

COMPORTAMENTO À FLEXÃO DE VIGAS DE AÇO TUBULARES RETANGULARES SUBMETIDAS A FORÇAS TRANSVERSAIS LOCALIZADAS

Jacqueline Maria Flor ¹, Ricardo Hallal Fakury ², Rodrigo Barreto Caldas ³,

Davi Pedrosa de Aguiar ⁴

RESUMO: Este artigo apresenta uma investigação preliminar sobre a influência de forças transversais localizadas no valor do momento resistente de vigas de aço tubulares retangulares com seção transversal compacta. Dois protótipos de vigas de 6 m de comprimento foram submetidos a ensaio de flexão sob a ação de duas forças transversais localizadas equidistantes dos apoios. Um modelo numérico foi desenvolvido para simular o comportamento das vigas e empregado em um estudo paramétrico. Os parâmetros investigados foram o método de aplicação das forças e o raio de concordância entre as mesas e as almas do tubo retangular. Constatou-se que seções transversais tubulares retangulares compactas podem apresentar falha oriunda de grandes deformações plásticas localizadas na região imediatamente abaixo da área de aplicação da força localizada, quando essa força comprime as almas. A colocação de chapas de reforço nas almas reduz significativamente o efeito deletério no momento resistente. Adicionalmente, observou-se que o efeito é mais acentuado nas seções transversais tubulares retangulares com raios de concordância mais elevados.

Palavras-chave: viga de aço tubular retangular, força transversal localizada, momento resistente, chapas de reforço, simulação numérica.

1. INTRODUÇÃO

Perfis de aço de seção tubular retangular usados como vigas são frequentemente empregados em estruturas de pisos e coberturas, principalmente em decorrência de vantagens arquitetônicas se comparados aos perfis de aço de seção aberta, proporcionando à edificação um aspecto estético limpo e agradável (Araújo *et al.* 2016). A facilidade das ligações às superfícies planas confere aos tubos retangulares vantagens construtivas em relação aos tubos circulares. No Brasil, as novas

¹ Mestre em Engenharia de Estruturas, Departamento de Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Brasil, E-mail: flor@dees.ufmg.br (autor correspondente)

² Doutor em Engenharia de Estruturas, Departamento de Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Brasil, E-mail: fakury@dees.ufmg.br

³ Doutor em Engenharia de Estruturas, Departamento de Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Brasil, E-mail: caldas@dees.ufmg.br

⁴ Graduando em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Minas Gerais, Brasil, E-mail: daviaguiar@outlook.com

coberturas dos aeroportos Tancredo Neves, na região metropolitana de Belo Horizonte, MG (Figura 1), e de Congonhas, SP (Figura 2), são exemplos da utilização de perfis tubulares retangulares em estruturas de aço aparentes.



Figura 1 – Cobertura do aeroporto Tancredo Neves, MG, Brasil



Figura 2 – Cobertura do aeroporto de Congonhas, SP, Brasil

De modo geral, o momento fletor resistente de vigas de aço com seção tubular retangular, a exemplo de vigas com outras formas de seção transversal, é limitado pela ocorrência de flambagem lateral com torção (FLT), flambagem local da mesa comprimida (FLM) e das duas almas (FLA) e falha por força transversal localizada atuando na mesa do perfil. Nessas vigas com seção tubular, a norma brasileira ABNT NBR 8800:2008 estabelece valores limites para os parâmetros de esbelteza da viga, da mesa comprimida e das almas da seção transversal, que governam a determinação do momento fletor resistente para os estados-limites últimos FLT, FLM e FLA. Nenhuma consideração é feita quanto à falha por força transversal localizada, questão que não tem sido objeto de pesquisa.

Para os perfis I e H, ao contrário, existem prescrições em que são fornecidos os modos de ruína que uma força transversal localizada pode provocar quando atua diretamente em uma das mesas, comprimindo ou tracionando a alma. Quando a força solicitante supera a força resistente, devem ser colocados, na seção de atuação da força, enrijecedores transversais à alma e/ou chapas de reforço da alma, dimensionados para absorver a parcela correspondente à diferença entre a força solicitante e a força resistente (em algumas situações, outras soluções precisam ser utilizadas). Vários pesquisadores já abordaram esse tema, tais como Sherbourne and Jensen (1957), Graham *et al.* (1959, 1960), Roberts (1981), Summers and Yura (1982), Elgaaly (1983), Elgaaly and Salkar (1991), Carter (1999), Troup (1999), Prochnow *et al.* (2000), e Hajjar *et al.* (2003).

Conforme a ABNT NBR 8800:2008, há a garantia da não ocorrência de FLT, FLM e FLA quando o parâmetro de esbeltez, λ , relacionado a cada um desses estados-limites últimos não ultrapassa o parâmetro de esbeltez correspondente à plastificação, λ_p . Nesse caso, o colapso da viga dar-se-á por plastificação total da seção transversal mais solicitada (formação de rótula plástica) e, conseqüentemente, o momento fletor resistente nominal (M_{RK}) será igual ao momento de plastificação (M_{pl}). A Tabela 1 apresenta os parâmetros de esbeltez λ e λ_p referentes à FLT, FLM e FLA. Nessa tabela, b e h referem-se, respectivamente, ao comprimento da parte plana das mesas e das almas, t denota a espessura da parede, A é área da seção transversal, J é a constante de torção, r_y é o raio de giração em relação ao eixo perpendicular ao eixo de flexão, e L_b é o comprimento destravado da viga. Quanto às variáveis referentes às propriedades do aço, E é o módulo de elasticidade e f_y é a resistência ao escoamento.

