



IX CONGRESSO DE
Construção Metálica
e Mista & I CONGRESSO
LUSO-BRASILEIRO DE
Construção Metálica Sustentável

ANÁLISE DINÂMICA NÃO LINEAR DE LIGAÇÕES VIGA-PILAR APARAFUSADAS COM PLACA DE EXTREMIDADE

João Ribeiro^{a,*}, Aldina Santiago^b e Constança Rigueiro^c

^{a,b} *ISISE, Departamento de Eng.^a Civil da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra*
^c *ISISE, Escola Superior de Tecnologia do Instituto Politécnico de Castelo Branco*

Resumo. O presente artigo apresenta uma avaliação numérica do comportamento de ligações aparafusadas com placa de extremidade, sujeitas a carregamentos de impacto. O modelo numérico foi previamente validado com os resultados de ensaios experimentais das mesmas ligações quando sujeitas a carregamentos estáticos. Este modelo foi desenvolvido no *software* ABAQUS, recorrendo a algoritmos de integração directa para a determinação da resposta da ligação quando solicitada por uma força instantânea. Dos resultados obtidos, concluiu-se que a ligação estudada quando sujeita a carregamentos dinâmicos apresenta uma maior capacidade resistente e que o seu modo de rotura tende para modos de roturas com menor ductilidade.

1. Introdução

O dimensionamento estrutural tendo em conta acções acidentais segue a norma EN 1991 Parte 1-7 [1]; esta norma propõe duas estratégias para evitar ou controlar os efeitos das acções acidentais: i) identificação das acções acidentais, definindo valores nominais de carregamentos a considerar para determinados casos de estudo e ii) estratégia para garantir a robustez estrutural mínima. Nesta última, é necessário garantir a capacidade da estrutura em 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 é descrito na EN 1993 Parte 1-8 [2]; no entanto, esta norma não fornece indicações para quantificar o comportamento de ligações num regime pós-limite, sem recorrer a análises numéricas morosas e complexas. Na definição de caminhos de descarga alternativos, necessários para assegurar a robustez estrutural (EN 1991 Parte 1-7), o comportamento pós-limite das ligações é fundamental.

1.1. Comportamento de ligações

O comportamento das ligações é algo complexo e requer o adequado conhecimento de uma série de parâmetros: a geometria da ligação e dos elementos que a define; o comportamento do material (fenómenos de endurecimento e plasticidade); os contactos entre os diferentes elementos; o nível de tensões e extensões na rotura, entre outros. O estudo do comportamento das ligações, iniciado nos anos 70, tem apresentado desenvolvimentos consideráveis, inicialmente dedicados à determinação da resistência e rigidez e posteriormente à avaliação da ductilidade [3].

Actualmente, o dimensionamento de ligações metálicas é efectuado de acordo com o método estabelecido na norma EN 1993 Parte 1-8 [2], método das componentes. Este método requer a caracterização precisa para cada componente: rigidez, resistência e ductilidade, obtida através de expressões analíticas ou de ensaios experimentais, [4]. Numa ligação viga-pilar com placa de extremidade aparafusada, as componentes a considerar são: i) alma da coluna ao corte; ii) alma da coluna em compressão transversal; iii) alma da coluna em tracção; iv) banzo da coluna em flexão; v) chapa de extremidade em flexão; vi) banzo e alma da viga em compressão; vii) alma da viga em tracção e viii) parafusos em tracção, ver Fig. 1.

