

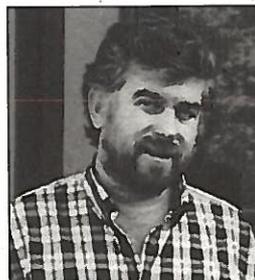
ANÁLISE EXPERIMENTAL E NUMÉRICA DA INFLUÊNCIA DAS CONDIÇÕES DE APOIO NA ENCURVADURA LATERAL DE VIGAS METÁLICAS

Piloto, P.A.G.¹; Vila Real, P.J.M.M.F.² Vaz, M. A. P.³

1- Professor Adjunto, Departamento Mecânica Aplicada, Instituto Politécnico de Bragança

2- Professor Associado, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Aveiro

3- Professor Associado, Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial, Universidade do Porto



RESUMO

A análise da encurvadura lateral torsional de vigas metálicas IPE 100 sujeitas a diferentes condições de apoio será apresentada, tendo em consideração o resultado de análises numéricas e experimentais. A utilização de perfis comerciais à escala real, caracterizados experimentalmente em função do material, das tensões residuais e das imperfeições geométricas, serve de base ao estudo experimental e numérico. Os valores médios das grandezas medidas serão utilizados no modelo de elementos finitos, com recurso a elementos de viga 3D do programa SAFIR, desenvolvido na Universidade de Liège. Os resultados que relacionam o deslocamento lateral e vertical a meio vão em função do valor incremental do momento flector aplicado na extremidade, serão apresentados para as duas condições de apoio em estudo. Demonstrar-se-á que quanto maior for o constrangimento do elemento estrutural, maior será o valor da carga crítica à encurvadura lateral.

1- INTRODUÇÃO

Neste trabalho é apresentada a determinação da carga colapso de vigas comerciais IPE100 em situação de encurvadura lateral torsional.

Muito embora existam referências bibliográficas sobre este fenómeno [1,2,3,4], são desconhecidos resultados de ensaios experimentais de vigas para diferentes condições de apoio.

O estudo apresentado trata o caso de instabilidade de vigas submetidas a um estado de flexão pura.

Os resultados mostram para a configuração de maior constrangimento (dois apoios duplos, figura 1) um maior valor da carga de colapso e um

comportamento lateral ligeiramente diferente da configuração menos restringida axialmente (viga simplesmente apoiada, figura 2).

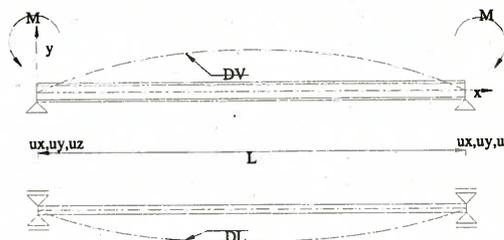


Fig 1 – Geometria e condições de carregamento – caso 1

Os apoios considerados apresentam a característica de uma forquilha, impedindo

a rotação da secção com ou sem restrição ao deslocamento axial.

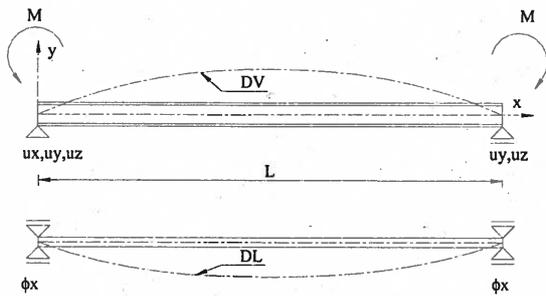


Fig 2 – Geometria e condições de carregamento – caso 2.

O material dos perfis foi caracterizado com 40 ensaios destrutivos de acordo com a regulamentação portuguesa [6]. Foram ainda caracterizadas as tensões residuais instaladas nos mesmos perfis, utilizando o método do furo [7,8] em 4 pontos distintos dos perfis.

O modelo numérico recorre a elementos de viga tridimensionais com 15 graus de liberdade, que contemplam o empenamento das secções por torção, baseado nas hipóteses de Euler Bernoulli para o caso de flexão, utilizando a teoria de grandes deslocamentos e comportamento do material elastoplástico, baseado no modelo das propriedades do Eurocódigo 3 [9,10].

As imperfeições geométricas foram previamente medidas recorrendo ao método do feixe laser.

2 - CARACTERIZAÇÃO DO ESTADO INICIAL DOS PERFIS

Foram maquinados 20 amostras de material retirado da zona dos banzos e da alma. Estes provetes foram maquinados dos perfis originais de 12 [m], de acordo com as dimensões que constam na regulamentação Portuguesa [11].

As tensões residuais existentes nos perfis provocadas pelo processo de fabrico, armazenamento e transporte, foram determinadas pelo método do furo.

Os perfis foram ainda caracterizados em função da respectiva imperfeição

geométrica, na direcção longitudinal e na própria secção recta.