Tabela 1 - Parâmetros de esbeltez λ e λ_p

Estado-limite último	λ	λ_p
FLT	L_b/r_y	$0,13E/M_{pl} \sqrt{JA}$
FLM	b/t	$1,12\sqrt{E/f_y}$
FLA	h/t	$2,42\sqrt{E/f_y}$

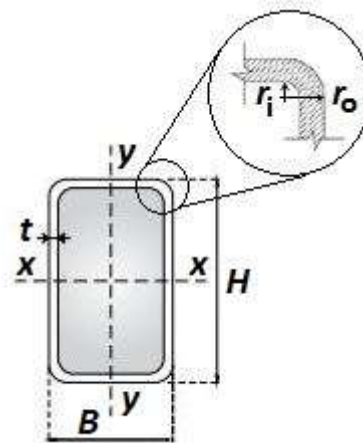


Figura 3 - Dimensões da seção transversal

O objetivo deste estudo é efetuar uma investigação preliminar a respeito do efeito de forças transversais localizadas no valor do momento fletor resistente de vigas de aço tubulares retangulares, restrita às seguintes condições: (a) vigas simplesmente apoiadas, submetidas à flexão oriunda de forças transversais localizadas de sentido gravitacional equidistantes dos apoios; (b) seção transversal em que λ não ultrapassa λ_p para FLM e FLA; (c) forças localizadas aplicadas de quatro modos diferentes: (i) diretamente na parte plana da mesa superior; (ii) idem, mas com chapas de reforço na parte plana das almas; (iii) sobre uma chapa apoiada na mesa superior; e (iv) diretamente na parte plana da mesa inferior.

Para se atingir o objetivo descrito, sucintamente, foram cumpridas as seguintes etapas: (a) realização de ensaios de flexão em laboratório empregando-se protótipos em escala real; (b)

desenvolvimento de um modelo numérico para análise pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) para simular o comportamento dos protótipos; (c) emprego do modelo numérico em um estudo paramétrico no qual foram investigados os quatro modos de aplicação das forças transversais localizadas; e (d) comparação dos resultados numéricos obtidos para o momento resistente com os valores estimados para o momento de plastificação da viga. Adicionalmente, a análise numérica investigou a influência do valor do raio de concordância externo r_e e interno r_i (Figura 3) entre as mesas e as almas do perfil tubular no valor do momento resistente.

2. ENSAIOS EXPERIMENTAIS

2.1. Materiais e Métodos

Perfis de aço tubulares retangulares com altura H da seção transversal igual a 250 mm, largura B igual a 150 mm e espessura da parede t igual 6,4 mm, conforme ilustrado na Figura 3, foram empregados neste estudo. Ensaios de tração longitudinal foram realizados em dois corpos-de-prova extraídos de amostras dos tubos para se determinar as propriedades mecânicas do aço do perfil tubular. Os valores médios da resistência ao escoamento f_y , da resistência à ruptura f_u e do módulo de elasticidade E obtidos foram de 373 MPa, 510 MPa e 203 GPa, respectivamente. Adotou-se o valor 0,3 para o coeficiente de Poisson ν .

Dois protótipos de vigas tubulares retangulares de 6 m de comprimento, simplesmente apoiadas sobre duas vigas de aço rígidas, foram submetidos ao ensaio de flexão sob a ação de duas forças transversais localizadas P , situadas a 2 m do apoio mais próximo, conforme ilustrado na Figura 4. Os protótipos receberam, na superfície externa, pintura com tinta anticorrosiva à base de resina epóxi modificada, especialmente indicada para estruturas metálicas em geral, na cor vermelho óxido. A força foi aplicada por um atuador hidráulico MTS com capacidade de 1500 kN em uma viga de aço rígida simplesmente apoiada sobre o protótipo e monitorada através de uma célula de carga. Foram usados roletes de 50 mm de diâmetro e 150 mm de comprimento, posicionados simetricamente sobre uma chapa de aço quadrada de 150×150 mm, com espessura de 20 mm. As chapas e os roletes receberam uma camada de tinta em aerossol formulada com resinas acrílicas de secagem rápida. Foram monitorados os deslocamentos verticais (flechas) na seção central da viga e sob os pontos de aplicação das forças através de transdutores de deslocamentos (DT). Também foram monitoradas as deformações específicas no aço na seção central através de extensômetros elétricos de resistência (EER). A Figura 5 apresenta uma vista da instrumentação de um protótipo.

3. MODELAGEM NUMÉRICA

3.1. Descrição geral

O software comercial ABAQUS, versão 6.11 (Simulia 2011) para análise via MEF foi empregado na análise numérica, estática e não linear do comportamento das vigas de aço tubulares retangulares sob flexão na configuração de quatro pontos.

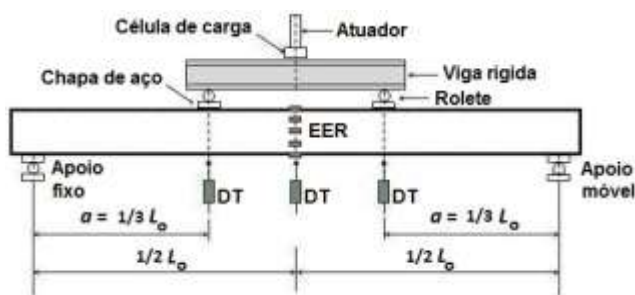


Figura 4 – Esquema do ensaio



Figura 5 – Instrumentação do protótipo

3.2. Modelo constitutivo do material

O modelo constitutivo trilinear, ilustrado esquematicamente na Figura 6, foi empregado para descrever o comportamento mecânico uniaxial do aço do perfil tubular. A deformação do aço compreende um comportamento elástico linear entre zero e a deformação correspondente ao início do escoamento ε_y . O comportamento perfeitamente plástico, correspondente ao escoamento, foi ligeiramente modificado para se contornar eventuais problemas de convergência. No trecho compreendido entre ε_y até o valor de deformação igual a $10\varepsilon_y$, a tensão cresce linearmente até o valor $1,01f_y$. Ao término do escoamento, isto é, a partir da deformação $10\varepsilon_y$, considerou-se regime de encruamento em que a tensão aumenta linearmente até a resistência à ruptura f_u . A deformação correspondente à ruptura foi aproximada em $100\varepsilon_y$. Assumiu-se o critério de escoamento de von-Mises e a regra de encruamento isotrópico.