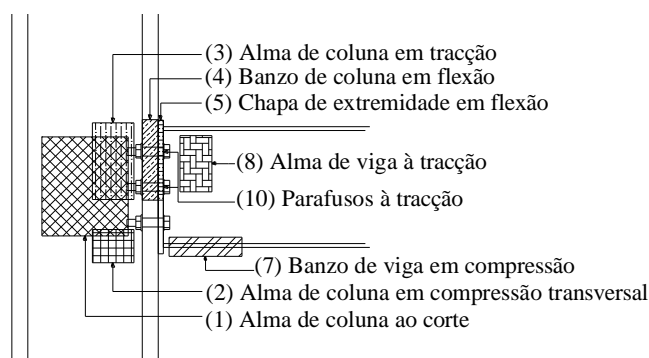


Fig. 1: Componentes activas numa ligação viga pilar de acordo com EN 1993-1-8

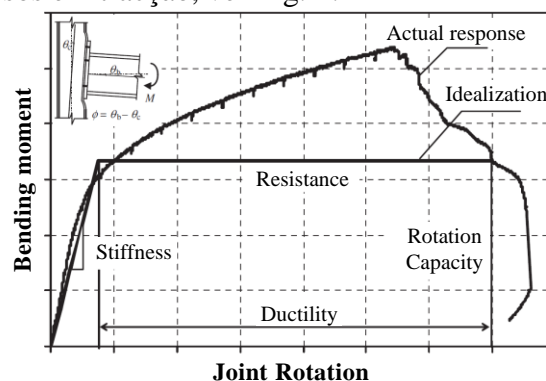


Fig. 2: Curva momento-rotação da resposta de ligações [5]

No âmbito desta metodologia encontram-se especificadas em [2] as características de resistência e rigidez de vinte e uma componentes, permitindo assim o dimensionamento de um largo espectro de configurações de ligações tipo: viga/coluna; viga/viga e bases de colunas sob carregamentos estáticos. Se por um lado o método das componentes permite o cálculo da rigidez e da resistência com relativa facilidade, quantificar a ductilidade e o comportamento pós-limite, essenciais ao estabelecer a resistência estrutural última, já não o é. Em Girão Coelho [5] são apresentadas as relações existentes entre a configuração geométrica do nó viga/coluna e a capacidade de rotação, ver Fig.2.

1.2. Estudos realizados em ligações sujeitas a carregamentos de impacto

Nestas últimas décadas, alguns investigadores têm dado especial importância ao comportamento de estruturas sujeitas a acções acidentais como sejam explosões e impactos. Sabuwala e co-autores [6] desenvolveram um modelo de elementos finitos 3D de modo a avaliar o comportamento de ligações rígidas sujeitas a explosões. A caracterização da explosão foi efectuada recorrendo aos *softwares* Shock e Frang; a influência de taxas de deformação elevadas foi tida em conta com base em factores de amplificação dinâmicos (DIF) recomendados pela norma TM5-1300. Daryan e co-autores [7] realizaram um estudo numérico similar numa ligação de cantoneiras de alma e banzo sujeita a acções de explosão. Ambos os estudos

evidenciaram a necessidade de utilizar critérios baseados na rotação e na resistência dos elementos estruturais.

Yim e Krauthammer [8], recorrendo a modelos de elementos finitos 3D, estudaram ligações WUF-B (ligação de fin plate aparafusada na alma e banzos soldados) sujeitas a diferentes valores de explosão: vários valores de força com diferentes tempos de aplicação, entre os 5 e os 20 ms. Os autores propuseram que a resistência da ligação seja avaliada tendo em conta as suas características dinâmicas, nomeadamente através de gráficos impulso-resistência. De seguida utilizaram modelos simplificados na análise de sistemas porticados sujeitos à acção de explosão onde o comportamento das ligações foi simulado através dum elemento de ligação, cujas propriedades correspondiam ao observado no estudo numérico. Tanto os resultados estáticos como os dinâmicos apresentaram boas correlações, com um esforço computacional mais reduzido.

Recentemente, a Universidade de Sheffield tem desenvolvido estudos numéricos e experimentais em ligações rotuladas, com placa de extremidade e com cantoneiras, sujeitas a diferentes cargas de impacto [9] e [10]. O efeito de taxas de deformação elevadas nos perfis e chapas foi tido em conta utilizando a equação de Cowper-Symonds, ao passo que para os parafusos assumiram o factor DIF igual a 1,1. Acções de impulso foram aplicadas em cerca de 50 ms. O tipo de rotura observado na ligação de placa de extremidade, quer sujeita a carregamento estático ou dinâmico, é na placa junto à soldadura, no entanto aquando da aplicação da acção dinâmica a rotura dá-se para um nível de rotação inferior. Complementarmente em [11] é desenvolvido um modelo analítico para ligações rotuladas para aplicação no método das componentes.

2. Modelo estrutural-Ensaio experimentais

No âmbito do projecto *Impactfire*, encontram-se em curso uma série de ensaios experimentais em ligações metálicas viga-pilar à escala real; para tal, foi desenvolvido um sistema de ensaio para aplicação de carregamentos monotónicos e de impacto. Este sistema desenvolve-se segundo a horizontal sobre duas vigas longitudinais rígidas (HEB 500) ancoradas à laje rígida, e por vigas transversais IPE 400 e HEB 600, tal como ilustrado nas Fig. 3 (vista de topo) e Fig. 4 (vista em alçado).

