

**UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
ESCOLA DE ENGENHARIA  
COMISSÃO DE GRADUAÇÃO DO CURSO DE ENGENHARIA CIVIL**

**Anderson Luiz Michelin**

**ANÁLISE DE MÉTODOS ANALÍTICOS PARA O  
DIMENSIONAMENTO DE VIGAS ALVEOLARES**

Porto Alegre  
Dezembro 2019

**ANDERSON LUIZ MICHELIN**

**ANÁLISE DE MÉTODOS ANALÍTICOS PARA O  
DIMENSIONAMENTO DE VIGAS ALVEOLARES**

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado à Comissão de  
Graduação do Curso de Engenharia Civil da Escola de  
Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como  
parte dos requisitos para obtenção do título de Engenheiro Civil

**Orientador: Inácio Benvegnu Morsch**  
**Coorientador: Matheus Erpen Benincá**

Porto Alegre  
Dezembro 2019

**ANDERSON LUIZ MICHELIN**

**ANÁLISE DE MÉTODOS ANALÍTICOS PARA O  
DIMENSIONAMENTO DE VIGAS ALVEOLARES**

Este Trabalho de Diplomação foi julgado adequado como pré-requisito para a obtenção do título de ENGENHEIRO CIVIL e aprovado em sua forma final pela Banca Examinadora, pelo Professor Orientador e pela Comissão de Graduação do Curso de Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Porto Alegre, dezembro de 2019

**BANCA EXAMINADORA**

**Prof. Inácio Benvegno Morsch (UFRGS)**

Doutor pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul  
Orientador

**Prof. Matheus Erpen Benincá (UFRGS)**

Mestre pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul  
Co-orientador

**Jorge Luis Palomino Tamayo (UFRGS)**

Doutor pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul

**Enio Carlos Mesacasa Júnior (UFRGS)**

Doutor pela Universidade de São Paulo

Dedico este trabalho aos meus pais.

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço inicialmente a Deus por ter me guiado ao longo do meu caminho.

Agradeço aos meus pais, Sinval Luiz Michelin e Dalcenira Aparecida dos Reis por estarem comigo durante toda minha vida, pelo apoio dado nos momentos mais difíceis e por me proporcionar a oportunidade de completar o ensino superior.

Agradeço ao orientador, Prof. Inácio Benvegno Morsch pela disposição para esclarecimentos e pela paciência quando havia algum atraso.

Agradeço ao coorientador, Prof. Matheus Erpen Benincá pela disponibilidade e solicitude sempre que surgiram dúvidas.

Agradeço à minha avó, Helena Alves dos Reis, que sempre me aconselhou e me ajudou a tomar decisões difíceis.

Agradeço à minha melhor amiga, Manoella Michel Trindade, por sempre acreditar em mim, inclusive quando eu mesmo estava em dúvida.

Finalmente, agradeço aos meus demais amigos pelo companheirismo e por dividirem comigo essa jornada na UFRGS desde 2013.

Só se pode alcançar um grande êxito quando nos  
mantemos fiéis a nós mesmos.

*Friedrich Nietzsche*

## RESUMO

As vigas alveolares atualmente apresentam uma crescente demanda por possuírem diversas vantagens em sua utilização, principalmente quando o estado limite de serviço é o fator dominante no projeto. Essas vigas representam uma solução mais racional no uso do aço, uma vez que, com praticamente o mesmo peso, são produzidos perfis expandidos com maior momento de inércia. Por outro lado, esse tipo de viga apresenta modos adicionais de falha que não são de simples verificação, sendo recomendável nesse caso o uso de modelos numéricos empregando elementos finitos, uma vez que a NBR 8800 não trata desse tópico. Contudo, a fim de evitar a elaboração de modelos numéricos complexos em todas as situações de projeto de vigas alveolares, existem algumas formulações propostas com o objetivo de facilitar o trabalho dos engenheiros. Nesse contexto, esse trabalho faz a comparação de duas formulações teóricas existentes, a primeira adaptada por pesquisadores brasileiros e a segunda aplicada pela AISC, com resultados experimentais e numéricos obtidos por outros pesquisadores. Para tal, essas duas formulações foram implementadas em planilhas Excel. Os resultados obtidos permitem verificar a aplicabilidade dessas formulações em termos de segurança. Os perfis alveolares revelam ganhos de resistência em relação ao perfil original quando a flambagem do montante da alma não governa o modo de falha, mesmo em vigas de vãos curtos. Entretanto, os métodos analíticos, por serem conservadores em parte dos casos analisados, não refletem essa vantagem. No caso das flechas calculadas, houve casos com boa correlação entre os resultados experimentais e numéricos, mas isso dependendo da relação momento e corte, bem como da geometria do perfil.

Palavras-chave: Vigas alveolares. Dimensionamento por métodos analíticos. Análise por Elementos Finitos.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Corte e reposicionamento de vigas casteladas e celulares.....	14
Figura 2 – Elementos e simbologias utilizados para dimensionar vigas casteladas.....	14
Figura 3 – Elementos e simbologias utilizados para dimensionar vigas celulares.....	14
Figura 4 – Elementos e simbologia da seção transversal para dimensionar vigas alveolares .....	15
Figura 5 – Padrões mais utilizados de vigas casteladas.....	15
Figura 6 – Passagem de dutos em vigas celulares.....	16
Figura 7 – Estação ferroviária do Trensurb no município de Novo Hamburgo.....	16
Figura 8 – Zona em que o Anexo I da NBR 8800 permite a abertura de vigas, desde que obedeça a alguns requisitos, dispensando cálculos adicionais.....	17
Figura 9 – Viga com falha por formação de mecanismo de Vierendeel.....	19
Figura 10 – Esquema de forças atuantes no alvéolo de uma viga castelada .....	19
Figura 11 – Viga modelada numericamente que falhou por formação de mecanismo plástico simples.....	20
Figura 12 – Viga que falhou por ruptura do montante da alma na região da solda.....	20
Figura 13 – Diagrama de corpo livre de metade do montante da alma de uma viga castelada .....	21
Figura 14 – Esquema de flambagem do montante da alma por cisalhamento.....	21
Figura 15 – Viga celular que falou por flambagem do montante da alma por cisalhamento .....	21
Figura 16 – Viga modelada numericamente que falhou por flambagem do montante da alma por compressão .....	22
Figura 17 – Viga modelada numericamente que falhou por flambagem lateral com torção .....	22
Figura 18 – Elemento de casca Shell181 e ao lado a opção degenerada para preenchimento de malha .....	23
Figura 19 – Modelo de viga celular biapojada com restrições laterais aplicadas .....	24
Figura 20 – Vistas frontal e lateral da viga com carga pontual aplicada.....	24
Figura 21 – Dois modos de flambagem elástica obtidos pela análise <i>Eigen Buckling</i> ( $n = 2$ e $n = 4$ ).....	25

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Propriedades do aço das vigas comparadas .....	26
Tabela 2 – Propriedades geométricas do perfil original e número de alvéolos que serão obtidos após o corte .....	27
Tabela 3 – Propriedades geométricas dos perfis alveolares .....	27
Tabela 4 – Carregamentos últimos e modos de falha das vigas alveolares ensaiadas.....	28
Tabela 5 – Vigas com dados modificados que foram modeladas numericamente.....	28
Tabela 6 – Primeiro modo de falha apontado pelos métodos A e B .....	29
Tabela 7 – Carregamentos últimos apontados pelos métodos A e B e suas relações com o carregamento experimental e numérico.....	29
Tabela 8 – Carregamentos últimos de cada método para o modo de falha real das vigas e suas relações com os carregamentos experimentais e numéricos.....	30
Tabela 9 – Modos de falha das vigas simuladas numericamente.....	31
Tabela 10 – Carregamentos últimos calculados, do modelo numérico e suas relações para as vigas simuladas .....	31
Tabela 11 – Comparação do ganho/perda de resistência do perfil alveolar para o perfil original com a carga de ensaio e as cargas de A e B.....	31
Tabela 12 – Flecha experimental e numérica (quando disponível) e calculadas pelos métodos A e B e suas relações.....	34
Tabela 13 – Flecha numérica, flechas calculadas pelos métodos A e B das vigas exclusivamente simuladas.....	34
Tabela 14 – Flecha do perfil original e as comparações com os valores experimentais, numéricos e analíticos para vigas alveolares.....	35

## **LISTA DE SIGLAS**

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas

AISC – American Institute of Steel Construction

EMAC – Escoamento do montante da alma por cisalhamento

FLT – Flambagem lateral com torção

FMAC – Flambagem do montante da alma por cisalhamento

UFRGS – Universidade Federal do Rio Grande do Sul

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A$  – Área da seção transversal

$A_T$  – Área da seção tê

$b$  – Comprimento horizontal da diagonal do alvéolo castelado

$b_f$  – Largura da mesa

$b_w$  – Largura mínima do montante da alma

$c$  – Constante multiplicadora que transforma o esforço cortante em momento de Vierendeel

$d$  – Altura do perfil I original

$d_g$  – Altura da viga alveolar

$D_0$  – Diâmetro do alvéolo celular

$E$  – Módulo de elasticidade longitudinal do aço

$f_{yf}$  – Tensão de escoamento do aço da mesa

$f_{yw}$  – Tensão de escoamento do aço da alma

$h_0$  – Altura do alvéolo castelado

$h_p$  – Altura da chapa expansora

$I_T$  – Momento de inércia da seção tê

$L$  – Comprimento da viga

$L_b$  – Comprimento destravado

$M_{plo}$  – Momento de plastificação da seção transversal alveolar

$M_{RdT}$  – Momento resistente da seção tê submetida à flexo-compressão

$M_{Sd}$  – Momento fletor solicitante em uma dada seção da viga

$M_{SdT}$  – Momento de Vierendeel solicitante na seção tê

$n$  – Número de alvéolos na viga

$p$  – Passo

$t_w$  – Espessura da alma

$t_f$  – Espessura da mesa

$P_A$  – Carregamento último do primeiro modo de falha calculado pelo método A

$P_{AR}$  – Carregamento último do modo de falha real calculado pelo método A

$P_{ARsim}$  – Carregamento último do modo de falha real calculado pelo método A das vigas exclusivamente simuladas

$P_{Asim}$  – Carregamento último do primeiro modo de falha calculado pelo método A das vigas exclusivamente simuladas

$P_B$  – Carregamento último do primeiro modo de falha calculado pelo método B

$P_{BR}$  - Carregamento último do modo de falha real calculado pelo método B

$P_{BRsim}$  – Carregamento último do modo de falha real calculado pelo método B das vigas exclusivamente simuladas

$P_{Bsim}$  – Carregamento último do primeiro modo de falha calculado pelo método B das vigas exclusivamente simuladas

$P_E$  – Carregamento último experimental

$P_N$  – Carregamento último numérico das vigas ensaiadas

$P_{Nsim}$  – Carregamento último numérico das vigas exclusivamente simuladas

$P_{Rd}$  – Força normal resistente da seção tê submetida à flexo-compressão

$P_{Sd}$  – Força normal solicitante na seção tê derivada do momento fletor global

$u_A$  – Flecha das vigas ensaiadas calculada pelo método A

$u_{Asim}$  – Flecha calculada pelo método A das vigas exclusivamente simuladas

$u_B$  – Flecha das vigas ensaiadas calculada pelo método B

$u_{Bsim}$  – Flecha calculada pelo método B das vigas exclusivamente simuladas

$u_E$  – Flecha experimental das vigas

$u_N$  – Flecha numérica das vigas

$u_o$  – Flecha do perfil original

$u_{Nsim}$  – Flecha numérica das vigas exclusivamente simuladas

$V_{CRIT}$  – Esforço cortante crítico de flambagem

$V_{RK2}$  – Esforço cortante resistente ao escoamento do montante da alma por flexão

$V_{Sd}$  – Esforço cortante solicitante em uma dada seção da viga

$y_a$  – Distância da base da seção tê até o centro de gravidade da seção tê

$y_o$  – Distância do centro do alvéolo até o centro de gravidade da seção tê

$\alpha$  – Fator de forma da seção para o cálculo da flecha devida ao corte do perfil alveolar

$\alpha_o$  – Fator de forma da seção para o cálculo da flecha devida ao corte do perfil original

$\Theta$  – Ângulo da diagonal do alvéolo castelado com a horizontal

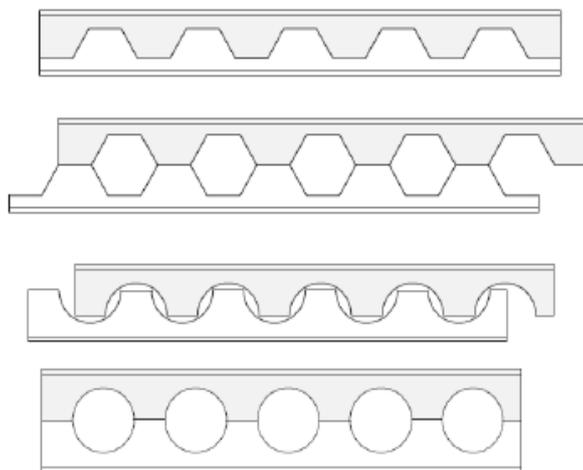
## SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>14</b>
<b>2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>17</b>
<b>3 MODOS DE FALHA .....</b>	<b>18</b>
3.1 FORMAÇÃO DE RÓTULAS PLÁSTICAS POR MECANISMO DE VIERENDEEL.....	18
3.2 FORMAÇÃO DE MECANISMO PLÁSTICO SIMPLES.....	19
3.3 RUPTURA NA SOLDA DO MONTANTE DA ALMA OU ESCOAMENTO DO MONTANTE DA ALMA POR CISALHAMENTO.....	20
3.4 ESCOAMENTO DO MONTANTE DA ALMA POR FLEXÃO.....	20
3.5 FLAMBAGEM DO MONTANTE DA ALMA POR CISALHAMENTO.....	20
3.6 FLAMBAGEM DO MONTANTE DA ALMA POR COMPRESSÃO.....	22
3.7 FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO.....	22
3.8 FLAMBAGEM LOCAL DO CORDÃO.....	22
<b>4 MODELO NUMÉRICO E SCRIPT .....</b>	<b>23</b>
4.1 GENERALIDADES.....	23
4.2 ELEMENTO UTILIZADO PARA MODELAR O PERFIL .....	23
4.3 MODELO UTILIZADO NO MATERIAL .....	23
4.4 CONDIÇÕES DE CONTORNO .....	24
4.5 CARGAS APLICADAS .....	24
4.6 ETAPAS DA ANÁLISE .....	24
<b>5 TABELAS DE CÁLCULO ELABORADAS.....</b>	<b>25</b>
<b>6 VIGAS UTILIZADAS NA COMPARAÇÃO .....</b>	<b>25</b>
<b>7 RESULTADOS E DISCUSSÃO .....</b>	<b>28</b>
7.1 RESULTADOS DA COMPARAÇÃO DAS VIGAS ENSAIADAS.....	28
7.2 RESULTADOS DA COMPARAÇÃO DAS VIGAS SIMULADAS.....	30
7.3 RESULTADOS DA COMPARAÇÃO COM OS PERFIS ORIGINAIS.....	30
7.4 DISCUSSÃO SOBRE FORMAÇÃO DE MECANISMO PLÁSTICO.....	31
7.5 DISCUSSÃO SOBRE FMAC.....	32
7.6 DISCUSSÃO SOBRE EMAC .....	33
7.7 DISCUSSÃO SOBRE FLT .....	33
7.8 RESULTADOS E DISCUSSÃO SOBRE OS DESLOCAMENTOS VERTICAIS..	33
<b>8 CONCLUSÕES.....</b>	<b>35</b>
<b>9 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>35</b>

