

Desenvolvimento e validação de um modelo numérico para avaliação do comportamento de vigas alveolares susceptíveis ao colapso por flambagem do montante de alma

*Washington Batista Viera¹, José Luiz Rangel Paes², Gustavo de Souza Veríssimo³,
Eliane Gomes Silveira⁴, José Carlos Lopes Ribeiro⁵*

RESUMO

A necessidade de vigas com maior inércia e peso reduzido tem motivado o desenvolvimento de novos elementos estruturais, sendo que as vigas alveolares se destacam entre estas alternativas. Devido à presença das aberturas na alma, o comportamento das vigas alveolares torna-se bastante distinto das vigas de alma cheia, uma vez que surgem novos modos de colapso e a viga torna-se mais propensa aos fenômenos de instabilidade. Neste trabalho, apresenta-se um modelo numérico de elementos finitos para simulação do comportamento de vigas alveolares susceptíveis ao colapso por flambagem dos montantes de alma. Foram modeladas 14 vigas alveolares pertencentes a quatro programas experimentais distintos. Os resultados obtidos por meio do modelo numérico proposto apresentam excelente concordância com resultados experimentais disponíveis na literatura. Estes resultados são consistentes, tanto no caso de vigas cujo colapso se deu por flambagem do montante de alma, como também para aquelas que sofreram outros modos de colapso.

Palavras-chave: Vigas alveolares, vigas casteladas, simulação numérica, método dos elementos finitos, flambagem do montante de alma.

¹ Doutor em Engenharia Civil, Universidade Federal de Itajubá, Brasil, vieira@unifei.edu.br

² Doutor em Engenharia Civil, Universidade Federal de Viçosa, Brasil, jlrangel@ufv.br

³ Doutor em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Viçosa, Brasil, gustavo@ufv.br

⁴ Mestre em Engenharia Civil, Universidade Federal de Viçosa, Brasil, eliane.silveira@ufv.br

⁵ Doutor em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Viçosa, Brasil, jcarlos.ribeiro@ufv.br

1 Introdução

Nas últimas décadas, várias normas internacionais destinadas ao dimensionamento de estruturas de aço têm estabelecido limites cada vez mais rigorosos para as flechas em vigas, o que normalmente requer elementos estruturais de maior inércia, elevando o peso dos mesmos. Entretanto, o aumento de peso da estrutura é um aspecto indesejável, já que isto aumenta o custo da construção. Deste modo, a busca de alternativas construtivas para o projeto de vigas de aço torna-se necessária em muitas situações. Dentre essas alternativas, encontram-se as vigas treliçadas e as vigas alveolares.

As vigas alveolares são produzidas a partir de perfis laminadas, realizando-se um corte em ziguezague, sucedido pela soldagem, como se mostra na Figura 1a. Pode-se também inserir chapas intermediárias entre as metades do perfil (Figura 1b). As vigas com aberturas hexagonais ou octogonais, como mostrado na Figura 1, são denominadas vigas *casteladas* e as vigas com aberturas circulares (Figura 2) são chamadas vigas *celulares*.

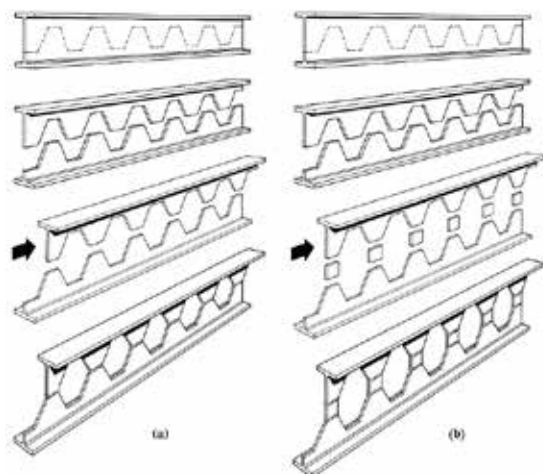


Figura 1: Esquema do procedimento utilizado na fabricação de vigas casteladas (a) sem chapa intermediária e (b) com chapa intermediária (Grünbauer 2011).



Figura 2: Fabricação de vigas celulares (Feldmann et al 2006)

A presença das aberturas na alma das vigas implica em uma mudança no comportamento estrutural destas, e, em alguns casos as tornam mais susceptíveis à ocorrência de fenômenos de instabilidade.

Neste trabalho apresenta-se um modelo de elementos finitos elaborado com auxílio do software ABAQUS para estimativa da capacidade resistente e a determinação do modo de colapso, com enfoque para as vigas com susceptibilidade à flambagem dos montantes de alma.

2 Principais modos de colapso em vigas alveolares

A presença das aberturas nas vigas alveolares provoca uma mudança em seu comportamento estrutural, levando-as a apresentar modos de colapso diferentes das vigas de alma cheia. O aumento da esbeltez da alma nas vigas alveolares e a presença de chapas com bordas não apoiadas (região das aberturas) torna o elemento estrutural mais susceptível a fenômenos de instabilidade localizada.

Estudos experimentais realizados nas últimas décadas identificaram diversos modos de colapso em vigas alveolares (Kerdal e Nethercot 1984; Demirdjian 1999). Os furos na alma não apenas alteram a importância relativa dos diferentes modos de colapso possíveis, como também criam a possibilidade de novos modos. Os modos de colapso mais frequentes nas vigas alveolares são: formação de mecanismo por flexão; flambagem lateral com torção; formação de um mecanismo Vierendeel; ruptura da solda no montante de alma e flambagem do montante de alma por cisalhamento ou por compressão.

2.1 Mecanismo por flexão

Segundo Demirdjian (1999), em seções compactas, as vigas alveolares atingem a carga máxima pela plastificação dos tês. Toprac e Cook (1959) e Halleux (1967) *apud* Demirdjian (1999) apresentaram casos de vigas casteladas que sofreram colapso por formação de mecanismo de flexão.