A solicitação da ligação é concretizada pela aplicação do carregamento excêntrico sobre um elemento rígido (HEM 340), cuja rotação e translação livres são impedidas pela ligação em teste. O carregamento monotónico é aplicado por um actuador em controlo por deslocamentos à taxa de 0,02 mm/s, enquanto que o carregamento de impacto é aplicado por uma câmara de pressurização de gás que, quando libertado, acelera um cilindro com aproximadamente 50 kg fazendo-o colidir com o elemento rígido (HEM 340).

A geometria das ligações avaliadas neste artigo é apresentada na Fig. 5; A ligação do perfil IPE 300 ao HEM 340 é definida através de uma placa de extremidade (10 e 15 mm) soldada ao perfil IPE 300 e aparafusada ao perfil HEM 340 com parafusos M20, classe 8.8. Os elementos de aço são da classe S355.

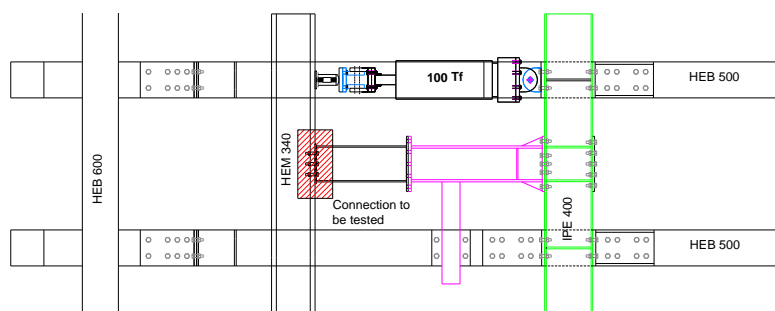


Fig. 3: Vista de topo do sistema de ensaio

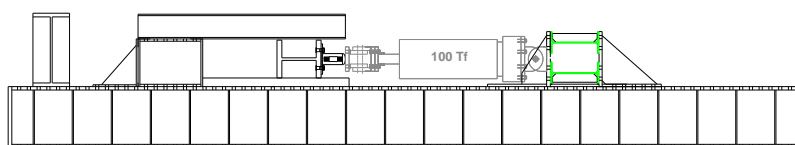


Fig. 4: Vista de alçado do sistema de ensaio

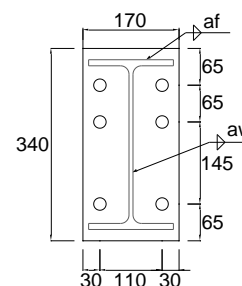


Fig. 5: Geometria da ligação

3. Modelo numérico

3.1. Descrição do modelo numérico

O modelo numérico desenvolvido no *software* ABAQUS [12] pretende reproduzir o ensaio experimental da forma mais fiel possível; foram incluídas todas as características geométricas e materiais dos perfis e elementos da ligação referenciados na Fig. 5.

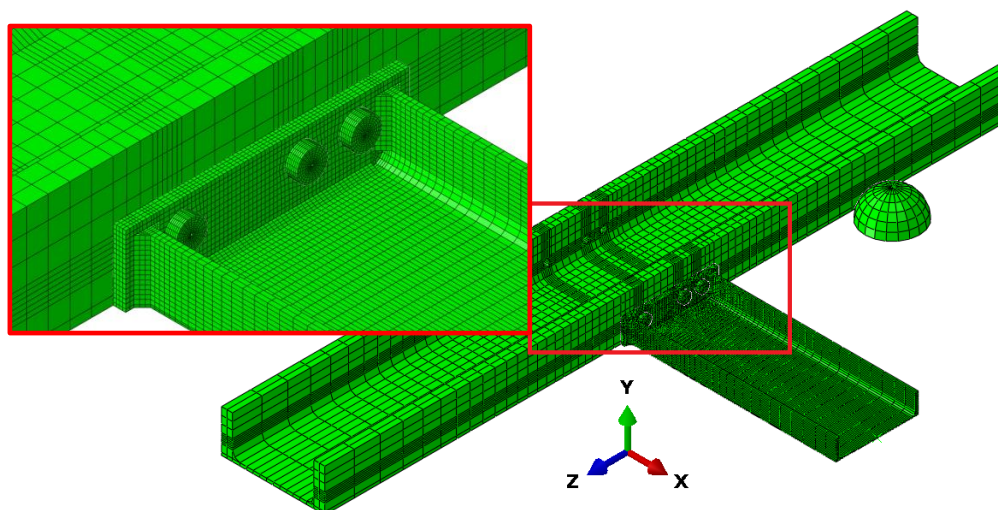


Fig. 6: Modelo numérico com pormenor da ligação e discretização da malha de elementos finitos