## 1 Introdução

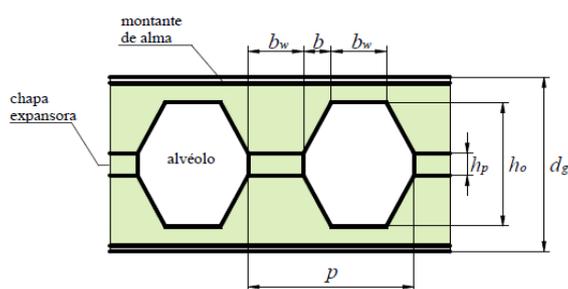
Ao se dimensionar vigas, em muitas situações, o critério de dimensionamento limitante é o de flecha excessiva. Normalmente, para resolver o problema aumenta-se a dimensão da seção transversal da viga, que por sua vez aumenta sua rigidez e consequentemente reduz as deformações. Entretanto, ao fazer isso, as vigas passam a trabalhar em situações de tensões muito baixas, o que acarreta desperdício de material, uma vez que o peso da viga também aumenta.

Uma maneira eficiente de solucionar esse problema é considerar o uso de vigas alveolares. Essas são feitas a partir do corte padronizado do perfil I original, que tem suas partes deslocadas, sobrepostas e soldadas, conforme Figura 1, produzindo um perfil com maior inércia, por consequência, maior rigidez à flexão com peso igual à do perfil I original.

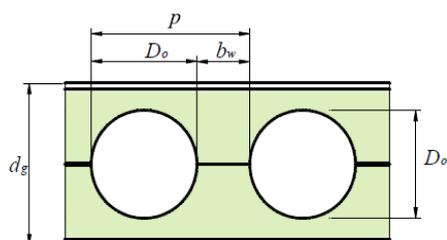


**Fig. 1** Corte e Reposicionamento de vigas casteladas e celulares. (Brinkhus, 2015)

Com isso são gerados alvéolos na alma do perfil que podem ser retangulares, senoidais, circulares, circulares alongados, hexagonais ou octogonais (obtidos com a soldagem de chapas expansoras entre as partes cortadas do perfil). Dentre esses padrões, o que possui aberturas retangulares tem um alto fator de concentração de tensões devido ao ângulo de  $90^\circ$  nas aberturas (CIMADEVILLA ET AL., 2000), portanto, normalmente, há preferência por outras configurações, nas quais esse problema é atenuado. As vigas com aberturas hexagonais e octogonais, ver Figura 2, são habitualmente chamadas de vigas casteladas e as com aberturas circulares, ver Figura 3, são chamadas de vigas celulares.



**Fig. 2** Simbologia utilizada para vigas casteladas. (Oliveira et al., 2012)



**Fig. 3** Simbologia utilizada para vigas celulares. (Oliveira et al., 2012)

São inúmeras as possibilidades de escolha da geometria do alvéolo para vigas casteladas, mas existem alguns padrões que seguem relações geométricas específicas que são mais conhecidos, sendo esses: Litzka, Peiner e Ânglo-Saxão. A figura 4 mostra os elementos da seção transversal da viga alveolar enquanto a figura 5 contém os padrões.

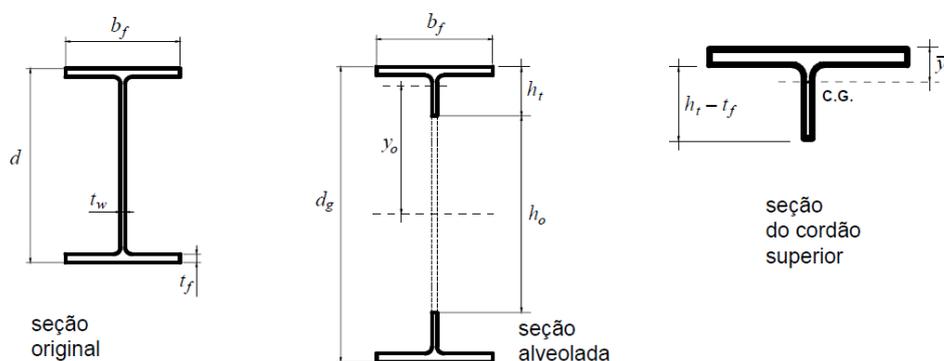


Fig. 4 Simbologia da seção transversal de vigas alveolares. (Oliveira et al., 2012)

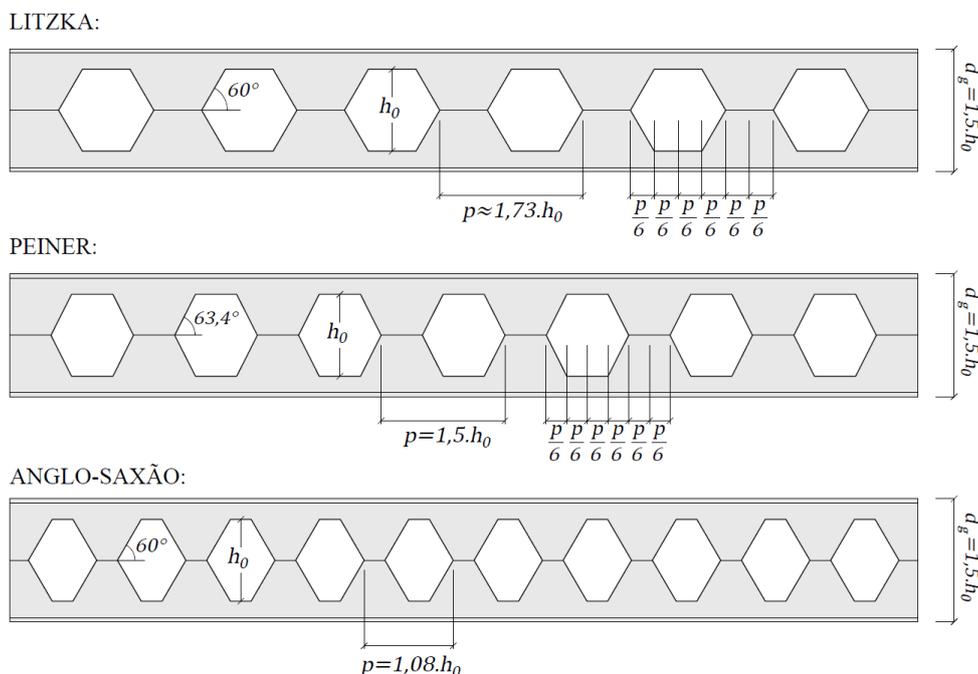


Fig. 5 Padrões mais utilizados de vigas casteladas. (Benincá, 2019)

Segundo Das e Srimani (1984), a ideia de cortar a viga fazendo um rearranjo com o objetivo de aumentar a inércia foi concebida pela primeira vez na década de 1910 por H.E. Horton da Chicago Bridge & Iron Works. Já na década de 1930, o inglês Geoffrey Murray Boyd, partindo do mesmo princípio, patenteou-a (KNOWLES, 1991). Entretanto, como o processo do corte e da solda do aço era dispendioso e menos preciso, tais vigas eram adotadas em raros casos. Décadas mais tarde, esse modelo de viga foi resgatado e passou a ser amplamente utilizado uma vez que o corte e a solda do aço se tornaram processos automatizados e de custo muito menor do que se tinha anteriormente (VERÍSSIMO et al., 2012).

As vigas alveolares, além permitirem vencer maiores vãos, também permitem a passagem de dutos e tubulações em geral nas suas aberturas, conforme ilustrado na figura 6, resultando num projeto mais racional. São elementos que transmitem leveza e apelo visual e, além da economia de material no próprio elemento, há a redução do número de pilares e, por consequência, fundações utilizadas para conter a estrutura, e por isso são preferidos pelos arquitetos se comparados com os perfis de alma cheia. Podem também ser interessantes como uma possível solução para problemas de vibrações uma vez que há aumento na rigidez sem aumento de massa em comparação com o perfil original (AISC, 2016b).

Apesar de todas as vantagens proporcionadas pelas vigas alveolares, essas também possuem suas limitações. Uma vez que a área de seção é reduzida em vários pontos da alma, ocorre uma redução na resistência às tensões de cisalhamento, além de

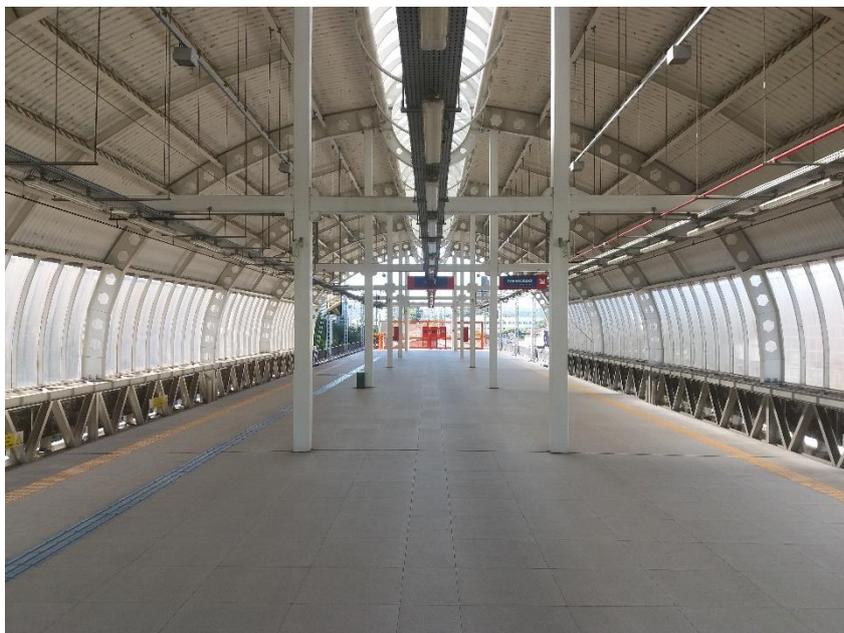
provocar uma redistribuição das tensões como um todo, fazendo com que surjam modos de falha que não existem nas vigas de seção cheia. Logo, esse tipo de viga não é aconselhado para situações em que se necessita suportar grandes cargas concentradas.



**Fig. 6** Passagem de dutos em vigas celulares. (Lawson e Hicks, 2011)

Caso sejam inevitáveis situações de carga concentrada, pode-se adotar o preenchimento das aberturas com chapas de aço e/ou a adoção de enrijecedores de alma. Entretanto, tais recursos aumentam o custo da viga e prejudicam o apelo estético, o que contradiz alguns dos propósitos que servem de base na escolha dessa solução.

Dadas essas premissas de uso, as vigas alveolares são muito utilizadas em situações onde há cargas distribuídas e grandes vãos, como em edifícios garagem, nos quais o vão maior diminui o número de pilares facilitando o processo de manobra dos veículos e aumentando o número de vagas; estruturas de grande circulação como supermercados e ginásios estações rodoviárias e ferroviárias, ver figura 7; galpões industriais, que podem demandar grande quantidade de tubulações ou, em caso de suporte de um mezanino (AISC, 2016b); passarelas e pontes, que são estruturas sujeitas ao empuxo horizontal causado pelo vento, nesse caso os alvéolos diminuem a área frontal da estrutura, portanto, diminuindo esse efeito na mesma (BRINKHUS, 2015).



**Fig. 7** Estação ferroviária do Trensurb no município de Novo Hamburgo

Para o dimensionamento de estruturas metálicas, no Brasil, a primeira referência é a Norma Brasileira de Projeto de estruturas de Aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios (ABNT, 2008). No entanto, essa não aborda o dimensionamento de

vigas alveolares de aço. O texto mais próximo ao assunto encontra-se no Anexo I (Aberturas em almas de vigas). Nesse anexo, há disponível uma formulação básica que permite, para dadas relações de esbeltez da alma e da mesa, e com certas condições atendidas, abrir furos nos dois quartos médios do vão da viga e no terço médio da altura da mesma, ver figura 8. Para procedimentos de cálculos mais precisos, relacionados ao tópico de abertura em almas de vigas, são indicadas as seguintes referências: Darwin (1990), Lawson (1987) e Veríssimo et al. (2006).

Em relação às normas internacionais, o *American Institute of Steel Construction - AISC* (2016b) lançou o *Steel Design Guide 31 – Castellated and Cellular Beam Design* para contemplar o dimensionamento desse tipo de viga. Em 1998, foi proposta a publicação do Anexo N do Eurocode 3 que também aborda o dimensionamento de vigas casteladas e celulares, entretanto, sua publicação não foi oficializada. Além dos procedimentos normatizados, Veríssimo et al. (2012) publicaram um procedimento para dimensionar vigas alveolares visando aproximar o caso dessas vigas ao método empregado na NBR 8800 (ABNT, 2008) para vigas de alma cheia.