2.2 Flambagem lateral com torção

As vigas alveolares com comprimento destravado insuficiente para conter o tê comprimido podem sofrer colapso por flambagem lateral com torção (FLT). Alguns autores asseguram que a influência das aberturas é insignificante no comportamento da viga à flambagem lateral com torção (Demirdjian 1999; Nethercot e Kerdal 1982). Entretanto, trabalhos mais recentes demonstram que o comportamento das vigas alveolares à FLT é influenciado pela presença dos alvéolos (Mohebkah 2004; Tkalčević, Džeba e Androić 2007; Radić e Markulak 2007; Showkati 2008; Radić, Markulak e Varevac 2009; Bezerra et al, 2010; Abreu, Fakury e Castro e Silva 2010).

2.3 Mecanismo Vierendeel

O mecanismo Vierendeel é um modo de colapso no qual ocorre formação de quatro rótulas plásticas nos cantos das aberturas com deformação dos painéis. Alguns estudos indicam que este modo de colapso ocorre com maior frequência em vigas com vãos pequenos, com grande comprimento de solda e baixa altura das seções T em relação à altura expandida do perfil (Kerdal e Nethercot 1984). Altifillisch *et al* (1957 *apud* De-

mirdjian 1999) e Toprac e Cooke (1959) foram os primeiros a observarem esse modo de falha nas vigas alveolares.

2.4 Ruptura da solda

A ruptura da solda em vigas alveolares ocorre normalmente quando as tensões cisalhantes na solda atingem o valor da tensão de escoamento do material, o que acontece mais frequentemente em vigas onde a relação entre o comprimento da solda e a distância entre as aberturas é pequena (Kerdal e Nethercot 1984).

2.5 Flambagem dos montantes de alma

De um modo geral, a flambagem de vigas pode ser inelástica, quando a flambagem ocorre após o início da plastificação, ou elástica, quando não acontece plastificação (Dougherty 1981; Nethercot e Kerdal 1982; Mohebkah 2004). Kerdal e Nethercot (1984) relatam diversos casos de colapso de vigas alveolares devido à flambagem do montante de alma (FMA) por cisalhamento, sendo que a maioria se deu em regime inelástico.

Delesques (1968) investigou a FMA assumindo comportamento indefinidamente elástico, mas concluiu que a flambagem elástica dificilmente ocorre. Aglan e Redwood (1974) analisaram o problema da FMA por cisalhamento, através de uma aproximação por diferenças finitas para um material elastoplástico com encruamento. Constatou-se que os montantes de alma estariam num estágio avançado de escoamento antes da ocorrência da flambagem.

Zaarour e Redwood (1996) ensaiaram doze vigas casteladas denominadas Bantam, a partir de uma série de perfis laminados leves fabricada pela Chaparral Steel, cuja esbeltez de alma varia na faixa $53 \leq \lambda_w \leq 67$. As vigas foram ensaiadas com o objetivo de investigar a FMA. Destas vigas, dez sofreram colapso por FMA.

Redwood e Demirdjian (1998) estudaram a FMA por cisalhamento em vigas casteladas, ensaiando vigas com esbeltez elevada ($\lambda_w = 74,8$). Foi utilizado um modelo de elementos finitos para realização de uma análise de bifurcação elástica. Os resultados mostram que a capacidade estimada pelo modelo de elementos finitos é sempre menor que a experimental. Isso indica que, apesar do alto índice de esbeltez, o montante de alma ainda sofreu flambagem em regime inelástico.

Na Figura 3 mostra-se um detalhe de uma viga celular ensaiada por Nadjai *et al* (2008) que sofreu colapso por instabilidade do montante de alma.

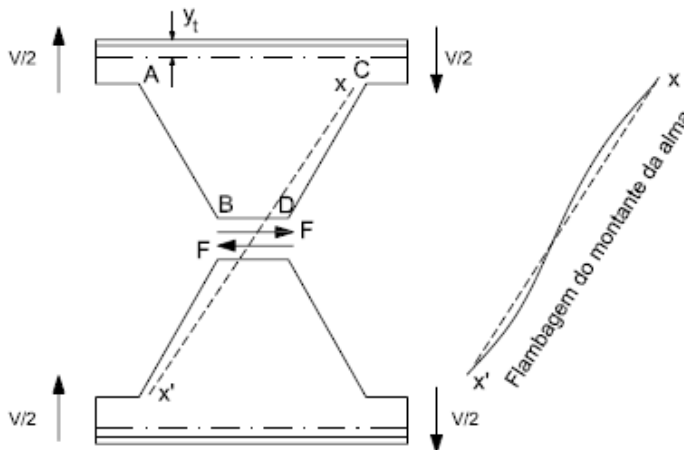
Figura 3: Flambagem do montante de alma de uma viga mista celular (Nadjai et al 2008)



Flambagem do montante de alma por cisalhamento

Por analogia com uma viga Vierendeel, um montante de alma de uma viga alveolar possui forças internas como se mostra na Figura 4. A força cisalhante F ao longo da junta soldada solicita o montante de alma à flexão. A borda AB do montante é solicitada por tensões de tração, enquanto a borda CD está sujeita a tensões de compressão, podendo ocasionar a flambagem do montante. Ocorrendo a flambagem do montante de alma, o deslocamento lateral será acompanhado de torção da linha diagonal xx' (Figura 4). Esse modo de colapso é denominado flambagem do montante de alma por cisalhamento.

Figura 4: FMA por cisalhamento (adaptado de Kerdal e Nethercot 1984).



A flambagem do montante de alma por cisalhamento é influenciada pelas relações seguintes relações geométricas: h_o/h_g ; h_o/b_w ; b_w/t_w ; h_p/h_o ; h_p/t_w (Zaarour e Redwood 1996; Redwood e Demirdjian 1998), onde: h_o é a altura dos alvéolos; h_g é a altura da viga castelada; h_p é a altura da chapa expansora; b_w é a largura mínima do montante de alma e t_w é a espessura da chapa da alma.