2.1- Caracterização do Material

O material foi caracterizado relativamente à tensão de cedência e ao valor do módulo de elasticidade. Foi utilizado uma máquina universal de ensaio INSTRON 4885 e um extensómetro mecânico. Em conformidade com o documento [11], foram extraídos e maquinados 10 provetes da alma e igual quantidade dos banzos, de acordo com a figura 3.

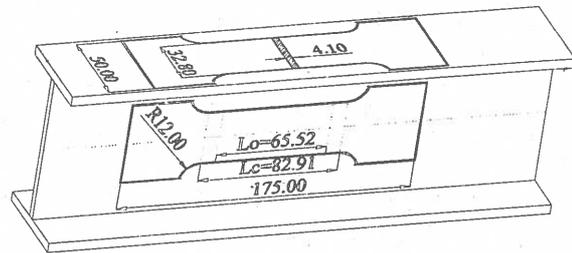


Fig 3 – Dimensões e origem dos provetes

Foram considerados os valores médios do módulo de elasticidade e da tensão de cedência, respectivamente, 220 [GPa] e 320 [MPa], conforme valores representados na figura 4.

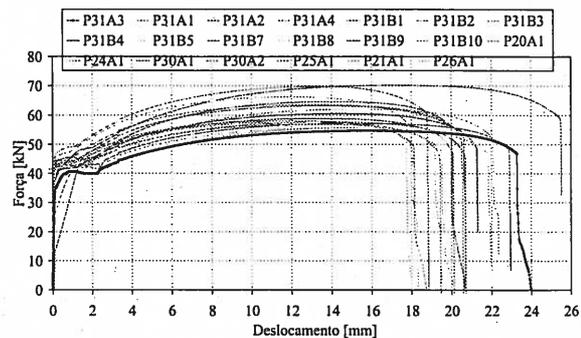


Fig 4 – Resultados de ensaio de tracção.

2.2- Caracterização do Estado de Tensão Residual

As tensões residuais estão presentes num elemento estrutural sem a aplicação de carga exterior ou de serviço. Os processos de fabrico como a fundição, a soldadura, a maquinagem, tratamentos térmicos e outros, são as causas mais comuns nestes estados de tensão, ver figura 5.



Fig 5 – Processo de fabrico de perfis, com arrefecimento não uniforme.

Como resultado do processo mencionado, as regiões mais expostas da secção à envolvente arrefecem mais rapidamente, contraindo também mais rapidamente, induzindo escoamentos plásticos nas regiões de elevadas temperaturas e de arrefecimento lento (locais das uniões dos banzos com a alma do perfil). Subsequentemente, a contracção destas zonas referidas em último, são impedidas por aquelas primeiras zonas arrefecidas, induzindo tensões residuais. A distribuição das tensões residuais deve ser auto-equilibrada, resultando um estado de força axial e de flexão nulos, para o caso de um elemento estrutural sem carregamento.

As amplitudes e dsitribuições das tensões residuais podem variar consideravelmente com a geometria da secção recta e com os processos de arrefecimento e alinhamento. As distribuições idealizadas em perfis laminados a quente estão representadas na figura 6 [12].

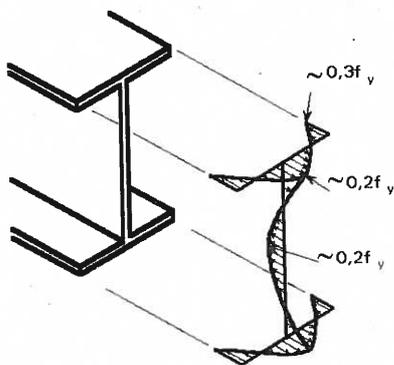


Fig 6 – Distribuição de tensões residuais idealizadas em perfis laminados a quente.

A medição de tensões residuais em elementos opacos não pode ser acompanhada por métodos convencionais da análise experimental de tensões, uma vez que o sensor das deformações é insensível à história do elemento estrutural. Para medir este tipo de deformações será necessário libertar as tensões com os sensores presentes. As tensões residuais iniciais podem ser inferidas a partir das deformações medidas, considerando as expressões da teoria da elasticidade.

As medições foram efectuadas em quatro pontos, para cada um dos 10 perfis retirados aleatoriamente, representados na figura 8 por f_1 , f_2 , w_1 e w_2 . O método do furo foi utilizado para determinação das tensões, utilizando extensómetros em roseta conforme representados na figura 7.

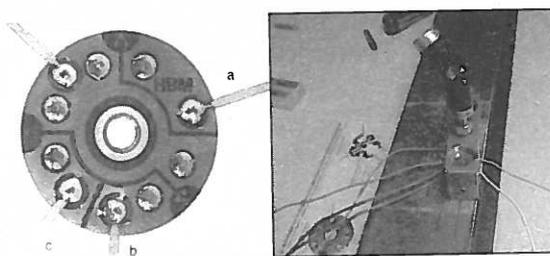


Fig 7 – Roseta de extensómetro e sistema de interferência utilizado.

