

UNIVERSIDADE FEDERAL DE VIÇOSA

CAIO LOPES PEREIRA

**SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DO COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE
VIGAS CELULARES MISTAS DE AÇO E CONCRETO COM PERFIL
MONOSSIMÉTRICO**

**VIÇOSA - MINAS GERAIS
2022**

CAIO LOPES PEREIRA

**SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DO COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE
VIGAS CELULARES MISTAS DE AÇO E CONCRETO COM PERFIL
MONOSSIMÉTRICO**

Dissertação apresentada à Universidade Federal de Viçosa, como parte das exigências do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, para obtenção do título de *Magister Scientiae*.

Orientador: Gustavo de Souza Veríssimo

Coorientadores: José Luiz Rangel Paes
José Maria Franco de Carvalho

**VIÇOSA - MINAS GERAIS
2022**

**Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Central da Universidade
Federal de Viçosa - Campus Viçosa**

T

P436s
2022
Pereira, Caio Lopes, 1995-
Simulação computacional do comportamento estrutural de vigas celulares mistas de aço e concreto com perfil monossimétrico / Caio Lopes Pereira. – Viçosa, MG, 2022.
1 dissertação eletrônica (107 f.): il. (algumas color.).

Inclui apêndice.

Orientador: Gustavo de Souza Veríssimo.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Viçosa, Departamento de Engenharia Civil, 2022.

Referências bibliográficas: f. 97-105.

DOI: <https://doi.org/10.47328/ufvbbt.2022.416>

Modo de acesso: World Wide Web.

1. Aço - Estruturas - Simulação por computador. 2. Vigas. 3. Construção mista. 4. Flambagem (Mecânica). I. Veríssimo, Gustavo de Souza, 1965-. II. Universidade Federal de Viçosa. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. III. Título.

CDD 22. ed. 624.17723

Bibliotecário(a) responsável: Bruna Silva CRB6/2552

CAIO LOPES PEREIRA

**SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DO COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE
VIGAS CELULARES MISTAS DE AÇO E CONCRETO COM PERFIL
MONOSSIMÉTRICO**

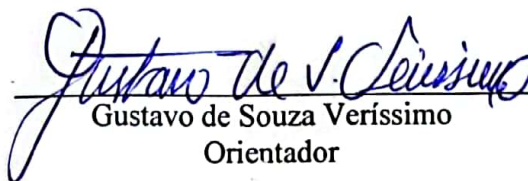
Dissertação apresentada à Universidade Federal de Viçosa, como parte das exigências do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, para obtenção do título de *Magister Scientiae*.

APROVADA: 23 de fevereiro de 2022.

Assentimento:



Caio Lopes Pereira
Autor



Gustavo de Souza Veríssimo
Orientador

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus pela vida e todas as bênçãos concedidas, pela oportunidade de ingressar nessa jornada de formação acadêmica e por diariamente me conceder saúde e forças para seguir esse caminho.

Agradeço aos meus pais, Manoel Pereira da Costa e Marli Lopes de Carvalho Costa, pela dedicação e apoio incansáveis, pelo amor incondicional, por todos os exemplos e conselhos, pela extrema afinidade e amizade, e por todo o esforço investido em todos os campos de minha formação como ser humano.

Ao professor Gustavo de Souza Veríssimo, orientador deste trabalho, pela oportunidade de trabalho conjunto em mais um projeto acadêmico, por todas as instruções e conhecimentos compartilhados ao longo dos anos, pela prontidão e dedicação para ajudar no desenvolvimento de cada etapa deste trabalho e pela amizade além da área acadêmica.

Ao professor José Luiz Rangel Paes, pela amizade, pelas instruções e conhecimentos transmitidos, pelas contribuições a este trabalho e convivência além desta pesquisa.

Ao professor José Maria Franco de Carvalho pelas contribuições e sugestões realizadas a este trabalho desde sua fase de projeto.

Aos meus amigos, em especial Pedro Henrique, João Vitor Altoé, Camila Spagnol e Mateus Petruski, pelo companheirismo durante o período de desenvolvimento deste trabalho.

À Universidade Federal de Viçosa e ao Departamento de Engenharia Civil, por oferecer a oportunidade ímpar de aprendizado desde a graduação.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001.

À FAPEMIG – Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais, pela bolsa de mestrado e pelo suporte ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da UFV.

RESUMO

PEREIRA, Caio Lopes, M.Sc., Universidade Federal de Viçosa, fevereiro de 2022. **Simulação computacional do comportamento estrutural de vigas celulares mistas de aço e concreto com perfil monossimétrico.** Orientador: Gustavo de Souza Veríssimo. Coorientadores: José Luiz Rangel Paes e José Maria Franco de Carvalho.

Nas últimas duas décadas, tem-se observado em diversos países um ressurgimento do interesse pelos perfis de aço alveolares, devido às vantagens técnicas e arquitetônicas que eles oferecem em relação aos perfis I de alma cheia. Este fenômeno se dá numa época em que ocorre uma grande difusão dos sistemas de piso misto de aço e concreto, hoje largamente utilizados no contexto da construção civil, por suas vantagens estruturais e construtivas em relação a outras soluções estruturais. Nos últimos anos, tem crescido o interesse pelo uso de vigas celulares mistas, incluindo a alternativa com perfil monossimétrico. Como a fabricação de vigas celulares já envolve processos de corte e solda, torna-se prática a montagem de perfis monossimétricos, onde o tê mais robusto é disposto na parte inferior da seção e o mais esbelto na parte superior, já que esta última fica solicitada por esforços de menor magnitude do que a metade inferior. Dada a escassez de estudos sobre o assunto, o objetivo deste trabalho é a avaliação do comportamento estrutural de vigas mistas celulares com perfil monossimétrico e do comportamento estrutural de vigas celulares monossimétricas quanto à flambagem do montante de alma, por meio de simulação numérica usando o Método dos Elementos Finitos, considerando análise não-linear geométrica e de material. A modelagem numérica foi validada com resultados experimentais disponíveis na literatura. A partir dos resultados numéricos obtidos, propõe-se uma adaptação para uma formulação de cálculo existente, destinada a perfis celulares duplamente simétricos, que a generaliza para vigas mistas celulares com perfil monossimétrico ou duplamente simétrico. Por fim, é apresentada uma análise do rendimento estrutural de vigas celulares mistas com perfil monossimétrico em relação a vigas similares com perfil duplamente simétrico.