O modelo, Fig. 6, é construído com elementos sólidos tetraédricos C3D8R. Tendo em consideração a simetria existente no plano perpendicular ao eixo yy , apenas se simula metade da geometria dos elementos. Desta forma, são requeridas as seguintes condições de fronteira: i) bloqueio dos deslocamentos segundo a direção yy na superfície de simetria e, ii) bloqueio dos deslocamentos e rotações nas direções xx , yy e zz no extremo do perfil IPE 300. Na zona da ligação, onde são esperados maiores gradientes de tensões, recorre-se a uma malha de elementos mais fina, com cerca de 3 mm lado, assegurando sempre um mínimo de 4 elementos para a discretização da espessura da chapa de extremidade. Nesta zona, composta por viga,

chapa de extremidade e parafusos, são formuladas diferentes condições de contacto: i) contacto do tipo “*tie*” para definir a ligação rígida da viga à chapa de extremidade através das soldaduras; ii) contacto normal do tipo “*hard-contact*” e contacto tangencial com um coeficiente de atrito de 0,2 entre as superfícies em contacto, nomeadamente entre: a) todas as superfícies de cada parafuso (cabeça e fuste) com chapa de extremidade e face interior do banzo de HEM 340; e b) face inferior da chapa de extremidade com banzo do elemento HEM 340. O parafuso e porca são modelados com um corpo único, sem superfícies de contacto.

3.2. Propriedades do material

3.2.1. Resposta do material para carregamento estático

A relação constitutiva não-linear do material é considerada no modelo através da descrição multi-linear do endurecimento do material. Para estabelecer as superfícies de plastificação considera-se o critério de Von Mises para materiais dúcteis [12]. A relação multi-linear tensão-extensão é estabelecida a partir de testes de tracção padronizados desenvolvidos por Martins [13]. 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 e extensão total na rotura, $\epsilon_{cu} = 24\%$, Fig. 7. Para os parafusos M20, classe 8.8: $E = 202500$ MPa, $f_y = 684$ MPa e $f_u = 1002$ MPa. O material das soldaduras foi assumido igual ao do aço S355.

De forma a ter em conta grandes deformações e deslocamentos, as leis constitutivas obtidas anteriormente foram corrigidas e introduzidas no modelo numérico a partir das curvas tensão-extensão reais do material (*true-stress – logarithmic plastic strain curves*), ver Fig. 8.

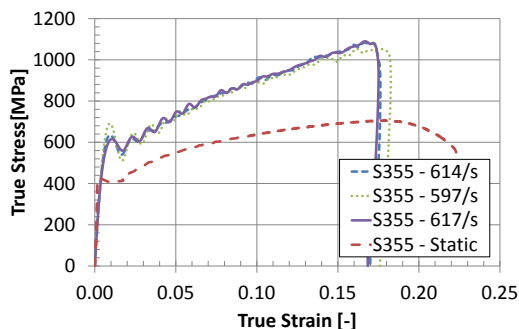


Fig. 7: Relação constitutiva a taxas de deformação elevadas (aprox. 600 s^{-1} – $t=15$ mm, S355) [14]

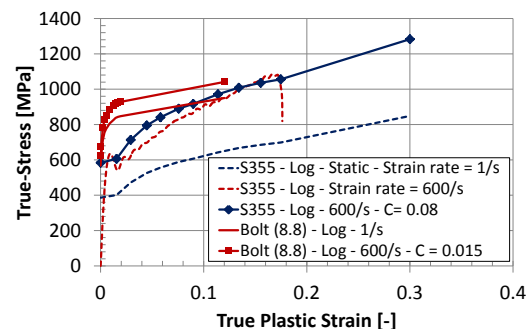


Fig. 8: Relação constitutiva introduzida nos modelos em função da taxa de deformação

3.2.2. Resposta do material para taxas de deformação elevadas

O estabelecimento de taxas de deformação elevadas altera a lei constitutiva do aço: grandes variações da extensão em curtos períodos de tempo, $d\epsilon/dt$, aumentam a tensão de cedência e tensão última em aços macios. No âmbito do projecto *Impactfire*, foi avaliado experimentalmente o comportamento do aço S355 quando sujeito a taxas de deformação elevadas, para posteriormente adequar o modelo material para situações de carregamento que possam induzir tais deformações [14]. Na Fig. 7 encontra-se representada na lei constitutiva obtida através de um ensaio *Split Hopkinson Bar Test* (SHBT), submetendo o provete a uma taxa de deformação de 600 s^{-1} . Dos resultados, verificou-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.

