

## INTERACÇÃO LOCAL-DISTORCIONAL-GLOBAL EM COLUNAS DE AÇO ENFORMADAS A FRIO COM SECÇÃO EM C

Pedro B. Dinis<sup>1\*</sup>, Dinar Camotim<sup>1</sup> e Ben Young<sup>2</sup>

1: ICIST, CErís, DECivil  
Intituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa  
Av. Rovisco Pais, 1049-001 Lisboa, Portugal  
e-mail: {dinis, dcamotim}@civil.ist.utl.pt

2: Department of Civil Engineering  
The University of Hong Kong  
Pokfulam Road, Hong Kong, China  
e-mail: young@hku.hk

**Palavras-chave:** Colunas de aço enformadas a frio, Instabilidade local, distorcional e global, Interacção local-distorcional-global, Resistência última, Método da Resistência Directa (MRD)

**Resumo.** Neste trabalho apresentam-se e discutem-se os resultados de uma investigação experimental e numérica relativa ao comportamento e resistência última de colunas de aço enformadas a frio com secção em C, afectadas por diferentes níveis de interacção entre os modos de instabilidade local (L), distorcional (D) e global (G) – diferentes relações entre cargas críticas L, D e G. Os resultados experimentais obtidos na the University of Hong Kong incluem medições das imperfeições iniciais, trajectórias de equilíbrio, mecanismos e cargas de colapso dos espécimes. Os resultados numéricos são obtidos através de análises por elementos finitos de casca, efectuadas com recurso ao programa ABAQUS, considerando colunas com geometrias idênticas às dos ensaios experimentais – é dada especial atenção à modelação das condições de apoio das colunas, possível explicação para as diferenças detectadas nos estudos experimentais. Finalmente, com base (i) nos resultados numéricos determinados neste trabalho (e também em trabalhos anteriores), bem como (ii) em valores da resistência última obtidos experimentalmente pelos autores (publicados em trabalhos recentes), o artigo aborda o dimensionamento, através do Método da Resistência Directa (MRD), de colunas LC afectadas por diferentes níveis de interacção L-D-G.

### 1. INTRODUÇÃO

Os perfis de aço enformados a frio exibem secções de parede fina muito esbeltas, o que os torna muito susceptíveis a fenómenos de instabilidade, nomeadamente local (L), distorcional (D) e global (G) – ver Figura 1. Dependendo da geometria e condições de apoio, o comportamento e a resistência dos perfis pode ser afectado pela ocorrência de fenómenos de interacção entre estes modos de instabilidade.

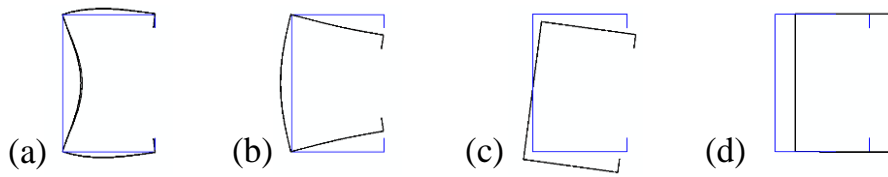


Figura 1. Configurações dos modos de instabilidade de colunas com secção em C: modos (a) local, (b) distorcional, (c) de flexão-torção e (d) de flexão.

A influência dos efeitos da interacção L-D no comportamento de colunas atraiu a atenção de vários investigadores no passado (e.g., [1, 2]). No caso da interacção envolvendo os modos distorcional e global, os trabalhos recentes, envolvendo investigações experimentais e simulações numéricas [3-9], permitiram algumas considerações preliminares sobre o dimensionamento de colunas de aço enformadas a frio com secção em C (colunas LC) afectadas por este tipo de interacção. Contudo, permanece por esclarecer o papel desempenhado pelas deformações locais – a sua presença não é visível em alguns estudos experimentais.

Neste trabalho apresentam-se e discutem-se os resultados de uma investigação experimental e numérica relativa ao comportamento e resistência última de colunas LC, afectadas por diferentes níveis de interacção entre os modos de instabilidade local (L), distorcional (D) e global (G) – diferentes relações entre cargas críticas L, D e G. Os resultados experimentais obtidos na the University of Hong Kong e já relatados em [9], incluem medições das imperfeições iniciais, trajectórias de equilíbrio, mecanismos e cargas de colapso dos espécimes. Os resultados numéricos são obtidos através de análises por elementos finitos de casca (SFEA), efectuadas com recurso ao programa ABAQUS [10], considerando colunas com geometrias idênticas às dos ensaios experimentais, admitindo um comportamento elasto-plástico para o aço e imperfeições iniciais com a configuração do modo crítico e amplitude igual aos valores medidos experimentalmente. Finalmente, o artigo aborda o dimensionamento, através do Método da Resistência Directa (MRD), de colunas LC afectadas por diferentes níveis de interacção L-D-G, tendo por base (i) os resultados numéricos determinados neste trabalho (e também em trabalhos anteriores), bem como (ii) os valores da resistência última obtidos experimentalmente pelos autores (publicados em trabalhos recentes) – algumas conclusões preliminares são retiradas das comparações efectuadas.

## 2. BUCKLING BEHAVIOUR – COLUMN GEOMETRY SELECTION

Para ser possível efectuar um estudo paramétrico alargado sobre a resistência última de colunas com secção em C afectadas por diferentes níveis de interacção L-D-G, as suas geometrias (largura da alma, banzo e reforço –  $b_w$ ,  $b_f$ ,  $b_s$  –, espessura  $t$  e comprimento  $L$ ) tiveram de ser cuidadosamente escolhidas: foi necessário encontrar dimensões da secção transversal e comprimentos que permitissem “controlar” a proximidade entre as cargas críticas locais, distorcionais e globais das colunas ( $P_{crL}$ ,  $P_{crD}$  e  $P_{crG}$ ). Este objectivo foi atingido através de uma estratégia de “tentativa e erro”, recorrendo ao programa GBTUL [11], e tendo em conta que os perfis seriam fabricados a partir de chapas de aço de 1.0 e 1.2mm de espessura. As geometrias seleccionadas são apresentadas na Tabela 1, conjuntamente com os valores das (i) cargas críticas  $P_{crL}$ ,  $P_{crD}$  e  $P_{crG}$  ( $E=210$  GPa e  $\nu=0.3$ ), e (ii)

relações entre cargas críticas máxima-mínima ( $P_{cr,max}/P_{cr,min}$ ) e intermédia-mínima ( $P_{cr,int}/P_{cr,min}$ ). Observe-se que (i) as cargas críticas  $P_{crD}$  e  $P_{crG}$  nunca estão separadas mais do que 5% para as colunas C1-C8 ( $P_{crL}$  superior em mais do que 10%) e que (ii) as três cargas críticas nunca estão separadas mais do que 6% para as colunas C9-C16 (uma excepção: a coluna C11, com  $P_{crL}$  12% inferior a  $P_{crD}$  e  $P_{crG}$ ), confirmando, assim, a ocorrência de forte interacção DG ou LDG. A título de exemplo, ilustra-se seguidamente o processo que permitiu identificar o comprimento da coluna C14 constante na referida tabela.