Flambagem do montante de alma por compressão

Este modo de colapso acontece normalmente em pontos de carga concentrada sobre o montante ou em apoios, principalmente no caso onde não existem enrijecedores. Esse modo de falha é similar ao enrugamento da alma que se observa em uma viga de alma cheia submetida a uma carga concentrada. Ao contrário do que ocorre em um montante de alma que flamba por cisalhamento, o deslocamento lateral do montante que flamba por compressão não é acompanhado de torção. Embora seja consenso que o comportamento deste elemento sob o efeito da flambagem seria o de uma coluna com seção transversal igual à seção mínima (seção da solda) e comprimento igual à altura da abertura, não existe ainda uma sugestão consistente para o coeficiente de flambagem a ser adotado (Kerdal e Nethercot 1984).

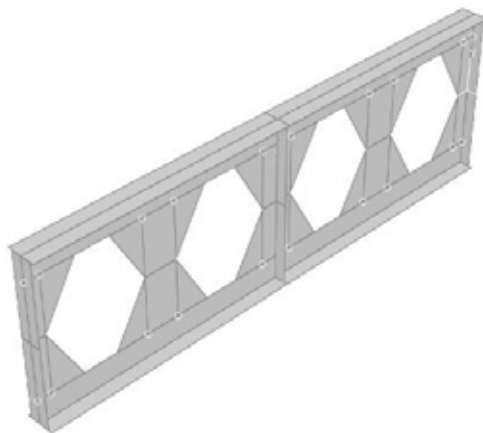
3 O Modelo Numérico

Para simulação do comportamento estrutural de vigas alveolares desenvolveu-se um modelo numérico tridimensional com auxílio do programa computacional ABAQUS, utilizando-se o Método dos Elementos Finitos.

3.1 Discretização do modelo

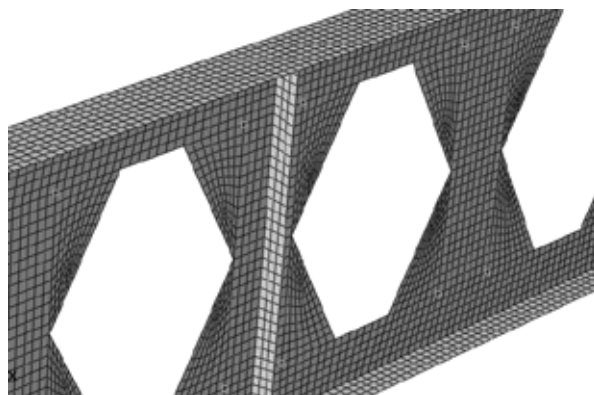
A primeira etapa para elaboração de um modelo de elementos finitos no ABAQUS consiste na definição de um modelo geométrico que represente de maneira adequada o problema físico. Neste caso optou-se pela criação de um modelo geométrico tridimensional formado por elementos de casca fina que representam a superfície média das chapas de aço que compõem a viga alveolar. Na Figura 5 mostra-se uma viga modelada neste trabalho. Nota-se a divisão em regiões para facilitar a criação das malhas de elementos finitos.

Figura 5: Modelo geométrico de viga castelada apresentando a divisão em regiões



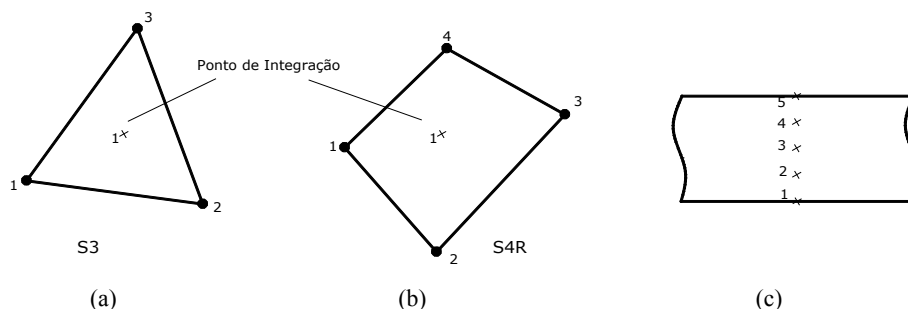
Para gerar a malha de elementos finitos, foram utilizados dois tipos de elementos disponíveis na biblioteca do ABAQUS. Uma malha de elementos de casca fina triangulares foi aplicada nas regiões triangulares formadas nas proximidades das aberturas (Figura 5) e nas demais regiões foram utilizados elementos de casca fina quadrilaterais (Figura 6).

Figura 6: Malha de elementos finitos: elementos triangulares e quadrilaterais



Os elementos triangulares são do tipo S3, que são elementos de casca fina lineares com três nós e seis graus de liberdade por nó. Na malha quadrilateral foram utilizados elementos S4R, que são elementos de casca fina lineares, com quatro nós, seis graus de liberdade por nó com uso de integração reduzida. A integração reduzida permite uma diminuição do tempo de análise, melhorando a qualidade dos resultados, principalmente em relação aos deslocamentos. Na Figura 7 apresentam-se os elementos S3 e S4R do ABAQUS.

Figura 7: Representação dos elementos S3 (a) e S4R (b) do ABAQUS e dos pontos de integração ao longo da espessura dos mesmos (c)



Para avaliação da objetividade da malha foram realizadas algumas análises preliminares variando-se a dimensão dos elementos. Como se mostra na Tabela 1, a variação dos resultados para malhas com elementos com lados menores que 1 cm é muito pequena, tendo em vista a diferença do tempo de processamento. Por esse motivo, decidiu-se utilizar malhas formadas por elementos com lados de 1 cm.