O fenómeno anterior pode ser introduzido no modelo numérico recorrendo ao modelo de Cowper-Symonds ou ao modelo de Johnson e Cook [15]; no presente estudo utiliza-se o modelo Johnson-Cook representado pela Eq. 1:

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

Este modelo permite descrever de forma independente o endurecimento, os efeitos de taxas de deformação elevada e os efeitos da temperatura através de cada um dos termos da Eq. 1. No corrente modelo numérico utiliza-se apenas o 2º termo da equação, referente ao comportamento a taxas de deformação elevadas, tendo o valor de C referente ao aço S355 sido calibrado experimentalmente através do ensaio SHBT. Por outro lado, para o aço do parafuso, assume-se um valor DIF não superior a 10%, tal como proposto por [15] e [16] para aços de alta resistência sujeitos a taxas de deformação elevadas. Com base no apresentado anteriormente, obtiveram-se os seguintes valores de C , $C_{S355} = 0.08$, e para o parafuso $C_{8.8} = 0.015$, para taxas de deformação de 600 s^{-1} . Na Fig. 8 representam-se as leis constitutivas definidas para carregamentos estáticos e para as taxas de deformação elevadas.

3.3. Critério de rotura

A rotura no aço pode-se dar com base em 4 mecanismos: fadiga, fractura intergranular, fractura por clivagem ou fractura dúctil. Elementos com imperfeições desprezáveis, que não sofram fractura intergranular ou por clivagem, seguem, geralmente, um mecanismo de fractura dúctil quando sujeitos a carregamentos estáticos [17]. Na Fig. 9 representa-se a relação tensão-extensão que considera a degradação progressiva das propriedades materiais a partir de determinada extensão plástica provocando amolecimento do material. Esta relação material permite identificar as zonas onde se acumula de dano, susceptíveis ao aparecimento de fendas.

De entre os vários critérios para a iniciação e propagação de dano existentes na literatura, o *software* ABAQUS [12] tem implementado a formulação desenvolvida por Hooputra e co-autores [18]. 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, $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$ é dependente do estado de tensão triaxial no elemento Eq. (2), podendo ser definido de acordo com diferentes taxas de deformação:

$$\eta = -\sigma_m / \sigma_{eq} \quad (2)$$

Onde, σ_m é pressão hidrostática e σ_{eq} é a tensão equivalente de von Mises.

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 [18] e na calibração para os modos de rotura observados experimentalmente. Os valores utilizados para esta relação encontram-se na Fig. 10, tendo sido calibrados para os casos estáticos; a rotura para casos dinâmicos requer nova calibração da dependência da extensão plástica equivalente com o estado tensão triaxial.

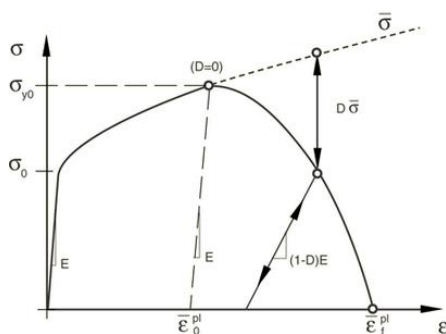


Fig. 9: Relação tensão-extensão incluído degradação progressiva das propriedades [12]

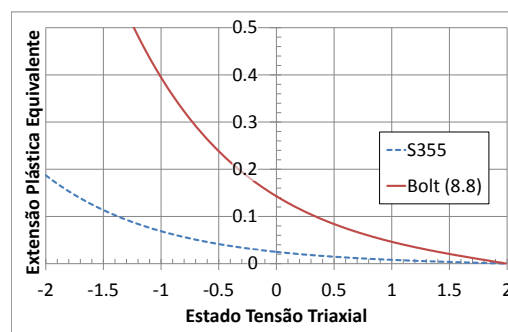


Fig. 10: Dependência da extensão plástica equivalente com o estado tensão triaxial

3.4. Validação do modelo numérico para carregamentos estáticos

A validação do modelo numérico é efectuada com base nos resultados obtidos experimentalmente sob carregamento monotónico para as duas geometrias de ligações estudadas, EP-10 e EP-15, cujas placas de extremidade têm 10 e 15 mm de espessura, respectivamente. Na Fig. 11 compara-se a curva momento-rotação medida experimentalmente com a obtida numericamente.