3.3. Malha de elementos finitos

Para a modelagem do perfil de aço tubular retangular, foi usado o elemento plano de casca, quadrilátero de primeira ordem (4 nós), com opção de integração reduzida, designado S4R na biblioteca do ABAQUS. Cada nó tem 6 graus de liberdade: 3 translações e 3 rotações. Foi realizado

um estudo de sensibilidade da discretização da malha para se determinar um tamanho adequado para os elementos do tubo de aço. Modelos com sementes de tamanhos de 5 mm, 20 mm e 30 mm, nas direções transversal e longitudinal, foram analisados. Adicionalmente, a malha foi refinada transversalmente na região dos cantos curvos. Não houve diferença significativa entre as soluções apresentadas pelos três modelos. Desta forma, considerou-se adequada a malha de 20×20 mm para o estudo numérico proposto.

3.4. Condições de contorno

Visando à economia de esforço computacional e à eficiência da análise, o modelo numérico foi desenvolvido apropriando-se das simetrias de geometria e carregamento em relação ao plano transversal localizado a meio vão e também em relação ao plano de flexão. Portanto, somente um quarto da viga foi considerado para fins de simulação.

As condições de contorno referentes ao apoio foram definidas em uma região localizada na mesa inferior do tubo de aço, utilizando-se a restrição MPC (*Multi-Point Constraint*), tipo *Beam*, disponível no ABAQUS. A opção MPC tipo *Beam* permite restringir o deslocamento e a rotação em um nó ao deslocamento e à rotação de um outro nó, correspondendo à presença de uma viga rígida entre esses dois nós. Inicialmente, foi definido um ponto de referência coincidente com o nó correspondente ao ponto médio da linha de centro do apoio. Nesse nó, foram impedidas as translações na direção dos eixos x (U1) e y (U2), e a rotação em torno do eixo z (UR3), simulando as condições de um apoio articulado móvel. Na sequência, o MPC-*Beam* foi então estabelecido entre o ponto de referência e todos os nós localizados no seu entorno, pertencentes à superfície na parte plana da mesa inferior com comprimento igual a 300 mm, simétrica em relação à linha de centro do apoio (Figura 7). Tal modelagem possibilitou evitar concentrações de tensões na região do apoio.

As condições de contorno referentes à seção situada no plano transversal de simetria foram estabelecidas de forma a restringir a translação na direção do eixo longitudinal z (U3) e as rotações em torno dos eixos x (UR1) e y (UR2). No plano longitudinal de simetria, foram restringidas a translação na direção do eixo x (U1) e as rotações em torno dos eixos y (UR2) e z (UR3).

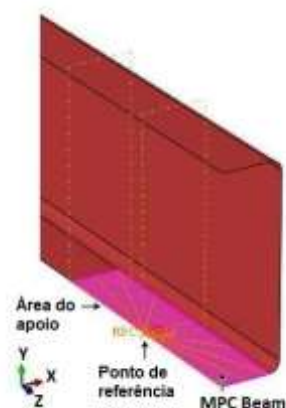
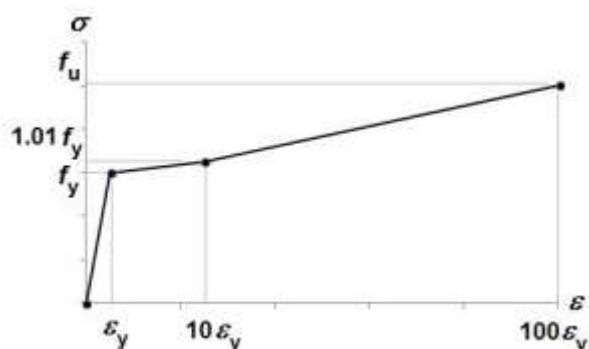


Figura 6 – Relação tensão-deformação do aço

Figura 7 – Condições de contorno no apoio

3.5. Modelagem do carregamento

A força transversal localizada foi modelada como um carregamento uniformemente distribuído do tipo “*pressure*” da biblioteca do ABAQUS, atuando perpendicularmente a uma superfície de 150 mm de comprimento. Quatro casos de aplicação do carregamento foram investigados numericamente. No primeiro caso (Caso 1), o carregamento foi aplicado diretamente na parte plana da mesa superior do tubo de aço. O segundo caso (Caso 2) assemelha-se ao Caso 1, entretanto, a parte plana das almas foi reforçada com chapas de aço com espessura 6,4 mm e comprimento de 150 mm. No terceiro caso (Caso 3), o carregamento foi aplicado sobre uma chapa de aço quadrada de espessura de 20 mm e lados de 150 mm apoiada sobre a mesa superior do tubo de aço. Finalmente, no quarto caso (Caso 4), o carregamento foi totalmente aplicado na parte plana da mesa inferior do tubo. A Figura 8 ilustra a modelagem do carregamento adotada em cada caso. As chapas de reforço das almas (Caso 2) e a chapa de aço usada na aplicação do carregamento no Caso 3 foram discretizadas com elemento de casca S4R. A interface entre a chapa de aço de reforço e o perfil de aço foi modelada como interação tipo “*tie*” ao longo do perímetro do contato entre as duas superfícies, simulando a solda de filete empregada em situações práticas. Para a modelagem da interface entre a chapa de aço e a mesa superior do tubo de aço foi empregado o modelo de interação entre duas superfícies: na direção normal, adotou-se o modelo de pressão de contato e, na direção tangencial, o modelo de atrito de Coulomb. Para o coeficiente de atrito entre a chapa de aço e o tubo de aço, adotou-se o valor de 0,1 para superfícies pintadas. Para cada caso de carregamento estudado, investigou-se a influência do raio de concordância entre a mesa e a alma do perfil de aço tubular retangular. A Tabela 2 apresenta os valores considerados para os raios de concordância

externo r_e , interno r_i e médio r_m . As dimensões da seção transversal do tubo foram consideradas invariáveis nessa investigação.