Tabela 1: Análise da objetividade da malha de elementos finitos

Ensaio	Dimensão do lado do elemento	Erro ¹	Tempo de processamento	Espaço em disco
Redwood e Demirdjian (1998) - Viga 10-5	0,6 cm	6%	61'41"	620 MB
	0,8 cm	6%	39'25"	370 MB
	1,0 cm	6%	27'18"	254 MB
Redwood e Demirdjian (1998) - Viga 10-6	0,6 cm	-6%	141'29"	955 MB
	1,0 cm	-5%	35'18"	341 MB
Redwood e Demirdjian (1998) - Viga 10-7	0,6 cm	1%	≈ 200'	1,15 GB
	1,0 cm	1%	≈ 50'	491 MB

Nota: ¹ Diferença percentual da carga última do modelo numérico em relação à obtida em experimentos

3.2 Materiais

No modelo de elementos finitos desenvolvido neste trabalho, considera-se o comportamento não-linear dos materiais (plasticidade). Para o aço, admite-se uma lei constitutiva elastoplástica sem encruamento e o critério de escoamento de Von Mises.

3.3 Análise de flambagem elástica

Antes da análise não-linear realiza-se uma análise de flambagem elástica para estimativa da carga crítica de flambagem. Neste tipo de análise, a solução é obtida pelo método de iteração Subspace (Bathe 1996).

Como resultados da análise de flambagem obtêm-se os autovalores e autovetores correspondentes. Os autovalores representam o fator de carga para o qual ocorre a instabilidade e os autovetores definem o modo de flambagem. Na Figura 8 apresenta-se um dos modos de flambagem de um dos modelos elaborados no ABAQUS. Neste modelo deformado, os deslocamentos estão normalizados (o valor máximo é igual à unidade) para posterior utilização na análise não-linear material e geométrica. O primeiro autovetor positivo é utilizado na análise subsequente como um multiplicador da imperfeição inicial máxima.

Figura 8: Modo de flambagem representado no ABAQUS para o modelo correspondente à viga 10-5, ensaiada por Redwood e Demirdjian (1998)



3.4 Análise não-linear material e geométrica

Após a análise de instabilidade, procede-se a uma análise não-linear material e geométrica que simula o comportamento da estrutura durante todo o carregamento, inclusive na fase pós-flambagem. Para realização desse tipo de análise, considera-se a não-linearidade geométrica da estrutura e o comportamento elastoplástico do material.

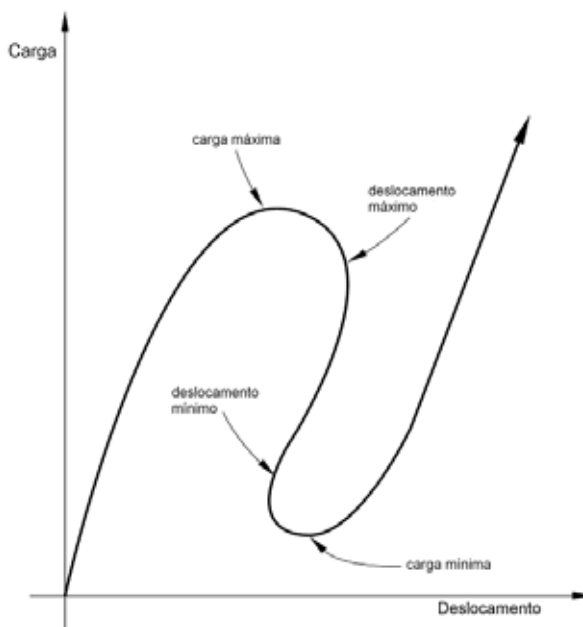
O carregamento é aplicado por incrementos e o equilíbrio para cada incremento de carga é obtido pelo algoritmo de Riks modificado.

Método de Riks

O método de Riks modificado, disponível no ABAQUS, que se fundamenta no método do comprimento de arco (*arc length method*) é capaz de descrever uma trajetória de equilíbrio que permite ir além da carga máxima alcançada pela estrutura e simular o comportamento de estruturas com resposta carga-deslocamento semelhante à apresentada na Figura 9.

No algoritmo de Riks modificado implementado no ABAQUS, o tamanho do incremento é limitado movendo-se ao longo da linha tangente à curva no ponto corrente da solução à procura pelo equilíbrio em um plano ortogonal à linha tangente e que passa pelo ponto obtido.

Figura 9: Curva carga-deslocamento em problemas de instabilidade (adaptado de Hibbitt, Karlson e Sorensen 2009)



Para iniciar a análise, deve-se fornecer um incremento inicial do comprimento de arco (que é equivalente a uma fração do carregamento) e os incrementos seguintes são ajustados automaticamente, aumentando ou diminuindo, dependendo do número de iterações realizadas para convergência do incremento.

Imperfeições iniciais

Uma vez que o procedimento de fabricação das vigas alveolares implica na existência de imperfeições iniciais, o modelo numérico considera tais imperfeições, utilizando como condição inicial o primeiro autovetor positivo selecionado na análise de flambagem elástica (Figura 8) para que seja possível caracterizar o ponto de carga máxima da estrutura.

Para análise de instabilidade dos montantes de alma das vigas alveolares, por exemplo, a imperfeição inicial a ser utilizada na análise não-linear, deve ser uma fração da altura do perfil. Por meio de diversos testes de modelagem realizados neste trabalho, verificou-se que é razoável utilizar uma imperfeição máxima no montante igual

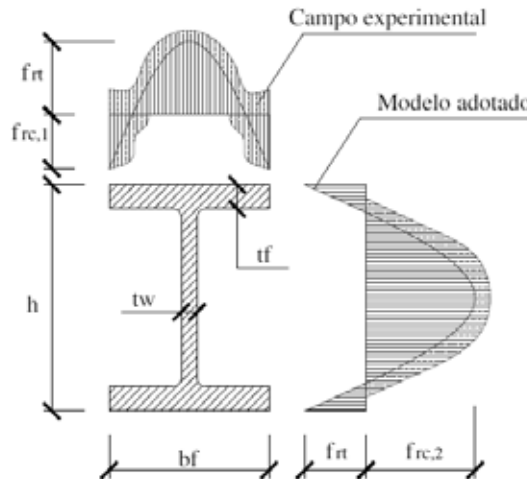
a 1/2000 da altura total da viga alveolar, que é multiplicada pelo primeiro autovetor positivo da análise de flambagem elástica.