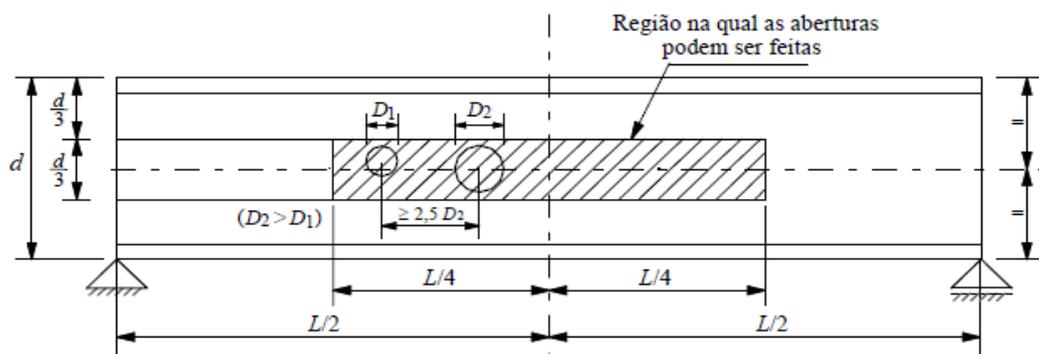


Fig. 8 Zona em que o Anexo I da NBR 8800 permite a abertura de vigas dispensando cálculos adicionais. (ABNT, 2008)

Utilizando os métodos do *Steel Design Guide 31* (AISC, 2016b) e de Veríssimo et al. (2012), para o presente trabalho, foram desenvolvidas duas planilhas eletrônicas para automatizar os processos de cálculo. Em seguida, foram testadas, nessas planilhas, 16 vigas cujos ensaios e modelos numéricos via método elementos finitos (MEF) já haviam sido desenvolvidos. Posteriormente foram comparados os resultados objetivando analisar a precisão da detecção dos corretos modos de falha bem como seus carregamentos últimos e a previsão de deslocamentos verticais máximos. Também se compara os ganhos reais e teóricos de cada caso em relação ao seu perfil de origem.

## 2 Revisão Bibliográfica

A publicação de Lawson (1987), indicada na NBR 8800 (ABNT, 2008), está desatualizada e deve ser substituída por Lawson e Hicks (2011). Nesse trabalho, partindo das premissas do Eurocode 3 (CEN, 2005), além de abordar vigas com poucas aberturas, propõe formulações para vigas mistas com aberturas retangulares e com adaptações para outros tipos de aberturas (que podem ser utilizadas para vigas de aço desconsiderando os efeitos do concreto), inclusive com método simplificado para o cálculo de flechas devido às múltiplas aberturas. No entanto, neste trabalho não há formulação para verificação da instabilidade por flambagem lateral com torção.

Darwin (1990) apresenta procedimentos de cálculo para vigas com poucas ou única abertura com formatos retangulares e circulares. É explícito no texto que as formulações não servem para vigas alveolares.

Veríssimo et al. (2006), a partir do trabalho de Darwin (1990) e do emprego de modelos numéricos, desenvolveram uma formulação, tanto quanto um conjunto de ábacos para determinar uma zona da alma de vigas de aço e vigas mistas de aço e concreto, que possa ser perfurada sem a exigência de verificações adicionais, uma vez que não há perda de resistência significativa na viga, sendo essa região chamada de zona neutra.

Hosain e Spers (1973) ensaiaram 12 vigas casteladas, a fim de avaliar a influência da geometria do alvéolo no modo de falha e no carregamento último de tais vigas, bem como a influência da geometria dos enrijecedores de alma utilizados onde há cargas concentradas. Os autores concluíram que vigas com menor largura de montante da alma ( $b_w$ ) são menos suscetíveis à falha por mecanismo de Vierendeel, embora aumente a chance de falhar por ruptura na região da solda; e que enrijecedores que tenham a altura total da alma são imprescindíveis para o aumento da capacidade resistente em vigas com cargas concentradas ou nos pontos de apoio.

A partir da realização de 12 ensaios em vigas casteladas, Zaarour e Redwood (1996) estudaram o equilíbrio do montante da alma. Foi elaborado um modelo, no *software* NASTRAN, do montante da alma de cada viga aplicando o MEF considerando a não linearidade do material. Os autores concluíram que o modo de falha analisado é de possível ocorrência na série de vigas analisadas e à medida que a relação  $h_p/h_0$  aumenta.

Redwood e Demirdjian (1998) ensaiaram 4 vigas casteladas com variação somente no comprimento da viga com o objetivo de estudar instabilidade do equilíbrio do montante da alma. As cargas críticas foram estimadas a partir de uma análise elástica aplicando o MEF. Os resultados dos ensaios foram, em média, 9% acima dos valores previstos pelo modelo empregado. Os autores constataram também que a carga crítica de flambagem não depende da razão Momento Fletor – Esforço Cortante dentro das relações testadas.

Cimadevilla et al. (2000), propôs uma formulação para o cálculo das tensões locais geradas pelo Momento Fletor e pelo Esforço Cortante de vigas casteladas do padrão Litzka contemplando o dimensionamento para modos de falha baseados em plastificação (tanto na seção t<sub>e</sub> quanto no montante da alma), bem como propôs formulação para o cálculo dos deslocamentos verticais das mesmas. Além disso, esse autor também não aborda a flambagem do montante da alma.

Bezerra (2011) propôs um procedimento para o cálculo do momento resistente à Flambagem lateral por torção para vigas casteladas inserindo ajustes no procedimento adotado na NBR 8800 (2008) para perfis de alma cheia a partir da calibração de modelos de elementos elaborados no *software* ABAQUS. Com esses resultados, foram traçadas curvas de Momento resistente nominal em função do comprimento destravado comparando com valores obtidos pelo método da NBR 8800 (2008) para vigas de alma cheia. Segundo o autor, as vigas casteladas cumprem seu objetivo apresentando um momento fletor resistente maior que o do perfil original, podendo ultrapassar em 20%, dependendo do carregamento e do comprimento destravado da viga.

Abreu (2011), com um estudo similar ao de Bezerra, propôs um procedimento para o cálculo do momento resistente à Flambagem lateral com torção para vigas do tipo celular. As vigas celulares apresentaram aumento do momento fletor resistente quando comparadas com o perfil original, sendo maior o ganho para vigas que sofrem flambagem inelástica.

Silveira (2011) propôs a generalização dos cálculos de Cimadevilla et al. (2000) para estado limite último por mecanismo de Vierendeel, estado limite último de escoamento do montante da alma por cisalhamento, estado limite último de escoamento do montante da alma por flexão e estado limite de serviço por deslocamento excessivo. Esse autor também utiliza as expressões empregadas por Cimadevilla et al. (2000) para o estado limite último de flambagem do montante da alma. Os resultados obtidos pela formulação foram comparados com modelos de elementos finitos e foi verificado que a mesma apresenta boa precisão, quando o comportamento das vigas é controlado pelo momento fletor, mas se mostra conservadora quando o esforço cortante é preponderante.

Soltani et al. (2012) desenvolveram um modelo em elementos finitos, considerando não linearidades geométricas e de material, no *software* LUSAS, objetivando analisar os carregamentos últimos de vigas casteladas, que pudessem falhar por flambagem do montante da alma. Os resultados foram comparados com a classificação proposta pelo Anexo N do Eurocode 3 (não publicado). Os autores concluíram que a classificação da seção transversal adotada por esse anexo é adequada e que a formulação disponível leva a resultados seguros na maioria das situações.

Veríssimo et al. (2012) apresentaram um método de dimensionamento de vigas casteladas e celulares com base na NBR 8800 (ABNT, 2008) e considerando modos de falha locais e globais a partir dos trabalhos de outros pesquisadores, inclusive, Silveira (2011), Bezerra (2011) e Abreu (2011).

No *Steel Design Guide 31* (AISC, 2016b) constam procedimentos específicos para o cálculo do momento resistente e do esforço cortante resistente para a seção t<sub>e</sub> dos alvéolos considerando instabilidade de equilíbrio, que não são consideradas por Veríssimo et al. (2012). Nessa análise, a seção t<sub>e</sub> é tratada como uma barra sob regime de flexo-compressão com baixo comprimento destravado. A carga resistente de tal barra deve ser comparada com a força gerada pelo momento global em cada um dos alvéolos enquanto o momento resistente deve ser comparado com o momento gerado pelo esforço cortante (momento secundário). Também apresenta formulações para verificar o esforço cortante resistente para o escoamento do montante da alma por corte e flexão assim como a flambagem por cisalhamento. Para Flambagem lateral por torção, é indicado o uso do código *Specifications for Structural Steel Buildings* (AISC, 2016a) inserindo os dados da seção bruta.

Benincá (2019) realizou simulações numéricas, através de um modelo parametrizado utilizando MEF, de vigas alveolares de aço e vigas alveolares mistas de aço e concreto. O autor desenvolveu um script no *software* ANSYS, que foi validado em ensaios experimentais disponíveis na literatura com a abordagem de diferentes modos de falha.

Oliveira et al. (2019) apresentaram um estudo numérico de vigas casteladas do padrão Litzka sob regime de flexão pura e, a partir disso, propuseram uma formulação para o cálculo do momento resistente da seção t<sub>e</sub> considerando a instabilidade do equilíbrio. Os resultados obtidos foram comparados com os momentos resistentes calculados pelo procedimento do *Design Guide 31* (AISC, 2016b) e concluíram que para alguns casos, o procedimento é altamente conservador enquanto para outros fica contra a segurança. Segundo os autores, para vigas com contenção lateral feitas em aço com alta tensão de escoamento, a ocorrência da flambagem local do t<sub>e</sub> fica mais provável uma vez que isso reforça o mesmo para falhas por formação de mecanismo plástico e ocorrência de flambagem lateral com torção.

### 3 Modos de falha

#### 3.1 Formação de rótulas plásticas por mecanismo de Vierendeel

Esse estado limite último (ELU) é caracterizado pela formação de rótulas plásticas nas extremidades do alvéolo, deixando-o com formato de um paralelogramo, conforme ilustrado na figura 9. O momento fletor global  $M$  (momento primário) produz um binário de forças nos tês que, aliado ao momento produzido por  $V / 2$  multiplicado pelo braço de alavanca  $b_w / 2$  (momento

secundário), geram tensões normais nessas extremidades, além das próprias tensões de cisalhamento produzidas pelo mesmo esforço cortante, ver figura 10. Fica mais provável sua ocorrência em vigas cujo esforço cortante é de grande magnitude e/ou vigas em que as seções têm comprimento relevante a ponto de o braço de alavanca do momento secundário ser grande o suficiente para gerar tal falha (BEZERRA, 2011). Vigas com essa característica também possuem o montante da alma mais largo, o que aumenta sua resistência para modos de falha relacionados ao mesmo, uma vez que o montante possui a mesma largura que o comprimento da seção tem devido à própria característica do corte das vigas casteladas (BENINCÁ, 2019).

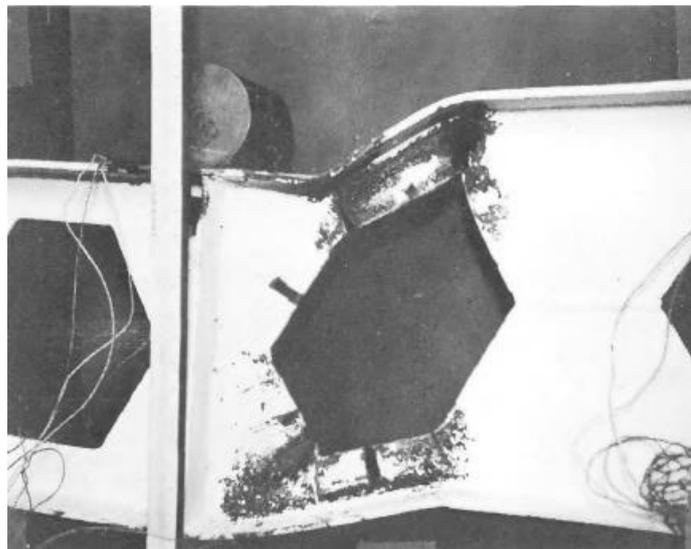


Fig. 9 Viga que apresentou falha por formação de mecanismo de Vierendeel. (Hosain e Speirs, 1973)

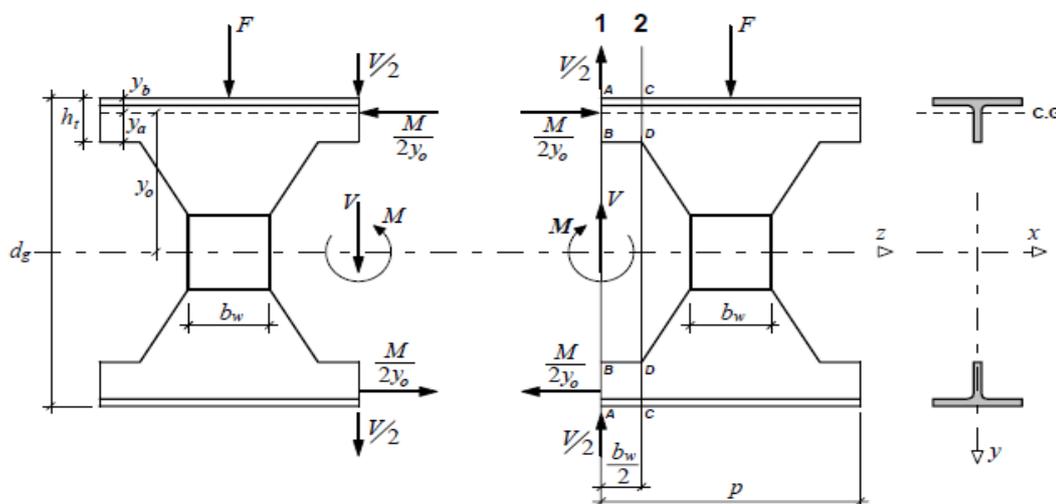


Fig. 10 Esquema de forças atuantes no alvéolo de uma viga castelada (Veríssimo et al., 2012 adaptado de Cimadevilla et al., 2000)

### 3.2 Formação de mecanismo plástico simples

Esse modo de falha é governado pelo momento fletor global da viga e ocorre quando as tensões normais geradas pelo mesmo levam as duas seções tem ao escoamento conforme ilustrado na figura 11, ou seja, é um comportamento similar ao que ocorre em perfis metálicos de alma cheia. O que difere esses dois casos é que no primeiro a plastificação ocorre nos cantos dos alvéolos (predominância do momento secundário) enquanto no segundo, ocorre ao longo de todo o comprimento da seção tem (predominância do momento primário).

