

## VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO DA LIGAÇÃO TIPO T-STUB SUJEITA A ACCÇÕES DE IMPACTO

### T-stub model under impact load – Numerical model validation

Ribeiro, J. <sup>1</sup>; Rigueiro, M.C. <sup>2</sup>; Santiago, A. <sup>1</sup>

<sup>1</sup> ISISE, Departamento de Eng.<sup>a</sup> Civil da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

<sup>2</sup> ISISE, Escola Superior de Tecnologia do Instituto Politécnico de Castelo Branco



#### RESUMO

*Este artigo apresenta a validação de um modelo numérico para o estudo da resposta dinâmica não-linear de T-stub's, desenvolvido com o software ABAQUS. O T-stub é usado no "método das componentes" para definição da resposta das componentes que mais contribuem para a ductilidade de ligações metálicas aparafusadas, nomeadamente a chapa de extremidade em flexão. O comportamento numérico do T-stub é validado recorrendo aos resultados obtidos em ensaios experimentais sob regime quase estático e também sob carregamentos dinâmicos de curta duração. Neste estudo são considerados T-stub's soldados com banzos de espessura 10 e 15 mm em aço S355 e parafusos de dimensão M20 e de classe 8.8. O modelo numérico inclui a representação dos efeitos de possíveis taxas de deformação elevadas, com base na caracterização do material a partir de testes de Split Hopkinson Bar em compressão com uma taxa de deformação de 600 s<sup>-1</sup>.*

#### ABSTRACT

*This article presents the validation of a finite element model developed to study the non-linear dynamic response of the T-stub model. The T-stub model is used in the "component method" to establish the behaviour of components contributing the most for a joint's ductility, namely the "end-plate" in bending. The numerical model is built with the software ABAQUS and validated against experimental tests under quasi-static and short transient dynamic loads. The study comprises welded T-stubs with flange thicknesses of 10 and 15 mm made of steel S355 and bolted with M20's class 8.8. The numerical model takes into account possible elevated strain rate effects according to material characterization performed with compressive Split Hopkinson Bar tests at 600 s<sup>-1</sup>.*

## 1 - INTRODUÇÃO

O dimensionamento estrutural para acções accidentais segue a norma EN 1991 Parte 1-7 (EN 1991-1-7). Nesta norma são propostas duas estratégias para evitar ou controlar os efeitos de acções accidentais: i) identificação destas acções através dos valores nominais dos carregamentos a considerar, e ii) garantia de robustez estrutural mínima para as acções não identificadas. Nesta última, é necessário garantir que a estrutura é capaz de desenvolver caminhos de descarga alternativos, limitando o dano à zona inicialmente afectada pela acção; este tipo de comportamento requer ligações estruturais com ductilidade elevada. Para edifícios metálicos, o dimensionamento das ligações em regime quase-estático é descrito na EN 1993 Parte 1-8 (EN 1993-1-8); no entanto, esta norma não fornece qualquer indicação para o dimensionamento de ligações solicitadas por acções accidentais, sendo assim necessário recorrer a análises numéricas morosas e complexas.

A análise de ligações é algo complexo e requer o adequado conhecimento de uma série de parâmetros, nomeadamente, a geometria dos elementos que a definem, as propriedades de contacto entre os diferentes elementos e a caracterização adequada do material. O estudo do comportamento das ligações iniciou-se nos anos 70 com a determinação da sua resistência e rigidez (Zoetemeijer, 1974); desde então, diversos estudos foram realizados, dando origem ao conhecido *método das componentes*, apresentado na norma EN 1993 Parte 1-8 (EN 1993-1-8). Actualmente, um dos principais interesses da investigação em ligações é a avaliação da sua ductilidade (Girão Coelho, 2008).

O comportamento de ligações sujeitas a carregamentos de impacto e explosões tem vindo a ser estudado pela comunidade científica. Sabuwala, Yim e Krauthammer, recorrendo a modelos de elementos finitos 3D, estudaram ligações do tipo WUF-B (ligação com banzos soldados e fin plate aparafusada na alma) sujeitas a diferentes

valores de carregamento de explosão, fazendo variar o tempo de aplicação entre os 5 e os 20 milissegundos e considerando diferentes magnitudes de força máxima (Sabuwala & Krauthammer, 2005). Com base nos resultados obtidos, os autores propuseram que a resistência da ligação seja avaliada a partir das suas características dinâmicas, nomeadamente, através de gráficos impulso-resistência (Yim, & Krauthammer, 2009a). De seguida, analisaram o comportamento global de estruturas sujeitas à acção de explosão; as ligações foram simuladas através de *elementos de ligação* que reproduziam o comportamento numérico anteriormente estudado, possibilitando a análise de caminhos de descarga alternativos, com esforço computacional mais reduzido; este estudo mostrou que resistência estrutural é sobrestimada quando se recorre a um comportamento rígido de ligações. Particularmente, o edifício de 10 pisos estudado colapsa caso perca o suporte de três colunas se as ligações forem simuladas detalhadamente; enquanto que, se as ligações forem nominalmente rígidas, o mesmo mantém a sua integridade após a remoção de cinco colunas (Yim, & Krauthammer, 2009b).