A curva representada na Figura 2(a) mostra a variação da carga crítica  $P_{cr}$  com o comprimento  $L$  (escala logarítmica) para colunas LC encastradas (geometria C14). A Figura 2(b), por seu lado, mostra a configuração dos modos críticos de instabilidade relativos à coluna com  $L=L_{LDG}=210\text{ cm}$ . A observação destes resultados conduz às seguintes conclusões:

- (i) A carga crítica  $P_{cr}$  diminui monotonicamente com o comprimento e corresponde sempre aos típicos modos de instabilidade de colunas bi-encastradas: uma ou mais semi-ondas centrais e duas “quartos-de-onda” exteriores para garantir tangentes nulas nas extremidades.
- (ii) A curva exhibe três zonas distintas, associadas à instabilidade local ( $L < 120\text{ cm}$ ) com várias semi-ondas, local-distorcional (plateau quase horizontal com cargas de instabilidade local e distorcional de valor muito próximo), associadas a modos com várias semi-ondas ( $120 < L < 210\text{ cm}$ ) e modos globais por flexão-torção com uma semi-onda ( $L > 210\text{ cm}$ ).
- (iii) As cargas críticas local, distorcional e global da coluna com  $L_{LDG}=210\text{ cm}$  são bastante próximas ( $P_{cr,max}/P_{cr,min}=1.06$ ), sendo de esperar que o comportamento de pós-encurvadura e a resistência última de uma coluna com estas características seja fortemente influenciado por fenómenos de interacção L-D-G.

Colunas	$b_w$ (mm)	$b_f$ (mm)	$b_s$ (mm)	$t$ (mm)	$L$ (mm)	$P_{cr,L}$ (kN)	$P_{cr,D}$ (kN)	$P_{cr,G}$ (kN)	$\frac{P_{cr,int}}{P_{cr,min}}$	$\frac{P_{cr,max}}{P_{cr,min}}$
C1	50	55	10	1.0	1400	50.4	45.7	46.0	1.01	1.10
C2	55	60	10	1.0	1650	45.6	41.1	42.0	1.02	1.11
C3	60	65	10	1.0	1950	41.7	37.2	38.1	1.02	1.12
C4	65	70	10	1.0	2300	38.3	33.5	34.3	1.02	1.14
C5	65	70	12	1.2	1900	67.7	61.1	62.7	1.03	1.11
C6	65	75	12	1.2	2000	63.2	56.9	58.3	1.02	1.11
C7	70	80	12	1.2	2300	58.8	52.9	53.8	1.02	1.11
C8	75	85	12	1.2	2600	54.9	48.3	50.6	1.05	1.14
C9	55	45	12	1.0	1400	52.8	55.1	53.5	1.01	1.04
C10	60	50	12	1.0	1600	47.9	49.6	50.7	1.04	1.06
C11	60	60	12	1.0	1700	45.5	49.5	51.0	1.09	1.12
C12	65	55	12	1.0	1900	43.7	43.8	45.0	1.00	1.03
C13	70	60	12	1.2	1850	69.4	70.1	72.3	1.01	1.04
C14	75	65	12	1.2	2100	64.2	63.9	67.4	1.01	1.06
C15	80	70	12	1.2	2400	59.8	58.2	61.9	1.03	1.06
C16	85	75	12	1.2	2750	55.8	53.7	56.3	1.04	1.05

Tabela 1. Geometria das colunas seleccionadas e correspondentes cargas críticas de instabilidade local, distorcional e global.

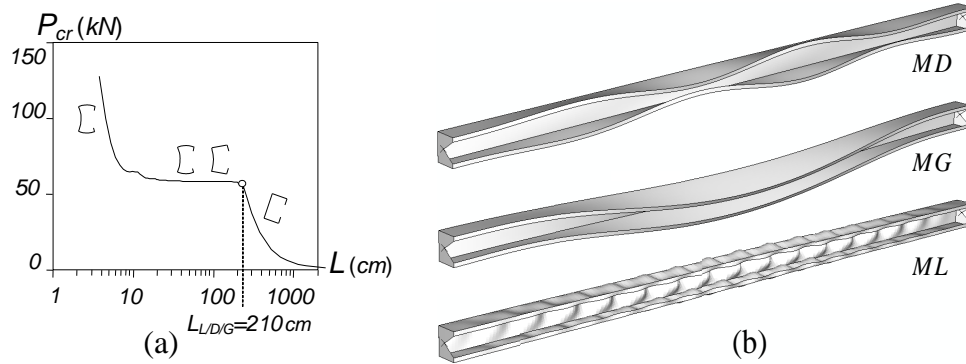


Figura 2. Colunas de secção C14: (a) curvas de estabilidade  $P_{cr}$  vs.  $L$  e (b) configuração dos modos de instabilidade distorcional, global (flexão-torção) e local.