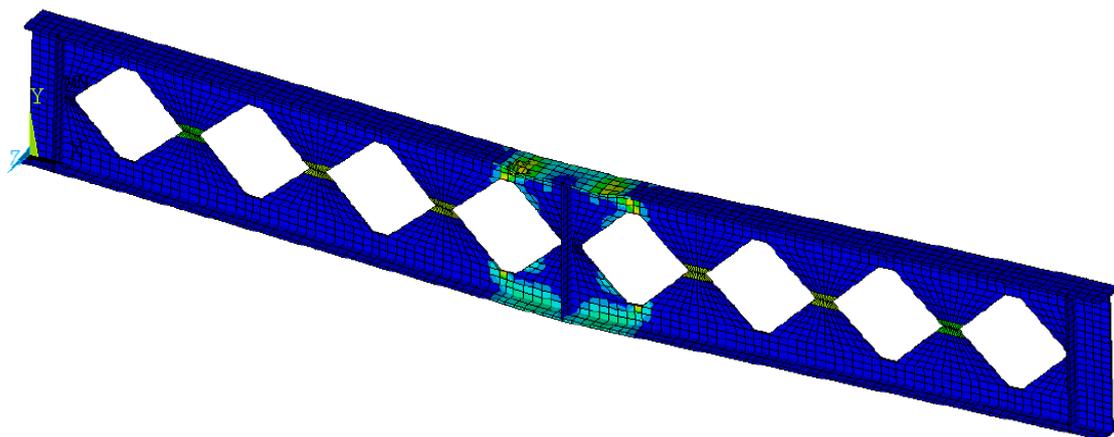


Fig. 11 Viga modelada numericamente que falhou por formação de mecanismo plástico simples. (Benincá, 2019)

### 3.3 Ruptura na solda do montante da alma ou escoamento do montante da alma por cisalhamento (EMAC)

Quando esse modo de falha ocorre, ocasiona o deslocamento lateral entre as partes inferior e superior do montante da alma, conforme ilustrado na Figura 12. A ruptura ocorre quando as tensões de cisalhamento, provocadas pelo cortante horizontal, na região da solda ultrapassam sua tensão resistente. A chance de ocorrência aumenta à medida que se diminui a largura do montante da alma (BRINKHUS, 2015).

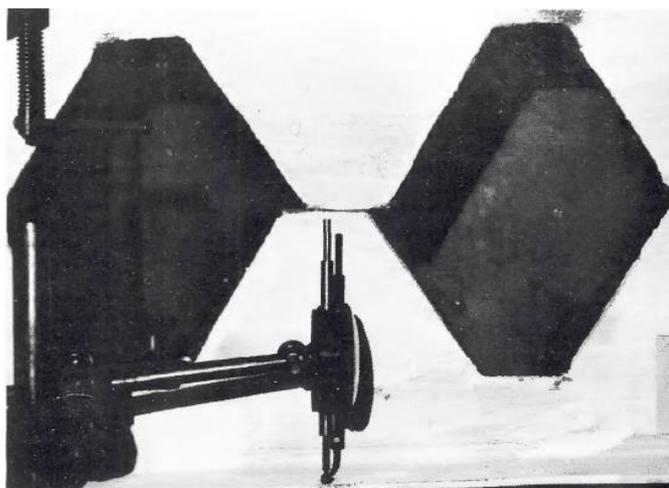


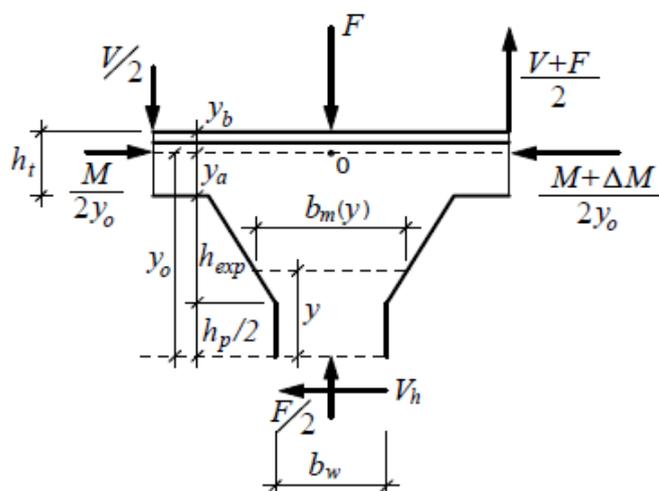
Fig. 12 Viga que falhou por ruptura do montante da alma na região da solda. (Hosain e Speirs, 1973)

### 3.4 Escoamento do montante da alma por flexão (EMAF)

Examinando o trecho de montante da figura 13, é possível verificar que existe um momento gerado pelo esforço cortante horizontal. Esse momento produz tensões normais no montante da alma, proporcionais à distância ao centro do montante ( $y$ ), que pode levar o mesmo ao escoamento por flexão.

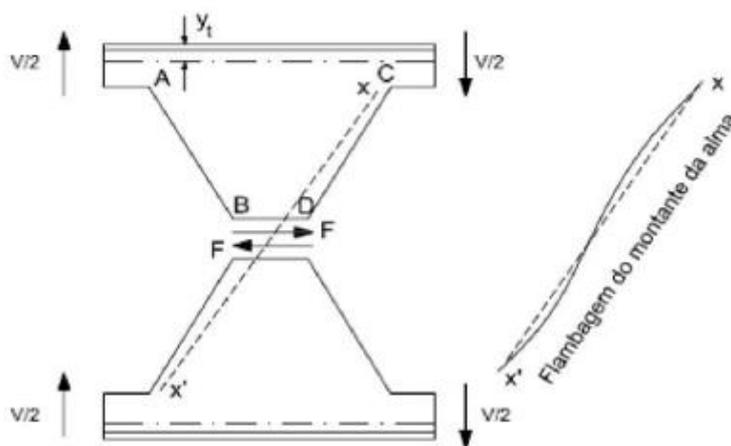
### 3.5 Flambagem do montante da alma por cisalhamento (FMAC)

Conforme a figura 13, observa-se que o esforço cortante horizontal, que atua no centro do montante, em conjunto com o esforço cortante vertical do trecho, gera flexão no montante da alma. No trecho AB dessa figura ocorrem tensões de tração enquanto no trecho CD ocorrem tensões de compressão.



**Fig. 13** Diagrama de corpo livre de metade do montante da alma de uma viga castelada. (Veríssimo et al., 2012)

Esse comportamento pode provocar flambagem do montante da alma em torno do eixo  $x-x'$  deslocando lateralmente o montante da alma conforme ilustrado nas figuras 14 e 15.



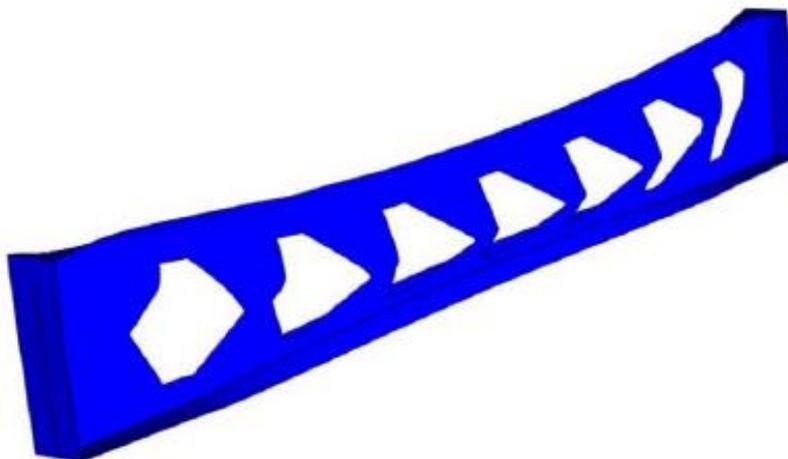
**Fig. 14** Esquema de flambagem do montante da alma por cisalhamento. (Adaptado de Kerdal e Nethercot, 1984)



**Fig. 15** Falha por flambagem do montante da alma por cisalhamento. (Bake, 2010)

### 3.6 Flambagem do montante da alma por compressão

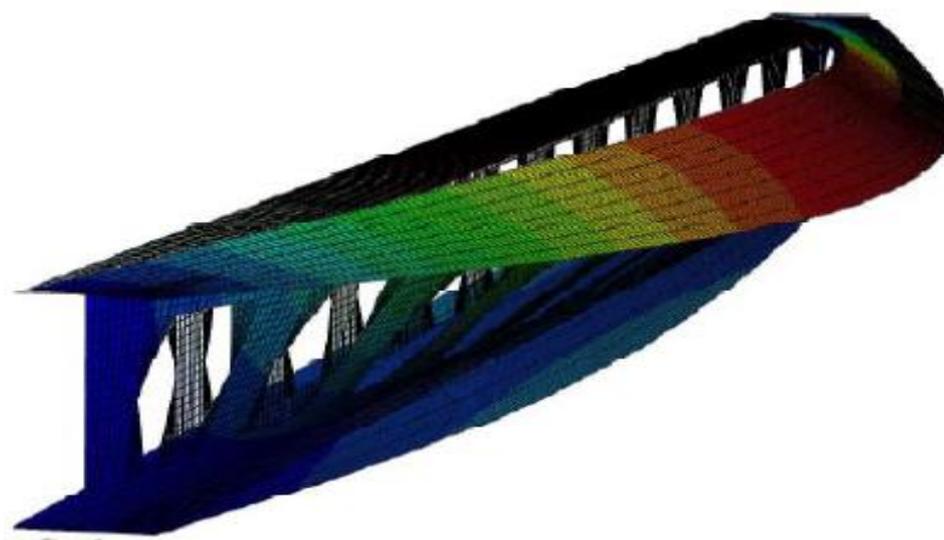
Esse modo de falha caracteriza-se pelo deslocamento lateral simples do montante da alma com o deslocamento máximo no centro do montante conforme ilustrado na Figura 16. O mesmo ocorre devido às cargas concentradas aplicadas sobre o montante da alma (BENINCÁ, 2019).



**Fig. 16** Viga modelada numericamente que falhou por flambagem do montante da alma por compressão. (Vieira, 2011)

### 3.7 Flambagem lateral com torção (FLT)

Esse modo de falha é causado pela instabilidade da mesa comprimida que, por estar ligada à mesa tracionada através da alma, sofre efeito estabilizador; por consequência, ocorre o deslocamento lateral da mesa comprimida acompanhado da torção do perfil, conforme ilustrado na Figura 17. Casos em que os comprimentos destravados são intermediários podem ocorrer concomitantemente com a flambagem local da alma ocasionando distorção da alma, o que reduz o momento fletor resistente da viga. (BEZERRA, 2011).



**Fig. 17** Viga modelada numericamente que falhou por flambagem lateral com torção. (Bezerra, 2011)

### 3.8 Flambagem local da seção t<sub>e</sub>

Embora normalmente não se considere esse ELU nos procedimentos disponíveis para o dimensionamento de vigas alveolares, o mesmo pode ser relevante em vigas com contenção lateral, que aumenta o momento resistente à FLT, produzidas a partir de aços com alta tensão de escoamento, o que aumenta o momento de plastificação (OLIVEIRA et al., 2019). Segundo esses autores,

dependendo dos índices de esbelteza da mesa, esbelteza da alma da seção t $\bar{e}$  e do comprimento de flambagem, a seção pode flambar com a torção pura da seção em torno do centro de corte, distorção pura da alma ou os dois modos simultaneamente. Ao contrário da abordagem feita no *Steel Design Guide 31* (AISC, 2016b), em que o comprimento de flambagem para o cálculo da seção t $\bar{e}$  é adotado constante, os autores apontam que esse pode variar desde o comprimento do t $\bar{e}$  até o comprimento do passo e que depende, também, do quão efetiva é a vinculação ao montante da alma.

## 4 Modelo numérico e script

### 4.1 Generalidades

Nesse trabalho utilizou-se o modelo numérico em elementos finitos desenvolvido por Benincá (2019) empregando o *software* ANSYS. Alguns resultados foram obtidos diretamente do trabalho desse autor e outros foram obtidos empregando-se o script desenvolvido por ele. Esse script consiste numa sequência de comandos que facilitam o processo de modelagem a partir da parametrização dos dados de entrada, geração do modelo geométrico, geração do modelo de elementos finitos, introdução das condições de contorno, geração dos modelos de materiais e estabelecimento do processo de solução. Pode ser utilizado para a análise de vigas alveolares de aço e vigas alveolares mistas de aço e concreto considerando, inclusive, os conectores de cisalhamento, chapa *steel-deck* e armaduras.

### 4.2 Elemento utilizado para modelar o perfil

As vigas alveolares foram modeladas utilizando-se elementos de casca plana com quatro nós, com seis graus de liberdade por nó (três translacionais e três rotacionais). A figura 18 apresenta a geometria básica desse elemento, que no Ansys é denominado de SHELL181. Esse elemento leva em conta deformações devidas à flexão bem como devidas ao efeito de membrana, podendo simular grandes deslocamentos. Também é indicado para análise desde cascas finas até moderadamente espessas. A formulação do elemento é baseada na teoria de placa de Reissner-Mindlin, que considera a deformação por corte e pode ser utilizado em situações que requerem multicamadas, embora para análise de vigas alveolares seja utilizada somente camada única. Nesse caso são empregados cinco pontos de integração ao longo da espessura do elemento. É utilizada integração completa incluindo modos incompatíveis de deformação, através de funções interpoladoras adicionais, que melhoram o comportamento de flexão no plano do elemento. Uma vez que a menor espessura analisada nesse trabalho é de 3,6 mm, não há a ocorrência do fenômeno de travamento por corte, entretanto, o elemento adotado emprega funções de interpolação modificadas (lineares) a fim de evitá-lo (BATHE; DVORKIN, 1986). Benincá (2019), em seu trabalho, realizou um estudo de sensibilidade da malha de uma das vigas por ele testadas. De forma a conciliar a precisão da análise e seu tempo de duração, ele optou por utilizar elementos com tamanhos máximos de 3 cm, que também foi adotado nas vigas testadas para esse trabalho. Seguindo esse critério, o número de elementos na malha variou entre 2112 e 4764.

### 4.3 Modelo de material

O material da viga, no caso aço, pode ser definido de acordo com quatro modelos constitutivos, que estão disponíveis no script para seleção: Elástico Linear; Elastoplástico Perfeito; Bilinear e Multilinear. O último modelo considera a lei de endurecimento não-linear do aço, proposta por Gattesco (1999), definida a partir da inserção de pontos discretos no ANSYS com os valores nos intervalos dados por interpolação linear (BENINCÁ, 2019). Para a comparação de resultados com ensaios realizados, é possível inserir no script dados como tensão de escoamento, tensão de ruptura, módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson para a mesa e para a alma, embora para situações de dimensionamento, seja usual se empregar valores iguais, uma vez que se conhece somente os dados teóricos estatísticos de cada aço.