Recentemente, na Universidade de Sheffield têm-se desenvolvido estudos experimentais e numéricos em ligações com placa de extremidade de altura parcial e ligações com cantoneiras, sujeitas a diferentes cargas de impacto (Tyas *et al.*, 2012). Os resultados indicam que a rotura da ligação acontece por fractura da chapa junto à soldadura, tanto para carregamento estático como para carregamento dinâmico, no entanto, neste último caso, a rotação máxima na rotura é inferior.

## 2 - T-STUB

O modelo T-stub é usado para descrever a resposta das componentes responsáveis por conferir um comportamento dúctil à ligação, tais como, o *banzo da coluna em flexão* e a *chapa de extremidade em flexão*, identificadas na Fig. 1.

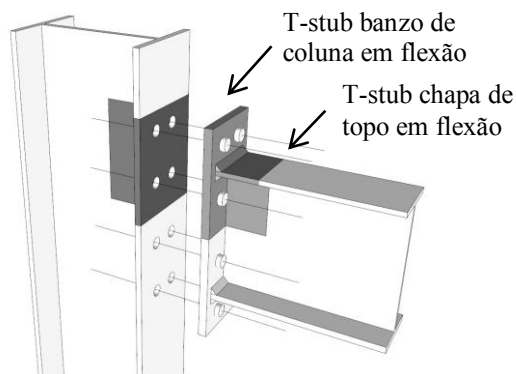


Fig. 1 – T-stubs numa ligação.

Nos últimos anos realizaram-se vários estudos sobre o modelo T-stub sujeito a carregamento estático. Refiram-se como exemplos, os trabalhos de Swanson e de Girão Coelho. Swanson (Swanson *et al.*, 2002), desenvolveu um modelo 3D de elementos finitos no *software* ABAQUS considerando a não linearidade material e geométrica, bem como a formulação do contacto entre elementos. O modelo foi devidamente validado com ensaios experimentais existentes na literatura; no entanto, atendendo ao custo computacional deste modelo 3D, ele foi simplificado por um outro modelo 2D, para averiguar a influência de parâmetros mais específicos, nomeadamente os efeitos da aplicação de pré-esforço nos parafusos. Os resultados mostraram que a rigidez inicial aumenta com o incremento do pré-esforço, mas que a carga última de rotura não é afectada.

Girão Coelho (Girão Coelho *et al.*, 2004) realizou ensaios experimentais e estudos numéricos em T-stubs soldados. O principal objectivo foi a avaliação das vantagens em dimensionar ligações semi-rígidas e com resistência parcial para pórticos de edifícios metálicos. Os resultados experimentais demonstraram que: i) a capacidade de deformação inicial depende da relação de resistência placa/ resistência parafuso e, ii) o colapso do T-stub é definido pela rotura frágil dos parafusos ou da soldadura, ou por fendilhação do banzo junto à zona da soldadura. Posteriormente os modelos de elementos finitos, realizados no *software* LUSAS (Girão Coelho *et al.*, 2006), evidenciaram um comportamento análogo ao

observado experimentalmente: i) na progressão dos modos de rotura, do modo 1 ao modo 3 (EN 1993-1-8), a resistência e a rigidez inicial aumentam, ao passo que a capacidade de deformação diminui; ii) a redução da distância entre linhas de rotura implica um comportamento mais rígido; e iii) o aumento da classe do aço do banzo não implica o incremento da rigidez da ligação, uma vez que o módulo de elasticidade permanece inalterado, mas aumenta a resistência do T-stub e eventualmente a rigidez pós-limite.

No presente artigo serão estudados T-stub soldados com 10 mm (T-10) e 15 mm (T-15) de espessura, aparafusados com parafusos M20 da classe (8.8) de rosca total. A geometria dos provetes é apresentada na Fig. 2a). Na Fig. 2b) apresenta-se a instalação de um provete T-15 preparado para um ensaio experimental; é possível observar a existência de um T-stub bastante rígido ( $t_f = 45$  mm) à direita, que serve de reacção, bem como o posicionamento dos deflectómetros para medição da deformação do T-stub.

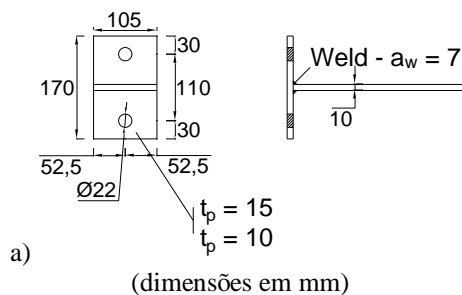


Fig. 2 – a) Geometria dos T-stubs testados; b) ensaio experimental de um T-stub.

### 3 - MODELO NUMÉRICO

#### 3.1 - Modelo numérico

O modelo numérico aqui apresentado tenta reproduzir os T-stubs ensaiados (Fig. 2); é composto por quatro partes (Fig. 3): i) T-stub

rígido; ii) T-stub a ser testado; iii) parafuso (cabeça e corpo numa única peça) e iv) chapa de aplicação de carga (também esta rígida). De modo a reduzir o tempo de cálculo, este modelo tem em conta a simetria do provete, reproduzindo apenas um quarto do T-stub: os deslocamentos nas direcções YY e ZZ encontram-se restringidos nas superfícies de simetria.