### 3. INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL

Esta secção aborda a investigação experimental realizada na The University of Hong Kong e amplamente descrita em [9]. Os espécimes dos perfis de secção em C foram obtidos por quinagem de chapas de aço estrutural zincadas de alta resistência G500 e G550 – a espessura e a tensão de cedência nominais foram (i)  $t=1.2\text{ mm}$  e  $f_y=500\text{ MPa}$  (G500) e (ii)  $t=1.0\text{ mm}$  e  $f_y=550\text{ MPa}$  (G550). As dimensões medidas da secção transversal e comprimentos dos espécimes são apresentados na Tabela 2, conjuntamente com as respectivas cargas críticas de instabilidade ( $E=210\text{ GPa}$ ;  $\nu=0.3$ ): (i) oito espécimes com  $t=1.0\text{ mm}$ , designados LC1-4, LC9-12, e (ii) oito espécimes com  $t=1.2\text{ mm}$ , designados LC5-8, LC13-16 – para verificar a repetibilidade dos testes, foram ensaiados dois espécimes quase idênticos com as dimensões LC2. Em todos os casos, o raio interior de dobragem foi de  $2.0\text{ mm}$  e as secções de extremidade dos espécimes foram soldadas a placas de aço de  $25\text{ mm}$  de espessura, garantindo o contacto pleno com as extremidades da máquina de ensaios (extremidades fixas).

Foram realizados ensaios de tracção com provetes da chapa de aço estrutural para obter as propriedades materiais das chapas de aço. Os provetes foram extraídos das regiões centrais da alma e do banzo dos espécimes LC1 e LC5 – uma vez que os perfis foram fabricados a partir de apenas dois lotes de aço, as propriedades do material foram considerados idênticos aos do provete com a mesma espessura. Os valores do módulo de elasticidade e da tensão a 0.2% de alongamento medidos para os espécimes LC1 e LC5 foram (i)  $E_0=211\text{--}218\text{ GPa}$  +  $\sigma_{0.2}=597\text{--}612\text{ MPa}$  (aço G550) e (ii)  $E_0=213\text{--}215\text{ GPa}$  +  $\sigma_{0.2}=594\text{--}598\text{ MPa}$  (aço G500) – os valores maiores de  $E_0$  e  $\sigma_{0.2}$  foram obtidos para os provetes provenientes da alma dos espécimes. A Figura 3(a) mostra as curvas tensão-deformação determinadas para os dois provetes do espécime LC5 – notar que o aço não exhibe praticamente endurecimento.

Os ensaios foram realizados por controlo de deslocamentos, accionando o actuador hidráulico a uma velocidade constante ( $0.2\text{ mm/min}$ ), sendo medido o encurtamento axial das colunas por meio de três transdutores. Além disso, foram usados sete transdutores para medir a deformação da secção transversal a meia altura da coluna, conforme se ilustra na Figura 3 (b): (i) três na alma, um a meia altura (colocados a  $60\text{ mm}$  de distância da secção média do perfil) e

Colunas	$b_w$ (mm)	$b_f$ (mm)	$b_s$ (mm)	$t$ (mm)	$L$ (mm)	$P_y$ (kN)	$P_{cr.L}$ (kN)	$P_{cr.D}$ (kN)	$P_{cr.G}$ (kN)	$\frac{P_{cr.int}}{P_{cr.min}}$	$\frac{P_{cr.max}}{P_{cr.min}}$	$\frac{P_y}{P_{cr.min}}$	$\Delta_0$ (mm)	$\delta_0/L$	$P_{Exp}$ (kN)	Modo de colapso
LC1	53.5	56.7	12.5	0.985	1395	104.0	47.6	56.6	58.3	1.19	1.23	1.94	0.945	1/4394	46.15	LDG
LC2-1	57.5	61.4	12.4	0.997	1651	112.5	45.2	51.7	51.6	1.14	1.14	2.38	0.575	-1/32503	44.78	LDG
LC2-2	57.6	61.4	12.5	1.001	1649	113.1	45.7	52.9	52.9	1.16	1.16	2.33	0.575	-1/66891	44.20	LDG
LC3	62.6	66.2	12.5	1.001	1951	121.1	42.0	46.4	46.0	1.10	1.11	2.85	0.385	-1/4043	39.83	LDG
LC4	68.7	71.0	12.5	0.976	2300	126.5	35.7	40.4	40.5	1.13	1.13	3.41	0.805	-1/12075	39.68	LDG
LC5	70.8	72.3	12.2	1.193	1896	143.0	63.2	59.4	69.7	1.06	1.17	2.46	-0.175	1/29860	61.67	LDG
LC6	70.9	78.3	11.9	1.203	2004	151.2	60.3	54.2	64.0	1.11	1.18	2.84	0.108	1/-3586	59.19	LDG
LC7	75.7	82.9	12.0	1.194	2302	158.5	55.3	50.2	59.0	1.10	1.18	3.22	-0.865	-1/1888	49.49	LDG
LC8	82.1	87.7	11.8	1.171	2603	164.6	48.7	43.7	54.8	1.11	1.25	3.61	-1.780	-1/2927	47.46	LDG
LC9	58.0	48.2	12.8	0.983	1401	97.3	47.6	63.8	65.4	1.34	1.37	1.62	0.260	-1/4596	51.13	LDG
LC10	63.3	52.6	12.7	0.989	1602	105.5	43.9	57.4	61.2	1.31	1.39	1.88	0.105	1/15769	50.55	LDG
LC11	62.7	63.9	12.4	0.987	1699	116.9	41.2	48.2	53.7	1.17	1.30	2.37	0.475	-1/66891	42.59	LDG
LC12	68.5	57.3	12.8	0.986	1899	113.2	39.8	51.7	53.9	1.30	1.35	2.29	-0.050	-1/6501	46.24	LDG
LC13	73.2	63.3	12.4	1.204	1851	135.2	67.0	69.1	78.9	1.03	1.18	2.06	-0.208	-1/2974	66.82	LDG
LC14	78.4	68.4	12.5	1.174	2100	141.0	57.5	60.9	71.3	1.06	1.24	2.37	-1.238	-1/2756	60.74	LDG
LC15	83.3	73.4	11.9	1.176	2402	149.3	53.7	53.0	64.1	1.01	1.21	2.79	0.733	-1/4202	55.47	LDG
LC16	88.5	78.3	12.3	1.204	2750	162.4	54.0	53.0	61.5	1.02	1.16	3.17	-0.735	-1/10826	52.06	LDG

Tabela 2. Colunas testadas: (i) geometrias, (ii) cargas de cedência e críticas (local, distorcional, global), (iii) amplitudes da imperfeição geométrica inicial, (iv) cargas últimas e (v) natureza do modo de colapso observado.

dois a 10 mm de distância a partir dos cantos da ligação alma-banzo, (ii) um em cada banzo, a 10 mm de distância a partir do canto da ligação alma-banzo, e (iii) um em cada reforço, a 10 mm da extremidade livre.