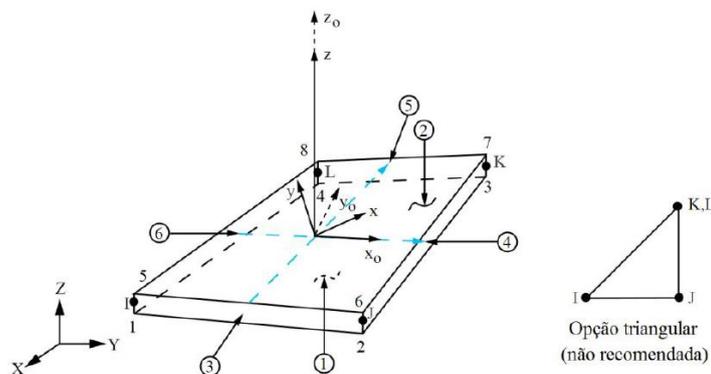


Fig. 18 Elemento de casca Shell181 e ao lado a opção degenerada para preenchimento de malha. (Ansys, 2018)

#### 4.4 Condições de contorno

No modelo numérico, assim como nos ensaios experimentais e na formulação teórica comparada, foram modeladas vigas biapoiadas (um apoio duplo com a restrição do deslocamento em  $x, y$  e  $z$  e um apoio simples com a restrição do deslocamento em  $y$  e  $z$ ), sendo que estas restrições são aplicadas em alguns nós da mesa inferior da viga, conforme ilustrado na Figura 19. Esses nós são identificados de acordo com as coordenadas dos vínculos. No script é possível fazer a análise da viga completa ou aplicar critério de simetria. Também é possível adicionar enrijecedores transversais nos apoios (prática utilizada na construção das vigas em ensaios, uma vez que há carga concentrada, podendo provocar flambagem do montante por compressão) bem como a possibilidade da aplicação de restrições ao deslocamento na direção  $z$  nos nós centrais das mesas inferior e superior com o objetivo de simular contenções laterais, que interferem significativamente na ocorrência ou não ocorrência do fenômeno da flambagem lateral com torção.

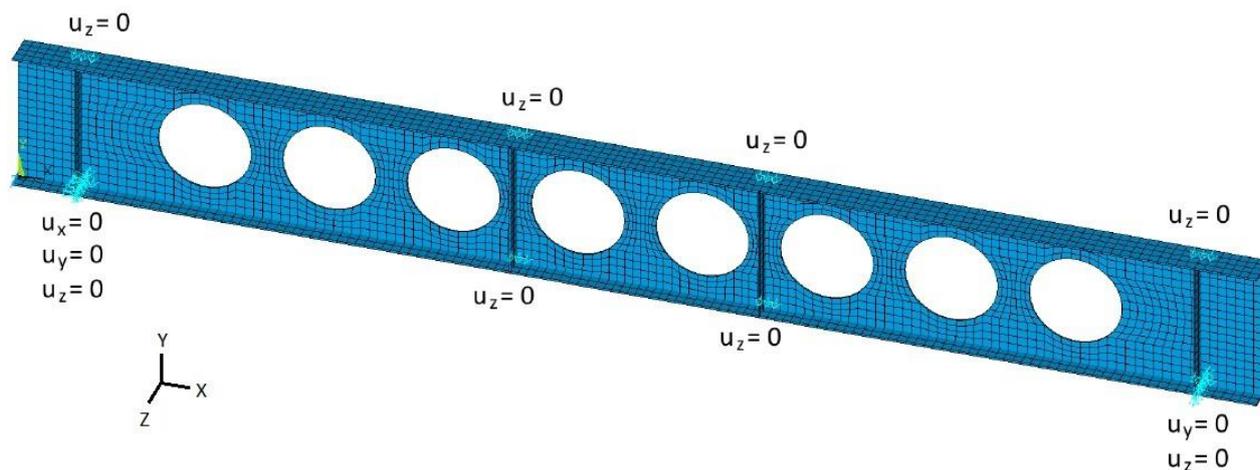


Fig. 19 Modelo de viga celular bi-apoiada com restrições laterais aplicadas. (Benincá, 2019)

#### 4.5 Cargas Aplicadas

As cargas, distribuídas ou concentradas, são aplicadas nos nós da mesa superior do perfil. No caso das cargas concentradas, o usuário deve selecionar a posição  $x$  em que serão aplicadas, sendo que essas são distribuídas ao longo da profundidade ( $z$ ) da mesa.

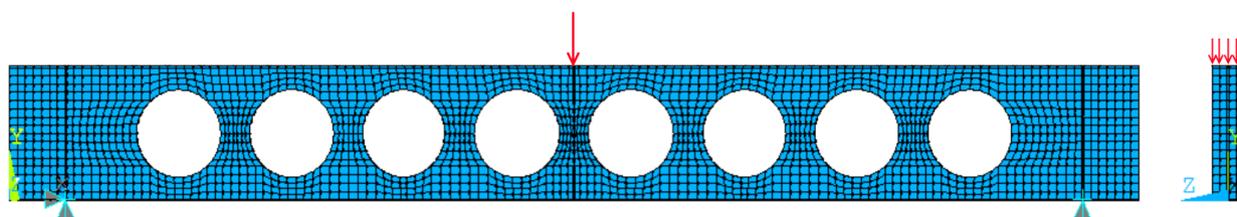


Fig. 20 Vistas frontal e lateral da viga com carga pontual aplicada

#### 4.6 Etapas da análise

Para que o modelo construído possa simular os efeitos de instabilidade locais, a solução do problema ocorre em quatro etapas: (a) solução estática base; (b) análise *Eigen Buckling* (análise de autovalores e autovetores); (c) adição de imperfeições geométricas; (d) análise não linear.

A partir de uma análise preliminar (a) aplicando uma carga unitária, com a utilização da opção PSTRES, o software calcula a matriz *stress stiffness* (matriz de rigidez geométrica), que será utilizada em (b) para determinar os  $n$  modos de flambagem (bifurcação do equilíbrio devida às perturbações aplicadas ao sistema) bem como os fatores de multiplicação da carga unitária aplicada em (a) pela solução de um problema de autovalores e autovetores, ver figura 21. Com os modos determinados, (c) é feita pela combinação de modos de flambagem obtidos pela análise anterior associando cada um a um fator de ponderação, com o objetivo de gerar as irregularidades geométricas. Segundo Benincá (2019), não há consenso entre os autores quanto aos valores utilizados para a amplitude da imperfeição. No *Eurocode 3 – Part 1-5* (CEN, 2006) há recomendações de imperfeições iniciais, mas as mesmas são para placas retangulares. Nos casos em que não há dados experimentais das imperfeições, foi utilizado o fator de ponderação  $d_y/600$ . Então é iniciada (d) com a aplicação das cargas ou deslocamentos, que são divididas em subpassos,

podendo ser selecionado o método de Newton-Raphson ou método Arc-length, sendo esse último mais adequado a problemas que possam levar à instabilidade (BENINCÁ, 2019).

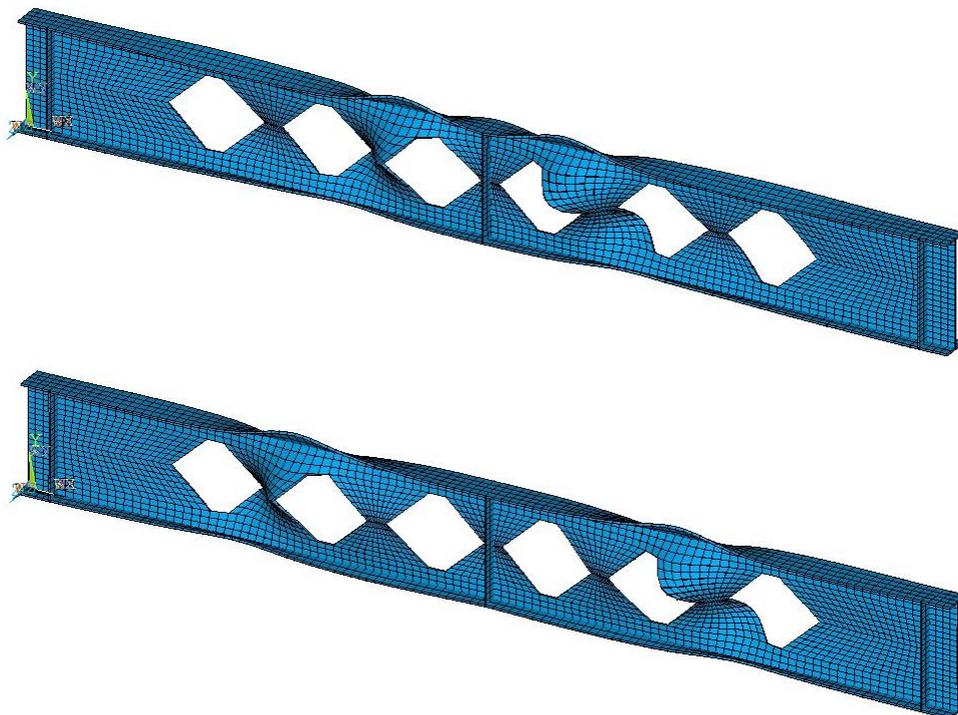


Fig. 21 Dois modos de flambagem elástica obtidos pela análise *Eigen Buckling* ( $n = 2$  e  $n = 4$ )

## 5 Tabelas de cálculo elaboradas

Os procedimentos de cálculo de Veríssimo et al. (2012) (denominado “A” a partir daqui) e do *Steel Design Guide 31* (AISC, 2016) (denominado “B” a partir daqui) foram implementados em planilhas eletrônicas no *software* Excel. Essas planilhas dividem-se em quatro guias principais. Na 1ª planilha são fornecidos os dados do perfil: dados do perfil original, dados do material, dados do vão, contenções laterais e a razão de expansão da viga alveolar que se pretende dimensionar, bem como outros parâmetros correspondentes ao corte do perfil. Na 2ª planilha são estabelecidos controles para o usuário ter possibilidade de analisar a viga em termos das solicitações de todas as seções de interesse, que são comparados com os dados de resistência do perfil alveolar calculados na quarta planilha. Na 3ª guia, são calculados o momento fletor resistente e o esforço cortante resistente para o perfil original, sendo empregado o padrão da NBR 8800 (ABNT, 2008) para o método A e o padrão do *Specifications for Structural Steel Buildings* (AISC, 2016a) para o método B, desconsiderando os ponderadores de resistência, com o objetivo de comparar o ganho ou a perda de resistência que se tem nos cálculos teóricos do perfil alveolar e em relação aos resultados dos ensaios e dos modelos numéricos para casos simulados. Na 4ª planilha, são calculados todos os modos de falha propostos em cada método sem considerar os ponderadores de resistência, dos quais os valores serão comparados na segunda guia com a solicitações de todas as seções de interesse. É importante a análise correta de cada modo de falha na correspondente seção, pois mesmo que a tabela ofereça a possibilidade de comparação de todos os modos de falha em cada seção, não ocorrerá, por exemplo, a flambagem do montante da alma em uma seção que corresponde ao centro do alvéolo bem como não ocorrerá falha por formação de mecanismo de Vierendeel em uma seção pertencente ao montante da alma.

## 6 Vigas comparadas

Para a comparação inicial, foram testadas as 5 vigas alveolares que Benincá (2019) utilizou para fazer a validação de seu modelo numérico, sendo essas ensaiadas por: Hosain e Speirs (1973), Warren (2001) e Vieira (2015). Cabe destacar que essas vigas falharam por diferentes modos. A viga G1 ensaiada por Hosain e Speirs (1973), possui relação geométrica do montante da alma  $b_w / t_w$  e ângulo de inclinação do alvéolo hexagonal ( $\theta$ ) que não atendem os requisitos mínimos exigidos na verificação da FMAC proposta pelo método B, sendo assim simulou-se mais 3 vigas semelhantes, utilizando-se o script de Benincá (2019), com a largura do montante da alma ( $b_w$ ) mínima para atender a relação variando os ângulos da abertura ( $43^\circ$ ,  $52,5^\circ$  e  $62^\circ$ ) com o objetivo de avaliar o impacto dessa variável no cálculo da FMAC pelo método B, uma vez que é uma das variáveis geométricas

limitantes na aplicação de tal. Na viga C2, ensaiadas por Vieira (2015), o método **B** também não permite que o montante da alma com tais dimensões seja dimensionado, mas o critério limitante é somente  $b_w / t_w$ . Para esse caso, adotou-se um perfil com espessuras de mesa e alma maiores para que a relação  $b_w / t_w$  ficasse entre 10 e 30. Também foram comparadas as vigas 11 modeladas numericamente por Soltani et al. (2012), que foram ensaiadas por Zaarour (1995) e Redwood e Demirdjian (1998), as quais falharam por FMAC, totalizando 16 vigas.

A tabela 1 mostra os dados do aço obtidos a partir dos ensaios realizados pelos respectivos autores, onde  $E$  é o módulo de elasticidade,  $f_{yw}$  é a tensão de escoamento da alma e  $f_{yf}$  é a tensão de escoamento da mesa. Uma vez que em dimensionamentos baseados em modelos teóricos normalmente utiliza-se um único valor para a tensão de escoamento, adotou-se, a favor da segurança, o menor dos dois valores disponíveis. Apesar das diferenças entre eles serem pequenas, podem ser suficientes para provocar diferenças nos resultados obtidos em comparação com os ensaios e com os modelos numéricos.

A tabela 2 contém as propriedades geométricas medidas dos perfis de origem das vigas alveolares (ver figura 4) ensaiadas bem como o comprimento do vão ( $L$ ) e o comprimento destravado ( $L_b$ ).

A tabela 3 contém as propriedades do perfil castelado como altura total, largura mínima do montante da alma, altura do alvéolo (diâmetro se for viga celular), largura da diagonal do montante da alma, passo, altura da chapa expansora e o número de alvéolos ( $n$ ) obtidos após o processo de corte e reposicionamento. As demais grandezas são derivadas destas.

A tabela 4 mostra os carregamentos últimos experimentais ( $P_E$ ) e os carregamentos últimos obtidos nos respectivos modelos numéricos ( $P_N$ ) bem como seus modos de falha. Para as que falharam por FMAC ou FLT,  $P_N$  foi definido como o último carregamento antes da ocorrência da instabilidade, já para as vigas que falharam pela formação de algum mecanismo plástico,  $P_N$  foi definido na situação em que as tensões de von Mises em toda a seção têm fossem iguais ou maiores que a tensão de escoamento.