O contacto é definido entre as seguintes superfícies: i) a superfície inferior do banzo e o banzo do T-stub rígido, ii) o corpo do parafuso e a superfície do furo nos banzo, iii) a superfície superior do banzo e a cabeça de parafuso, e iv) as superfícies de aplicação do carregamento e o T-stub, já que devido à baixa penetração do cordão de soldadura as duas placas não se encontram necessariamente em contacto. A soldadura entre o banzo do T-stub e a placa de aplicação de carga é modelada com uma ligação do tipo *tie*. As condições de contacto na direcção normal são estabelecidas com a propriedade de "hard-contact" (permitindo a separação após o contacto); já na direcção tangencial, é assumido um coeficiente de atrito de 0,2, seguido a formulação "penalty".

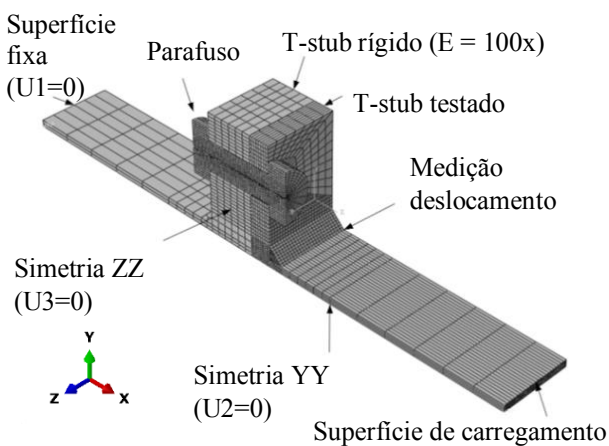


Fig. 3 – Modelo numérico, condições de fronteira e discretização da malha.

O modelo foi gerado com elementos sólidos do tipo C3D8R; é um elemento finito de integração reduzida (apenas 1 ponto de integração), diminuindo o tempo de cálculo ao mesmo tempo que controla o fenómeno de *hour-glass*. Este elemento permite comportamento geométrico e material não-linear. De um modo geral, considerou-se uma

malha estruturada com elementos prismáticos, com excepção da zona da solda, onde se recorreu a elementos de forma triangular.

### 3.2 - Caracterização do material

A modelação do comportamento do material é efectuada através da descrição multi-linear da curva tensão-extensão observada experimentalmente em ensaios de tracção uniaxial (Saraiva, 2012). Para o aço S355, os resultados médios sugerem: módulo de elasticidade,  $E = 205500$  MPa, tensão de cedência,  $f_y = 385$  MPa; tensão última,  $f_u = 588$  MPa. Para os parafusos M20, classe 8.8:  $E = 202500$  MPa,  $f_y = 684$  MPa e  $f_u = 1002$  MPa (Fig. 4). As propriedades do parafuso foram reduzidas de modo a ter em conta a sua área efectiva, dado que na modelação se adopta a sua geometria nominal. Para a soldadura, assume-se o mesmo material que o aço S355. Para estabelecer as superfícies de plastificação considera-se o critério de von Mises para materiais dúcteis.

De forma a ter em conta grandes deformações e deslocamentos, as relações tensão-extensão obtidas experimentalmente são introduzidas no modelo numérico na sua forma real: tensão-extensão reais do material (Fig. 4).

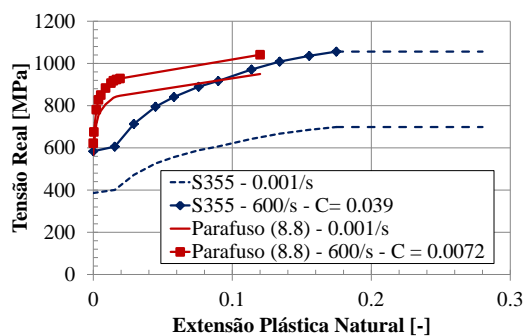


Fig. 4 – Relação constitutiva introduzida nos modelos em função da taxa de deformação.

### 3.3 - Resposta do material para taxas de deformação elevadas

O desenvolvimento de deformações a taxas elevadas altera a relação tensão-extensão do material. As variações da extensão em curtos períodos de tempo,  $d\epsilon/dt$  aumentam a tensão de cedência e a tensão última em aços macios. No âmbito do projecto *Impactfire*, este comportamento foi avaliado em provetes de

aço S355, através de ensaios *Split Hopkinson Bar Test* (SHBT) em compressão para taxas de deformação de  $600\text{s}^{-1}$ . Dos resultados obtidos (Fig. 5) verifica-se que a tensão de cedência e a tensão última aumentam em cerca de 50%, o módulo de elasticidade mantém-se inalterado e a extensão na rotura diminui.

Neste trabalho, o comportamento do material quando sujeito a taxas de deformação elevadas é tido em conta recorrendo ao 2º termo do modelo Johnson e Cook (Johnson & Cook, 1983). Este modelo é descrito pela seguinte equação:

$$\sigma_y = [A + B\varepsilon^n] \cdot [1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*] \cdot [1 - (T^*)^m]$$

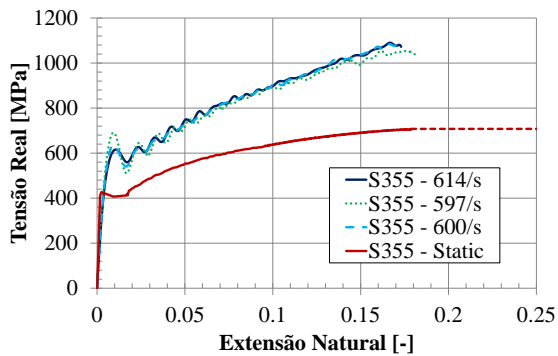


Fig. 5 – Relação constitutiva a taxas de deformação elevadas, aprox.  $600\text{ s}^{-1}$ , para S355, (Saraiva, 2012).