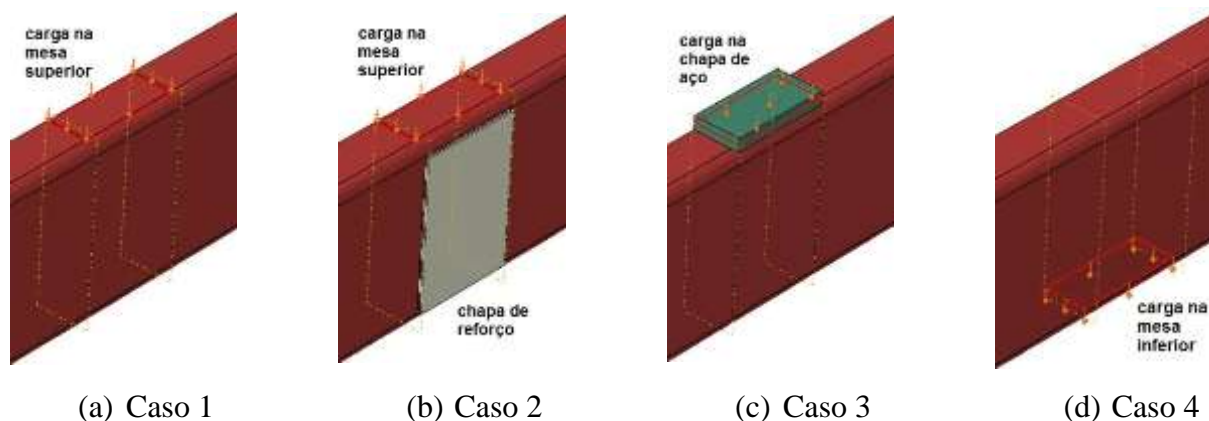


Figura 8 – Casos de carregamento

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1. Parâmetros de esbeltez

A Tabela 2 apresenta os valores dos parâmetros de esbeltez λ e λ_p referentes ao momento fletor resistente nominal para os estados-limites últimos FLT, FLM e FLA, calculados de acordo com a norma brasileira ABNT NBR 8800:2008 (ver Tabela 1). Para os estados-limites FLM e FLA, os valores de λ foram inferiores a λ_p para todos os raios de concordância considerados. Consequentemente, a capacidade resistente ao momento fletor não é limitada pela ocorrência de flambagem local na mesa ou nas almas. Entretanto, para o estado-limite FLT, os valores de λ mostraram-se superiores a λ_p para todos os raios de concordância investigados, indicando que a flambagem lateral com torção poderia ocorrer e limitar a capacidade resistente ao momento fletor. Apesar disso, tanto nos ensaios experimentais quanto no processamento do modelo numérico, não foi observada qualquer translação lateral ou torção da viga.

Tabela 2 – Raios de concordância e parâmetros de esbeltez

Raio de concordância			FLT		FLM		FLA	
r_e	r_i	r_m	λ	λ_p	λ	λ_p	λ	λ_p
mm	mm	mm						
7,2	0,8	4,0	91,59	77,59	21,19	26,13	36,81	56,46
9,6	3,2	6,4	91,69	78,16	20,44	26,13	36,06	56,46
16,0	9,6	12,8	91,99	79,65	18,44	26,13	34,06	56,46
28,8	22,4	25,6	92,78	82,43	14,44	26,13	30,06	56,46
35,2	28,8	32,0	93,28	83,72	12,44	26,13	28,06	56,46

4.2. Resultados experimentais

A Figura 9 apresenta as curvas experimentais momento-deslocamento vertical ($M-\delta$), onde o deslocamento é a flecha na seção central. Ambos os protótipos foram fabricados com raio de concordância médio r_m de 12,8 mm e apresentaram um comportamento bastante similar. Tem-se uma fase elástica na qual se observa uma relação linear entre o momento e o deslocamento, seguida por uma fase inelástica na qual nota-se um decréscimo gradativo da rigidez até se atingir o momento fletor máximo. O comportamento pós-pico é caracterizado pelo tramo descendente da curva. Os valores do momento máximo alcançado pelos protótipos PTR-1 e PTR-2 foram, respectivamente, 147,18 kN.m e 147,61 kN.m. O valor do momento de plastificação estimado teoricamente foi 147,87 kN.m. Próximo ao término do ensaio, ambos os protótipos apresentaram curvatura típica de barras fletidas acompanhada de uma pronunciada dobra localizada na mesa superior decorrente de grandes deformações plásticas e um abaulamento das almas na região comprimida do protótipo imediatamente abaixo de um dos pontos de aplicação da força localizada. A partir da Figura 9, é possível notar que o efeito da força transversal localizada teve influência desprezável na capacidade resistente ao momento fletor, uma vez que o momento resistente praticamente atingiu o momento de plastificação. A Figura 10 mostra o baixo nível das deformações localizadas quando a carga aplicada aproximou-se da máxima carga suportada pelo protótipo PTR-1.