Para libertar as tensões residuais, o material foi furado exactamente no centro da roseta. Este sensor apresenta três extensómetros colocados em posição circunferencial e possuem uma bucha centradora para facilitar o processo. A profundidade do furo é normalmente igual ao valor do diâmetro da ferramenta $\phi=1.5$ [mm].

Foram aplicadas 40 rosetas nos 10 perfis da amostragem. As medições foram efectuadas a uma distância de segurança dos cortes efectuados nos perfis, para evitar influência do processo no estado de tensão residual instalado.

As zonas de medição tiveram em consideração a distribuição prevista e o

estado de equilíbrio instalado, encontrando-se representadas na figura 8.

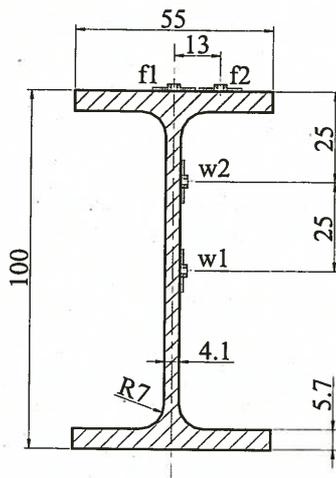


Fig 8 – Posicionamento das rosetas de extensómetros.

Em cada zona de medição ficaram disponíveis três quantidades representativas da variação da deformação segundo as direcções a, b e c da figura 9. O estado de tensão é perfeitamente determinado aquando da determinação das tensões principais e respectivas direcções.

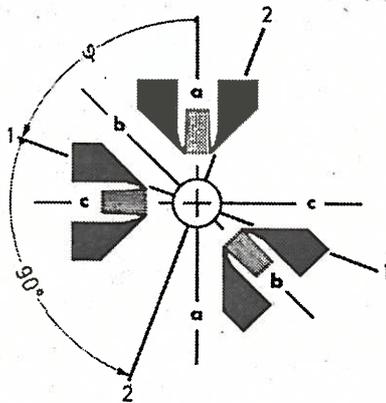


Fig 9 – Direcções principais do estado de tensão residual.

A direcção principal 1 é determinada por aplicação do ângulo de orientação φ , no sentido positivo relativamente à direcção em referência da roseta, de acordo com a seguinte expressão.

$$\varphi = \frac{1}{2} \arctg \left(\frac{\Delta \varepsilon_a + \Delta \varepsilon_c - 2\Delta \varepsilon_b}{\Delta \varepsilon_c - \Delta \varepsilon_a} \right) \quad (1)$$

As tensões principais podem ser determinadas em função das deformações medidas $\Delta \varepsilon_a$, $\Delta \varepsilon_b$ e $\Delta \varepsilon_c$, utilizando a expressão seguinte.

$$\sigma_{1,2} = -\frac{E}{4A} (\Delta \varepsilon_a + \Delta \varepsilon_c) \pm \quad (2)$$

$$\frac{E}{4B} \sqrt{(\Delta \varepsilon_a + \Delta \varepsilon_c - 2\Delta \varepsilon_b)^2 + (\Delta \varepsilon_c - \Delta \varepsilon_a)^2}$$

em que: E representa o modulo de elasticidade, enquanto que A e B representam constantes a determinar em função da expressão 3.

$$A = \frac{a^2(1+\nu)}{2r_a r_i} \quad (3)$$

$$B = \frac{2a^2}{r_a r_i} \left[1 - \frac{a^2(1+\nu)(r_a^2 + r_a r_i + r_i^2)}{4r_a^2 r_i^2} \right]$$

Nesta expressão, o parâmetro ν representa o coeficiente de Poisson do material, r_a o raio exterior de medição, r_i o raio interior de medição e a o raio do furo. No caso das rosetas utilizadas, os valores destes parâmetros são os seguintes:

Tabela 1 – Características técnicas dos extensómetros.

| Extensómetros HBM RY61 | |
|---------------------------|--------------|
| Resistência | 120 ± 1% [Ω] |
| Factor k | 1.92 ± 1.5% |
| Sensibilidade transversal | 0% |
| Dimensão a | 0.75 [mm] |
| Dimensão r_i | 1,8 [mm] |
| Dimensão r_a | 3.3 [mm] |

Para adquirir os dados foi utilizado um sistema de "data logger" do SIPER8 da HBM. Este sistema encontra-se a funcionar com quatro amplificadores, filtros digitais de quarta ordem, numa frequência de 4.8 [kHz].

Os resultados traduzem o estado de tensão depois da ferramenta ter efectuado o alívio das tensões residuais instaladas. Os valores experimentais instantâneos foram registados e os respectivos valores médios

considerados em cada uma das quatro zonas de medição (ver figura 10) [4]. Deve ainda ser referido o facto desta distribuição ser auto-equilibrada.