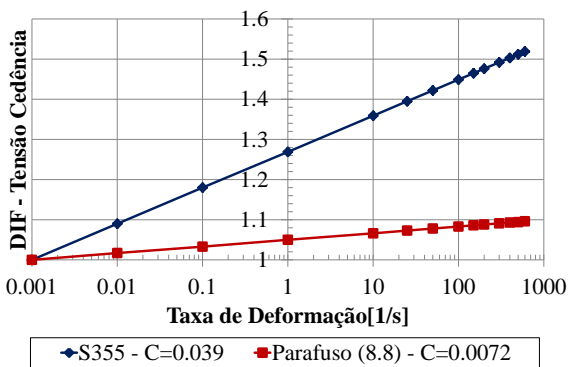


Fig. 6 – Factores de amplificação dinâmica (DIF) em função da taxa de deformação.

Cada um dos termos da equação permite descrever de forma independente o endurecimento, os efeitos de taxas de deformação elevada e os efeitos da temperatura. O valor de C referente ao aço S355 é então calculado de acordo com os resultados do ensaio SHBT ( $\dot{\varepsilon} = 600\text{ s}^{-1} \rightarrow \text{DIF} = 1.5$ ). Por outro lado, para o aço do parafuso, assume-se um factor de amplificação dinâmica (DIF) não superior a

10%, tal como sugerido em (McAllister, 2002) para aços de alta resistência sujeitos a taxas de deformação elevadas. Desta forma obtiveram-se os seguintes valores de C para a taxa de deformação de  $600\text{ s}^{-1}$ :  $C_{S355} = 0.039$  para o aço e  $C_{8.8} = 0.0072$  para o parafuso. Na Fig. 4 apresentam-se as relações tensão-extensão limites definidas para carregamentos estáticos e para as taxas de deformação elevadas ( $600\text{ s}^{-1}$ ); já a figura Fig. 6 apresenta a dependência do factor de amplificação dinâmica para valores intermédios de taxas de deformação.

### 3.4 - Critério de rotura

Elementos de aço com imperfeições desprezáveis solicitados por um carregamento estático seguem, geralmente, um mecanismo de fractura dúctil (Lemaitre, 1992). Na Fig. 7 representa-se esquematicamente a relação tensão-extensão, considerando a degradação progressiva das propriedades do material a partir de determinada extensão plástica,  $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$  (linha sólida). Esta fase de amolecimento do material é computada numericamente através da variável “Dano” (“Damage”), que irá corrigir a descrição do material introduzida (esquematicamente a tracejado) e simular a fase de perda de capacidade resistente do material, em simultâneo com a sinalização dos locais susceptíveis ao aparecimento de fendas.

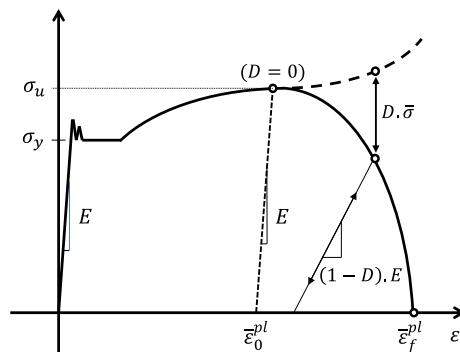


Fig. 7 – Relação tensão-extensão incluindo a degradação progressiva das propriedades (Abaqus, 2011).

Por outro lado, a consideração do “Dano” para descrição da fase de amolecimento do material permite que numericamente se eliminem elementos da malha quando estes atingem determinado nível de dano. Esta avaliação facilita a observação do modo de fractura e, no caso de ligações mais complexas, (com diversos parafusos, por exemplo),

evidencia a sequência do mecanismo de colapso da ligação após rotura localizada numa primeira zona.

De entre os vários critérios existentes na literatura para a iniciação e propagação de dano, o *software* ABAQUS (Abaqus, 2011) tem implementado a formulação desenvolvida por Hooputra e co-autores (Hooputra *et al.*, 2004). Esta formulação distingue dois modos de fractura: i) fractura dúctil devido à formação, crescimento e agrupamento de vazios; e ii) fractura por corte. No presente modelo numérico apenas se implementa o critério de fractura dúctil.

A fractura dúctil assume que a extensão plástica equivalente para o início do dano,  $\bar{\epsilon}_0^{pl}$  é dependente do estado de tensão triaxial no elemento. No modelo apresentado neste artigo, a dependência da extensão plástica equivalente, para a iniciação do dano com o estado tensão triaxial, é estabelecida com base na dependência formulada por Hooputra (Hooputra *et al.*, 2004) e na calibração com os modos de rotura observados experimentalmente.