Para avaliar a configuração inicial dos espécimes foram medidos, antes da realização dos testes, os deslocamentos  $\Delta_0$  e  $\delta_0$  a meia altura (ver Figura 3(c)) – os valores medidos para  $\Delta_0$  e  $\delta_0$  são apresentados na Tabela 2, com o último normalizado relativamente ao comprimento  $L$  do espécimen. Os valores  $\Delta_0$  dizem respeito às deformações iniciais por distorção (distorcionais) e correspondem a metade da diferença dos valores medidos, paralelamente à alma, entre os cantos das ligações banzo-reforço e alma-banzo ( $\Delta_0$  positivo significa movimento para o exterior dos conjuntos alma-banzo) – o máximo valor de  $\Delta_0$  medido foi 1.78 mm (LC8). Por sua vez, os valores de  $\delta_0$  podem ter origem em várias combinações iniciais devidas (i) à flexão na menor inércia, (ii) à rotação de torção (recordar a localização do centro de corte) e, em menor escala ( $\delta_0$  é medido perto da ligação alma-banzo), (iii) às deformações locais e/ou distorcionais (ambas originam a flexão transversal da alma) – o valor máximo de  $\delta_0/L$  medido foi 1/1888 (LC7). Notar que valores positivos de  $\delta_0/L$  representam curvaturas de flexão na menor inércia no sentido dos reforços. Finalmente, chama-se a atenção para o facto de não terem sido medidos perfis de deslocamentos iniciais, não se conhecendo a forma longitudinal das imperfeições iniciais.

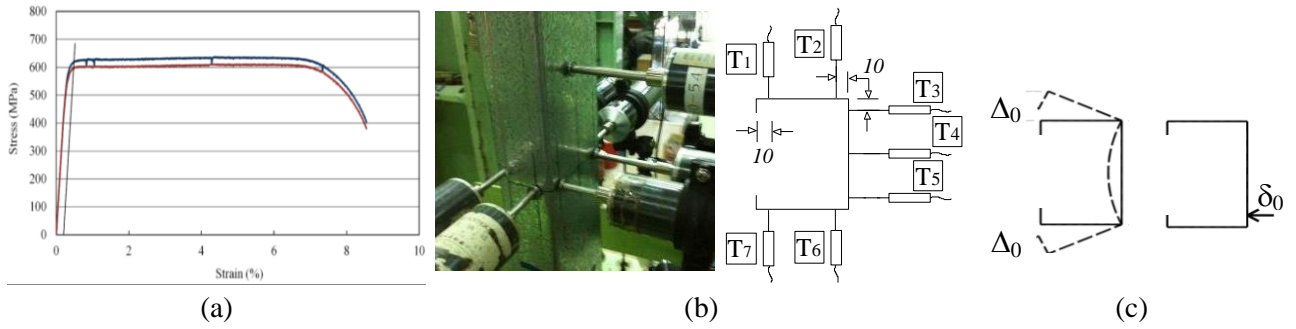


Figura 3. Espécimes ensaiados: (a) curvas tensão-deformação (alma do espécime LC5), (b) localização dos transdutores (secção de meio vão), e (c) deslocamentos iniciais medidos a meia altura.

### 3.1. Resultados dos testes

As cargas de últimas experimentais ( $P_{Exp}$ ) são apresentadas na Tabela 2, a qual indica também a natureza do modo de colapso observado. Dois espécimes idênticos (LC2-1 e LC2-2) foram testados e as cargas últimas obtidas diferem em apenas 1.3%, garantindo a repetibilidade dos testes. O colapso de todos os espécimes envolveram modos com interacção local-distorcional-global (flexo-torção) – as Figuras 4(a)-(b) mostram as deformadas perto do colapso dos espécimes LC7 e LC13, as quais evidenciam claramente a ocorrência simultânea de deformações locais, distorcionais e flexo-torsionais. No entanto, notar também que esta interacção tripla não decorre da quase coincidência das três cargas críticas – na verdade, a razão  $P_{cr,max}/P_{cr,min}$  está compreendida na gama 1.11-1.39 (ver Tabela 2), valores superiores aos inicialmente planeados (ver Tabela 1) – esta diferença resulta de imprecisões de fabricação, bem visíveis, comparando as dimensões das secções transversais das Tabelas 1 e 2. Em vez disso, a interacção é devida ao facto de que  $P_y$  ser "bem superior" a  $P_{cr,max}$ :  $P_y/P_{cr,max}$  encontra-se na gama 1.62-3.61 (ver de novo a Tabela 2). Por sua vez, a Figura 4 (c) mostra a trajectória de equilíbrio que descreve a variação do encurtamento axial com a carga aplicada para o espécime LC5 – várias trajectórias de equilíbrio, correspondentes a outros espécimes e medições dos transdutores, foram também registadas e algumas são apresentados em [9].

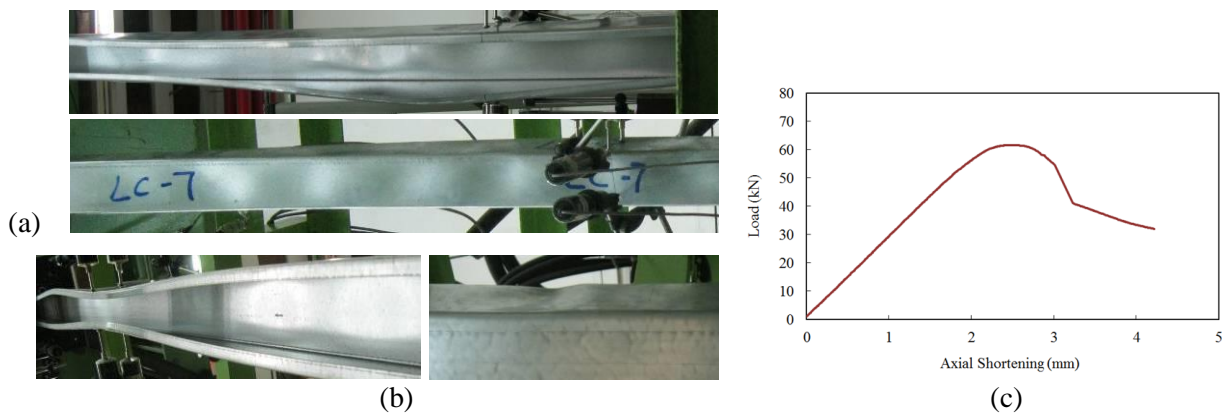


Figura 4. Evidência experimental da interacção local-distorcional-global nos espécimes (a) LC7 e (b) LC13, e (c) curva carga vs. encurtamento para espécimen LC5.