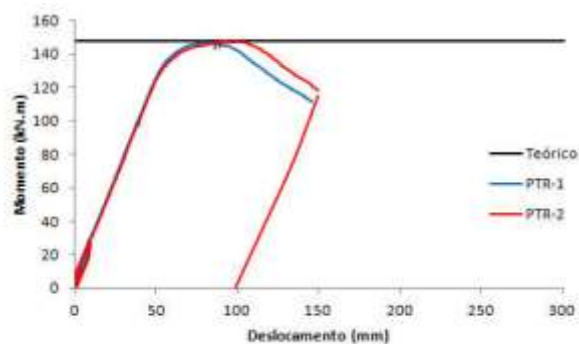
Figura 9 – Curvas experimentais $M-\delta$ 

Figura 10 – Protótipo com deformações localizadas

4.3. Resultados numéricos

As Figuras 11 a 15 apresentam as curvas momento-deslocamento vertical ($M-\delta$) obtidas através do processamento do modelo numérico considerando os cinco diferentes valores para o raio de concordância médio. Em cada figura, são mostradas as curvas correspondentes aos quatro casos de modelagem de aplicação do carregamento investigados, bem como o valor teórico do momento de plastificação, representado pela reta horizontal. Observa-se nitidamente que todas as curvas referentes ao Caso 1, no qual o carregamento é aplicado diretamente na parte plana da mesa superior do tubo, não atingem o momento de plastificação e apresentam trecho descendente pós-pico. É evidente, nesse caso, que a falha por força localizada impossibilitou o completo desenvolvimento da capacidade resistente ao momento fletor da seção transversal. Aplicando-se o carregamento diretamente na mesa superior e reforçando-se a parte plana das almas com chapas de aço longitudinais na seção de aplicação do carregamento (Caso 2), constata-se que o comportamento das vigas melhora significativamente. Observa-se também um relativo aumento na ductilidade da viga. Entretanto, para as seções transversais com raios de concordância maiores (25,6 mm e 32 mm), o desempenho mantém-se ainda aquém da capacidade resistente teórica. Aplicando-se o carregamento sobre uma chapa de aço apoiada sobre a mesa do superior do tubo (Caso 3), nota-se que é possível reduzir razoavelmente o efeito da carga transversal localizada. As seções transversais com raios de concordância menores (4 mm, 6,4 mm e 12,8 mm) atingem praticamente sua capacidade resistente. Porém, comparativamente às vigas do Caso 2, as vigas do Caso 3 apresentam ductilidade bastante reduzida. Finalmente, todas as curvas referentes ao Caso 4, no qual o carregamento é integralmente aplicado na mesa inferior, tracionando as almas, alcançam a capacidade resistente estimada teoricamente e apresentam um platô característico da plastificação

total da seção transversal. A Figura 16 apresenta uma imagem aproximada da região de aplicação do carregamento conforme o Caso 1 para raio de curvatura médio de 12,8 mm. Destaca-se o baixo nível das deformações localizadas plásticas na região comprimida do tubo, decorrentes do efeito da força transversal localizada, para o momento máximo, corroborando os resultados experimentais.

A Tabela 3 apresenta os resultados obtidos para o momento fletor máximo para os diferentes valores do raio de concordância médio r_m considerados nesta investigação. Observando-se os valores da razão M_1/M_{Rk} obtidos a partir da modelagem do carregamento aplicado diretamente sobre a mesa superior (Caso 1), constata-se que o efeito da força localizada é bastante significativo e é tão mais acentuado quanto maior for o raio de concordância, mantendo-se as demais dimensões da seção transversal invariáveis. Para o menor raio médio investigado (4 mm), a redução do momento resistente obtido numericamente foi de 11,5% enquanto que para o maior raio (32 mm), o decréscimo foi de 16%. Para o raio médio dos protótipos ensaiados (12,8 mm), a redução foi de quase 14%. A simples colocação de uma chapa de aço rígida apoiada sobre a mesa superior do tubo (Caso 3) reduz sensivelmente o efeito da força transversal localizada. Para as seções de raio de concordância menores (4 mm e 6,4 mm), a redução da capacidade resistente foi desprezável; para as seções de raios maiores (25,6 mm e 32 mm), a redução foi inferior a 7% e para a seção do protótipo dos ensaios de laboratório, inferior a 3%. Visando a minimizar o efeito deletério da força transversal localizada, investigou-se a colocação de chapas de reforço nas duas almas do perfil tubular retangular (Caso 2). Os valores da razão M_2/M_{Rk} mostraram que é possível reduzir significativamente o decréscimo na capacidade resistente: em média, a redução foi de 2,4%. Nota-se, entretanto, que esse decréscimo foi menos pronunciado nas seções com raios maiores.

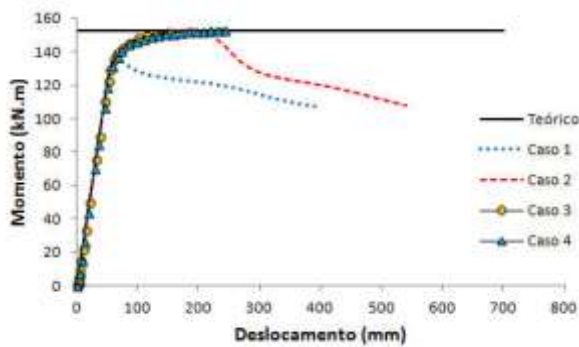


Figura 11 – Curva numérica $M-\delta$ ($r_m=4$ mm)

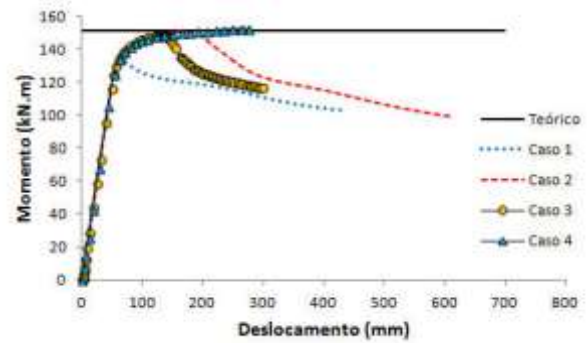


Figura 12 - Curva numérica $M-\delta$ ($r_m=6,4$ mm)