#### 4 - RESPOSTA DO T-STUB SOB CARREGAMENTO ESTÁTICO

O modelo numérico é validado para carregamento quase-estático com resultados experimentais obtidos por (Barata *et al.*, 2013). Para cada espessura de T-stub realizaram-se dois ensaios: T-xx-Test#1 e T-xx-Test#2. A comparação das curvas força-deslocamento obtidas numérica e experimentalmente para ambos os T-stubs (T-10 e T-15) apresenta-se na Fig. 8. Pode observar-se que a resposta numérica permite estimar o comportamento não-linear de ambos os T-stubs até à rotura com a precisão adequada.

A rotura prevista nos modelos numéricos é a fractura pelo parafuso (Fig. 9), na qual os elementos com dano igual a 1 ( $D = 1$ ) foram eliminados da malha causando a divisão do parafuso em dois corpos distintos. Também se observa que o dano no T-stub junto à soldadura é mais elevado no modelo T-10 do

que no T-15, consistentemente com o que foi observado nos ensaios experimentais, já que no provete T-10 se observou o aparecimento de fendas junto da zona termicamente afectada antes da rotura pelo parafuso. Os marcadores triangulares na Fig. 8 identificam o último incremento antes que qualquer dano seja detectado no parafuso.

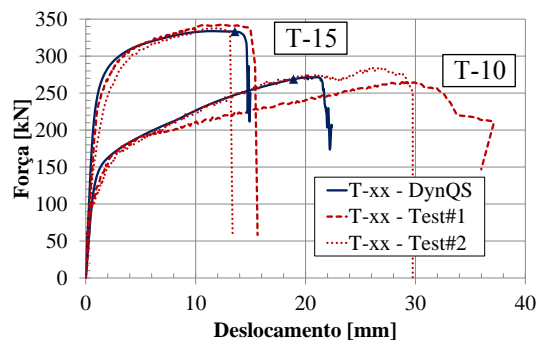


Fig. 8 – Curvas força-deslocamento sob carregamento estático: Numérico Vs. Experimental.

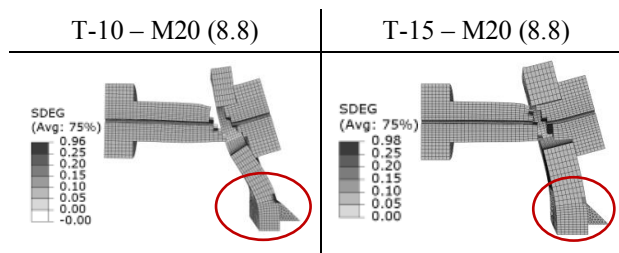


Fig. 9 – Rotura modelos numéricos sob carregamento estático.

#### 5 - RESPOSTA DO T-STUB SOB CARREGAMENTO DINÂMICO

##### 5.1 - Carregamento

A validação do modelo numérico quando sujeito a carregamentos dinâmicos é efectuada com os T-stubs ensaiados nestas condições (Barata *et al.*, 2014): dois testes no modelo T-10 (um com pressão igual a 120 Bar e outro com 160 Bar) e três testes no modelo T-15 (dois com pressão de 185 Bar e um com 240 Bar); nos casos em que experimentalmente se aplicaram carregamentos sucessivos, apenas se analisa o primeiro impacto para o modelo numérico. A simulação destes carregamentos nos modelos numéricos é feita a partir das curvas tempo-deslocamento medidas em cada ensaio. Simplificadamente, aplica-se a variação do deslocamento ao longo do tempo como condição de fronteira na “*superfície de carregamento*” (Fig. 3), e são medidas as

forças de reacção na “superfície fixa”. Os campos de deslocamentos acontecem em aproximadamente 80 milissegundos para o T-10 e entre 40 a 60 milissegundos para o T-15 (Fig. 10).

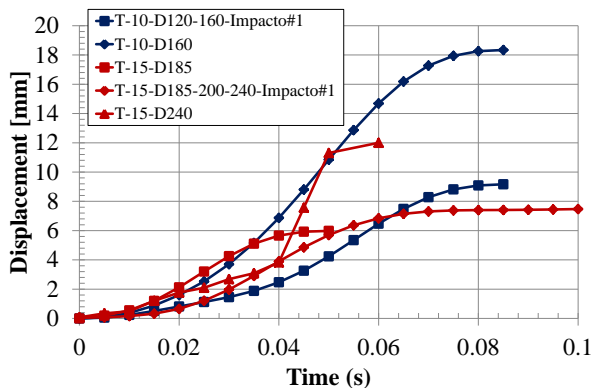


Fig. 10 – Deslocamentos medidos experimentalmente em de cada T-stub, e aplicados como condição de fronteira no modelo numérico.

## 5.2 - Resultados & Discussão

A comparação das respostas medidas experimentalmente (*tracejado*) com as obtidas numericamente (*linha a cheio*) (T-10 - Fig. 11 e T-15 - Fig. 12) mostram uma boa correspondência entre si, pelo que se considera que o modelo é adequado para representar o comportamento não-linear de T-stubs sujeitos a carregamentos dinâmicos de curta duração (*vermelho e azul*).

Da comparação das repostas, verifica-se que os T-stubs, quando sujeitos a carregamentos de impacto, vêem a sua capacidade resistente aumentar devido aos efeitos de taxas de deformação elevadas no material. Isto permite que se atinjam valores de carga superiores às atingidas para o carregamento estático, para níveis de deformação inferiores.