Palavras-chave: Estruturas de aço. Vigas celulares. Vigas mistas. Perfil monossimétrico.

Flambagem do montante de alma.

ABSTRACT

PEREIRA, Caio Lopes, M.Sc., Universidade Federal de Viçosa, February, 2022. **Computational simulation of the structural behavior of steel-concrete composite monosymmetric cellular beams.** Advisor: Gustavo de Souza Veríssimo. Co-advisors: José Luiz Rangel Paes and José Maria Franco de Carvalho.

For the past two decades, in many countries, there has been a renewed interest for castellated steel beams due to their technical and architectural advantages in comparison to solid-web beams. This phenomenon is happening due to a large diffusion of composite steel and concrete flooring systems, largely employed in civil construction today for their structural and constructive advantages. In recent years, the interest in composite cellular beams has increased, including the monosymmetric option. Since the manufacturing of cellular beams already involves cutting and welding processes, monosymmetric beams are practical to assemble, with the robust 'T' on the bottom of the section and the slender 'T' on top, since this latter part is subject to smaller forces than the bottom half. Given the scarce research available on this subject, the purpose of this work is to evaluate the structural behavior of composite castellated beams with a monosymmetric cross-section through a finite elements numerical simulation, employing geometric and material non-linear analysis. The numerical model was validated through experimental results available in previous works. An adaptation for an existing calculation formula is proposed based on the numerical results obtained, appropriate for doubly symmetric cellular beams, which makes the formula applicable to both monosymmetric and doubly symmetric composite cellular beams. Finally, an analysis of the structural performance of monosymmetric composite cellular beams in comparison to similar, doubly symmetric beams is presented.

Keywords: Steel structures. Cellular beams. Composite beams. Monosymmetric beam. Web-post buckling.

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

a, b, c, d, e	coeficientes de ajuste das curvas de resistência para FMAV
a_0	largura do alvéolo
b	largura do montante de alma na distância y
b_{ef}	largura efetiva da laje de concreto
b_p	largura do montante de alma na distância y_p
b_f	largura da mesa do perfil de aço
b_{fi}	largura da mesa inferior do perfil de aço
b_{fs}	largura da mesa superior do perfil de aço
b_w	largura do montante de alma
C_1, C_2	constantes relacionadas à curva característica do conector de cisalhamento
d	altura do perfil original
D_0	diâmetros dos alvéolos em vigas celulares
d_g	altura do perfil expandido
E_{cm}	módulo de elasticidade médio do concreto
E, E_s	módulo de elasticidade do aço
E_{sh}	módulo de encruamento do aço
f_{ck}	resistência à compressão característica do concreto
f_{cm}	resistência média à compressão do concreto
f_{ctm}	resistência média à tração do concreto
f_{vy}	resistência ao escoamento por cisalhamento do aço
$f_{vy,eq}$	resistência ao escoamento por cisalhamento equivalente do aço
f_y	resistência ao escoamento do aço
$f_{y,eq}$	resistência ao escoamento equivalente do aço
f_u	resistência à ruptura do aço
G_f	energia de fratura
h_0	altura do alvéolo
h_F	altura das nervuras da laje de concreto
h_t	altura do tê do perfil na seção do alvéolo
k	taxa de expansão do perfil alveolar ($k = d_g / d$)
L_{ma}	comprimento efetivo do montante de alma
M_b	momento fletor causado no montante de alma pela força cortante horizontal

M_{pl}	momento de plastificação da seção
M_{Rd}	momento resistente de cálculo da seção mista
p	passo da viga alveolar (distância entre os centros de dois alvéolos adjacentes)
Q	resistência ao cisalhamento do conector
Q_u	resistência última ao cisalhamento do conector
t_c	espessura da capa de concreto da laje
t_f	espessura da mesa do perfil de aço
t_{fi}	espessura da mesa inferior do perfil de aço
t_{fs}	espessura da mesa superior do perfil de aço
t_w	espessura da alma do perfil de aço
t_{wi}	espessura da alma inferior do perfil de aço
t_{ws}	espessura da alma superior do perfil de aço
$t_{w,med}$	espessura média de alma entre as duas metades da viga celular monossimétrica
u_{10}	deslocamento do concreto tracionado na ruptura
U_x, U_y, U_z	condição de contorno de translação na direção dos eixos X, Y e Z, respectivamente
UR_x, UR_y, UR_z	condição de contorno de rotação em torno dos eixos X, Y e Z, respectivamente
V_h	força cortante horizontal
$V_{h,p}$	força cortante horizontal de plastificação
$V_{h,Rk}$	força cortante horizontal resistente
$V_{V,Rk}$	força cortante vertical resistente
y	distância do ponto analisado à linha média do montante de alma
\bar{y}	centroide da seção tê em relação à borda da mesa
y_0	distância vertical do centro do montante de alma ao centroide da seção tê
y_p	distância do ponto crítico à linha média do montante de alma
Z	módulo plástico da seção de aço
β	fator de ajuste, proposto por Grilo (2018a)
β_1	fator de ajuste para vigas alveolares monossimétricas com variação na espessura da alma, proposto no presente trabalho
γ	deslizamento do conector