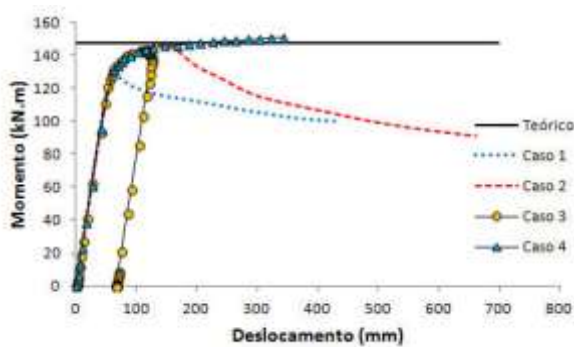


Figura 13 - Curva numérica $M-\delta$ ($r_m=12,8$ mm)

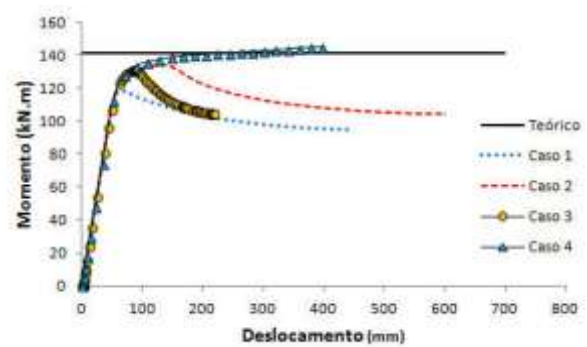


Figura 14 - Curva numérica $M-\delta$ ($r_m=25,6$ mm)

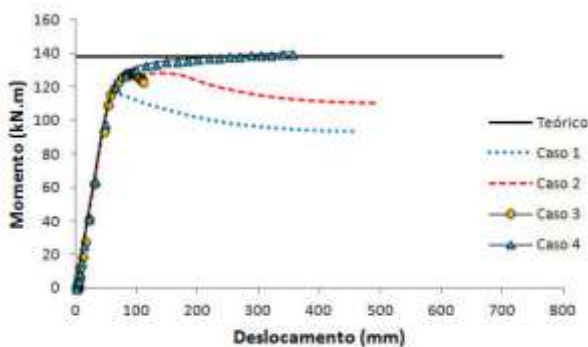


Figura 15 - Curva numérica $M-\delta$ ($r_m=32$ mm)

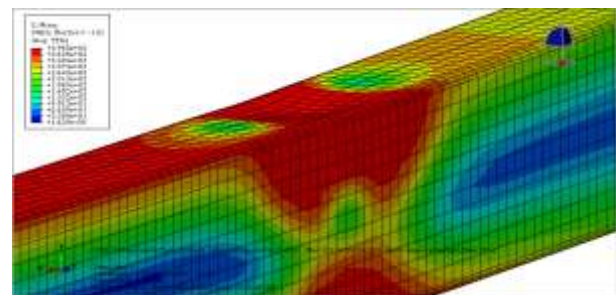


Figura 16 – Modelo com deformações localizadas

É importante mencionar que a norma europeia EN 10219-2:2006, para tubos conformados a frio, limita os raios de canto externo e interno das seções tubulares retangulares em função da espessura da parede do tubo. Tais prescrições mostram-se bastante pertinentes, pois permitem evitar a fabricação de tubos retangulares com raios de canto com valores elevados, o que poderia potencializar a influência negativa da força transversal localizada no momento fletor resistente.

Tabela 3 – Resultados numéricos para o momento resistente

		Caso 1		Caso 2		Caso 3		Caso 4	
r_m	M_{Rk}	M_1	M_1/M_{Rk}	M_2	M_2/M_{Rk}	M_3	M_3/M_{Rk}	M_4	M_4/M_{Rk}
mm	kN.m	kN.m		kN.m		kN.m		kN.m	
4,0	152,36	134,82	0,885	153,54	1,008	151,42	0,994	153,49	1,007
6,4	151,15	132,72	0,878	151,50	1,002	149,01	0,986	153,05	1,013
12,8	147,87	127,33	0,861	146,26	0,989	143,67	0,972	151,22	1,023
25,6	141,15	118,71	0,841	134,23	0,951	131,60	0,932	145,52	1,031
32,0	137,70	115,68	0,840	128,09	0,930	128,63	0,934	140,34	1,019
		Média	0,861		0,976		0,964		1,019
		Desvio padrão	0,021		0,034		0,029		0,009

Finalmente, uma prescrição executiva recomendável para projetos de estruturas tubulares retangulares seria a colocação de chapas de reforço na seção de atuação da carga localizada que atua transversalmente sobre uma viga, comprimindo as almas. Quando a força localizada foi aplicada na mesa inferior da viga, tracionando as almas (Caso 4), conseguiu-se atingir a capacidade resistente da viga, conforme se pode notar pela razão M_4/M_{Rk} . Essa constatação condiz com o que prevê a ABNT NBR 8800:2008 para seções I ou H, nas quais as forças localizadas tracionando a alma têm efeito menor na redução do momento resistente que quando comprimem a alma.

5. CONCLUSÕES

O artigo apresentou uma investigação inicial sobre a influência da força transversal localizada no valor do momento fletor resistente de vigas de aço tubulares retangulares compactas. A investigação contemplou ensaios experimentais de flexão em protótipos em escala real e simulações a partir de um modelo numérico desenvolvido utilizando-se o software ABAQUS.