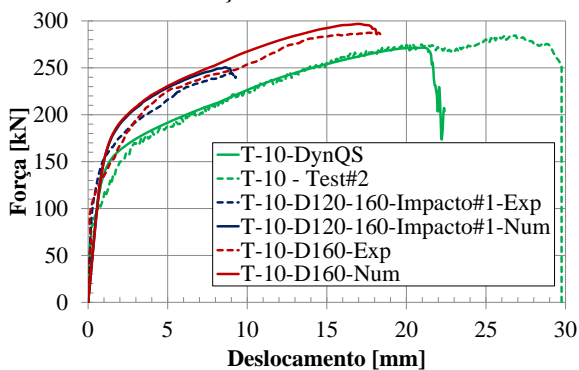


Fig. 11 – Resposta F- $\delta$  T-10 - Experimental Vs. Numérico.

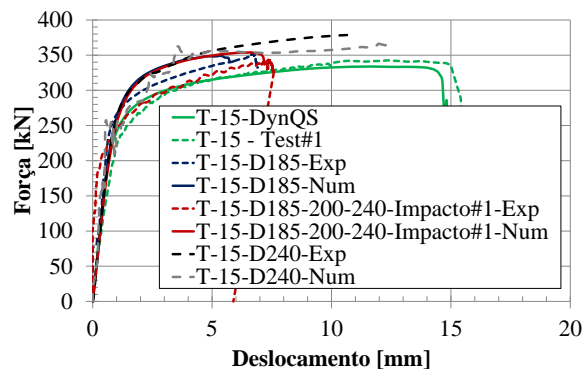


Fig. 12 – Resposta F- $\delta$  T-15 - Experimental Vs. Numérico.

### 5.2.1 Discussão – Modelo T-10

Com base nos resultados numéricos do modelo T-10 é possível verificar que quando sujeitos a carregamentos dinâmicos, os T-stubs mantêm a rigidez inicial ( $k_{i(T-10)} = 180 \text{ kN/mm}$ ) e apresentam um incremento da resistência plástica de + 21% em comparação com a obtida para carregamentos estáticos (Fig. 13).

A Fig. 14 ilustra a taxa de deformação no modelo T-10 no instante da zona de transição plástica (assinalado com o marcador verde na Fig. 13); verifica-se que a taxa de deformação varia entre os valores  $1\text{s}^{-1}$  e  $3\text{s}^{-1}$ , o que corresponde a factores de amplificação dinâmica (DIF) de 1,27 a 1,31 (Fig. 6). O facto de estes factores serem idênticos leva a que as respostas T-10-120 Bar e T-10-160 Bar sejam em tudo semelhantes, com excepção do nível de deslocamento final.

Para um instante de tempo perto do final da análise (aproximadamente  $\delta = 18 \text{ mm}$ ), a Fig. 15 apresenta as extensões plásticas equivalentes para o modelo de 160 Bar (T-10-160); verifica-se que para o carregamento quase-estático se desenvolvem duas rótulas plásticas, uma junto à soldadura e outra junto ao parafuso (consistente com o modo de plastificação previsto no EC3-Parte 1.8: Modo 1); no entanto, para o caso dinâmico esta segunda rótula encontra-se menos desenvolvida, sendo requisitada maior extensão no parafuso para se atingir o mesmo nível de deformação.

Uma vez que o parafuso apresenta um DIF máximo ( $\text{DIF}_{\text{parafuso}} = 1.1$ ) inferior ao que se observa no banzo ( $\text{DIF}_{\text{flange}} \approx 1.3$ ), o

# VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO DA LIGAÇÃO TIPO T-STUB SUJEITA A ACÇÕES DE IMPACTO

desenvolvimento rápido de extensões e a sua influência no aumento da resistência do material, aumenta o rácio *resistência da chapa / resistência do parafuso*, e consequentemente conduz a modos plásticos menos dúcteis.

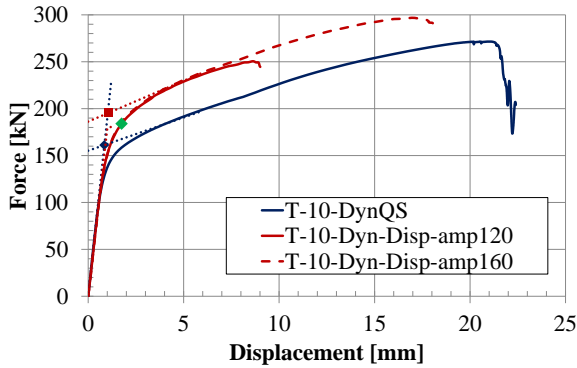


Fig. 13 – Repostas numéricas, T-10, Quase-estático Vs. Dinâmico de 120 e 160 Bar.

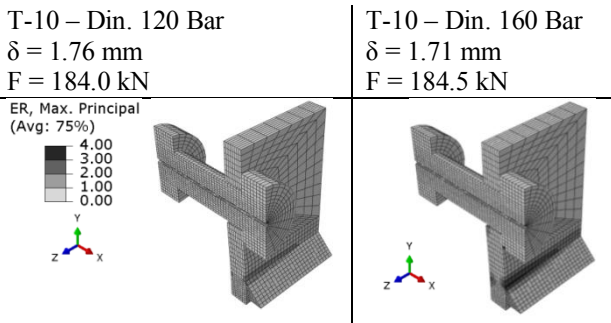


Fig. 14 – Taxa de deformação no instante da plastificação para T-10 sujeito a 120 e 160 Bar.