Tensões Residuais

Após a laminação, os perfis metálicos passam por um processo de resfriamento, que não acontece de maneira homogênea para todas as regiões do perfil. A velocidade de resfriamento será maior nas partes mais expostas (extremidades das mesas e centro da alma) que nas outras regiões da seção transversal. Esse resfriamento diferencial, associado à solidificação do metal, é responsável pelo aparecimento das tensões residuais ao longo da seção.

Diversos modelos têm sido propostos para representar a distribuição das tensões residuais nas seções transversais dos perfis de aço. O modelo de distribuição inglês foi desenvolvido por Young (1972 *apud* Szalai e Papp 2005), e têm as características apresentadas na Figura 10.

Figura 10: Modelo de distribuição de tensões residuais de Young (Gomes 2006)



Os valores máximos das tensões residuais atuantes na direção longitudinal do perfil são dados por (Szalai e Papp 2006):

$$f_{x,1} = 165 \left(1 - \frac{t_w(h-t_f)}{2,4t_f b_f} \right) \quad (1)$$

$$f_{x,2} = 100 \left(1,5 + \frac{t_w(h-t_f)}{2,4t_f b_f} \right) \quad (2)$$

$$f_{\pi} = 100 \left(0,7 + \frac{t_w(h-t_f)}{2t_fb_f} \right) \quad (3)$$

Apesar de ser possível a obtenção das curvas de distribuição das tensões residuais, como mostrado nas equações (1) a (3), a utilização de uma distribuição simplificada pode ser justificada por alguns fatores:

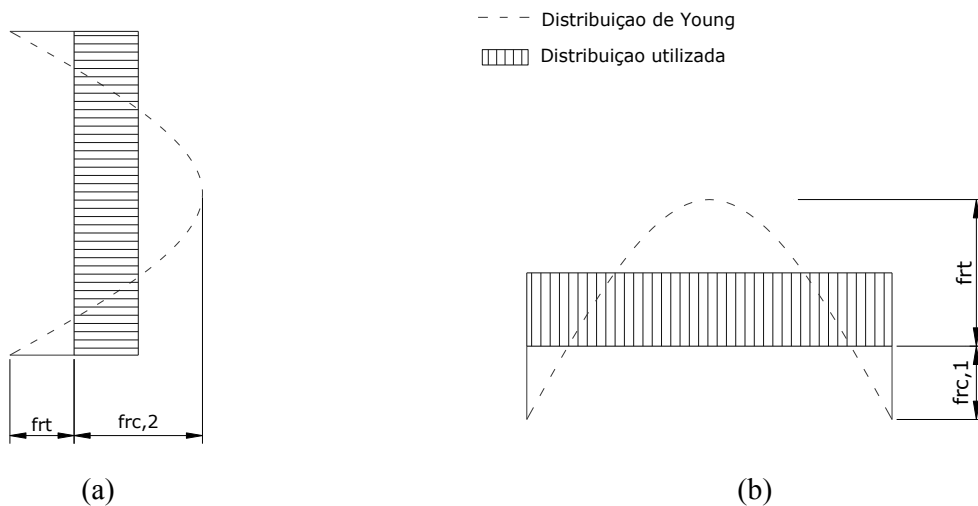
- para a geometria da maioria das vigas estudadas neste trabalho, têm-se a alma submetida predominantemente a esforços de compressão e as mesas submetidas basicamente a esforços de tração;
- após o corte e a soldagem para fabricação das vigas alveolares, a distribuição das tensões residuais ao longo da alma é alterada; assim, é razoável adotar uma distribuição de tensões residuais simplificada ao invés da distribuição adotada para os perfis laminados de alma cheia;
- as modelagens de vigas reais utilizando-se a distribuição simplificada apresentaram bons resultados.

No modelo de elementos finitos desenvolvido neste trabalho admite-se uma distribuição simplificada de tensões residuais, adotando-se uma tensão uniforme de compressão para a alma e uma tensão uniforme de tração para as mesas, de modo que a força resultante na alma e nas mesas seja equivalente à força resultante da distribuição parabólica de Young (1972 *apud* Szalai e Papp 2005). Na Figura 11 apresenta-se a distribuição simplificada de tensões residuais e nas equações (4) e (5) apresentam-se as tensões utilizadas para a alma e para as mesas propostas a partir dos valores máximos da distribuição do modelo de Young (1972).

$$f_{r,alma} = \frac{2}{3}(f_{\epsilon,2} + f_r) - f_r \quad (\text{compressão}) \quad (4)$$

$$f_{r,mesa} = \frac{2}{3}(f_{\epsilon,1} + f_r) - f_{\epsilon,1} \quad (\text{tração}) \quad (5)$$

Figura 11: Modelo simplificado de distribuição de tensões residuais adotado: (a) alma (b) mesas



4 Validação do modelo numérico

Para a validação do modelo numérico, foram analisadas 14 vigas alveolares, cujas características geométricas e dados de ensaios são relatados por Redwood e Demirdjian (1998), Zaarour e Redwood (1996); Toprac e Cooke (1959) e Bazile e Texier (1968) *apud* Zaarour (1995), sendo identificadas doravante pelas iniciais RD, ZR, TC e BT, respectivamente. As características destas vigas estão apresentadas nas Tabelas 2 e 3.