Na formulação das curvas experimentais foi assumido que o centro de rotação seria o eixo da ligação, e não o eixo do banzo inferior da viga; logo o braço para o cálculo do momento flector actuante é a distância desde o eixo do actuador ao eixo da viga: $b = 720 \text{ mm}$; as mesmas assunções foram tomadas para avaliar a resposta numérica. Desta forma, para estabelecer a resposta *Momento-Rotação*, apenas é necessário conhecer o deslocamento e as forças aplicadas pelo actuador:

$$\text{Rotação} = \text{atan}(\text{deslocamento actuador}/\text{braço}) \quad (3)$$

Conforme representa a Fig. 11, verifica-se que a resposta numérica se aproxima bastante bem da resposta medida experimentalmente, conseguindo replicar com precisão suficiente a rigidez inicial, o nível de rotação aquando da plastificação e a rigidez pós-limite.

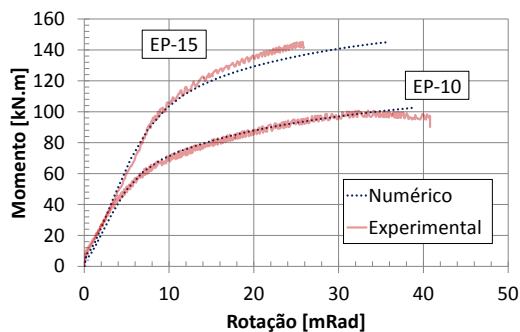


Fig. 11: Curvas momento – rotação: Comparação ensaio experimental e resultado numérico

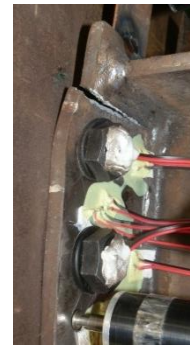


Fig. 12: Vista da rotura para EP-10

Os resultados experimentais mostraram que a rotura da ligação EP-10 se deveu à abertura de fendas ao longo do contorno da soldadura (ZAC - zona afectada pelo calor) na zona traccionada da ligação Fig. 12; esta rotura iniciou-se no banzo traccionado prolongando-se até cerca de 1/4 do comprimento da alma. Na ligação EP-15 verificou-se a rotura do parafuso para um nível de rotação bastante inferior à exibida pela ligação EP-10. O critério de rotura utilizado no comportamento do material do modelo numérico também consegue prever a rotura pelo parafuso para a ligação EP-15, no entanto, com um deslocamento superior (Fig. 11).

3.5. Avaliação numérica de ligações sujeitas a carregamentos de impacto

3.5.1. Definição do modelo

Uma vez validado o modelo numérico para a situação estática, é necessário ajustar as ferramentas numéricas que permitam avaliar o comportamento estrutural devido a um carregamento de impacto:

- i) A descrição do endurecimento do material toma agora em conta os efeitos de taxas de deformação elevadas conforme descrito em §3.2.2;
- ii) O carregamento aplicado é alterado, incluindo uma fase inicial de crescimento linear da força até ao valor máximo em 30 ms, seguido de um patamar de força máxima constante durante 20 ms.

iii) Para a resolução numérica não-linear do problema recorre-se ao algoritmo dinâmico implícito HHT incluído no *software* ABAQUS; a utilização deste algoritmo permite a utilização de incrementos de tempo superiores, quando comparado com uma metodologia explícita, e permite a redução do “ruído numérico” na resposta.