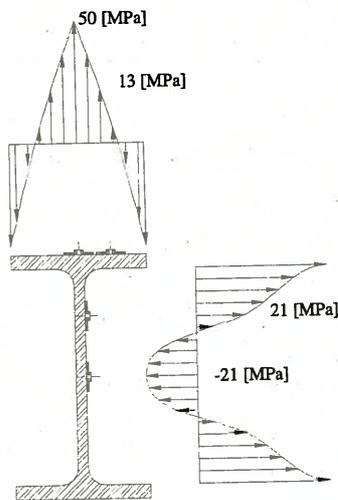


Fig 10 – Distribuição das tensões residuais.

Os valores apresentados na tabela 2 são fortemente influenciados pelo processo de fabrico e dependem do estado do perfil, facto que pode explicar o ligeiro afastamento relativo aos valores idealizados.

Tabela 2 – Valores médios determinados pelas medições

| 40 Amostras | Tensão SX (f1) [MPa] | Tensão SX (f2) [MPa] | Tensão SX (w1) [MPa] | Tensão SX (w2) [MPa] |
|-------------|----------------------|----------------------|----------------------|----------------------|
| Média | 50 | 13 | 21 | 21 |
| Estado | Tracção | Tracção | Comp. | Tracção |

Os valores desta distribuição serão considerados nas simulações numéricas apresentadas no capítulo correspondente.

2.3- Caracterização da Imperfeição inicial dos perfis

As vigas apresentam uma imperfeição longitudinal que foi necessário medir. Esta imperfeição foi medida em pontos discretos Como se mostra na figura 11. A curvatura longitudinal resulta, normalmente, do processo de fabrico, manuseamento e transporte, conferindo um raio de curvatura semelhante ao da figura 11.

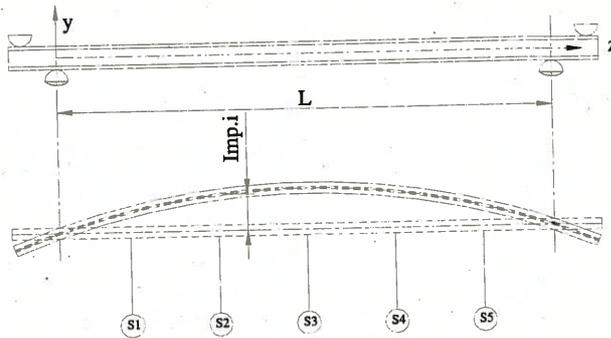


Fig 11 – Controlo da imperfeição geométrica longitudinal dos perfis.

O processo de medição foi baseado num feixe laser Helium Néon de 30 [mW] – classe IIIb, conforme se representa na figura 12.

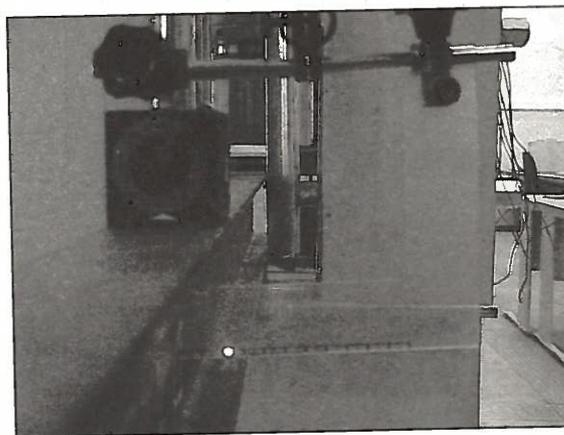


Fig 12 – Sistema de medição das imperfeições longitudinais.

Os resultados foram obtidos com uma precisão de 0.5 [mm], tendo sido possível constatar que a geometria curva dos perfis poderia ser aproximada por uma sinusóide de amplitude igual ao valor máximo (a_{max}) registado a meio vão durante as medições, conforme expressão 4.

$$u(z) = a_{max} \sin\left(\frac{\pi \cdot z}{L}\right) \quad (4)$$

Os valores resultantes da aplicação desta expressão serão considerados na geometria das simulações numéricas.

Um outro tipo de imperfeição a considerar tem a ver com as dimensões da secção recta dos perfis. Foi recolhida uma amostra de 31 perfis dos 46 originais. Os

valores médios foram uma vez mais considerados para determinação do valor do módulo plástico $W_{pl,y}$. Os valores medidos ultrapassam os valores previstos do fornecedor em cerca de 3.7%. Os valores determinados resultantes das medições foram considerados em todos os cálculos numéricos efectuados.

3 - ENSAIOS EXPERIMENTAIS

Foram efectuados seis ensaios para vigas com 1, 2 e 3 [m] de comprimento. O carregamento das vigas foi efectuado de uma forma incremental, de acordo com o sistema de apoio e carregamento idealizado (figura 13).

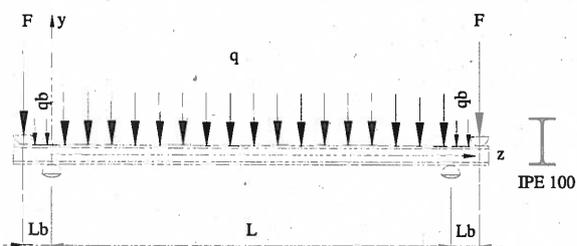


Fig 13 – Sistema de carregamento para viga apoiada com apoios de forquilha.