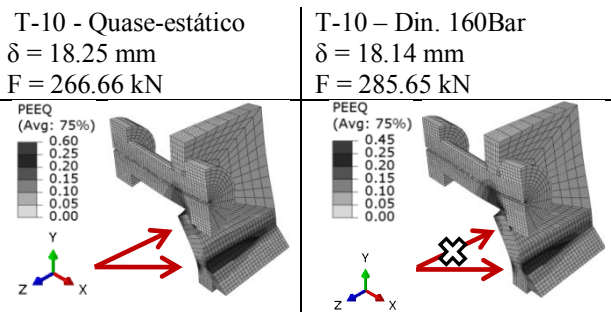


Fig. 15 – Padrões de extensões plásticas equivalentes (PEEQ) no modelo T-10 [-]: a) Quase-estático Vs. b) Dinâmico 160 Bar.

## 5.2.2 Discussão – Modelo T-15

A Fig. 16 apresenta o comportamento do provete T-15 sujeito aos diferentes carregamentos: quase-estático e dinâmicos de 185 e 240 Bar. Não se observa a rotura do provete em nenhum dos modelos numéricos,

apesar de experimentalmente o carregamento de 240 Bar ter provocado a rotura pelo parafuso. Mais uma vez é possível verificar que a rigidez inicial não é alterada e que existe um incremento da resistência plástica: +8% (menor que os +21% observados para o T-10). Verifica-se ainda que o comportamento para os diferentes carregamentos dinâmicos é em tudo semelhante, com exceção do nível de deslocamento final.

Da análise do padrão da taxa de deformação para um instante da transição elasto-plástica do T-15 (Fig. 17) verifica-se que a taxa de deformação no parafuso é superior aquela que foi observada para o T-10, em oposição ao que acontece no banzo. Este comportamento inibe que T-Stubs menos dúcteis, cuja resposta é mais condicionada pelo parafuso, tirem proveito do incremento da capacidade resistente do aço macio do banzo (mais susceptível aos efeitos de taxas de deformação elevadas).

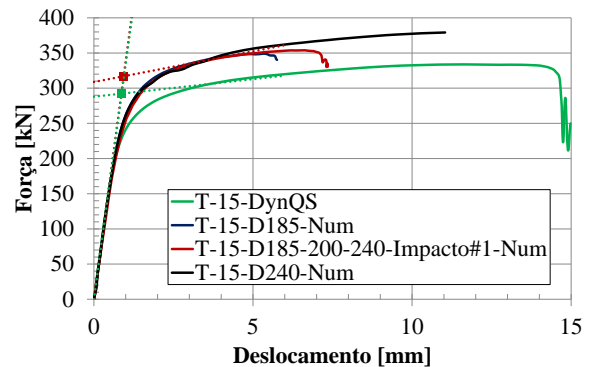


Fig. 16 – Respostas numéricas, T-15, Quase-estático Vs. Dinâmico de 185 Bar (x2) e 240 Bar.

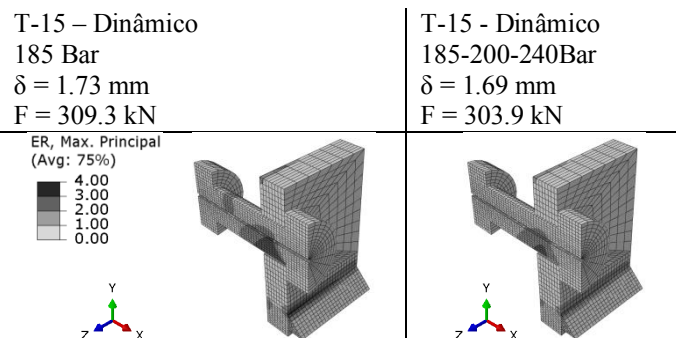


Fig. 17 – Padrões de extensões plásticas equivalentes (PEEQ) [-] – T-15 Dinâmicos 185 Bar.

## 6 - CONCLUSÕES

O trabalho apresentado neste artigo discute a validação de um modelo numérico de uma ligação T-stub. Pela sua menor complexidade, o modelo T-stub permite estudar de forma simplificada os efeitos de carregamentos de impacto na resistência e ductilidade de ligações.

O modelo numérico é validado com ensaios experimentais em T-stubs soldados de 10 e 15 mm de espessura, submetidos a carregamentos quase-estáticos e a carregamentos dinâmicos de impacto. A comparação de resultados com ensaios experimentais mostra que o modelo Johnson-Cook, que descreve a resistência do material para diferentes taxas de deformação, é adequado para estudo do comportamento de ligações sujeitas a carregamentos de impacto.

Da análise dos resultados numéricos verifica-se que quando sujeitos a carregamentos dinâmicos os T-stubs mantêm a rigidez inicial observada nos carregamentos estáticos, revelando um incremento da capacidade resistente plástica devido ao rápido desenvolvimento de extensões e consequente aumento da resistência do material.