Para a extracção dos resultados foram utilizadas as equações de equilíbrio dinâmico, de forças e de momentos, Eq. (4) e Eq. (5). O momento resistido pela ligação é calculado através da Eq. (5) onde à contribuição das forças exteriores ($F(t) \cdot b$) são retiradas as contribuições relativas à inércia rotacional da coluna com base na aceleração angular e inércia, e da aceleração do centro de massa da coluna, em que b_{CG} é a distância entre o centro de massa da coluna e o eixo da ligação. A rotação ao longo do tempo foi avaliada de forma semelhante ao caso estático.

$$\ddot{u}_{CG}(t) \cdot Massa + F_{ligação}(t) = Força(t) \quad (4)$$

$$M_{ligação}(t) = F(t) \cdot b - \ddot{\theta}(t) \cdot I - (\ddot{u}_{CG}(t) \cdot Massa) \cdot b_{CG} \quad (5)$$

No que se refere ao carregamento aplicado, estudam-se carregamentos de pico de 1,5 e 2 vezes a carga de rotura observada na resposta numérica do modelo estático.

3.5.2. Resposta dinâmica

A Fig. 13 mostra que a resposta é similar para os diferentes carregamentos dinâmicos, indicativo de que os efeitos favoráveis da aplicação de taxas de deformação elevadas na lei constitutiva do material são pouco influentes para os carregamentos dinâmicos considerados. Estes efeitos dinâmicos favoráveis foram visíveis nas zonas mais solicitadas (parafusos e na zona junto à soldadura).

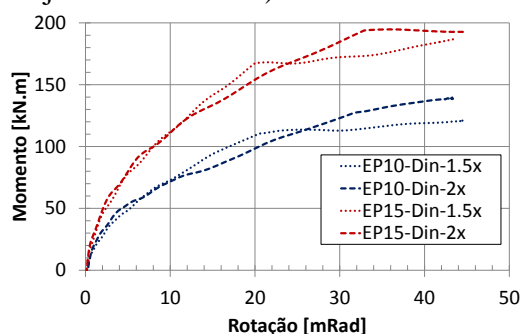


Fig. 13: Comparação da resposta para diferentes carregamentos de pico

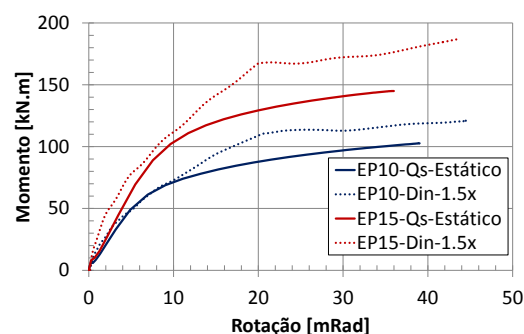


Fig. 14: Comparação da resposta da ligação sujeita a carregamento quasi-estático e dinâmico

A Fig. 14 compara o comportamento obtido numericamente para os casos quasi-estático e dinâmico. Pode verificar-se que a resposta para o caso dinâmico apresenta uma rigidez inicial semelhante à observada no modelo estático; por outro lado, a resistência máxima do modelo dinâmico aumenta em 18% e 28% para a EP-10 e EP-15, respectivamente; devido ao efeito favorável do comportamento do material dos parafusos e placas de extremidade, mas também devido à solicitação de modos de rotura plásticos mais rígidos sobre a placa de extremidade.

Na Fig. 15 observam-se os padrões de tensões de von Mises para os carregamentos estáticos e dinâmicos de 1,5 vezes o carregamento de rotura. O padrão de tensões para a chapa de extremidade é semelhante para ambas as situações de carregamento. No entanto, na ligação EP-10, o modelo dinâmico apresenta um aumento das tensões na zona junto à alma da viga; na ligação EP-15 esse aumento de tensões é mais relevante ao nível dos parafusos, nomeadamente na segunda linha de parafusos. Esta solicitação mais evidente na segunda linha de parafusos revela um comportamento mais rígido na ligação, aproximando-se de um modo de rotu-

ra plástica tipo 3. Em ambas as ligações, o modelo dinâmico mostra que a rotura da ligação se deve à rotura pelo parafuso, **Fig. 14**.