ϵ	excentricidade, parâmetro do MDP
ϵ_c	deformação do concreto à compressão
ϵ_{cl}	deformação correspondente à tensão máxima f_{cm}
ϵ_{el}	deformação elástica
ϵ_{pl}	deformação plástica
ϵ_y	deformação de escoamento do aço
K	fator de forma, parâmetro do MDP
λ	esbeltez do perfil de aço
λ_{ma}	esbeltez do montante de alma
$\lambda_{ma,0}$	esbeltez reduzida do montante de alma
μ	viscosidade, parâmetro do MDP
ν	coeficiente de Poisson
ρ_c	segundo invariante de tensões no meridiano de compressão
ρ_t	segundo invariante de tensões no meridiano de tração
σ_{b0}	resistência à compressão do concreto no estado biaxial
σ_c	tensão de compressão do concreto
σ_{c0}	resistência à compressão do concreto no estado uniaxial
σ_t''	tensão de tração do concreto na ruptura
χ	parâmetro de redução da resistência por instabilidade
ψ	ângulo de dilatância, parâmetro do MDP
C3D8R	elemento sólido com oito nós, três graus de liberdade por nó e integração reduzida
ELS	Estado Limite de Serviço
ELU	Estado Limite Último
FLT	flambagem lateral com torção
FMA	flambagem do montante de alma
FMAC	flambagem do montante de alma por compressão
FMAV	flambagem do montante de alma por cisalhamento
FMP	formação de mecanismo plástico
MDP	modelo de dano com plasticidade
MV	mecanismo Vierendeel

RSM	ruptura na região da solda do montante de alma
S3	elemento de casca fina (shell) com três nós e seis graus de liberdade por nó
S4R	elemento de casca fina (shell) com quatro nós, seis graus de liberdade por nó e integração reduzida

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	12
1.1 Contextualização	12
1.2 Objetivo	14
1.3 Justificativa.....	15
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	16
2.1 Vigas alveolares	16
2.1.1 Histórico.....	16
2.1.2 Tipologias comuns	18
2.1.3 Modos de falha.....	20
2.2 Estudos recentes sobre vigas alveolares isoladas no Brasil.....	20
2.3 Metodologia analítica proposta por Grilo (2018a)	25
2.4 Vigas mistas de aço e concreto.....	29
2.5 Estudos sobre vigas mistas com aberturas na alma e vigas mistas alveolares.....	31
2.5.1 Estudos experimentais.....	31
2.5.2 Estudos analíticos e numéricos.....	37
3 ESTUDO EXPLORATÓRIO DO COMPORTAMENTO DE VIGAS CELULARES MISTAS	41
3.1 Contribuição do tê superior do perfil de aço à resistência à flexão da seção mista.....	41
3.2 Relação entre o grau de assimetria do perfil de aço e a resistência à flexão da seção mista....	42
3.3 Desempenho do perfil alveolar monossimétrico em vigas mistas.....	44
4 MODELAGEM NUMÉRICA	46
4.1 Generalidades	46
4.2 Geometria do modelo	46
4.3 Propriedades dos materiais	48
4.3.1 Modelo constitutivo para o concreto	48
4.3.2 Modelo constitutivo para o aço	53
4.4 Interação entre aço e concreto	54
4.5 Condições de contorno	56
4.6 Estratégia de análise	57
4.6.1 Análise de flambagem elástica.....	58
4.6.2 Análise não-linear geométrica e material	59
4.7 Modelo para um montante de alma isolado.....	60
4.8 Validação do modelo de viga mista sujeito a flexão	61
4.8.1 Modelo RWTH-B3.....	61
4.8.2 Modelo Bitar-P2.....	69

4.8.3	Considerações finais.....	74
4.9	Validação do modelo do montante de alma isolado.....	75
5	MODELO ANALÍTICO PARA FMAV EM PERFIS CELULARES MONOSSIMÉTRICOS	77
5.1	Generalidades.....	77
5.2	Formulação para resistência à FMAV de perfis celulares monossimétricos.....	79
5.3	Validação da formulação proposta.....	81
6	SIMULAÇÕES NUMÉRICAS DE VIGAS CELULARES MISTAS DE AÇO E CONCRETO.....	84
6.1	Generalidades.....	84
6.2	Modelos de vigas mistas celulares monossimétricas.....	85
7	CONCLUSÕES.....	94
7.1	Considerações finais.....	94
7.2	Sugestões para trabalhos futuros.....	95
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	97
	APÊNDICE A - RESULTADOS REFERENTES À FORMULAÇÃO PROPOSTA PARA PERFIS CELULARES MONOSSIMÉTRICOS À FMAV.....	106

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contextualização

Os perfis alveolares foram idealizados em meados do século XX, como uma alternativa à carência de perfis I laminados de alma cheia com determinadas dimensões. Inicialmente, numa época em que não se dispunha de automação na fabricação, as aberturas sequenciais na alma do perfil eram obtidas por meio de um corte simples, com segmentos retos (Figura 1).

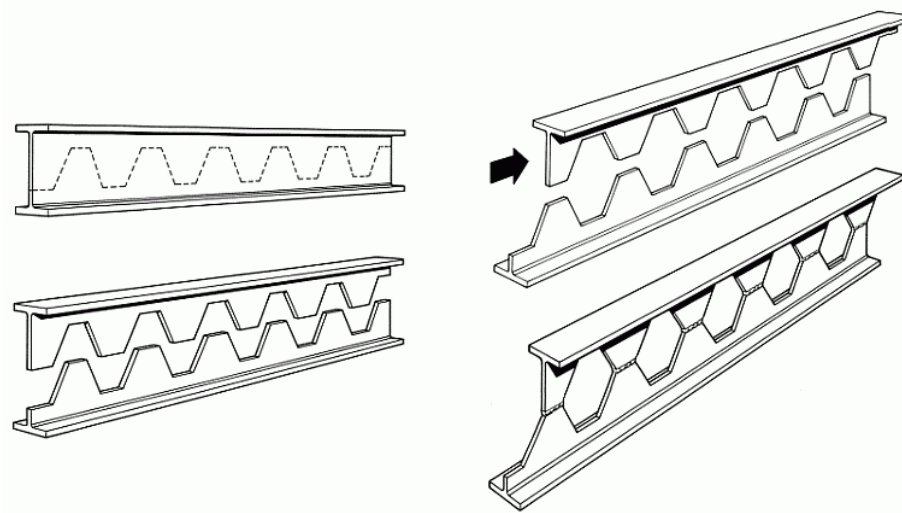


Figura 1 – Esquema do procedimento de castelação utilizado na fabricação de perfis alveolares (fonte: <http://www.grunbauer.nl/eng/waarom.htm> - acessado em 26/01/2011).