Conforme era previsível, foi observado que seções transversais tubulares retangulares com parâmetros de esbeltez referentes à flambagem local da mesa comprimida e das almas inferiores ao parâmetro de esbeltez correspondente à plastificação podem apresentar falha oriunda de grandes deformações plásticas na região comprimida do tubo imediatamente abaixo da área de aplicação da força transversal localizada, quando essa força comprime as almas. Observou-se também que o momento fletor resistente pode ser significativamente reduzido em relação ao momento de

plastificação pelo efeito da força transversal localizada quando forem empregados tubos retangulares com raios de concordância entre a mesa e a alma acima dos valores previstos pela norma europeia EN 10219-2:2006. No estudo realizado, para raios externos de canto variando entre 1,125 e 5,5 vezes a espessura da parede do tubo, a redução do momento resistente variou entre 11,5% a 16%, respectivamente, para o caso mais crítico investigado, i.e., para a aplicação do carregamento diretamente sobre a mesa superior. Entretanto, quando o carregamento é aplicado sobre uma chapa de aço rígida, diretamente apoiada sobre a mesa superior do perfil, a influência negativa da força transversal localizada é significativamente menor. Os resultados mostraram ainda que a colocação de chapas de reforço ao longo da parte plana das duas almas do perfil tubular retangular na seção de atuação da força localizada pode reduzir ou até eliminar o efeito negativo de aplicação dessas forças no valor do momento fletor resistente. Verificou-se também que quando a força transversal localizada traciona as almas, seu efeito deletério sobre o momento resistente foi inexistente, de modo similar ao que ocorre com os perfis I e H.

Finalmente, é importante mencionar que muitos estudos ainda precisam ser feitos para abranger toda a gama de situações necessárias para se chegar a um procedimento de projeto para se levar em conta de forma precisa os efeitos da força localizada em vigas com seção tubular retangular. Parâmetros como as dimensões da seção transversal, as propriedades mecânicas do aço estrutural, as posições de aplicação de uma ou mais forças localizadas e os comprimentos de aplicação dessas forças necessitam ser avaliados.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à Vallourec Tubos do Brasil S.A., pelo fornecimento dos perfis tubulares utilizados no programa experimental deste projeto de pesquisa. Os autores também agradecem ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) e à Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais (FAPEMIG) pelo suporte financeiro dado ao desenvolvimento do projeto.

REFERÊNCIAS

Araújo, A.H.M., Sarmanho, A.M., Batista, E.M.; Requena, J.A.V., Fakury, R.H. e Pimenta, R.J. (2016). Projeto de estruturas de edificações com perfis tubulares de aço. Editora do autor, Belo Horizonte, MG, Brasil.

- Associação Brasileira de Normas Técnicas (2008). Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. ABNT NBR 8800:2008. Rio de Janeiro.
- Carter, C.J. (1999). Stiffening of wide-flange columns at moment connections: wind and seismic applications. Steel Design Guide 13, American Institute of Steel Construction, Chicago, IL, USA.
- Elgaaly, M. (1983). Web design under compressive edge loads, Engineering Journal, American Institute of Steel Construction, v. 20, n. 4, p. 153–171.
- Elgaaly, M. and Salkar, R. (1991). Web crippling under edge loading. Proceedings of AISC National Steel Construction Conference, Washington, DC.
- European Committee for Standardization (2006). Cold formed welded structural hollow sections of non-alloy and fine grain steels. Part2: Tolerances, dimensions and sectional properties. EN 10219-2:2006. Brussels.
- Graham, J.D., Sherbourne, A.N. and Khabbaz, R.N. (1959). Welded interior beam-to-column connections. American Institute of Steel Construction. Chicago, IL, USA.
- Graham, J.D., Sherbourne, A.N., Khabbaz, R.N. and Jensen, C.D. (1960). Welded interior beam-to-column connections. Bulletin No. 63, Welding Research Council, USA, p.1-28.
- Hajjar, J.F., Dexter, R.J., Ojard, S.D., Ye, Y., Cotton, S.C. (2003). Continuity plate detailing for steel moment-resisting connections, Engineering Journal, American Institute of Steel Construction, v. 40, n. 4, p. 189-212.
- Prochonow, S.D., Ye, Y., Dexter, R.J., Hajjar, J.F, and Cotton, S.C. (2000). Local flange bending and local web yielding limit states in steel moment resisting connections. In: Leon, R.T. and Easterling, W.S. (eds.), Connections in steel structures IV: behavior, strength and design. American Institute of Steel Construction, Chicago, IL, USA, p. 318–328.
- Roberts, T.M. (1981). Slender plate girders subjected to edge loading. Proceedings of the Institution of Civil Engineers, Part 2, v. 71, n. 3, p. 805-819, September.
- Sherbourne, A.N. and Jensen, C.D. (1957). Direct welded beam column connections. Report. No. 233.12, Fritz Engineering Laboratory, Lehigh University, Bethlehem, PA, USA.
- Simulia, Dassault Systèmes Corp. (2011). Abaqus Documentation, v. 6.11, Providence, RI, USA.
- Summers, P.A. and Yura, J.A. (1982). The behavior of beams subjected to concentrated loads. Report No. 82-5, Phil M. Ferguson Structural Engineering Laboratory, University of Texas, Austin, TX, USA.
- Troup, E.W. (1999). Effective contract and shop drawings for structural steel. Proceedings of the AISC National Steel Construction Conference, Toronto.