A tabela 5 mostra os dados das vigas que foram modeladas numericamente no script de Benincá (2019) a partir das vigas G1 e C2 pelas razões explicadas anteriormente. Os dados que não foram apresentados na tabela, estão sendo considerados iguais aos da viga mãe. Os resultados de modo de falha e carregamento último serão mostrados no capítulo 7.

Todas as vigas foram ensaiadas a partir da aplicação de uma única carga pontual no centro do vão. Uma vez que o esforço cortante decorrente desse tipo de carregamento é constante, torna-se possível avaliar a pior situação perto do centro do vão, que possui o máximo momento fletor. Enrijecedores de alma foram colocados nos apoios e no centro de todas as vigas. O método **B** recomenda a utilização de enrijecedores em situações de carga concentrada e direciona o projetista para a seção J10 do ANSI/AISC 360-16 (AISC, 2016a) para que os mesmos sejam devidamente dimensionados. Já o método A não menciona a aplicação de enrijecedores, entretanto a formulação é entregue pensando em aplicações usuais de carga distribuída e disponibiliza o cálculo de uma largura mínima do montante de extremidade, embora nos apoios as reações tendem a ser cargas do tipo concentradas.

No ensaio da viga 10-7, ocorreu falha da contenção lateral levando à interrupção do ensaio.

**Tabela 1** Propriedades do aço das vigas comparadas

Autor que fez o ensaio	Viga	$E$ ( $kN/cm^2$ )	$f_{yw}$ ( $kN/cm^2$ )	$f_{yf}$ ( $kN/cm^2$ )
Zaarour (1995)	10-1	20000	35,710	34,200
Zaarour (1995)	10-2	20000	35,710	34,200
Zaarour (1995)	10-3	20000	35,710	34,200
Zaarour (1995)	10-4	20000	35,710	34,200
Zaarour (1995)	12-1	20000	31,160	30,700
Zaarour (1995)	12-2	20000	31,160	30,700
Zaarour (1995)	12-3	20000	31,160	30,700
Zaarour (1995)	12-4	20000	31,160	30,700
Redwood e Demirdjian (1998)	10-5	20000	35,290	34,560
Redwood e Demirdjian (1998)	10-6	20000	35,290	34,560
Redwood e Demirdjian (1998)	10-7	20000	35,290	34,560
Hosain e Speirs (1973)	A1 (1)	20000	44,680	52,920
Hosain e Speirs (1973)	G1	20000	31,960	30,520
Warren (2001)	A1 (2)	18789	32,800	31,000
Vieira (2015)	A1 (3)	20000	-	34,900
Vieira (2015)	C2	20000	35,000	35,700

**Tabela 2** Propriedades geométricas do perfil original e número de alvéolos que serão obtidos após o corte

Viga	$d$ (cm)	$b_f$ (cm)	$t_w$ (cm)	$t_f$ (cm)	$L$ (cm)	$L_b$ (cm)
10-1	24,766	6,909	0,358	0,439	304,800	63,500
10-2	24,486	6,985	0,361	0,398	304,800	63,500
10-3	24,617	7,061	0,361	0,445	304,800	63,500
10-4	24,600	7,061	0,368	0,427	304,800	63,500
12-1	29,985	7,849	0,469	0,533	304,800	63,500
12-2	30,048	7,798	0,459	0,536	304,800	63,500
12-3	29,833	7,823	0,462	0,535	304,800	63,500
12-4	30,138	7,798	0,469	0,533	304,800	63,500
10-5	24,740	6,690	0,356	0,459	122,000	61,000
10-6	24,740	6,690	0,356	0,459	182,800	61,400
10-7	24,740	6,690	0,356	0,459	243,800	100,000
A1 (1)	25,400	10,160	0,580	0,680	350,520	87,6300
G1	25,400	10,160	0,580	0,680	304,800	76,2500
A1 (2)	25,100	13,340	0,580	0,780	310,000	185,000
A1 (3)	30,170	10,370	0,490	0,610	227,800	227,800
C2	29,960	10,300	0,510	0,630	227,000	227,000

**Tabela 3** Propriedades geométricas dos perfis alveolares

Viga	Tipo	$d_g$ (cm)	$b_w$ (cm)	$h_o$ ou $D_0$ (cm)	$b$ (cm)	$p$ (cm)	$n$	$h_p$ (cm)	$\Theta$ (graus)
10-1	Castelada	37,059	5,817	24,587	6,985	25,604	12	0,000	60,40
10-2	Castelada	41,783	5,766	29,515	6,985	25,502	12	5,080	60,24
10-3	Castelada	37,643	5,791	26,053	12,700	36,982	8	0,000	45,73
10-4	Castelada	42,545	5,893	30,810	12,700	37,186	8	5,080	45,37
12-1	Castelada	47,625	7,341	35,281	10,160	35,002	8	0,000	60,06
12-2	Castelada	52,781	7,442	40,386	10,160	35,204	8	5,080	60,08
12-3	Castelada	44,958	7,137	30,251	14,935	44,144	6	0,000	45,36
12-4	Castelada	50,165	6,833	34,975	14,935	43,536	6	5,080	45,02
10-5	Castelada	38,050	7,780	26,620	7,620	30,800	4	0,000	60,21
10-6	Castelada	38,050	7,780	26,620	7,620	30,800	6	0,000	60,21
10-7	Castelada	38,050	7,780	26,620	7,620	30,800	8	0,000	60,21
A1 (1)	Castelada	38,100	16,510	25,400	12,700	58,420	6	0,000	45,00
G1	Castelada	38,100	4,450	25,400	14,610	38,120	8	0,000	41,00
A1 (2)	Celular	28,980	10,000	20,000	-	30,000	10	0,000	-
A1 (3)	Castelada	45,220	17,720	30,100	8,505	52,450	4	0,000	60,53
C2	Castelada	60,060	17,610	45,100	8,700	52,620	4	15,100	59,89

**Tabela 4** Carregamentos últimos e modos de falha das vigas alveolares ensaiadas

Viga	Modo de Falha do ensaio	$P_E$ (kN)	$P_N$ (kN)
10-1	F.M.A.C	79,100	70,390
10-2	F.M.A.C	58,710	59,650
10-3	F.M.A.C	73,840	80,560
10-4	F.M.A.C	50,260	56,000
12-1	F.M.A.C	114,660	117,800
12-2	F.M.A.C	94,740	95,500
12-3	F.M.A.C	116,440	109,700
12-4	F.M.A.C	93,410	92,200
10-5	F.M.A.C	92,700	94,000
10-6	F.M.A.C	94,800	79,300
10-7	F.M.A.C	84,400	76,860
A1 (1)	Formação de Mecanismo de Vierendeel	178,870	173,830
G1	Formação de Mecanismo Plástico Simples	133,400	146,900
A1 (2)	Formação de Mecanismo de Vierendeel	119,000	133,400
A1 (3)	FLT	170,000	162,150
C2	F.M.A.C	144,000	142,000

**Tabela 5** Vigas com dados modificados que foram modeladas numericamente

Viga	$b_f$ (cm)	$t_w$ (cm)	$t_f$ (cm)	$b_w$ (cm)	$h_0$ ou $D_0$ (cm)	$b$ (cm)	$p$ (cm)	$n$ (cm)	$\Theta$ (graus)
G1 (43 °)	10,160	0,58	0,68	5,800	25,400	13,620	38,840	6	43
G1 (52,5 °)	10,160	0,58	0,68	5,800	25,400	9,750	31,100	8	52,5
G1 (62 °)	10,160	0,58	0,68	5,800	25,400	6,750	25,100	12	62
C2 (2)	10,200	0,6	0,89	17,610	45,100	8,700	52,620	4	59,89

## 7 Resultados e discussão

### 7.1 Resultados da comparação das vigas ensaiadas

Ao dimensionar uma estrutura por qualquer método analítico, admite-se como carregamento último o mais baixo dos valores encontrados para os diversos modos de falha analisados, sendo o modo correspondente a tal carregamento o primeiro. Na tabela 6, estão apresentados os primeiros modos de falha para os métodos **A** e **B** de cada viga ensaiada. Em nenhum dos métodos, quando acusa falha por formação de mecanismo plástico, é discriminado se é do tipo simples ou Vierendeel, uma vez que o carregamento último é calculado pela interação entre as tensões solicitantes e resistentes de momento fletor e esforço cortante.

Na tabela 7 são expostos os carregamentos últimos correspondentes aos modos de falha apresentados na tabela 6, tanto para o método **A** ( $P_A$ ) quanto para o **B** ( $P_B$ ). Também é feita a relação desses com os carregamentos últimos experimentais e numéricos contidos na tabela 4.

Pode-se verificar na tabela 7, que o método **A** subestima o carregamento último na maior parte dos casos (em média 37,9% abaixo), com exceção das viga 10-4 (cujo resultado ficou ligeiramente contra a segurança), que falhou por F.M.A.C (modo de falha previsto corretamente pelos dois métodos). Essa viga é expandida com chapa intermediária, e, mesmo que os outros casos de vigas com chapa não tenham ficado contra a segurança,  $P_A/P_E$  e  $P_A/P_N$  ficaram acima de 0,8. Das 16 vigas testadas, 6 tiveram seus modos de falha previstos corretamente.

**Tabela 6** Primeiro modo de falha apontado pelos métodos A e B

Viga	Modo de Falha do ensaio	Primeiro modo de falha método A	Primeiro modo de falha método B
10-1	F.M.A.C	Formação de Mecanismo Plástico	Formação de Mecanismo Plástico
10-2	F.M.A.C	F.M.A.C	F.M.A.C
10-3	F.M.A.C	F.M.A.C	E.M.A.C
10-4	F.M.A.C	F.M.A.C	F.M.A.C
12-1	F.M.A.C	Formação de Mecanismo Plástico	F.M.A.C
12-2	F.M.A.C	Formação de Mecanismo Plástico	F.M.A.C
12-3	F.M.A.C	E.M.A.C	E.M.A.C
12-4	F.M.A.C	E.M.A.C	F.M.A.C
10-5	F.M.A.C	F.M.A.C	E.M.A.C
10-6	F.M.A.C	Formação de Mecanismo Plástico	Formação de Mecanismo Plástico
10-7	F.M.A.C	Formação de Mecanismo Plástico	Formação de Mecanismo Plástico
A1 (1)	Formação de Mecanismo de Vierendeel	Formação de Mecanismo Plástico	Formação de Mecanismo Plástico
G1	Formação de Mecanismo Plástico Simples	E.M.A.C	E.M.A.C
A1 (2)	Formação de Mecanismo de Vierendeel	Formação de Mecanismo Plástico	Formação de Mecanismo Plástico
A1 (3)	FLT	Formação de Mecanismo Plástico	Formação de Mecanismo Plástico
C2	F.M.A.C	Formação de Mecanismo Plástico	Formação de Mecanismo Plástico

**Tabela 7** Carregamentos últimos apontados pelos métodos A e B e suas relações com o carregamento experimental e numérico

Viga	$P_A$ (kN)	$P_B$ (kN)	$P_A/P_E$	$P_A/P_N$	$P_B/P_E$	$P_B/P_N$
10-1	56,800	54,800	0,72	0,81	0,69	0,79
10-2	58,400	42,400	0,99	0,98	0,72	0,71
10-3	52,200	40,600	0,71	0,65	0,55	0,50
10-4	53,200	41,400	1,06	0,95	0,82	0,74
12-1	73,400	73,200	0,64	0,62	0,64	0,62
12-2	76,600	60,000	0,81	0,80	0,63	0,63
12-3	73,000	56,800	0,63	0,67	0,49	0,52
12-4	80,600	56,200	0,86	0,87	0,60	0,61
10-5	69,000	66,200	0,74	0,73	0,71	0,70
10-6	64,400	65,200	0,68	0,81	0,69	0,82
10-7	55,400	55,000	0,66	0,72	0,65	0,72
A1 (1)	79,600	80,600	0,45	0,46	0,45	0,46
G1	56,400	44,000	0,42	0,38	0,33	0,30
A1 (2)	52,600	53,800	0,44	0,39	0,45	0,40
A1 (3)	86,000	89,400	0,51	0,53	0,53	0,55
C2	92,200	87,600	0,64	0,65	0,61	0,62

De forma semelhante, observa-se também que, em todos os casos analisados, o carregamento último é subestimado pelo método B. O método previu corretamente o modo de falha de 7 casos. Para os casos testados, esse método se demonstra seguro, uma vez que os carregamentos calculados ficaram, em média, em torno de 44,7 % abaixo do carregamento último ensaiado, inclusive para os casos com chapa expandida (à exceção da viga C2, que não pôde ter o modo de falha de F.M.A.C verificado devido a limitação geométrica comentada anteriormente). Isso mostra que, para a maioria dos casos analisados (vigas de vão

curto com carga concentrada), não seria economicamente viável a sua aplicação se a solução de viga alveolar foi escolhida por critério de resistência. Caso o critério seja flecha excessiva (em situações de tensões baixas) a situação pode ser diferente.

Para que a comparação entre os resultados obtidos nos métodos com os resultados experimentais e numéricos seja factível, se faz necessário comparar os resultados experimentais e numéricos com o carregamento último dado pelos métodos **A** ( $P_{AR}$ ) e **B** ( $P_{BR}$ ) nos modos de falha reais obtidos em cada viga, ver tabela 8.

## 7.2 Resultados da comparação das vigas simuladas

Similarmente ao que foi feito com as vigas ensaiadas, comparou-se os modos de falha das vigas simuladas numericamente, pelos motivos já explicitados, ver tabela 9. Também foram comparados os carregamentos últimos, onde  $P_{Nsim}$  é o carregamento último obtido no modelo numérico,  $P_{Asim}$  é o carregamento último calculado para o primeiro modo de falha detectado pelo método **A**,  $P_{Bsim}$  é o carregamento último calculado para o primeiro modo de falha detectado pelo método **B**,  $P_{ARsim}$  é o carregamento calculado no modo de falha real pelo método **A** e  $P_{BRsim}$  é o carregamento calculado no modo de falha real pelo método **B**, conforme tabela 10 que também apresenta as relações entre eles.

## 7.3 Resultados da comparação com os perfis originais

Os cálculos dos carregamentos últimos dos perfis originais ( $P_0$ ) utilizando a NBR 8800 (ABNT, 2008) e o ANSI/AISC 360-16 (AISC, 2016a) foram idênticos. É possível observar bom ganho real de resistência ao examinar as relações  $P_E/P_0$  e  $P_N/P_0$  na maioria dos casos, exceto nas vigas que possuem chapa expansora ou em que a relação  $V_{sd}/M_{sd}$ , em que  $V_{sd}$  é o esforço cortante solicitante de dada seção e  $M_{sd}$  é o momento fletor solicitante de dada seção, é alta (caso da viga 10-5), uma vez que essas vigas tendem a falhar por FMAC, no entanto, conforme já dito antes, a condição limitante ao utilizar um perfil de alma cheia normalmente é a flecha, portanto é aceitável certa perda de resistência, já que um perfil cheio em um grande vão (o contrário das situações aqui analisadas) pode trabalhar sob situação de tensões em regime elástico.