O movimento da secção recta foi controlado a meio vão, através do registo dos deslocamentos laterais DLB (deslocamento lateral no banzo inferior), DLC (deslocamento lateral no banzo superior) e deslocamento vertical DV, de acordo com a figura 14.



Figura 14 a) – Medição experimental dos deslocamentos DLB, DLC e DV, a meio vão do comprimento da viga.

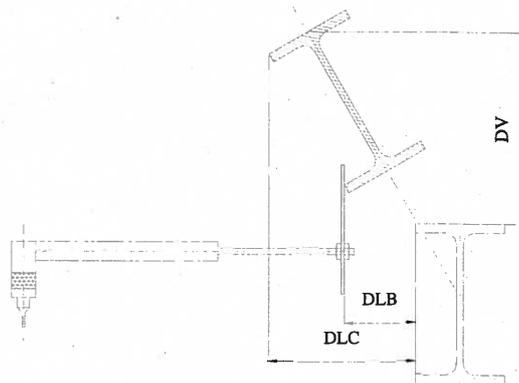


Fig 14 b) – Modelo utilizado para medição deslocamentos DLB, DLC e DV, a meio vão do comprimento da viga.

Os resultados obtidos para vigas com 1 [m] de comprimento entre suportes e para cada um dos caso de apoio, variam conforme as representações das figuras 15 a 17.

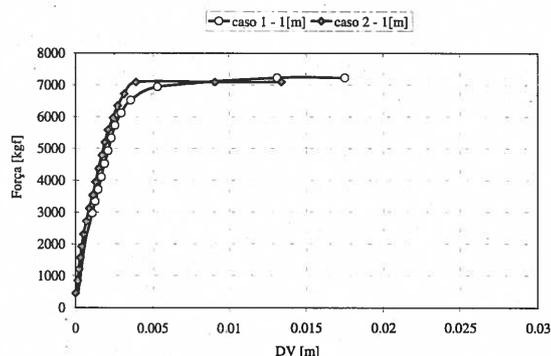


Fig 15 – Deslocamento vertical (DV) para ambos os casos.

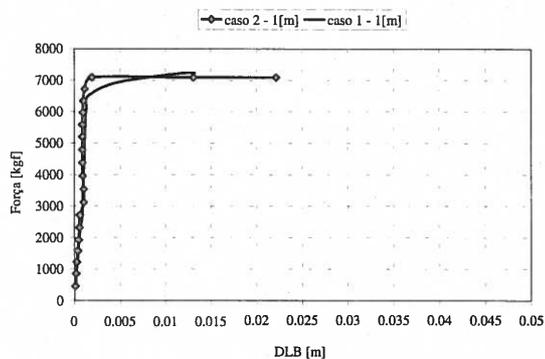


Fig 16 – Deslocamento lateral em baixo (DLB) para ambos os casos.

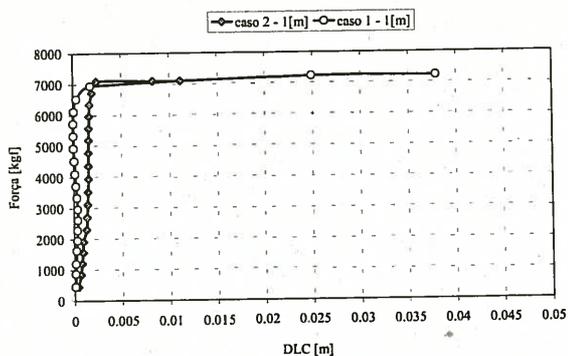


Fig 17 – Deslocamento lateral em cima (DLC) para ambos os casos.

Os resultados para as vigas de esbelteza intermédia, variam relativamente aos anteriores, apresentando uma diferença nos valores do momento resistente à encurvadura lateral, mas com valores absolutos mais baixos. Nas figuras 18 a 20 estão representados os valores medidos nas vigas com 2 [m] de comprimento entre apoios.

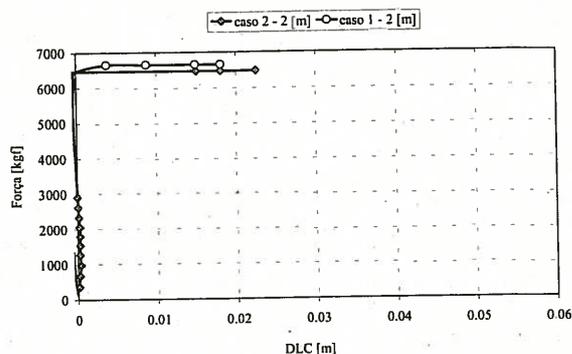


Fig 20 – Deslocamento lateral em cima (DLC) para ambos os casos.

Os resultados para as vigas de esbelteza adimensional igual a 0.95, ou seja vigas de 3 [m], apresentam valores medidos de momento resistente à encurvadura inferiores, mantendo a posição relativa para os dois casos de apoios estudados, conforme se representa nas figuras 21 a 23. A força resistente diminuiu para um valor inferior a 6000 [kgf].

