciação baseado numa fenda de 0.6mm de profundidade demonstrou ser uma hipótese razoável e que se enquadra na gama usual estabelecida na literatura. Para o modelo de elementos de casca, a iniciação de fenda é dominante. Já para o modelo de elementos sólidos a fase de propagação é a fase dominante levando a uma compensação na previsão da vida global à fadiga.

## AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à FCT pelos meios financeiros disponibilizados através do projecto de investigação PTDC/EME-PME/78833/2006.

## REFERÊNCIAS

- Coffin, L.F. 1954. A study of the effects of the cyclic thermal stresses on a ductile metal. *Translations of the ASME*, 76, p. 931-950.
- Correia, J.A.F.O. 2008. Desenvolvimento de modelos de previsão da vida à fadiga de ligações rebitadas, 143 p., Tese de Mestrado, Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro.
- Correia, J.A.F.O., De Jesus, A.M.P., Figueiredo, M.V., Ribeiro, A.S., Fernandes, A.A. 2008. Fatigue assessment of riveted railway bridge connections. part I: Experimental investigations, P.J.S. Cruz, L. Simões da Silva e F. Schröter (eds), *Proceedings of the 7<sup>th</sup> International Conference on Steel Bridges*, Guimarães, Portugal, p. II:329-II:338.
- De Jesus, A.M.P., Correia J.A.F.O., Ribeiro, A.S., Figueiredo, M.V., Fernandes, A.A. 2008. Low-Cycle and Crack Growth Fatigue Data of a Steel from the Trezói Railway Riveted Bridge, R.F. Martins et al. (eds), *Proceedings of the 11<sup>th</sup> Portuguese Conference on Fracture*, Caparica, Portugal, p. 403-412.
- De Jesus, A.M.J. e Correia, J.A.F.O. 2008. Fatigue assessment of riveted railway bridge connections. part II: Numerical investigations, P.J.S. Cruz, L. Simões da Silva e F. Schröter (eds), *Proceedings of the*

- 7<sup>th</sup> International Conference on Steel Bridges, Guimarães, Portugal, p. II:339 - II:348.
- De Jesus, A.M.P., Pinto, H., Fernández-Canteli, A., Castillo, H. e Correia, J.A.F.O. 2010. Fatigue assessment of a riveted shear splice based on a probabilistic model, *International Journal of Fatigue*, 32, p. 453-462.
- Imam, B., Righiniotis, T.D. e Chryssanthopoulos, M.K. 2007. Numerical modelling of riveted railway bridge connections for fatigue evaluation, *Engineering Structures*, 29(11), p. 3071-3081.
- Jorge, R.N., Ribeiro, A.S., Jesus, A.M.P., Figueiredo, M., Tavares de Castro, P.M.S. e Fernandes, A.A. 2006. Ponte Eiffel - Viana do Castelo. Avaliação de Resultados de Programa Experimental. IDMEC - Pólo FEUP: Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, 44 p., relatório de investigação.
- Krueger, R. 2002. The virtual crack closure technique: history, approach and applications. Technical report, NASA/CR-2002-211628 ICASE Report N.º 2002-10, NASA Langley Research Center Hampton.
- Manson, S.S. 1954. Behaviour of materials under conditions of thermal stress, NACA TN-2933, National Advisory Committee for Aeronautics.
- Neuber, H. 1961. Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatic Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law, *Translations of the ASME, Journal of Applied Mechanics*, 28, p. 544-550.
- Paris, P. C. e Erdogan, F. 1963. A critical analysis of crack propagation laws, *Transactions of The ASME. Series E. Journal of Basic Engineering*, 85, p. 528-534.
- Ramberg, W. e Osgood, W.R. 1943. Description of stress-strain curves by three parameters, NACA Tech. Note No. 902.
- SAS - Swanson Analysis Systems Inc. 2008. ANSYS, Houston, Version 11.0.
- Silva, T. 2006. Ponte Trezói - Estudo do comportamento à fadiga de ligações rebitadas em pontes metálicas antigas. FEUP/DEMEGI. Relatório de projecto de fim de curso.