#### 4. SIMULAÇÕES NUMÉRICAS

Esta secção apresenta a simulação numérica dos resultados experimentais efectuada com recurso ao programa ABAQUS, considerando análises por elementos finitos de casca (SFEA) – apenas se apresentam alguns resultados referentes ao espécime LC2-1. Contudo, é importante indicar as hipóteses adoptadas para efectuar as referidas simulações numéricas:

- (i) O aço tem um comportamento elástico-perfeitamente plástico com  $E$ ,  $\nu=0.3$  e  $f_y$ , adoptando os valores de  $E_0$  e  $\sigma_{0.2}$  medidos (os mais baixos): (i<sub>1</sub>)  $E=211$  GPa +  $f_y=597$  MPa (G550) e (i<sub>2</sub>)  $E=213$  GPa e  $f_y=594$  MPa (G500).
- (ii) As secções de extremidade das colunas são fixas: apenas é possível a translação axial da extremidade carregada.
- (iii) As tensões residuais (não medidas nos ensaios) e os efeitos de canto são negligenciados.
- (iv) As imperfeições geométricas iniciais combinam a configuração dos modos de estabilidade exibindo (iv<sub>1</sub>) três semi-ondas distorcionais (D3), com amplitude  $\Delta_0$ , e (iv<sub>2</sub>) uma única semi-onda flexo-torsional (FT1) ou de flexão na menor inércia (F1), com amplitude  $\delta_0$ . Nesta investigação consideram-se colunas contendo as seguintes imperfeições iniciais: D3 (imperfeição N<sub>1</sub>), D3 + FT1 (imperfeição N<sub>2</sub>) e D3 + F1 (imperfeição N<sub>3</sub>).

A Figura 5(a)-(b) compara as trajectórias de equilíbrio numéricas e experimentais (i)  $P$  vs.  $d_1$  e  $P$  vs.  $d_7$ , onde  $d_1$  e  $d_7$  são as medições dos transdutores 1 e 7 (ver Figura 2(b) – deslocamentos positivos para o interior da secção), e (ii)  $P$  vs.  $\varepsilon$ , onde  $\varepsilon$  é o encurtamento da coluna. Os resultados numéricos apresentados dizem respeito a colunas com imperfeições iniciais N<sub>1</sub>, N<sub>2</sub> ou N<sub>3</sub> – a tabela na Figura 5(b) indica as correspondentes cargas de colapso ( $P_{Num}$ ). Por sua vez, a Figura 5(c) mostra os modos de colapso das colunas (configuração deformada para a carga última) observados experimentalmente (vista frontal e de verso) e fornecidas pela simulação numérica associada a N<sub>2</sub> – esta última inclui também uma ampliação da configuração deformada do banzo superior (mostrando as deformações locais) e a distribuição das deformações plásticas. Estes resultados suscitam os seguintes comentários:

- (i) Existe uma correlação muito boa entre os dois modos de colapso na Figura 5(c), confirmando numericamente a ocorrência de interacção L-D-G (experimentalmente, as deformações locais são claramente visíveis na vista de verso), mesmo quando as três cargas críticas não estão muito próximas (notar que  $P_{cr,max}/P_{cr,min}=1.14$ ). Tal facto é possível porque (i<sub>1</sub>)  $P_{cr,L} < P_{cr,D} \approx P_{cr,G}$  (instabilidade L é a crítica) e (i<sub>2</sub>) a tensão de cedência é consideravelmente superior à máxima tensão crítica de instabilidade ( $P_y/P_{cr,max}=2.38$ ).
- (ii) As trajectórias de equilíbrio numéricas e experimentais seguem a mesma tendência, em particular no que respeita às curvas  $P$  vs.  $\varepsilon$ . Contudo, as curvas  $d_1$  e  $d_7$  exibem algumas diferenças – por exemplo, a curva N<sub>3</sub>  $P$  vs.  $d_1$  exhibe uma inversão do deslocamento perto do colapso que não se observa experimentalmente. A explicação mais provável para estas diferenças deverá estar na forma da imperfeição geométrica inicial – só o conhecimento do perfil longitudinal dessas imperfeições iniciais permitiria esclarecer devidamente a questão.
- (iii) Quando as imperfeições iniciais contêm uma componente global (N<sub>2</sub> ou N<sub>3</sub>), a carga de