**Tabela 8** Carregamentos últimos de cada método para o modo de falha real das vigas e suas relações com os carregamentos experimentais e numéricos

Viga	Modo de Falha experimental	$P_{AR}$ (kN)	$P_{BR}$ (kN)	$P_{AR}/P_E$	$P_{AR}/P_N$	$P_{BR}/P_E$	$P_{BR}/P_N$
10-1	FMAC	75,000	55,200	0,95	1,07	0,70	0,78
10-2	FMAC	58,400	42,400	0,99	0,98	0,72	0,71
10-3	FMAC	52,200	62,200	0,71	0,65	0,84	0,77
10-4	FMAC	53,200	41,400	1,06	0,95	0,82	0,74
12-1	FMAC	126,800	73,200	1,11	1,08	0,64	0,62
12-2	FMAC	95,800	60,000	1,01	1,00	0,63	0,62
12-3	FMAC	138,400	93,200	1,19	1,26	0,80	0,85
12-4	FMAC	90,800	56,200	0,97	0,98	0,60	0,61
10-5	FMAC	69,000	76,000	0,74	0,73	0,82	0,81
10-6	FMAC	69,000	76,000	0,73	0,87	0,80	0,96
10-7	FMAC	69,000	76,000	0,82	0,90	0,90	0,99
A1 (1)	Formação de Mecanismo de Vierendeel	79,600	80,600	0,45	0,46	0,45	0,46
G1	Formação de Mecanismo Plástico Simples	110,600	112,600	0,83	0,75	0,84	0,77
A1 (2)	Formação de Mecanismo de Vierendeel	52,600	53,800	0,44	0,39	0,45	0,40
A1 (3)	FLT	147,400	236,400	0,87	0,91	1,39	1,46
C2	FMAC	95,000	-	0,66	0,67	-	-

**Tabela 9** Modos de falha das vigas simuladas numericamente

Viga	Modo de falha modelo numérico	Primeiro modo de falha método A	Primeiro modo de falha método B
G1 (43°)	Formação de Mecanismo Plástico	EMAC	FMAC
G1 (52,5°)	Formação de Mecanismo Plástico	EMAC	EMAC
G1 (62°)	Formação de Mecanismo Plástico	Formação de Mecanismo Plástico	EMAC
C2 (2)	F.M.A.C	Formação de Mecanismo Plástico	Formação de Mecanismo Plástico

**Tabela 10** Carregamentos últimos calculados, do modelo numérico e suas relações para as vigas simuladas

Viga	$P_{Nsim}$ (kN)	$P_{Asim}$ (kN)	$P_{ARsim}$ (kN)	$P_{Bsim}$ (kN)	$P_{BRsim}$ (kN)	$P_{Asim}/P_{Nsim}$	$P_{Bsim}/P_{Nsim}$	$P_{ARsim}/P_{Nsim}$	$P_{BRsim}/P_{Nsim}$
G1 (43°)	152,450	72,000	101,000	52,200	102,800	0,47	0,34	0,66	0,67
G1 (52,5°)	151,780	90,000	101,000	57,200	102,800	0,59	0,38	0,67	0,68
G1 (62°)	150,56	101,000	101,000	52,000	102,800	0,67	0,35	0,67	0,68
C2 (2)	187,700	113,800	174,400	117,400	127,800	0,61	0,63	0,93	0,68

Relacionando as cargas dos métodos **A** e **B**, é possível verificar essa suposta perda de resistência em relação ao perfil original, ver tabela 11, mesmo que os ensaios ou modelos numéricos apontem o oposto. Isso é esperado, pois os métodos são conservadores pelos motivos comentados mais adiante. Entretanto, em situações governadas pelo Estado Limite de Serviço (ELS) de deslocamento excessivo, ainda pode ser vantajosa a expansão do perfil bem como a utilização dos procedimentos analíticos de cálculo para dimensioná-los.

**Tabela 11** Comparação do ganho/perda de resistência do perfil alveolar para o perfil original com a carga de ensaio e as cargas de **A** e **B**.

Viga	$P_o$ (kN)	$P_E/P_o$	$P_N/P_o$	$P_A/P_o$	$P_B/P_o$
10-1	56,39	1,40	1,25	1,01	0,97
10-2	57,79	1,02	1,03	1,01	0,73
10-3	56,89	1,30	1,42	0,92	0,71
10-4	55,99	0,90	1,00	0,95	0,74
12-1	89,14	1,29	1,32	0,82	0,82
12-2	88,51	1,07	1,08	0,87	0,68
12-3	87,9	1,32	1,25	0,83	0,65
12-4	89,5	1,04	1,03	0,90	0,63
10-5	127,54	0,74	0,73	0,51	0,52
10-6	94,58	1,00	0,83	0,68	0,69
10-7	70,92	1,19	1,08	0,78	0,78
A1 (1)	131,12	1,36	1,33	0,61	0,61
G1	107,22	1,57	1,53	0,53	0,41
A1 (2)	103,2	1,15	1,29	0,51	0,52
A1 (3)	143,96	1,18	1,13	0,60	0,62
C2	179,6	0,80	0,79	0,51	0,49

#### 7.4 Discussão sobre falha por mecanismo plástico

Na tabela 8 é possível identificar que para as vigas que falharam pela formação de mecanismo de Vierendeel, os resultados teóricos são mais conservadores (o carregamento último previsto para as duas vigas nos métodos **A** e **B** ficam na ordem de 45% do carregamento último ensaiado). Isso também leva ao acerto do modo de falha por parte dos dois métodos em ambos os casos.

Em todos os casos de falha por formação de mecanismo plástico, os valores de  $P_{AR}/P_E$ ,  $P_{AR}/P_N$ ,  $P_{BR}/P_E$  e  $P_{BR}/P_N$  são muito parecidos, embora os cálculos para obter o carregamento último possuam diferenças.

O método **A** propõe a majoração das solicitações derivadas do esforço cortante, sendo  $y_o$  a distância do centro do alvéolo até o centro de gravidade do tê;  $y_a$  a distância da base da seção tê até o centro de gravidade do tê;  $A_T$  é a área da seção tê;  $I_T$  é o momento de inércia da seção tê e  $M_{plo}$  é o momento de plastificação, dada por:

$$M_{Sd} + cV_{Sd} \leq M_{plo} \quad (1)$$

sendo:

$$c = \frac{y_o y_a b_w A_T}{I_T} \quad (2)$$

No método **B**, ao contrário do anterior, há a minoração da resistência pela imposição como limite do momento secundário máximo o momento elástico máximo da seção tê. A interação entre os momentos primário e secundário ocorre pelas relações dadas para barras sob regime de flexo-compressão, em que  $P_{Sd}$  é a força solicitante na seção tê devido ao momento fletor global;  $P_{Rd}$  é a força resistente na seção tê;  $M_{SdT}$  é o momento de Vierendeel solicitante na seção tê devido ao esforço cortante;  $M_{RdT}$  é o momento resistente na seção tê limitado ao momento elástico máximo:

Para  $\frac{P_S}{P_R} \geq 0,2$

$$\frac{P_{Sd}}{P_{Rd}} + \frac{8}{9} * \frac{M_{SdT}}{M_{RdT}} \leq 1 \quad (3)$$

Para  $\frac{P_{Sd}}{P_{Rd}} < 0,2$

$$\frac{P_{Sd}}{2P_{Rd}} + \frac{M_{SdT}}{M_{RdT}} \leq 1 \quad (4)$$

Embora os dois modelos teóricos abordem de forma diferente esses estados limites últimos, nos dois casos o esforço cortante é afetado. No método **B**, a grandeza que provoca aumento no momento solicitante gerado pelo esforço cortante é a largura  $b_w$  e quanto maior a parcela do momento secundário, mais cai a resistência teórica encontrada pois a grandeza limitante é o momento elástico máximo e não o momento de plastificação total da seção T. No método **A**, que foi originalmente desenvolvido por Cimadevilla et al. (2000) não há minoração da resistência, entretanto, a partir do cálculo considerando a interação de tensões, chega-se à constante  $c$  que converte o esforço cortante em momento secundário.

## 7.5 Discussão sobre FMAC

No método **A**, o cálculo da flambagem do montante da alma depende do esforço cortante crítico calculado para esse fenômeno ( $V_{CRIT}$ ) e do esforço cortante resistente ao E.M.A.F ( $V_{RK2}$ ) sendo que o fator que define a proporção de cada um desses valores é a razão  $V_{CRIT}/V_{RK2}$ . Por essa razão, com os dados presentes nesse trabalho, ver tabela 8, não foi possível isolar uma variável que explicasse por si só a diferença entre o quão conservadora pode ser ou não cada geometria, sendo o conjunto das variáveis de cada viga que definem esses valores. Para isolar uma ou mais variáveis que justifiquem o comportamento se faz necessário um estudo paramétrico da formulação em conjunto com modelo numérico calibrado.

Ao visualizar a tabela 9, verifica-se que as mudanças na geometria do alvéolo das vigas G1 não é suficiente para alterar seus modos de falha. Pela tabela 10, é possível verificar que a influência do ângulo no cálculo de FMAC é pequena, desde que os ângulos estejam próximos de  $45^\circ$  e  $60^\circ$  (no método **B**). Para o ângulo de  $52,5^\circ$ , o método **B** indica a utilização de um coeficiente de segurança menor, o que compensaria o aumento no carregamento dado pelo cálculo de F.M.A.C. Ainda assim, os resultados teóricos mostram-se bastante conservadores. Isso ocorre especialmente nas vigas que falham por formação de mecanismo plástico simples, que são governadas predominantemente pelo momento fletor e, conforme visto antes, tal formulação torna-se menos conservadora ocasionando a troca do modo de falha no modelo teórico.

## 7.6 Discussão sobre EMAC

Embora nenhuma viga testada nesse trabalho tenha falhado por EMAC, a região da solda do montante da viga G1 apresenta deformações consideráveis e as tensões estavam próximas da tensão de escoamento (Benincá, 2019). Na figura 10 é possível visualizar o fenômeno, que faz sentido uma vez que o objetivo dos autores era projetar uma geometria alveolar ótima que aproveitasse o máximo da seção t<sub>e</sub> e do montante da alma simultaneamente.

Os métodos **A** e **B** (não sendo possível verificar FMAC para essa geometria) apontaram falha por EMAC. Sendo que na tabela 8 pode-se verificar que para a formação de mecanismo plástico, as cargas dos dois métodos ficaram entre 66% e 69% das cargas experimental e numérica, ou seja, ainda que EMAC estivesse na iminência de ocorrer, a formulação adotada no método **A** seria conservadora em pelo menos 33% enquanto a do método **B** seria conservadora em pelo menos 31%. Em algumas vigas que falham por FMAC os métodos, nas mesmas vigas e em vigas distintas, apontam falha por EMAC, o que leva a conclusão de que essa abordagem, para os casos testados, é conservadora.

## 7.7 Discussão sobre FLT

A única viga a falhar por FLT é a A1(3). Examinando a tabela 8, verifica-se boa aproximação do método **A**, que considera flambagem inelástica, (87 % da carga experimental e 91% da carga numérica) enquanto o método **B**, que considera flambagem elástica, fica contra a segurança (139% da carga experimental e 146% da carga numérica). Esperava-se que a abordagem do método **B** se mostrasse insegura, pois a recomendação é que os dados utilizados para o cálculo sejam os dados de um perfil cheio com a altura do perfil alveolar, que desconsidera a possível distorção provocada por flambagem local da alma. Mesmo com a precisão de um e a imprecisão de outro, primariamente os dois métodos acusaram formação de mecanismo plástico para essa viga.

## 7.8 Resultados e discussão sobre os deslocamentos verticais

Adicionalmente aos carregamentos últimos, também foram verificados os deslocamentos verticais no centro dos vãos de cada viga ensaiada com valores tomados no regime elástico-linear (Tabela 12). Ao contrário dos perfis de alma cheia, nas vigas alveolares, a parcela da flecha referente ao esforço cortante possui relevância significativa sobre o resultado final. Adotando-se as peculiaridades e recomendações de cada método, a parcela da flecha devida ao cortante para esse trabalho foi calculada utilizando a formulação disponibilizada por Timoshenko (1966). Tomando  $A_G$  como a área da seção transversal cheia,  $I_x$  como o momento de inércia da seção transversal cheia e  $P_{Elast}$  como o carregamento no regime elástico para o qual se está considerando (o único critério utilizado para a escolha de  $P_{Elast}$  foi o pertencimento do valor de carga ao regime elástico), esse cálculo é feito pela equação:

$$u_{Corte} = \frac{\alpha}{AG} * \frac{P_{Elast}L}{4} \quad (5)$$

onde:

$$\alpha = \frac{A_G}{t_w I_x} \left[ \frac{b_f d_g^2}{8} - \frac{(d_g - 2b_f)^2}{8} (b_f - t_w) \right] \quad (6)$$

O coeficiente numérico  $\alpha$ , é um fator que ao ser multiplicado pela tensão de cisalhamento média dá o valor da tensão de cisalhamento no centro de gravidade da seção transversal e deve ser calculado utilizando-se as propriedades da seção cheia. Por ser relacionado à forma da seção transversal, ao utilizar os dados da seção líquida (no centro do alvéolo), haveria uma descaracterização da forma provocando distorções no resultado.

Ao utilizar o método **A**, para o cálculo da flecha ( $u_A$ ), foram considerados o momento de inércia equivalente para o cálculo da parcela da flecha devida ao momento fletor e a área equivalente para o cálculo da flecha devida ao esforço cortante.

Para o método **B** ( $u_B$ ) o cálculo foi realizado considerando a área ( $A$ ) como 90% da área da seção bruta, seguindo a recomendação do guia para o cálculo da flecha devida ao momento que diz para considerar 90% do momento de inércia da seção bruta. Mesmo assim, o impacto no resultado foi mínimo uma vez que ao considerar os dados da seção bruta o comportamento se aproxima de uma viga de alma cheia, cuja flecha causada pelo cortante é desprezível. Na tabela 12, encontram-se os dados das flechas sendo  $u_E$  a flecha experimental e  $u_N$  a flecha do modelo numérico.