Tabela 2: Características gerais dos modelos experimentais utilizados para validação do modelo numérico

Viga	h_o (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	L (mm)	f_y mesa (MPa)	f_y alma (MPa)	Observações
RD 10-5a RD 10-5b	380,5	66,9	4,6	3,6	1220	345,6	352,9	Carga concentrada no centro do vão; Travamento lateral no ponto de aplicação de carga e nos apoios; Deslocamento longitudinal impedido; Enrijecedores na seção de carregamento e nos apoios.
RD 10-6	380,5	66,9	4,6	3,6	1828	345,6	352,9	
RD 10-7	380,5	66,9	4,6	3,6	2438	345,6	352,9	
ZR 10-2	417,8	69,9	4,0	3,6	3048	342,0	357,2	Carga concentrada no centro do vão; Travamento lateral em cinco seções ao longo do vão ¹ ; Deslocamento longitudinal impedido; Enrijecedores na seção de carregamento e nos apoios.
ZR 12-2	527,8	78,0	5,4	4,6	3048	307,5	311,7	
BT A	500	300	17,5	10,0	8064	299,0	370,0	Oito cargas concentradas; Travamento lateral contínuo ao longo do vão; Deslocamento longitudinal livre; Enrijecedores nos apoios
BT B	600	300	17,5	10,0	8064	245,0	302,0	
BT C	700	300	17,5	10,0	8064	256,0	315,0	
BT D	700	300	17,5	10,0	8064	272,0	315,0	
BT E	500	135	10,2	6,6	6624	249,0	336,0	
TC G	330,2	100,3	5,2	4,7	4235	296,4	296,4	4 cargas concentradas, simétricas e distantes de 419 mm e 1257 mm do centro do vão; Travamento lateral em 6 seções ² ; Deslocamento longitudinal impedido; Enrijecedores na seção de carregamento e nos apoios
TC H	295,91	100,3	5,2	4,5	4102	296,4	296,4	4 cargas concentradas, simétricas e distantes de 410 mm e 1229 mm do centro do vão; Travamento lateral em 4 seções ³ ; Deslocamento longitudinal impedido; Enrijecedores nas seções de carregamento e nos apoios
TC I	354,33	100,3	5,1	4,7	4277	296,4	296,4	4 cargas concentradas, aplicadas simetricamente e distantes de 583 mm e 1357 mm do centro do vão; Travamento lateral em 6 seções ² ; Deslocamento longitudinal impedido; Enrijecedores nas seções de carregamento e nos apoios

Tabela 3: Características geométricas dos alvéolos das vigas modeladas

Viga	p (mm)	b_w (mm)	b (mm)	α	h_o (mm)	h_p (mm)
RD 10-5a / 10-5b	308,0	77,8	76,2	60°	266,2	-
RD 10-6	308,0	77,8	76,2	60°	266,2	-
RD 10-7	308,0	77,8	76,2	60°	266,2	-
ZR 10-2	254,0	57,15	69,85	60°	295,15	50,8
ZR 12-2	355,6	76,2	101,6	60°	403,86	50,8
TC G	416,56	76,2	132,08	45°	264,16	-
TC H	270,51	38,1	97,16	45°	194,31	-
TC I	385,83	38,1	154,82	45°	309,63	-
BT A	504,0	168,0	84,0	61°	300,0	-
BT B	504,0	168,0	84,0	66°	370,0	-
BT C	504,0	168,0	84,0	61°	500,0	200,0
BT D	504,0	168,0	84,0	57°	470,0	230,0
BT E	414,0	138,0	69,0	53°	320,0	140,0

Notas:

p – distância entre os centros de aberturas adjacentes

 b_w – largura mínima do montante de alma

b – comprimento da projeção horizontal do lado inclinado das aberturas

 α – ângulo de inclinação da abertura em relação à horizontal h_o – altura da abertura h_p – altura da chapa intermediária

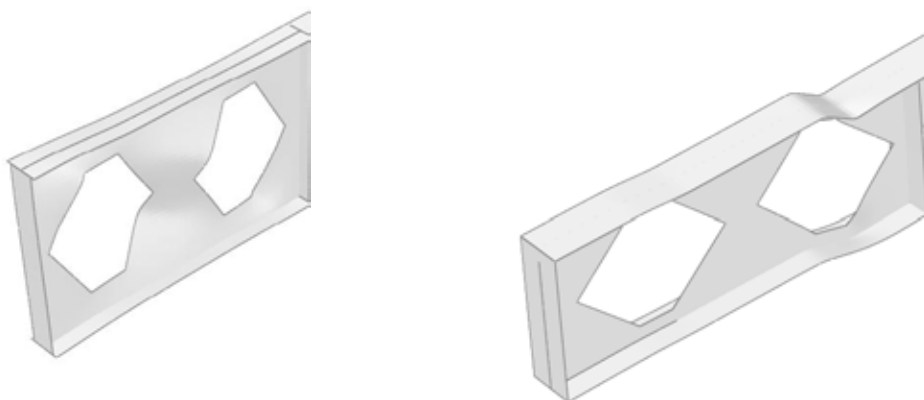
Na Tabela 4 apresentam-se os resultados de carga máxima alcançada a partir da simulação numérica e a carga última obtida nos modelos experimentais.

Tabela 4: Comparativo entre resultados experimentais e resultados numéricos

Viga Modelada	Carga máxima experimental (kN)	Carga máxima numérica (kN)	Erro $(P_{num}/P_{exp} - 1)$
RD 10-5a / 10-5b	96,8 (valor médio)	100,3	6,4 %
RD 10-6	94,8	89,7	-5,4 %
RD 10-7	84,4	85,3	1,0 %
ZR 10-2	58,7	66,1	-12,6 %
ZR 12-2	98,3	105,0	-6,8 %
TC G	90,6 (4 x 22,65)	85,9	-5,2 %
TC H	98,1 (4 x 24,53)	96,8	-1,3 %
TC I	84,7 (4 x 21,18)	90,4	6,7 %
BT A	805 (8 x 100,6)	904,0	12,3 %
BT B	685 (8 x 85,6)	689,6	0,7 %
BT C	600 (8 x 75,0)	620,8	3,5 %
BT D	620 (8 x 77,5)	601,9	-2,9 %
BT E	280,0 (8 x 35)	287,2	2,6 %

Nos modelos experimentais de Redwood e Demirdjian (1998), Zaarour e Redwood (1996) e Bazile e Texier (1968 *apud* Demirdjian 1999) todas as vigas sofreram colapso por flambagem do montante de alma por cisalhamento. Nos modelos de Toprac e Cooke (1959), as vigas G e I sofreram colapso por mecanismo Vierendeel e na viga H ocorreu flambagem local da mesa. Em todos os casos avaliados, o modelo numérico indicou um modo de colapso semelhante ao observado nos modelos experimentais, como se pode observar no caso mostrado na Figura 12.