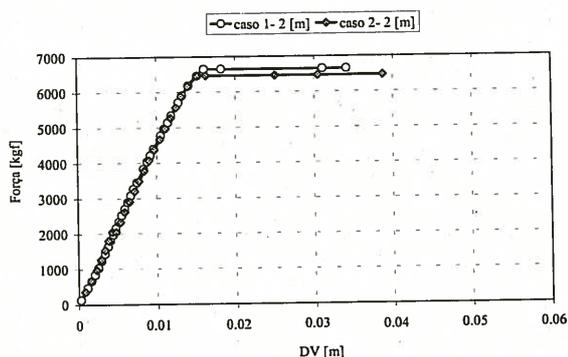


Fig 18 – Deslocamento vertical (DV) para ambos os casos.

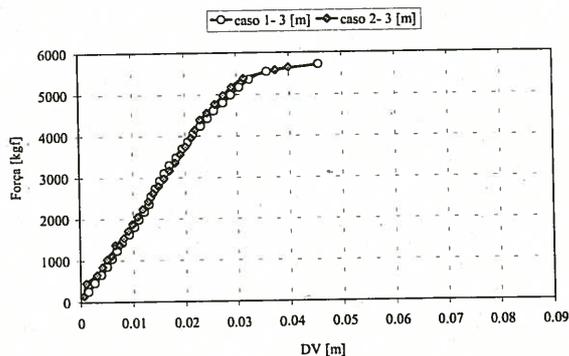


Fig 21 – Deslocamento vertical (DV) para ambos os casos.

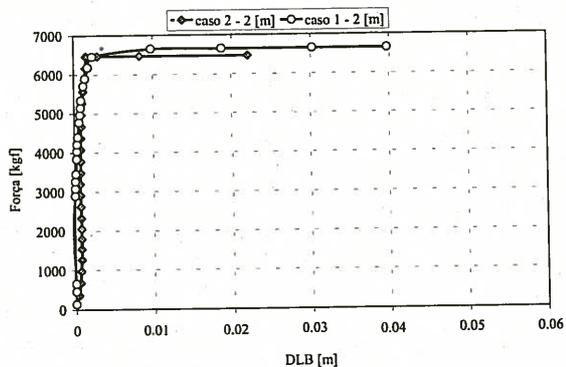


Fig 19 – Deslocamento lateral em baixo (DLB) para ambos os casos.

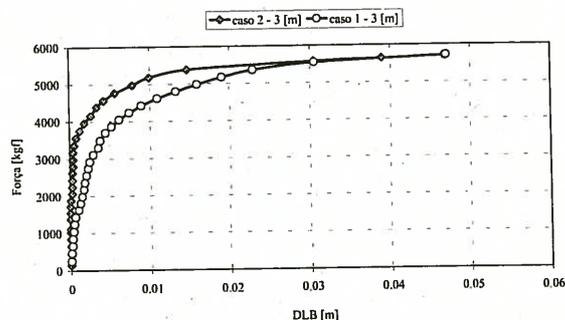


Fig 22 – Deslocamento lateral em baixo (DLB) para ambos os casos.

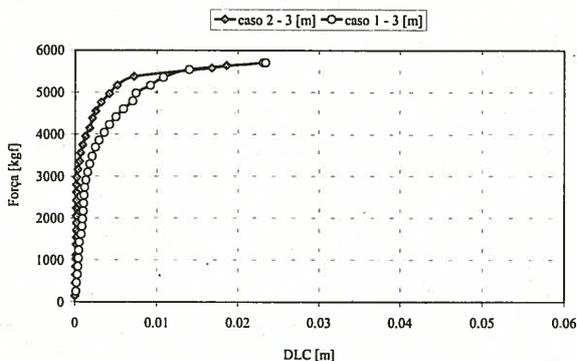


Fig 23 – Deslocamento lateral em cima (DLC) para ambos os casos.

4 - ENSAIOS NUMÉRICOS

O modelo numérico recorre à utilização de um elemento de viga de 3 nós com 15 graus de liberdade, de acordo com a geometria definida no modelo em estudo e representado na figura 13.

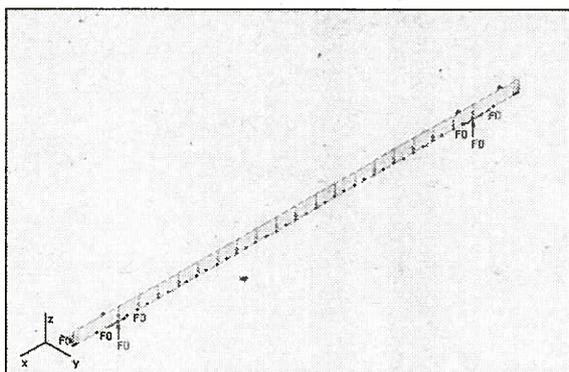


Fig 24 – Modelo de elementos finitos tridimensional, tipo viga, com 22 elementos.