Os dados disponibilizados por Hosain e Speirs (1973) sobre as vigas ensaiadas por eles faziam a comparação carregamento x rotação no apoio, portanto não havia como comparar diretamente com a formulação disponível, que faz o cálculo direto de

deslocamentos verticais no centro do vão. No entanto, para poder avaliar o comportamento da geometria dessas vigas, comparou-se os valores de flecha obtidos das vigas simuladas numericamente (em que não há dados experimentais), ver tabela 13, onde  $u_{Nsim}$  é a flecha das vigas simuladas obtida no modelo numérico;  $u_{Asim}$  é a flecha dessas vigas calculadas pelo método **A** e  $u_{Bsim}$  é a flecha calculada pelo método **B**.

Observa-se na tabela 12 que, as vigas com  $\alpha$  entre 1,67 e 1,86 tiveram bons resultados na formulação **A** (com diferenças entre -14% e +15%). No entanto, se  $u_A$  da viga C2 for comparado com  $u_N$ , a diferença cai de -14% para -4%.

Para as vigas G1 simuladas numericamente, que falharam por mecanismo plástico simples (G1 (43°), G1 (52,5°) e G1 (62°)), ou seja, há uma menor influência do esforço cortante sobre o comportamento geral da viga associada ao fato que  $\alpha = 1,9$  (alta consideração da parcela de flecha devida ao esforço cortante), o método **A** superestima a flecha total. Entretanto pela mesma razão, a formulação **B** ficou mais próxima do resultado obtido numericamente (Tabela 13).

**Tabela 12** Flecha experimental e numérica (quando disponível) e calculadas pelos métodos **A** e **B** e suas relações

Viga	$P_{Elast}$ (kN)	$u_E$ (mm)	$u_N$ (mm)	$\alpha$	$u_A$ (mm)	$u_B$ (mm)	$u_A/u_E$	$u_B/u_E$	$u_A/u_N$	$u_B/u_N$
10-1	65,9	11,0	-	1,76	10,7	6,9	0,98	0,63	-	-
10-2	48,1	7,2	-	1,69	7,3	4,0	1,02	0,56	-	-
10-3	63,3	10,0	-	1,76	9,9	6,3	0,99	0,63	-	-
10-4	42,1	5,5	-	1,70	5,8	3,2	1,05	0,58	-	-
12-1	66,4	6,3	-	1,69	5,9	2,9	0,94	0,46	-	-
12-2	70,5	5,5	-	1,67	6,0	2,5	1,09	0,45	-	-
12-3	75,4	6,6	-	1,71	6,4	3,8	0,97	0,58	-	-
12-4	72,8	5,8	-	1,68	5,4	2,9	0,93	0,50	-	-
A1 (2)	63,5	7,0	6,0	2,48	9,8	5,4	1,40	0,77	1,63	0,90
A1 (3)	70,4	2,7	2,5	1,86	3,1	1,3	1,15	0,48	1,24	0,52
C2	68,3	3,3	2,9	1,74	2,8	0,7	0,86	0,21	0,97	0,24

**Tabela 13** Flecha numérica, flechas calculadas pelos métodos **A** e **B** das vigas exclusivamente simuladas

Viga	$P_{Elast}$ (kN)	$u_{Nsim}$ (mm)	$\alpha$	$u_{Asim}$ (mm)	$u_{Bsim}$ (mm)	$u_{Asim}/u_{Nsim}$	$u_{Bsim}/u_{Nsim}$
G1 (43 °)	116,4	6,9	1,90	10,0	6,0	1,45	0,87
G1 (52,5 °)	115,1	6,9	1,90	10,1	5,9	1,47	0,86
G1 (62 °)	107,3	6,9	1,90	9,8	5,5	1,42	0,80
C2(2)	70,71	2,3	1,74	2,4	0,5	1,04	0,22

Na tabela 14, realizou-se a comparação dos resultados já apresentados com a flecha calculada para o perfil original (considerando a flecha causada pelo Esforço Cortante) ( $u_o$ ). A constante  $\alpha_o$  é semelhante à  $\alpha$ , mas foi calculada com as propriedades do perfil original.

Com exceção das vigas C2 e C2(2) que apresentaram flecha maior que seu perfil original, houve decréscimo da mesma, em alguns casos superior a 40% e em outros  $u_E/u_o$  ficou próximo de 1. Isso corrobora a afirmação de que perfis alveolares são aplicáveis em situações em que o critério limitante é o ELS de deslocamentos excessivos.

**Tabela 14** Flecha do perfil original e as comparações com os valores experimentais, numéricos e analíticos para vigas alveolares

Viga	$P_{Elast}$ (kN)	$u_o$ (mm)	$\alpha_o$	$u_E/u_o$	$u_N/u_o$	$u_A/u_o$	$u_B/u_o$	$u_{Nsim}/u_o$	$u_{Asim}/u_o$	$u_{Bsim}/u_o$
10-1	65,9	15,8	1,95	0,70	-	0,68	0,44	-	-	-
10-2	48,1	12,4	1,91	0,58	-	0,59	0,32	-	-	-
10-3	63,3	15,0	1,98	0,67	-	0,66	0,42	-	-	-
10-4	42,1	10,2	1,94	0,54	-	0,57	0,31	-	-	-
12-1	66,4	7,7	1,87	0,82	-	0,77	0,38	-	-	-
12-2	70,5	8,2	1,88	0,67	-	0,73	0,30	-	-	-
12-3	75,4	8,8	1,89	0,75	-	0,73	0,43	-	-	-
12-4	72,8	8,3	1,87	0,70	-	0,65	0,35	-	-	-
A1 (2)	63,5	10,3	3	0,68	0,58	0,95	0,52	-	-	-
A1 (3)	70,4	2,7	2,13	1	0,93	1,15	0,48	-	-	-
C2	68,3	2,6	2,11	1,27	1,12	1,08	0,27	-	-	-
G1 (43 °)	116,4	12,5	2,16	-	-	-	-	0,55	0,80	0,48
G1 (52,5 °)	115,1	12,4	2,16	-	-	-	-	0,56	0,81	0,48
G1 (62 °)	107,3	10,8	2,16	-	-	-	-	0,64	0,91	0,51
C2(2)	70,71	1,90	2,21	-	-	-	-	1,21	1,26	0,26

## 8 Conclusões

Na maioria dos casos, os perfis alveolares geram ganhos reais de resistência, portanto são econômicos, salvo casos que a restrição do perfil passa a ser a flambagem do montante da alma, fenômeno que deve ser especialmente observado o dimensionamento quando há a aplicação de chapas expansoras. Ao dimensionar tais vigas pelos modelos teóricos comparados nesse trabalho, tal economia não é refletida, uma vez que os carregamentos previstos pelos métodos são conservadores na maioria dos casos, no entanto, desde que o ELS de deslocamentos excessivos seja o fator limitante para a aplicação de um determinado perfil de alma cheia, a expansão pode ser econômica mesmo sem ganhos de resistência ao ELU na maioria dos casos.

Para vigas em que ocorre falha por mecanismo de Vierendeel, há boa chance de acerto do modo de falha uma vez em que casos onde o momento secundário gerado pelo esforço cortante é predominante geram resultados altamente conservadores em ambos os métodos.

Para as vigas em que ocorre flambagem do montante da alma, os resultados são bastante variáveis conforme a geometria em, ambas as formulações, entretanto a formulação **B** mostrou-se conservadora em todos os casos analisados enquanto que com a formulação **A** houve um caso que ficou contra a segurança (viga 10-4 que contém chapa expansora), o que reforça o cuidado ao dimensionar com os modelos teóricos vigas expandidas com chapa intermediária.

A formulação para o cálculo de EMAC mostrou-se conservador nos dois métodos, uma vez que em algumas vigas, os mesmos acusavam esse modo de falha antes do verdadeiro.

O modelo adotado no método **A** mostrou-se preciso para o cálculo da resistência a FLT, entretanto como a formulação do mecanismo plástico é mais conservadora, o método acusou tal falha. Já o método **B** possui formulação não indicada para o cálculo da resistência á FLT uma vez que essa utiliza os dados da seção cheia com altura do perfil alveolar, que leva aa resultados contra a segurança.

No cálculo dos deslocamentos verticais, a formulação utilizada pelo método **A** em conjunto com a formulação de Timoshenko (1966) para a flecha provocada pelo corte gera bons resultados dependendo do coeficiente  $\alpha$  quando o comportamento geral da viga é regido pelo esforço cortante. Já a formulação do *Design Guide 31* (AISC, 2016b) gera bons resultados quando o coeficiente  $\alpha$  possui valores altos e o comportamento geral da viga é regido pelo momento fletor.

## 9 Referências Bibliográficas

ABNT. **NBR 8800**: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro, 2008.

ABREU, Laura Maria Paes de. **Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares**. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2011.

- AISC. **ANSI/AISC 360-16**: Specification for Structural Steel Buildings. Chicago, 2016a.
- AISC. **Steel design guide 31**: Castellated and cellular beams design. Chicago, 2016b.
- ANSYS Inc. **ANSYS Help System**. Version 19.2. Canonsburg, 2018.
- BAKE, S. **Behaviour of cellular beams and cellular composite floors at ambient and elevated temperatures**. 2010. 261 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – PhD Civil Engineering Programme, University of Manchester, Manchester, 2010.
- BATHE, K. J.; DVORKIN, E. N. A Formulation of General Shell Elements - The Use of Mixed Interpolation of Tensorial Components, **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, [s.l.], v. 22, p. 697-722, 1986.
- BENINCÁ, M. E. **Simulação numérica de vigas alveolares mistas de aço e concreto: modelo parametrizado de elementos finitos**. 2015. 206 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2019.
- BEZERRA, E. M. **Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço casteladas**. 2011. 120 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2011.
- BRINKHUS, R. N. **Análise de vigas casteladas e vigas casteladas mistas**. 2015. 166 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2015.
- CEN. **EN 1993-1-1**: Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings. Brussels, 2005.
- CEN. **EN 1993-1-5**: Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-5: Plated structural elements. Brussels, 2006.
- CIMADEVILLA, F. J. E.; GUTIÉRREZ, E. M.; RODRÍGUEZ, J. A. V. **Vigas alveoladas**. Madrid: Bellisco, 2000.
- DARWIN, D. **Steel and composite beams with web openings**. Steel Design Guide Series, Vol. 2. Chicago: AISC, 1990.
- DAS, P.K.E; SRIMANI, S.L. **Handbook for the Design of Castellated Beams**, Central Mechanical Engineering Research Institute, Oxford & IBH Publishing Company, New Delhi, Delhi, India, 1984.
- GATTESCO, N. **Analytical modeling of nonlinear behavior of composite beams with deformable connection**. Journal of Constructional Steel Research, [s.l.], v. 52, p. 192-218, 1999.
- HOSAIN, M. U.; SPEIRS, W. G. Experiments on Castellated Steel Beams. **Welding Research**: Supplement to the Welding Journal, New York, v. 52, n. 8, p.329-342, ago. 1973.
- KERDAL, D.; NETHERCOT, D. A. Failure modes for castellated beams. **Journal of Constructional Steel Research**, [s.l.], v. 4, n. 4, p.295-315, jan. 1984.
- KNOWLES, P.R. Castellated Beams, **Proceedings of the Institution of Civil Engineers**, [s,l], v. 90, n. 3, p. 521–536, 1991.
- LAWSON, R. M. **Design for openings in the webs of composite beams**, The Steel Construction Institute, Ascot, Berkshire, UK, 1987.
- LAWSON, R. M.; HICKS, S. J. **Design of composite beams with large web openings**. Ascot: The Steel Construction Institute, 2011. 117 p.
- OLIVEIRA, J. P.; CARDOSO, D. C. T; SOTELINO, E. D. Elastic flexural local buckling of Litzka castellated beams: Explicit equations and FE parametric study. **Engineering Structures**, [s.l.], v. 186, p. 436-445, 2019.
- OLIVEIRA, L. B.; VERÍSSIMO, G. S.; VIEIRA, W. B.; CARVALHO, J. M. F; PAES J. C. L. **Procedimentos para definição das características das geométricas de vigas alveolares de aço**. Construmetal, Congresso Latinoamericano da construção Metálica, 2012.

REDWOOD, R.G.; DEMIRDJIAN, S. Castellated beam web buckling in shear. **Journal of Structural Engineering**, [s.l.], v. 124, n. 10, p.1202-1207, 1998.

SILVEIRA, E. G. **Avaliação do comportamento de vigas alveolares de aço com ênfase nos modos de colapso por plastificação**. 2011. 165 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) –Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, 2011.

SOLTANI, M. R.; BOUCHAÏR, A.; MIMOUNE, M. Nonlinear FE analysis of the ultimate behavior of steel castellated beams. **Journal of Constructional Steel Research**, [s.l.], v. 70, p. 101-114, 2012.

TIMOSHENKO, S. P. **Resistência dos materiais**. Vol 1, Terceira Edição, Rio de Janeiro, 1966.

VERÍSSIMO, G. S., VIEIRA, W. B., SILVEIRA, E. G., RIBEIRO, J. C. L., PAES, J. L. R., BEZERRA, E. M., SILVA, A. L. R. C., FAKURY, R. H. **Dimensionamento de vigas alveolares de aço**. Construmetal, Congresso Latinoamericano da construção Metálica, 2012.

VERÍSSIMO, G.S.; FAKURY, R. H.; RIBEIRO, J. C. L. **Design Aids for Unreinforced Web Openings in Steel and Composite Beams with W-Shapes**, AISC Engineering Journal, Third Quarter 2006, pp. 163-172, American Institute for Steel Construction, Chicago, 2006.

VIEIRA, W. B. **Estudo numérico-experimental da flambagem do montante de alma em vigas casteladas de aço**. 2015. 239 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, 2015.

VIEIRA, W. B. **Simulação numérica do comportamento estrutural de vigas casteladas de aço com ênfase na flambagem do montante de alma**. 2011. 132 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, 2011.

WARREN, J. **Ultimate load and deflection behaviour of cellular beams**. 2001. 156 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - School of Civil Engineering, Surveying and Construction, University of Natal, Durban, 2001.

ZAAROUR, W. J. **Web buckling in thin webbed castellated beams**. 1995. 183 f. Master's Degree Dissertation – Department of Civil Engineering and Applied Mechanics, McGill University, Montreal, Canada, 1995.

ZAAROUR, W. J.; REDWOOD, R. G. Web buckling in thin webbed castellated beams. **Journal of Structural Engineering**, [s.l.], v. 122, n. 8, p.860-866, 1996.