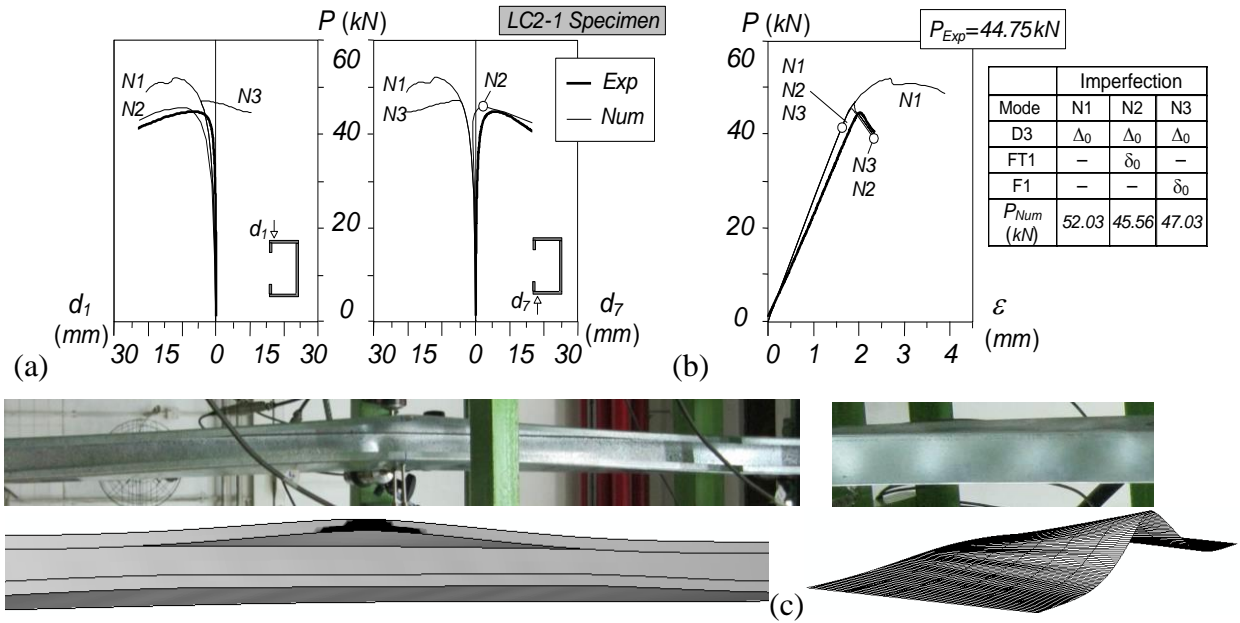


Figura 5. Resultados experimentais numéricos e relativos ao espécime LC2-1: (a) trajectórias  $P$  vs.  $d_1$  e  $P$  vs.  $d_7$ , e (b) curva  $P$  vs.  $\varepsilon$  (imperfeições  $N_1$ ,  $N_2$ ,  $N_3$ ), e (c) configuração do modo de colapso experimental (vista frontal e de verso) e numérico  $N_2$ .

colapso diminui acentuadamente, evidenciando a importância da deformação global no colapso das colunas analisadas – *e.g.*, a carga última baixa de 52.03 para 45.56 kN quando a imperfeição inicial muda de  $N_1$  para  $N_2$ . Além disso, a carga de colapso da coluna com uma componente da imperfeição inicial FT1 é menor do que a da sua congénere com uma imperfeição com componente F1: a carga de colapso aumenta de 45.56 para 47.03 kN quando a imperfeição inicial muda de  $N_3$  para  $N_2$  – 0.85% e 5% superior ao valor experimental (44.75 kN).

## 5. DIMENSIONAMENTO DE ACORDO COM O MRD

As curvas de dimensionamento do MRD actualmente codificadas podem ser encontradas em [12] e fornecem a resistência nominal de colunas relativamente a colapsos locais, distorcionais, globais ou com interacção local-global ( $f_{NL}$ ,  $f_{ND}$ ,  $f_{NE}$  e  $f_{NLE}$ ) – no último caso,  $f_y$  é substituído por  $f_{NE}$  nas expressões de  $f_{NL}$ . Contudo, não existe uma curva de dimensionamento bem estabelecida e consensual para colapsos interactivos envolvendo a instabilidade distorcional. No caso particular de colapsos com interacção local-distorcional, seguindo o procedimento adoptado para lidar com o colapso de colunas com interacção local-global deu origem à proposta de curvas de dimensionamento para estimar a resistência última de colunas exibindo interacção L-D, baseado na substituição de  $f_y$  por  $f_{ND}$  nas expressões  $f_{NL}$  (abordagem  $f_{NLD}$ ) – este procedimento foi posteriormente modificado e adaptado com sucesso para estimar as cargas de colapso de colunas de secção em C [1]. Da mesma forma, é possível argumentar que uma estimativa eficiente da resistência última para colapsos com



interacção distorcional-global ( $f_{NDE}$ ) pode ser obtida substituindo  $f_y$  por  $f_{NE}$  nas expressões de  $f_{ND}$  [13]. Levando este raciocínio um pouco mais longe, pode-se afirmar que é possível prever a resistência última de colunas de aço enformadas a frio experimentando tripla interacção (L-D-G), por meio de  $f_{NLDE}$ , obtida a partir das expressões de  $f_{NL}$  substituindo  $f_y$  por  $f_{NDE}$  [6, 13]. A resistência nominal de colunas envolvendo deformações globais são obtidos a partir das expressões:

$$f_{NLE} = \begin{cases} f_{NE} & \text{se } \lambda_{LE} \leq 0.776 \\ f_{NE} \left( \frac{f_{CRL}}{f_{NE}} \right)^{0.4} \left[ 1 - 0.15 \left( \frac{f_{CRL}}{f_{NE}} \right)^{0.4} \right] & \text{se } \lambda_{LE} > 0.776 \end{cases} \quad \text{onde } \lambda_{LE} = \sqrt{\frac{f_{NE}}{f_{CRL}}} \quad , \quad (1)$$

$$f_{NDE} = \begin{cases} f_{NE} & \text{se } \lambda_{DE} \leq 0.561 \\ f_{NE} \left( \frac{f_{CRD}}{f_{NE}} \right)^{0.6} \left[ 1 - 0.25 \left( \frac{f_{CRD}}{f_{NE}} \right)^{0.6} \right] & \text{se } \lambda_{DE} > 0.561 \end{cases} \quad \text{onde } \lambda_{DE} = \sqrt{\frac{f_{NE}}{f_{CRD}}} \quad , \quad (2)$$

$$f_{NLDE} = \begin{cases} f_{NDE} & \text{se } \lambda_{LDE} \leq 0.776 \\ f_{NDE} \left( \frac{f_{CRL}}{f_{NDE}} \right)^{0.4} \left[ 1 - 0.15 \left( \frac{f_{CRL}}{f_{NDE}} \right)^{0.4} \right] & \text{se } \lambda_{LDE} > 0.776 \end{cases} \quad \text{onde } \lambda_{LDE} = \sqrt{\frac{f_{NDE}}{f_{CRL}}} \quad . \quad (3)$$