Nos anos 1990, com os avanços tecnológicos na área de automação, uma empresa inglesa desenvolveu um procedimento de corte para a fabricação automática de vigas alveolares com aberturas circulares na alma, designando essa tipologia, especificamente, como viga celular (Figura 2).

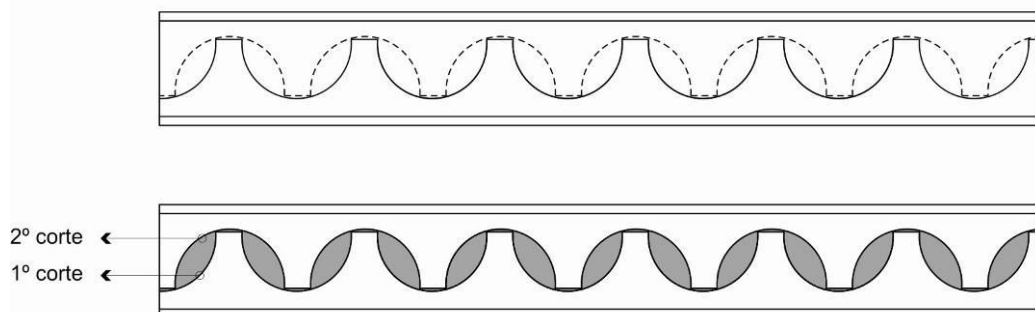


Figura 2 – Trajetória da máquina de corte para obtenção do alvéolo circular, que origina o perfil celular (OLIVEIRA, 2012).

A popularização dos sistemas de piso mistos associada com o interesse atual pela integração das instalações com o sistema de piso, para maximizar o aproveitamento do espaço vertical nos edifícios, naturalmente motivou a utilização de perfis alveolares em vigas mistas (Figura 3).



Figura 3 – Sistema de piso misto com vigas celulares (Engineers Design Guide, WESTOK, 2012).

A distribuição de tensões na seção transversal de uma viga mista de aço e concreto é tal que o banço superior do perfil de aço fica pouco solicitado. Sendo assim, quando se usa um perfil laminado convencional duplamente simétrico, o banço superior do perfil não é bem aproveitado, podendo-se dizer que o aço ali fica em parte desperdiçado. Por esta razão, em contextos em que é comum a fabricação de perfis soldados, como é o caso do Brasil, é usual fabricar perfis com seção monossimétrica, ou seja, com a mesa superior menor do que a mesa inferior. Usando este artifício, aproveita-se melhor o aço no banço superior. Como os perfis alveolares são soldados, é viável montar um perfil monossimétrico utilizando-se um tê mais leve no banço superior e outro mais pesado no banço inferior. Para isto, são utilizadas metades de dois perfis distintos para compor a seção monossimétrica (Figura 4).

Nos últimos anos, tem crescido o interesse pelo uso de vigas mistas com perfis alveolares monossimétricos (FERREIRA *et al.*, 2020).

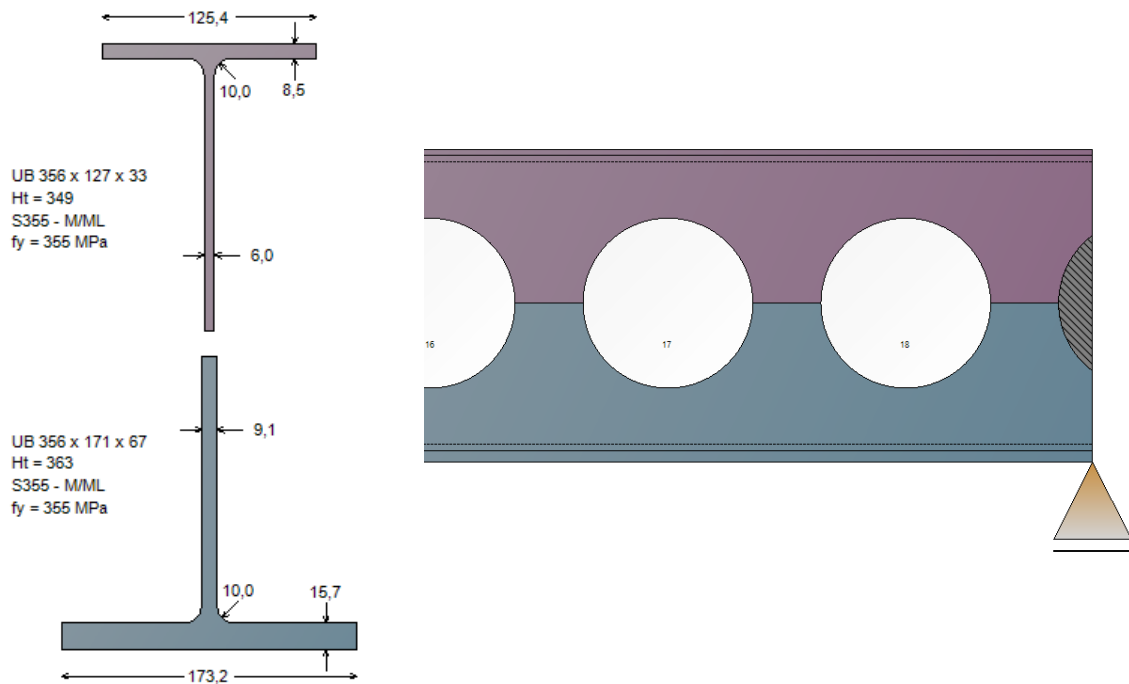


Figura 4 – Seção monossimétrica para uma viga celular constituída por metades de dois perfis laminados diferentes.