O modelo de fibras utilizado possibilita a introdução de tensões residuais iniciais em cada um dos elementos finitos planos bidimensionais em que se discretiza a secção recta das vigas de acordo com a malha de elementos finitos representada na figura 25.

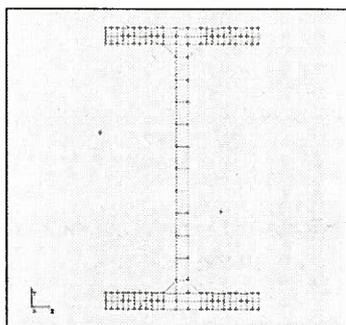


Fig 25 – malha de elementos finitos planos lineares.

Em cada elemento é assumido o comportamento elástico elíptico plástico, não linear material, de acordo com a variação proposta no Eurocódigo 3 [13].

Os resultados que se apresentam nas figuras seguintes dizem respeito ao deslocamento lateral e vertical, a meio vão das vigas, para os diferentes comprimentos entre apoios. Nestes dois casos em estudo, foram utilizados os valores das propriedades do material, estado de tensão residual inicial (considerado constante ao longo de todo o comprimento da viga) e ainda, o valor da imperfeição inicial da secção recta.

Para as simulações numéricas realizadas, foram determinados os valores das cargas resistentes à encurvadura lateral, até não ser possível assegurar o equilíbrio do elemento estrutural em análise.

Os resultado medidos para as vigas de menor comprimento estão representados nas figuras 26 e 27. Também aqui se verifica um valor de força resistente à encurvadura superior, para o caso de maior constrangimento.

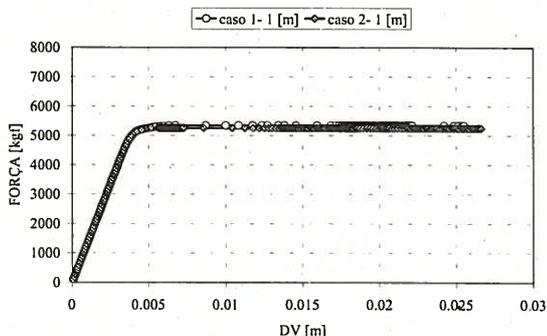


Fig. 26 – Simulação do deslocamento vertical, a meio vão da viga de 1 [m].

Os resultado medidos para as vigas de esbelteza intermédia estão representados nas figuras 28 e 29. Também aqui se verifica, para o caso 1, um valor de força resistente à encurvadura superior ao do caso 2.

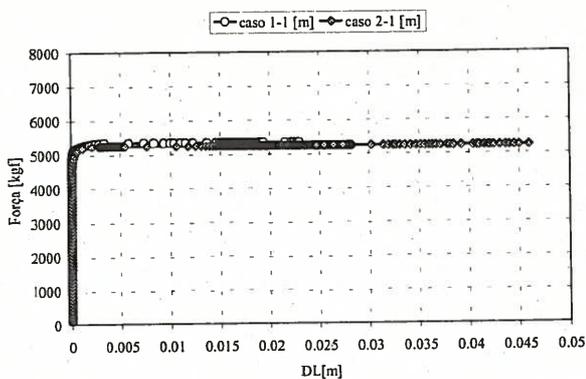


Fig. 27 – Simulação do deslocamento lateral, a meio vão da viga de 1 [m].

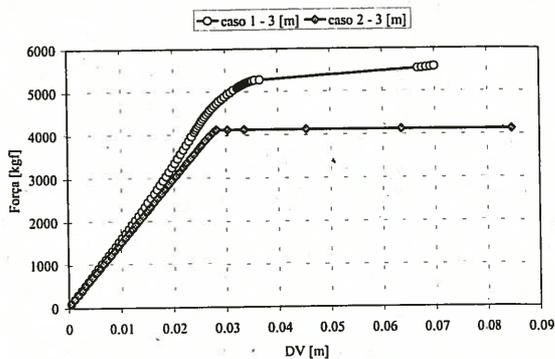


Fig. 30 – Simulação do deslocamento vertical, a meio vão da viga de 3 [m].

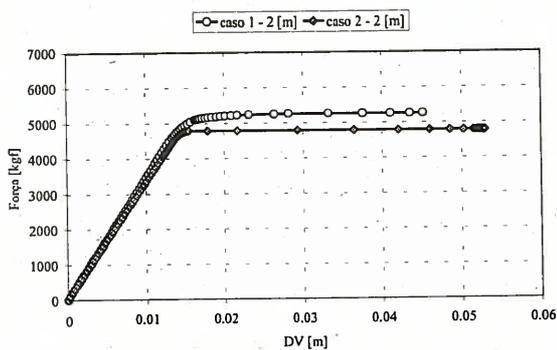


Fig. 28 – Simulação do deslocamento vertical, a meio vão da viga de 2 [m].