A Figura 7(a) mostra as quatro curvas de dimensionamento do MRD (E, LE, DE e LDE), em função da esbelteza global  $\lambda_E$  (notar que  $\lambda_E \approx \lambda_D \approx \lambda_L$ ), em conjunto com os valores de resistência última de colunas encastradas de secção em C, nomeadamente (i) os valores experimentais  $f_{Exp}/f_y$  ( $f_y$  é a tensão de cedência medida nos ensaios de caracterização do aço) relativos aos dezasseis espécimes considerados neste trabalho (colunas LC – círculos brancos) e doze espécimes ensaiados por Santos *et al.* [7, 8] (círculos cinzentos) e (ii) 134 valores numéricos  $f_{Num}/f_y$  obtidos por Dinis *et al.* [7]. Notar que (i) as cargas de colapso experimentais e numéricas relatadas em [7, 8] correspondem a colunas com cargas críticas L, D, G próximas ( $1.00 \leq P_{cr,max}/P_{cr,min} \leq 1.10$ ) e com valores de  $P_y/P_{cr,max}$  compreendidos entre 1.19-2.16 (experimentais) e 0.53-6.24 (numéricos), e (ii) os testes relatados em [7, 8] forneceram sobretudo colapsos com interacção D-G (sem deformações locais visíveis). Finalmente, na Figura 6(b) são representados graficamente as relações  $f_U/f_{NLE}$ ,  $f_U/f_{NDE}$ ,  $f_U/f_{NLDE}$  em função de  $\lambda_E$ , para todas as cargas de colapso – na Tabela 3 indicam-se os correspondentes valores da média e do desvio padrão. A observação destes resultados permite retirar as seguintes conclusões:

- (i) A curva  $f_{NE}$  encontra-se acima da generalidade dos valores das cargas de colapso experimentais e numéricos das colunas relatados em [7, 8], os quais estão bem abaixo dos da sua congénere LC. Nenhuma explicação clara foi encontrada para esta discrepância – pode dever-se a diferenças nos dispositivos experimentais e/ou de amplitude das imperfeições iniciais. Contudo, notar que os valores numéricos e os dos testes relativos às colunas LC correlacionam-se bastante bem.
- (ii) As estimativas  $f_{NLE}$ ,  $f_{NDE}$  e  $f_{NLDE}$  das colunas LC e das cargas de colapso numéricas apresentam uma qualidade bastante semelhante, mesmo que estas últimas sejam ligeiramente mais precisas.

Nos dois casos, as estimativas  $f_{NLE}$  apresentam o melhor desempenho – médias e desvios padrão iguais a 1.22/0.05 e 1.13/0.08, respectivamente. Isto significa que a actual curva de dimensionamento do MRD para colapsos com interacção local-global prevê as cargas de colapso das colunas LC e das análises numéricas bastante bem.

- (iii) Por outro lado, os valores  $f_{NLE}$  sobrestimam todas as cargas de colapso dos testes relatados em [7, 8]. Contudo, estas cargas de colapso são relativamente bem estimadas por  $f_{NDE}$  e  $f_{NLDE}$ , em particular por esta última – as correspondentes médias e desvios padrão são iguais a 0.97/0.08 e 1.01/0.09, respectivamente.
- (iv) Apesar de a curva  $f_{NLDE}$  estimar com segurança quase todos os valores de cargas de colapso disponíveis (experimentais e numéricos) de colunas encastradas de secção em C afectadas por interacção L-D-G, o facto de esses valores subestimarem todas as cargas de colapso das colunas relatadas em [7] (melhor previstas por  $f_{NLE}$ ) não pode ser subestimado. Assim, são necessários mais testes experimentais e simulações numéricas, envolvendo colunas com uma gama variada de relações  $P_{cr,max}/P_{cr,min}$  e  $P_y/P_{cr,max}$ , antes de poder ser desenvolvida e proposta uma abordagem satisfatória de dimensionamento baseada no MRD para colunas afectadas por interacção L-D-G.

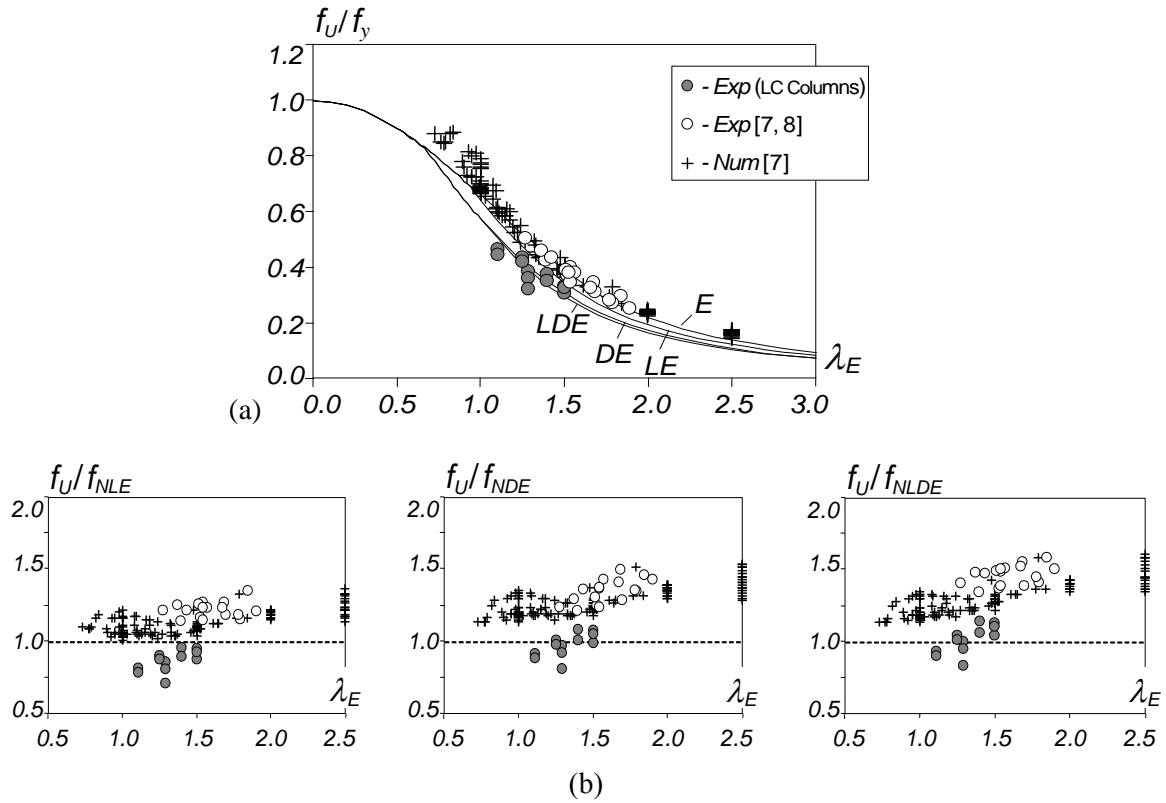


Figura 6. Representação gráfica das relações (a)  $f_U/f_y$  e (b)  $f_U/f_{NLE}$ ,  $f_U/f_{NDE}$ ,  $f_U/f_{NLDE}$ , em função da esbelteza global  $\lambda_E$ .