Nas últimas décadas, diversos pesquisadores na Europa, nos Estados Unidos, no Canadá, e mais recentemente no Brasil, realizaram vários estudos sobre o comportamento estrutural de perfis alveolares duplamente simétricos (XXX). Apesar do emergente interesse pela utilização de perfis alveolares monossimétricos, poucos estudos tratam sobre a influência da monossimetria na instabilidade e na capacidade resistente destes perfis em seus diferentes modos de falha. Panedpojaman *et al.* (2014) abordam o modelo de cálculo proposto por Lawson *et al.* (2006), mas ressaltam que os resultados obtidos através do mesmo são conservadores e que o projeto de vigas alveolares monossimétricas ainda não está claramente desenvolvido.

1.2 Objetivo

O objetivo principal deste trabalho é estudar o comportamento estrutural de vigas celulares mistas de aço e concreto com perfis monossimétricos, através de simulação numérica.

Como objetivos específicos, listam-se os seguintes:

- aprimorar o modelo numérico de elementos finitos para avaliação do comportamento estrutural de vigas celulares mistas desenvolvido por Gonçalves (2015);
- desenvolver um modelo numérico específico para simulação do comportamento de um montante de alma isolado de uma viga celular não mista;

- avaliar a influência da assimetria da seção transversal sobre o modo de falha por flambagem do montante de alma por cisalhamento, em vigas celulares monossimétricas;
- propor um modelo analítico para estimar a capacidade resistente de vigas celulares monossimétricas para o modo de falha de flambagem do montante de alma por cisalhamento;
- avaliar, por meio de simulação numérica, o rendimento estrutural de vigas celulares mistas com perfil monossimétrico.

1.3 Justificativa

Os avanços nas tecnologias de corte e solda automatizados ocorridos nas últimas décadas fez com que a utilização de perfis alveolares voltasse a figurar como uma solução competitiva no contexto da construção civil mundialmente. No Brasil, outro fator que estimula o uso desta solução é o início da produção nacional de perfis de aço laminados, a partir de 2002. Entretanto, a disponibilidade de literatura técnica e de ferramentas para projeto de engenharia que contemplem soluções com perfis alveolares ainda é muito escassa no país.

Numa viga mista composta por laje de concreto e perfil de aço, com interação completa, a linha neutra tende a ficar situada muito próximo à interface entre os dois materiais, de modo que o concreto fica comprimido e o aço tracionado. Em função disso, a contribuição do tê superior para a capacidade resistente a momento fletor da seção é pequena, devido à pequena distância da resultante de forças atuante no tê superior à linha neutra.

Nas vigas mistas com perfil de aço soldado, é usual adotar uma mesa superior menor, geralmente com espessura menor do que a da mesa inferior, uma vez que as tensões na mesa superior são muito baixas. No caso de um perfil alveolar, pode-se construir um perfil monossimétrico utilizando duas metades de perfis distintos, ficando a metade mais pesada na parte inferior e a mais pesada na parte superior. Este artifício implica numa redução do consumo de aço na estrutura em comparação com a solução convencional com perfil laminado duplamente simétrico.

O comportamento estrutural de vigas alveolares monossimétricas é pouco conhecido (PANEDPOJAMAN *et al.*, 2014). Assim, este trabalho representa uma contribuição para o aprofundamento do conhecimento sobre o comportamento de vigas alveolares monossimétricas, podendo subsidiar, no futuro, a elaboração de literatura técnica especializada para facilitar o emprego desses elementos estruturais em projetos mais sustentáveis.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Vigas alveolares

2.1.1 Histórico

No começo do século XX, devido a dificuldades de fabricação no contexto da época, a gama de seções de perfis laminados disponível era reduzida, diferentemente do que se observa hoje. Esta limitação criava dificuldades para os projetistas de estruturas de aço, pois com frequência o perfil ideal para atender uma determinada situação de projeto não existia. Nesse contexto, surgiu a ideia de criar seções alternativas, a partir da expansão de perfis laminados existentes, utilizando-se de um artifício, na época denominado de castelação, que é mostrado esquematicamente na Figura 1. Os perfis obtidos desse modo são referidos, na literatura, como perfis castelados ou perfis alveolares (CIMADEVILA *et al.*, 2000).

A designação “perfis castelados” foi inspirada no fato de as metades cortadas apresentarem uma configuração que lembra as muralhas dos castelos medievais (OLIVEIRA, 2012). A designação “perfis alveolares” foi inspirada no fato de que as aberturas hexagonais lembram os alvéolos de um favo de mel de abelha (CIMADEVILA *et al.*, 2000).

A fabricação de perfis alveolares é usualmente realizada a partir do corte de perfis laminados de aço, como ilustrado na Figura 5. Realiza-se um corte padronizado ao longo da alma do perfil original, destacando-o em duas partes, que por sua vez são reposicionadas e soldadas, de modo a obter um novo perfil com uma sequência de aberturas na alma, cuja seção possui altura superior à do perfil original. Em algumas situações podem ser adicionadas chapas expansoras entre as duas metades do perfil original, para aumentar ainda mais a altura final da seção.



Figura 5 - Fabricação de um perfil alveolar (adaptado de GEMPERLE, 2007 *apud* GONÇALVES, 2015).



Figura 6 – Viga castelada com chapa expansora e alvéolos octogonais.
(fonte: <http://www.hollandprofielplus.nl/>, acessado em 11/08/2014)

A princípio, o artifício descrito produz um perfil com maior altura que o perfil original e, portanto, com maior inércia, o que implica em maior rigidez e maior resistência à flexão. Esta alternativa foi idealizada a partir da busca para a solução de um problema fundamentalmente mecânico (CIMADEVILA *et al.*, 2000).

Com o passar do tempo, os processos de produção industrial do aço foram aperfeiçoados e o custo do material diminuiu, ao passo que o custo de mão de obra aumentou e, como a fabricação dos perfis alveolares demanda processos adicionais de corte e solda, em determinada época esta solução deixou de ser competitiva e caiu em desuso (VERÍSSIMO, 2010).

Na década de 1990, houve grande desenvolvimento dos processos automatizados de corte e solda. Este fenômeno implicou não somente na redução dos custos de fabricação de perfis alveolares, tornando-os novamente competitivos, mas também possibilitou novos padrões de corte mais complexos, viabilizados por comando numérico computadorizado, possibilitando a produção de perfis alveolares com novas configurações, o que valorizou sobretudo o apelo estético desses elementos. Esses fatores foram os principais motivadores do ressurgimento de um interesse especial pelos perfis alveolares.