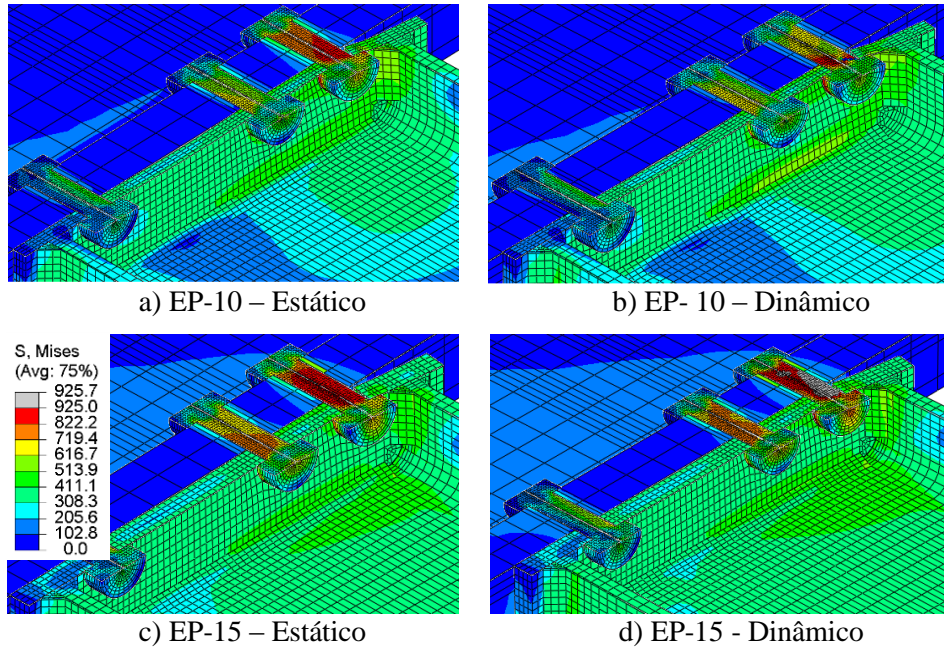


Fig. 15: Tensões de von-Mises para carregamentos estáticos e dinâmicos

4. Conclusões

O trabalho apresentado neste artigo mostra a validação de um modelo numérico de ligações de chapa de topo extremidade contra resultados de ensaios experimentais quando submetidas a carregamentos estáticos.

O modelo numérico foi corrigido para o estudo da resposta sob carregamentos dinâmicos: 1,5 e 2 vezes o carregamento de rotura estático. Dos resultados obtidos, concluiu-se que:

- i. A ligação apresentou uma maior capacidade resistente quando sujeita a carregamentos dinâmicos;
- ii. Não existe variação significativa da resposta para os diferentes níveis de carregamento dinâmico (1,5 e 2x o carregamento de rotura estático);
- iii. Sob carregamentos dinâmicos, o modo de rotura da ligação tende para modos de roturas com menor ductilidade.

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

- [1] CEN, Eurocode 1: Actions on structures. Part 1-7, General actions - Accidental actions, Brussels: European Committee for Standardization, 2006.
- [2] CEN, Eurocode 3: Design of steel structures part 1-8: Design of joints, Brussels: European Committee for Standardization, 2005.

- [3] Simões da Silva, L., “Towards a consistent design approach for steel joints under generalized loading”, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 64, 1059-1075, 2008.
- [4] Girão, A., “Characterization of the ductility of bolted end plate beam-to-column steel connections.”, Ph.D. Thesis, Universidade de Coimbra, 2004.
- [5] Girão, A., “Rotation capacity of partial strength steel joints with three-dimensional finite element approach”, *Computers and Structures*, vol. 116, 88-97, 2013.
- [6] 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.
- [7] Daryan, A. S., Ziaei, M., Sadrnejad, S. A., “The behavior of top and seat bolted angle connections under blast loading”, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 67, 1463-1474, 2011.
- [8] Yim, H. C., Krauthammer, T., “Load impulse characterization for steel connection”, *International Journal of Impact Engineering*, vol. 36, pp. 737-745, 2009.
- [9] 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.
- [10] 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.
- [11] Stoddart E.P., “Development of component-based connection modelling for steel framed structures subjected to blast or progressive collapse”, *Faculty of Engineering and the Environment, University of Southampton*, PhD Thesis, 2012.
- [12] *Abaqus Theory Manual & Users Manuals*, v.6.11, Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc. USA, 2011.
- [13] Santiago A., Martins D., Barata P. e Jordão S., “Propriedades mecânicas do aço a temperaturas elevadas”; 2º CILASCI - Congresso Ibero-Latino-Americano sobre Segurança contra Incêndio, pp. 439-448, Coimbra, May 2013.
- [14] Saraiva, E., “Variação das propriedades mecânicas do aço relacionadas com problemas de impacto em estruturas”, *Tese Mestrado Integrado Universidade de Coimbra*, 2012.
- [15] 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.
- [16] 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.
- [17] Lemaitre J., *A course on damage mechanics*. Berlin/Heidelberg: Springer-Verlag; 1992.
- [18] 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.