Figura 12: Modos de colapso observado nas vigas (a) 10-5 de Redwood e Demirdjian (1998) (FMA) e (b) G, de Toprac e Cooke (1959) (Vierendeel)



Nos casos em que se observou a flambagem do montante de alma por cisalhamento, em concordância com os resultados experimentais, os resultados numéricos mostraram que a flambagem se deu em regime inelástico, sendo notáveis as zonas de plastificação no montante de alma no início da FMA.

Foram realizadas análises de ensaios realizados em três países diferentes, com muita variabilidade de características: vãos variando de 1,2 a 8,0 m; espessuras de alma variando entre 3,6 mm até 10 mm; espessuras de mesa entre 4,6 e 17,5 mm; chapa expansoras ausentes e presentes com alturas diferentes; alvéolos com inclinação do corte entre 45° e 66°. Os resultados apresentaram três diferentes modos de colapso. De modo geral, o modelo numérico boa concordância com os resultados experimentais.

5 Conclusões

Em função dos resultados obtidos, pode-se afirmar que o modelo numérico apresentado neste trabalho permite uma simulação adequada do comportamento de vigas alveolares. Os estudos de validação demonstraram boa concordância entre os resultados numéricos e os resultados dos modelos experimentais selecionados, tanto em termos de carga última em relação aos modos de colapso.

Embora o estudo realizado tenha sido focado em vigas susceptíveis à flambagem dos montantes de alma, os resultados demonstraram que o modelo de elementos finitos é também válido para vigas sujeitas a outros modos de colapso. Dentre as estratégias de modelagem adotadas, pode-se afirmar que o modelo simplificado de distribuição de tensões residuais proposto também contribuiu para a obtenção de resultados consistentes.

6 Agradecimentos

Os autores agradecem à FAPEMIG pelo apoio financeiro para a realização deste trabalho.

7 Bibliografia

Abreu, L.M.P; Fakury, R.H.; Castro e Silva, A.L.R. (2010) Determinação do momento fletor resistente a flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares. *CILAMCE 2010 - XXXI Iberian-Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering*. Argentina.

Aglan, A.A., Redwood, R.G. Web buckling in castellated beams. *Procedure Institution of Civil Engineers*, London, U.K., Part 2, Vol. 57, pp 307-320, 1974. Bathe, K (1996). *Finite Element Procedures*. Estados Unidos.

BATHE, K-J; *Finite Element Procedures*. Estados Unidos: 1996.

Bezerra, E.M; Fakury, R.H; Castro e Silva, A.L.R; Caldas, R.B. (2010). Determinação do momento fletor resistente a flambagem lateral com torção de vigas de aço casteladas. *XXXIV Jornadas Sudamericanas de Ingeniería Estructural*. Argentina.

Delesques, R. Stabilité des montants de poutres ajourées. *Construction Métallique*. 3:26-33; 1968.

Demirdjian, S. (1999) *Stability of castellated beam webs*. McGill, Canadá.

Dougherty, B.K. (1981) Buckling of web post in perforated beams. *Journal of the Structural Division*, v.107, p. 507-519.

Feldmann, M.; Müller, C.; et al. Final Report: Large web openings for service integration in composite floors: RFS-CT-2005-00037; 2006.

Gomes, C.A.B. (2006). *Resistência a compressão de perfis H laminados de abas paralelas*. UFOP, Ouro Preto.

Grünbauer BV (2011). <http://www.grunbauer.nl>. Página acessada em 08/01/2011.

Hibbitt, Karlsson e Sorensen, 2009. –“*ABAQUS Theory Manual*”, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc, EUA.

Kerdal, D; Nethercot, D.A. (1984). Failure modes for Castellated Beams, *Journal of Constructional Steel Research*, v. 4, p.295-315.

Mohebkah, A. (2004). The moment-gradient factor in lateral-torsional buckling on inelastic castellated beams, *J. Constructional Steel Research*, v.60, p.1481-1494.

Nadjai, A.; Goodfellow, N.; Vassart ,O.; Ali, F.; Choi, S. Simple calculation method of composite cellular beams at elevated temperatures. *Fifth International Conference on Structures in Fire*: 551-559; 2008.

Nethercot, D.A; Kerdal, D. (1982). Lateral-torsional buckling of castellated beams. *The Structural Engineer*, v.60B, p.53-61.

Radić, I; Markulak, D. (2007). Lateral buckling of castellated beams, *Tehnički Vjesnik*, v.14, p.25-35.

Radić, I; Markulak, D; Varevac, D. (2009). Utjecaj vrste bocnih pridržanja na otpornost sacastih nosaca na bocno-torzijsko izvijanje. *Technical Gazette*, v.16, p.9-17.

Redwood, R.G; Demirdjian, S. (1998). Castellated beam web buckling in shear, *Journal of Structural Engineering*, v.124, p.1202-1207.

Showkati, H. (2008). Lateral-torsional buckling of castellated beams. *Iranian Journal of Science & Technology*, v.32, p.153-156.

Szalai, J.; F. Papp (2005). A new residual stress distribution for hot-holled I-shaped sections, *Journal of Constructional Steel Research*, v.61, p.845-861.

Tkalčević, V., Džeba, I.; Androić, B. (2007). Pouzdanost sacastih nosaca na bocno-torzijsko izvijanje. *Gradevinar*, v.59, p.311-318.

Toprac, A.A; Cooke, B.R (1959). An experimental investigation of open-web beams, *Welding Research Council Bulletin Series*.

Zaarour, W.J. (1995). *Web buckling in thin webbed castellated beams*. PhD Thesis, McGill University, Canadá.

Zaarour, W.J.; Redwood, R.G. (1996). Web Buckling in Thin Webbed Castellated Beams. *Journal of Structural Engineering*, v.122, p.860-866.