Vários formatos diferentes de alvéolos se consolidaram desde a primeira concepção dos perfis alveolares. Os mais utilizados atualmente são os chamados perfis celulares, que possuem aberturas circulares, e os perfis castelados, com aberturas hexagonais ou octogonais.

Além das vantagens relacionadas ao incremento de desempenho estrutural, promovido pelo aumento da seção do perfil, os perfis alveolares apresentam uma série de outras vantagens relacionadas ao desempenho arquitetônico (OLIVEIRA, 2012). As aberturas na alma melhoram

a aparência interior dos ambientes, facilitam a passagem da luz natural, a circulação do ar e a evacuação de fumaça, além de possibilitar a integração dos dutos de serviços técnicos com a estrutura (Figura 7). A possibilidade de passar os dutos através das vigas permite a redução do pé-direito, o que é muito interessante do ponto de vista econômico. Além disso, sua aparência leve, combinada com sua alta resistência, estimula os arquitetos a criarem novas formas estruturais. São muito versáteis para reforço e requalificação de edifícios antigos e podem ser fabricadas com contraflecha.

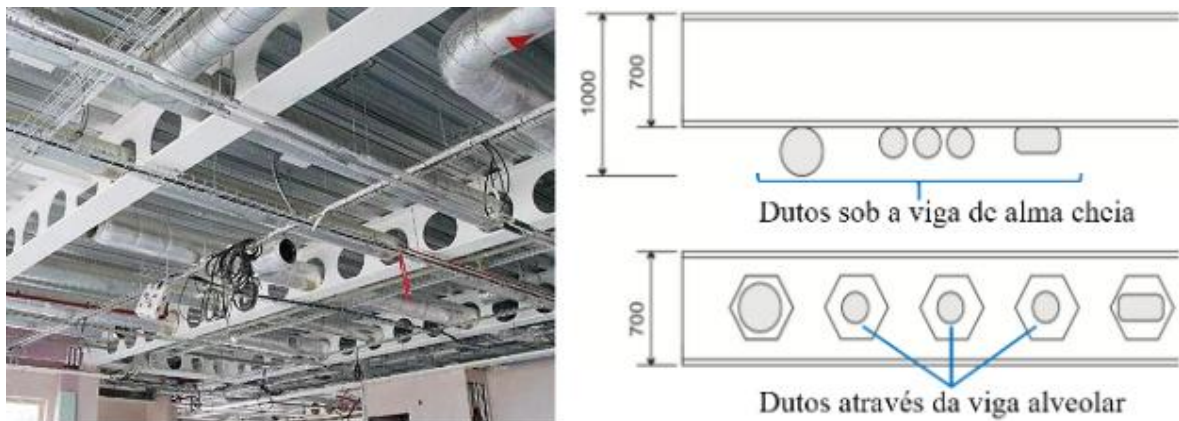


Figura 7 – Vigas celulares com dutos de instalações passando através das vigas (adaptado de OLIVEIRA, 2012).

Uma descrição pormenorizada do histórico do desenvolvimento dos perfis alveolares pode ser encontrada em Oliveira (2012).

2.1.2 Tipologias comuns

As vigas alveolares possuem seção variável, com trechos de alma cheia intercalados com trechos de alma vazada. A seção vazada é formada por dois tês, um superior e outro inferior. Onde a seção é de alma cheia, o segmento da alma que integra os banzos superior e inferior do perfil é denominado comumente de montante de alma. A distância entre centros de dois alvéolos adjacentes é denominada passo da viga (p). A relação entre a altura do perfil expandido (d_g) e a altura do perfil original (d) é chamada de taxa de expansão, dada por $k = d_g/d$.

O corte e a montagem de perfis alveolares podem ser feitos em diferentes padrões, conferindo à seção e aos alvéolos formatos diferentes. Dentre os mais utilizados, destacam-se os perfis celulares, com aberturas circulares (Figura 8), e os perfis castelados, com aberturas hexagonais. Embora o padrão de castelação possa variar, há três padrões usuais, denominados Litzka (Figura 9), Peiner (Figura 10) e Anglo-Saxão (Figura 11).

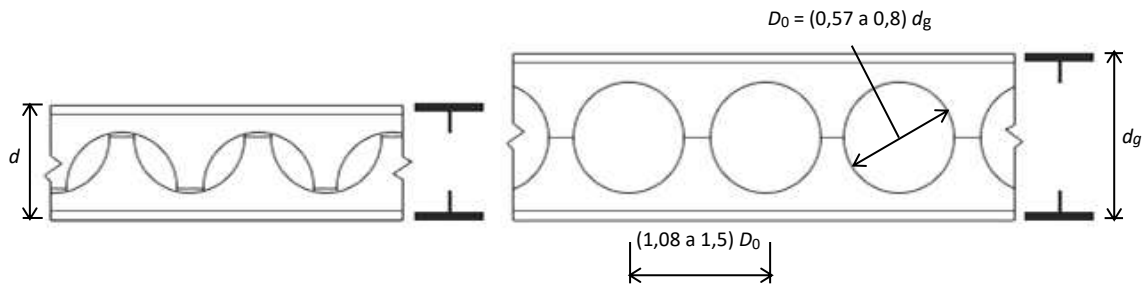


Figura 8 - Característica de um perfil celular (adaptado de HARPER, 1994 apud ABREU et al., 2010).