		$f_U/f_{NLE}$	$f_U/f_{NDE}$	$f_U/f_{NLDE}$
<i>Exp.</i> <i>LC</i>	<i>Média</i>	1.22	1.34	1.46
	<i>D.Padrão</i>	0.05	0.07	0.07
<i>Exp</i> <i>[7,8]</i>	<i>Média</i>	0.86	0.97	1.01
	<i>D.Padrão</i>	0.07	0.08	0.09
<i>Num</i> <i>[7]</i>	<i>Média</i>	1.13	1.28	1.31
	<i>D.Padrão</i>	0.08	0.10	0.11

Tabela 3. Média e desvio padrão das relações  $f_U/f_{NLE}$ ,  $f_U/f_{NDE}$ ,  $f_U/f_{NLDE}$ .

## 6. CONCLUSÕES

Este trabalho apresentou resultados experimentais, numéricos e de dimensionamento relativos a uma investigação em curso sobre os comportamentos de pós-encurvadura e de resistência última de colunas encastradas, de aço enformadas a frio e de secção em C, afectadas por interacção local-distortional-global. Depois de abordar brevemente a selecção da geometria das colunas, o artigo centra-se no programa experimental, realizado na The University of Hong Kong, nomeadamente na identificação das propriedades materiais do aço, das imperfeições geométricas iniciais, nas trajectórias de equilíbrio, nas cargas e nos mecanismos de colapso. Em seguida, o artigo abordou a simulação numérica de um dos testes realizados (análises por elementos finitos de casca efectuados com recurso ao programa ABAQUS) – o acordo com os valores experimentais foi bastante satisfatório, apesar de terem sido detectadas algumas discrepâncias não totalmente explicadas (a explicação mais provável deverá estar na forma da imperfeição geométrica inicial – o facto de não se conhecer o perfil longitudinal das imperfeições iniciais não permite esclarecer totalmente a questão). O artigo terminou com algumas observações sobre o dimensionamento através do MRD de colunas afectadas por interacção L-D-G. Várias curvas de dimensionamento baseadas no MRD que têm em conta os fenómenos de interacção modal foram comparadas com os valores numéricos e experimentais de cargas de colapso disponíveis na literatura, incluindo os obtidos neste artigo. Verificou-se que as actuais curvas de dimensionamento do MRD para colapsos com interacção local-global fornecem estimativas aceitáveis das cargas de colapso. No entanto, são necessárias mais investigações de índole experimental e numérica, envolvendo colunas com diferentes relações de  $P_{cr,max}/P_{cr,min}$  e  $P_y/P_{cr,max}$ , antes de ser possível propor uma abordagem satisfatória do MRD para colunas afectadas por interacção L-D-G.

## REFERÊNCIAS

- [1] Silvestre, N., Camotim, D., Dinis, P.B., “Post-Buckling Behaviour and Direct Strength Design of Lipped Channel Columns Experiencing Local-Distortional Interaction”, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 73, pp. 12-30, June 2012.

- [2] Dinis, P.B.; Camotim, D. “Cold-Formed Steel Columns Undergoing Local-Distortional Coupling: Behaviour and Direct Strength Prediction Against Interactive Failure”, *Computers & Structures*, vol. 147, pp. 181-208, January 2015.
- [3] Rossi, B., Jaspart, J.P., Rasmussen, K.J.R., “Combined Distortional and Overall Flexural-Torsional Buckling of Cold-Formed Stainless Steel Sections: Experimental Investigations”, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, Vol. 136, No. 4, pp. 354-360, 2010.
- [4] Dinis, P.B., Camotim, D., “Local/Distortional/Global Mode Interaction in Simply Supported Cold-Formed Steel Lipped Channel Columns”, *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, Vol. 11, No. 5, pp. 877-902, 2011.
- [5] Dubina, D., Ungureanu, V., Crisan, A., “Experimental Evidence of Erosion of Critical Load in Interactive Buckling”, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, Vol. 139, No. 5, pp. 705-716, 2013.
- [6] Dinis, P.B., Camotim, D., Batista, E., Santos, E., “Local/Distortional/Global Mode Coupling in Fixed Lipped Channel Columns: Behaviour and Strength”, *Advanced Steel Construction – an International Journal*, Vol. 7, No. 4, pp. 113-130, 2011.
- [7] Dinis, P.B., Batista, E.M., Camotim, D., Santos, E.S., “Local-Distortional-Global Interaction in Lipped Channel Columns: Experimental Results, Numerical Simulations and Design Considerations”, *Thin-Walled Structures*, Vol. 61, pp. 2-13, 2012.
- [8] Santos, E.S., Batista, E.M., Camotim, D., “Experimental Investigation Concerning Lipped Channel Columns Undergoing Local-Distortional-Global Buckling Mode Interaction”, *Thin-Walled Structures*, Vol. 54, pp. 19-34, 2012.
- [9] Young B., Camotim D., Dinis P.B., “Tests of Cold-Formed Steel Lipped Channel Columns Undergoing Local-Distortional-Global Interaction”, *Research and Applications in Structural Engineering, Mechanics and Computation (SEMC 2013 – Cape Town, 2-4/9)*, A. Zingoni (Ed.), Taylor & Francis (London), pp. 387-388, 2013. (full paper in CD-ROM Proceedings – pp. 1071-1076)
- [10] Simulia Inc., ABAQUS Standard (version 6.7-5), 2008.
- [11] Bebiano R., Pina P., Silvestre N., Camotim D. GBTUL 1.0 $\beta$  – Buckling and Vibration Analysis of Thin-Walled Members, DECivil/IST, Technical University of Lisbon, 2008. (<http://www.civil.ist.utl.pt/gbt>)
- [12] Schafer, BW, “Review: the Direct Strength Method of cold-formed steel member design”, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 64, No. 7-8, pp. 766-778, 2008.
- [13] Yap, D.C.Y., Hancock, G.J., “Experimental Study of High Strength Cold-Formed Stiffened Web Steel Sections”, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, Vol. 137, No. 2, pp. 162-172, 2011.