Development and validation of a numerical model for behaviour assesment of open-web expanded beams susceptible to colapse by webpost buckling

ABSTRACT

The need for beams with higher inertia and reduced weight has motivated the development of new structural elements, among which we highlight the open-web expanded beams. Due to the presence of openings in the web, the open-web expanded beams have distinct behavior of the standard rolled beams. The beam becomes more prone to instability phenomena and may introduce new failure modes. In this work, a numerical model with finite elements was built to simulate the behavior of open-web expanded beams which collapse by buckling of the web posts. To validate the numerical model, 14 beams have been modeled, originated from four experimental programmes found in literature. The results obtained by the proposed numerical model showed excellent agreement with experimental results, not only in the event of collapse by buckling of the web post, but also for other modes of collapse.

Keywords: open-web expanded beams, castellated beams, numerical modeling, finite elements method, web post buckling.

1 Introduction

In last decades, the limits for the displacements established in standards codes are requesting the search for solutions for beams with high inertia/weight ratio. The open-web expanded beams are an attractive alternative in this sense. They are made economically by flame cutting a rolled beam's web in a zig-zag pattern along its centerline (Figura 1a). The halves so obtained are shifted a half-pitch in relation to one another and then welded together at the tops of the teeth. The result is a beam with a row of hexagonal holes in the web. The beam is much deeper than the original profile it is made from, while its weight is virtually the same. It is also possible to weld square or rectangular plates between the cut halves, giving an even deeper beam, now with octagonal holes (Figura 1b).

The web openings modify the beam's behavior in relation to the original solid web beam, making it more susceptible to instability phenomena.

This paper presents a finite element model developed with ABAQUS software to estimate the collapse load and assess structural behavior of alveolar beams, focusing the beams prone to web post buckling. The numerical model was validated using results of experiments by various authors.

2 Major failure modes in open-web expanded beams

Experimental studies have identified several failure modes in open-web expanded beams. The most common are: bending mechanism, lateral torsional buckling; Vierendeel mechanism, rupture of the weld and web post buckling (Kerdal e Nethercot 1984).

The web post buckling failure can occur in two different ways: inelastic and elastic. Several authors have reported cases of collapse of castellated beams by web post buckling (WPB), and of these, most occurred inelastically (Kerdal and Nethercot 1984).

Studying the balance of a web post of a castellated beam, we obtain the internal forces as shown in Figure 4. The shear force F acting along the welded joint will stress the web post in bending. Edge AB in Figure 4 will be stressed in tension while edge CD, which is stressed in compression, can cause the web post to buckle. This lateral displacement of the web post will be accompanied by twisting of the diagonal line xx' (Figure 4). This failure mode is called web post buckling by shearing.

At points of concentrated load on the web post or at the supports, may occur web post buckling by compression. This failure mode is similar to web crippling that is observed in a solid web beam. Contrary to what occurs in a web post that buckle for shear, the lateral displacement of the web post that buckles for compression is not accompanied by twisting.

3 The numerical model

The numerical model was generated in the software ABAQUS, using the finite element method.

The beams were modeled in three dimensional space, considering all the real dimensions. The modeling was performed using deformable shell elements, representing the average area of the beam plates. Figure 5 shows a modeled beam. For the integration carried out during the analysis, we used Simpson's rule with five integration points along thickness.

To better match the mesh triangular regions, we used a mesh of triangular elements (see Figure 5) S3-type and in other regions were used quadrilateral elements of type S4R. Figure 6 shows a beam model, and Figure 7 shows the S4R and S3 ABAQUS elements. The mesh had elements of 1 cm.

We used an isotropic material with Von Mises yield surface and perfect elastoplastic behavior.

Buckling analysis and geometric and material non-linear analysis

In all cases studied, we performed a preliminary analysis of elastic buckling to estimate the critical load. From this analysis, we obtain the eigenvalues and their eigenvectors. The eigenvalues represent the load factors for which occur several buckling modes and the eigenvectors define these modes.

The general analysis simulates the behavior of the structure throughout the loading, even in the post-buckling phase. In the analysis, geometric and physical non-linearities of structure are considered, as well as the buckling mode chosen from the preliminary analysis. Loading is applied incrementally and the equilibrium for each load increment is obtained by the modified Riks algorithm.

For the modeled beams, we adopted a value of initial imperfection equal to 1/2000 of the total height of the castellated profile. This ratio was taken based on test results.

Residual stress

Several models have been proposed to represent the distribution of residual stresses in cross sections of steel profiles. One of the most known is called English Distribution Model and was developed by Young (1972, *apud* Szalai and Papp 2005), whose scheme of stress distribution is shown in Figure 10.

The maximum values of residual stresses acting in the longitudinal direction of the profile are given by equations (1) to (3) (Szalai and Papp 2006; Gomes 2006).

Residual stresses in usual beams, according to the English model of distribution, are predominantly of compression in the web and tensile in flanges, as shown in Figure 11. In this work we adopted a simplified distribution, which considers uniform stresses applied to the web and to the flanges so that the resultant force is equivalent to the parabolic distribution, as shown in Figure 12. Equations (4) and (5) correlate the residual stresses of the simplified model to the maximum values of the parabolic distribution of Young.

4 Numerical model validation

The geometric characteristics of the models studied are presented in Table 2 and Table 3 and the values of maximum load reached in the numerical modeling compared with experimental results are shown in Table 4.

In the tests carried out by Toprac and Cooke (1959), the beams G and I collapsed by Vierendeel mechanism and the H beam failed by flange local buckling. In other experiments, whose results were used in this study, the web post buckling occurred. In all cases, the numerical model showed the same failure mode.

5 Conclusions

The numerical model presented in this paper allows a proper simulation of the behavior of open-web expanded beams. The validation studies showed good agreement between numerical results and experimental results available in literature, both in terms of ultimate load and failure modes.

The simplified distribution of residual stresses presented in this study proved to be valid for the numerical modeling.