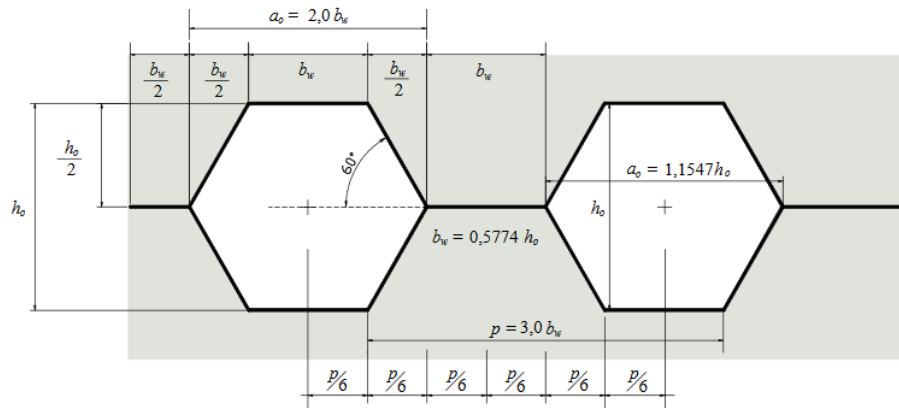


Figura 9 - Características geométricas do padrão Litzka (VERÍSSIMO et al., 2010).

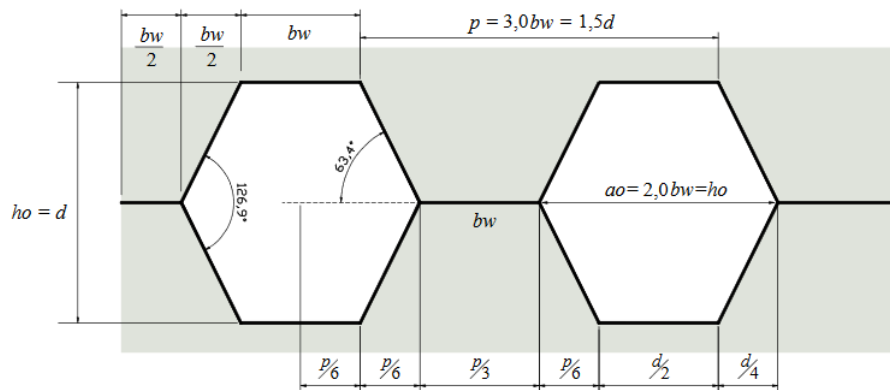


Figura 10 - Características geométricas do padrão Peiner (VERÍSSIMO et al., 2010).

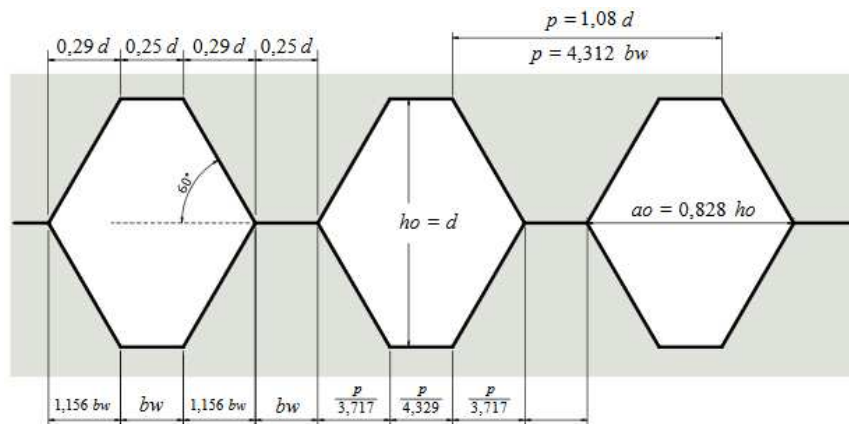


Figura 11 - Características geométricas do padrão Anglo-Saxão (VERÍSSIMO et al., 2010).

2.1.3 Modos de falha

Devido à presença dos alvéolos na alma do perfil, as vigas alveolares apresentam alguns modos de falha próprios, em relação aos perfis de alma cheia. De acordo com os estudos mais recentes, os seguintes modos de falha são observados em perfis alveolares isolados (VALENTE, 2018):

- formação de mecanismo plástico - FMP;
- flambagem lateral com torção - FLT;
- ruptura na região da solda do montante de alma - RSM;
- flambagem do montante de alma por cisalhamento - FMAV;
- flambagem do montante de alma por compressão - FMAC.

Quando os perfis alveolares são utilizados em vigas mistas, pelo menos um dos modos de falha citados não ocorre. Por exemplo, quando utilizados em sistemas de piso misto com forma de aço incorporada, há suficiente contenção lateral do perfil de aço para evitar a FLT.

Para vigas alveolares mistas, os modos de falha mais prováveis são a FMP e a FMAV. A verificação da segurança é feita determinando-se a capacidade última para estes estados limites.

2.2 Estudos recentes sobre vigas alveolares isoladas no Brasil

A partir de 2008, o Grupo de Pesquisa em Estruturas do Departamento de Engenharia Civil da UFV e o Grupo de Pesquisa em Estruturas Metálicas do Departamento de Engenharia de Estruturas da UFMG desenvolveram diversos estudos em parceria sobre o comportamento estrutural de vigas alveolares. Nesses trabalhos, foram investigados o comportamento estrutural e procedimentos para verificação da segurança frente aos Estados Limites Últimos (ELU) e Estados Limites de Serviço (ELS) aplicáveis. Estes trabalhos são comentados resumidamente a seguir.

Silveira (2011) desenvolveu uma análise numérica para avaliação do comportamento estrutural de vigas alveolares, enfatizando modos de falha relacionados à formação de mecanismo plástico. A autora utilizou resultados de experimentos realizados por Toprac e Cooke (1959). A partir de sua análise, foi possível propor tanto aprimoramentos em algumas expressões de cálculo quanto novas expressões para verificação de vigas casteladas em seus três principais padrões (Litzka, Peiner e Anglo-Saxão) e também perfis celulares. Trabalhos

anteriores que apresentaram boas respostas, como os de Delesques (1968, 1969), que propôs modelos para verificação à flambagem do montante de alma e Cimadevila *et al.* (2000) que apresentou uma metodologia para cálculo de deslocamentos verticais em perfis alveolares, baseavam-se em apenas um padrão de castelação. Foi então possível ampliar os modelos para diferentes tipologias de perfis alveolares.