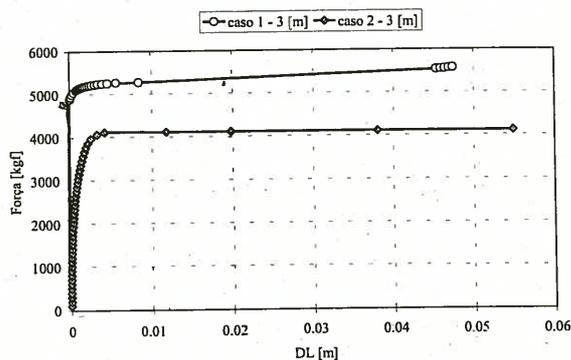


Fig. 31 – Simulação do deslocamento lateral, a meio vão da viga de 3 [m].

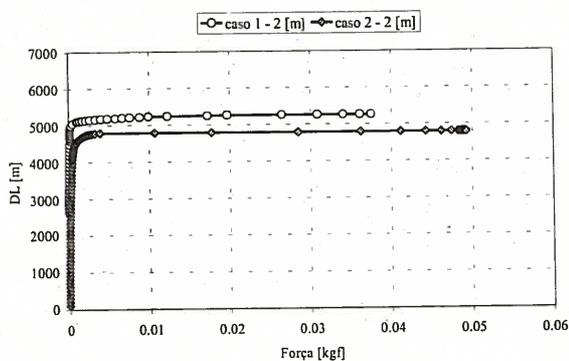


Fig. 29 – Simulação do deslocamento lateral, a meio vão da viga de 2 [m].

Os resultados medidos para as vigas de maior esbelteza estão representados nas figuras 30 a 31.

Os valores apresentados nos gráficos correspondentes às simulações numéricas, descrevem o comportamento da secção recta a meio da viga ao nível do seu eixo médio.

5- CONCLUSÕES

Apesar de não se ter obtido nos resultados experimentais e numéricos uma equivalência quantitativa nos valores da força última de resistência à encurvadura lateral, os dois tipos de análise apresentam no entanto uma correspondência qualitativa de resultados, mantendo-se a tendência para o aumento da capacidade resistente das vigas com restrição ao deslocamento axial relativamente às vigas simplesmente apoiadas. Este comportamento é devido ao desenvolvimento de tensões de tracção naquelas vigas que de certo modo aliviam as tensões de compressão no banzo inferior comprimido devido ao carregamento.

6 – AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi realizado no âmbito do projecto PRAXIS/P/ECM/14176/1998 intitulado *Encurvadura Lateral de Vigas*

Metálicas Sujeitas à Acção do Fogo. Os autores agradecem os apoios da FCT – Fundação para a Ciência e a Tecnologia, da Firma J. Soares Correia bem como ao LOME – Laboratório de Óptica e Mecânica Experimental da FEUP.

7 - REFERÊNCIAS

- [1] – Timoshenko, S.P.; Gere, J.M.; “Theory of elastic stability”; McGraw Hill, New York; 1961.
- [2] – Bleich, F.; “Buckling Strength of Metal Structures”; McGraw Hill, New York; 1952.
- [3] – Bazant, Z.P.; Cedolin, L.; “Stability of structures”; Oxford University Press; New York; 1991.
- [4] – Piloto, P.A.G.; “Estudo numérico e experimental de estruturas metálicas sujeitas à acção do fogo”; Dissertação apresentada para obtenção do grau de doutor em Engenharia Mecânica; Universidade do Porto; 2000.
- [5] – Poutre, Dagowin; Snigder, H.H.; Hoenderkamp, J.C.D.; “Lateral torsional Buckling of channel shaped sections”; T9 report: Experimental research; TUE BCO99.06; April 1999.
- [6] - NP EN 10 002-1; CT12, Materiais metálicos; “Ensaio de tracção. Parte 1: Método de ensaio”; Instituto Português da Qualidade; 1990.
- [7] - Young, B.W.; “Residual stresses in hot rolled sections”; proceedings of international colloquium on column strength”; IABSE; Vol 23; pp 25-38; 1975.
- [8] – ECCS - EUROPEAN CONVENTION FOR CONSTRUCTIONAL STEEL WORK 1984. Technical Committee 8 – Structural Stability. Technical Working Group 8.2 – System. Ultimate Limit State Calculation of Sway Frames with Rigid Joints. First Edition.
- [9] - Franssen, Jean-Marc; “Contribution à la modelisation des incendes dans les batiments et leur effects sur les structures”; thèse présentée en vue de l’obtention du grade d’agrégé de l’enseignement Supérieurs; Université de Liège; Année academique 1997/98.
- [10] – CEN ENV 1993-1-1; “Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1.1: General rules and rules for buildings”; Brussels; April 1992.
- [11] – NP EN 10002-1; CT12, materiais metálicos; “Ensaio de tracção, Parte 1: Método de ensaio”; Instituto Português da Qualidade; 1990.
- [12] – ESDEP society; “European Steel Design Education Programme”; UK; CD-Rom version; 1999.