Uma vez que T-stubs com banzos de menor espessura (menor rigidez) desenvolvem maiores extensões, e o material do banzo é mais susceptível aos efeitos de taxas de deformação, podendo aumentar a sua resistência até 1,5 vezes, ( $DIF_{Max,flange} = 1,5$  vs.  $DIF_{Max,Parafuso} = 1,1$ ), o aumento da taxa de deformação pode conduzir ao aumento do rácio *resistência da chapa / resistência do parafuso*, o que invariavelmente é acompanhado dum comportamento menos dúctil.

## AGRADECIMENTOS

Agradece-se o apoio financeiro concedido pelo Ministério da Educação e da Ciência (*Fundação para a Ciência e a Tecnologia*) através do projecto *PTDC/ECM/110807/2009*.

## REFERÊNCIAS

- (Abaqus, 2011) Abaqus Theory Manual & Users Manuals, v.6.11, Hibbit, Karlsson and Sorensen, Inc. USA, 2011.
- (Barata *et al.*, 2013) Barata, P., Santiago, S., & Rodrigues, J.P., (June 2013), Experimental behaviour of t-stub joint component at elevated temperatures. *2º Cislaci, Coimbra, Portugal*, (pp. 345-354).
- (Barata *et al.*, 2014) Barata, P., Santiago, S., Rigueiro, C., & Rodrigues, J.P., “Avaliação experimental do comportamento de T-stubs sujeitos a ações de impacto”, 9º CNME, Aveiro (submetido)
- (Chang *et al.*, 2011) Chang, L., Hai, T. K., Ching, F. T., Tyas, A., “Numerical simulation of steel bolted beam-column connections subject to dynamic loading”, *Journal of Applied Mechanics and Materials*, vol. 82, 314-319, 2011.
- (EN 1991-1-7) CEN, Eurocode 1: Actions on structures. Part 1-7, General actions - Accidental actions, Brussels: European Committee for Standardization, 2006.
- (EN 1993-1-8) CEN, Eurocode 3: Design of steel structures part 1-8: Design of joints, Brussels: European Committee for Standardization, 2005.
- (Girão Coelho *et al.*, 2004) Girão Coelho, A. M., Bijlaard, F., Gresnigt, N., and Simões da Silva, L. 2004. “Experimental assessment of the behaviour of bolted T-stub connections made up of welded plates.” *J. Constr. Steel Res.*, 60, 269–311.
- (Girão Coelho *et al.*, 2006) Girão Coelho, A. M., Bijlaard, F., Gresnigt, N., and Simões da Silva, L. 2006. “Finite-element modeling of the nonlinear behavior of bolted T-Stub connections” *J. Struct. Eng. ASCE*, June 2006, 918–928.
- (Girão Coelho, 2008) Girão, A., “Rotation capacity of partial strength steel joints with three-dimensional finite element approach”, *Computers and Structures*, vol. 116, 88-97, 2013.
- (Hooputra *et al.*, 2004) Hooputra, H., H. Gese, H. Dell, H. Werner, “A Comprehensive Failure Model for Crashworthiness Simulation of Aluminium Extrusions”, *International Journal of Crashworthiness*, vol. 9, no.5, pp. 449–464, 2004.

VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO DA LIGAÇÃO TIPO T-STUB  
SUJEITA A ACÇÕES DE IMPACTO

- (Johnson & Cook, 1983) G.R. Johnson, W.H. Cook, “A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures”, Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, The Hague, The Netherlands, pp. 541-547, 1983.
- (Lemaitre, 1992) Lemaitre J., A course on damage mechanics. Berlin/Heidelberg: Springer-Verlag; 1992.
- (McAllister, 2002) McAllister, T., “World Trade Center building performance study: data collection, preliminary observations and recommendations”, Federal Insurance and Mitigation Administration, Washington, D.C., FEMA Region II, New York, 2002.
- (Sabuwala & Krauthammer, 2005) Sabuwala, T., Linzell, D., Krauthammer, T., “Finite element analysis of steel beam to column connections subjected to blast loads”, International Journal of Impact Engineering, vol. 31, 861-876, 2005.
- (Saraiva, 2012) Saraiva, E., “Variação das propriedades mecânicas do aço relacionadas com problemas de impacto em estruturas”, Tese Mestrado Integrado Universidade de Coimbra, 2012.
- (Swanson *et al.*, 2002) Hooputra, H., H. Gese, H. Dell, H. We ) Swanson, J.A., D.S. Kokan, and R.T. Leon, “Advanced finite element modeling of bolted T-stub connection components.” Journal of Constructional Steel Research, no.58, p. 1015-1031, 2002.
- (Tyas *et al.*, 2012) Tyas, A., Warrem, J. A., Davison J.B., Stoddart E.P., and Hindle, A., “Dynamic tests of semi-rigid beam-column connections”, in Proceedings of the COSTC26 International Conference on Urban Habitat Constructions under Catastrophic Events, Naples, 2010.
- (Yim, & Krauthammer, 2009a) Yim, H. C., Krauthammer, T., “Load impulse characterization for steel connection”, International Journal of Impact Engineering, vol. 36, pp. 737-745, 2009.
- (Yim, & Krauthammer, 2009b) Yim, H. C., Krauthammer, T., “Effects of connections behavior on progressive collapse of steel moment frames”, ISIEMS 13, Bruehl, Germany, , May 2009.
- (Zoetemeijer, 1974) Zoetemeijer, P., (1974). A design method for the tension side of statically-loaded, bolted beam-to-column joints. Heron, 20(1), 1-59.