FLEXURAL BEHAVIOR OF RECTANGULAR HOLLOW STEEL SECTION BEAMS UNDER THE ACTION OF CONCENTRATED TRANSVERSAL FORCES

ABSTRACT: This paper reports on a preliminary investigation on the influence of concentrated transversal forces on the moment resistance of compact rectangular steel hollow section beams. Two 6-meter long steel beam specimens were subjected to bending tests using a four-point load configuration. Two gravitational forces were symmetrically applied to the specimen. A numerical model was developed to simulate the flexural behavior of the steel tubular beams and used to conduct a parametric study. The investigated parameters were the force application method and the corner radius between the webs and the flanges of the rectangular tube. The results showed that compact rectangular hollow steel section beams may undergo failure due to large localized plastic deformations beneath the concentrated force, whenever this force causes compression on the webs. The use of double plate on both webs can significantly reduce the detrimental effect on the moment resistance. Moreover, the effect is shown to be more pronounced for rectangular hollow steel sections with larger corner radius.

Keywords: rectangular steel hollow section beam, concentrated transversal force, moment resistance, doubler plate, numerical simulation.

1. INTRODUCTION

In general, the moment resistance of rectangular hollow steel section (RHS) beams, like other steel beams with different cross-sectional shapes, is limited by the occurrence of lateral-torsional buckling, local buckling of the compression flange, local buckling of both webs and failure by concentrated transverse force acting on the profile flange. The Brazilian standard ABNT NBR 8800: 2008 establishes limiting values for the beam cross-section slenderness parameters for the compression flange and for the webs that govern the determination of the moment resistance for the lateral-torsional buckling (LTB), flange local buckling (FLB) and web local buckling (WLB) ultimate limit states. No consideration is given to failure by concentrated transverse force. This issue also has not been the subject of research. This study aims to do a preliminary investigation on the effect of concentrated transverse forces on the moment resistance of RHS beams, limited to the following scope: (a) simply supported beams subjected to four-point bending due to concentrated transverse forces with a shear span equal to one third of the clear span;

(b) cross-section slenderness parameter λ non superior than λ_p for LFB and LWB; (c) concentrated transverse forces applied to the RHS beam in four different manners: (i) directly applied to the flat portion of the upper flange; and (ii) similarly, but with doubler plates welded on the straight portion of the webs; (iii) applied to a rigid steel plate positioned over the upper flange; and (iv) directly applied to the flat portion of the lower flange.

2. EXPERIMENTAL TESTS

Rectangular steel tubes with sectional dimensions of 250 mm in depth (H), 150 mm in width (B) and 6.4 mm in wall thickness (t) were employed in the experimental study. Two six-meter-long RHS beam specimens, simply supported on two rigid steel beams, were subjected to bending tests under a four-point loading method. The concentrated transverse forces P were applied at a distance far from the nearest support of one-third of the clear span. The load was applied by a hydraulic 1500 kN capacity MTS actuator through a rigid I-section steel beam. A load cell was used to monitor the load. Displacement transducers (DT) were installed at the mid-span section and at the applied load sections.

3. NUMERICAL MODELING

The finite element analysis software ABAQUS was used to conduct a numerical non-linear static analysis of the flexural behavior of RHS beams under four-point load bending. A tri-linear material constitutive model for structural steel was used to describe the idealized uniaxial stress-strain relation of steel. In order to model the steel tube, a quadrangular first-order reduced-integration shell element was selected from the ABAQUS element library. A mesh size of 20×20 mm was considered suitable and selected for the proposed numerical study. The numerical model was developed taking advantage of both geometrical and loading symmetries with respect to both the bending plane and to the transverse plane at the mid-span section. Therefore, only one quarter of the beam specimen was considered in the simulations. Four different modes of loading application were numerically investigated. In the first load case (Case 1), the load was directly applied to the flat portion of the upper flange of the tubular beam. The second load case (Case 2) was similar to Case 1, though in the Case 2 doubler plates of 6.4 mm in thickness and 150 mm in length were installed on the flat portion of both webs. In the third load case (Case 3), the loading method consisted of applying pressure over a square steel rigid plate rested on the upper flange of the tubular beam. Finally, in the fourth load case (Case 4), the load was directly applied to the flat

portion of the bottom flange of the tubular beam. For each load case investigated, the influence of the corner radius between the flanges and the webs of the RHS steel profile on the beam moment resistance was investigated. The cross-section dimensions of the steel tube were kept constant.

4. RESULTS AND DISCUSSION

For FLB and WLB, the values obtained for λ were inferior to λ_p for all values of the corner radius investigated. Therefore, the moment resistance is not limited by the occurrence of local buckling in the compression flange or the webs. It was observed from the bending tests that both RHS specimens, fabricated with a mean corner radius of 12.8 mm, behaved in a very similar manner. By the end of the test, both specimens presented a typical global beam bending associated with a large localized plastic deformation with geometrical folding on the upper flange and with a local buckling of the compressive region of the webs beneath the applied load. The effect of the concentrated transverse force had negligible influence on the moment resistance of the RHS beams since the maximum moment obtained in the tests almost reached the theoretical plastic moment. From the numerical results obtained for Case 1, it was verified that the effect of the concentrated force is quite significant. Furthermore, the larger the corner radius, the more detrimental the effect, keeping the other cross-section dimensions unchanged. The results for Case 2 showed that it is possible to minimize the deleterious effect of the concentrated force from installing doubler plates on the webs. By simply placing a rigid steel plate on the upper flange of the tube (Case 3), the detrimental effect of concentrated force is significantly reduced. The application of the concentrated force to the bottom flange of the RHS beam, causing tension to the webs (Case 4), enabled the full development of the flexural capacity of the beam.

5. CONCLUSIONS

It was observed that rectangular tubular steel sections may fail by localized plastic deformations beneath the applied load, whenever this load causes compression to the webs. It was also noted that the moment resistance given by the plastic moment can be significantly reduced by the effect of the concentrated transverse force when rectangular tubes with large corner radius are employed. The installation of doubler plates on both webs at the applied load section can reduce or even eliminate the detrimental effect of the concentrated transverse force on the moment resistance.