Vieira (2011) realizou uma análise numérica sobre o comportamento de vigas casteladas de aço, com foco na instabilidade do montante de alma. O autor validou seu modelo com base em experimentos realizados por diferentes autores: Toprac e Cooke (1959); Bazile e Texier (1968); Zaarour e Redwood (1996); Redwood e Dermidjian (1998). Foram consideradas não-linearidades material e geométrica, com adoção de uma distribuição de tensões residuais simplificada, baseada na distribuição parabólica de Young, e imperfeição inicial igual a 1/2000 da altura total (d_g) do perfil castelado. O autor realizou um estudo paramétrico variando diversas características, como: esbeltez da alma; relação vão/altura total; carregamento; geometria dos alvéolos; vigas de alma cheia; altura da chapa expansora; enrijecedores de alma em vigas casteladas com colapso por FMAC. Foi verificado que a maioria dos modelos que falharam por FMA apresentaram grande plastificação, especialmente na região do montante de alma. Foi constatado que o uso de chapa expansora diminui a força axial de flambagem elástica relacionada à FMA, uma vez que a esbeltez do montante de alma cresce. Notou-se que a flambagem dos montantes ocorre, de maneira geral, em regime inelástico; casos em que ocorre flambagem elástica são raros e apenas foi observada em vigas com alma esbelta e com chapa expansora. Observou-se que o uso de um enrijecedor de alma na região central de vigas curtas sujeitas a carregamento distribuído pode elevar sua capacidade resistente em até 40%.

Bezerra (2011) desenvolveu uma análise numérica para determinar o momento fletor resistente de vigas casteladas padrões Peiner e Anglo-Saxão, para o modo de falha de flambagem lateral com torção (FLT), com vinculação de garfo nas duas extremidades das vigas, utilizando três diferentes condições de carregamento: momento constante; carregamento uniformemente distribuído; carregamento concentrado no centro do vão. Em seu modelo, o autor adota tensões residuais nas mesas do perfil de aço, adota o método Riks modificado e considera as não-linearidades geométrica e do material. Foram utilizados elementos de casca do tipo S4, com malha de elementos estruturados nas mesas e livres na alma. Para aferição do modelo, os resultados do mesmo são comparados com os valores obtidos através da metodologia apresentada na norma técnica brasileira ABNT NBR8800:2008 e com resultados experimentais de ensaios realizados por Nethecor e Kerdal (1982).

Abreu (2011) realizou uma análise numérica para determinação do momento fletor resistente de vigas celulares para o modo de falha de flambagem lateral com torção (FLT). A autora adota não-linearidades geométrica e de material, vínculo de garfo nas duas extremidades das vigas e tensões residuais nas mesas. Analisou três condições de carregamento distintas: momento constante; carregamento uniformemente distribuído; carregamento concentrado no centro do vão. A autora compara os resultados de seu modelo com aqueles obtidos através da metodologia da ABNT NBR8800:2008 e da British Standard BS 5950-1:2000.

Oliveira (2012) estudou diferentes aplicações possíveis de perfis alveolares, apresentando vários exemplos de seu uso em projetos. A autora elaborou procedimentos para o projeto geométrico de perfis alveolares, visando a fabricação, bem como critérios para seleção de perfis alveolares adequados para estruturas de sistemas de piso e de cobertura, incluindo vigas com eixo curvo.

Vieira (2014) estudou o comportamento estrutural de vigas celulares para o modo de falha de flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV), por meio de análise numérica. Em seu modelo o autor adota não-linearidades geométrica e de material. Para a validação do mesmo, foram utilizados resultados de estudos experimentais realizados por Warren (2001), Tsavdaridis e D'Mello (2011) e Erdal (2011). Nas simulações realizadas, foram admitidos perfis I laminados brasileiros. O autor compara os resultados das simulações numéricas com aqueles obtidos com a formulação de cálculo proposta por Ward (1990) e Lawson *et al.* (2002), constatando que a metodologia proposta por Ward (1990), por considerar propriedades elásticas da seção, apresenta resultados conservadores. O método proposto por Lawson *et al.* (2002) apresentou resultados próximos aos resultados numéricos obtidos, salvo para casos onde as relações entre diâmetro do alvéolo e altura do perfil expandido, e entre passo e diâmetro do alvéolo, são pequenas. O autor propõe a adição de dois fatores de ajuste à metodologia proposta por Lawson *et al.* (2002).

Vieira (2015a) realizou um estudo numérico-experimental sobre o comportamento de vigas casteladas de aço com ênfase no modo de falha por flambagem do montante de alma. A campanha experimental foi composta de ensaios de flexão em 14 modelos divididos em três grupos: padrão Litzka; padrão Anglo-Saxão; padrão Litzka com chapa expansora. O modelo numérico utilizado teve como base o modelo desenvolvido em Vieira (2011), calibrando-o de acordo com os resultados dos experimentos realizados. Após a validação do modelo numérico, foi realizado um estudo paramétrico para obtenção das curvas de resistência dos perfis estudados. Três parâmetros foram variados no estudo: esbeltez do montante de alma, resistência

ao escoamento do aço e imperfeição inicial. O autor conclui que a adoção de imperfeições iniciais iguais a um centésimo da altura total da viga alveolar apresentou resultados compatíveis com os dos experimentos. As vigas sem chapa expansora sofreram instabilidade em regime inelástico, enquanto apenas as vigas com chapa expansora e relação altura total por espessura da alma (d_g/t_w) acima de 118 apresentaram instabilidade em regime elástico. O autor obtém as curvas de resistência para os padrões estudados e também apresenta um roteiro de cálculo.

Teixeira (2017) desenvolveu um modelo numérico para simular o comportamento estrutural de vigas casteladas e celulares, validando-o através de resultados obtidos por estudos experimentais de Warren (2001), Erdal (2011), Tsavdaridis e D’Mello (2011), Nseir *et al.* (2012), Sonck (2014), Vieira (2015a) e Veríssimo *et al.* (2017). A partir do modelo validado, o autor realizou um estudo paramétrico para avaliar a influência de três parâmetros sobre o comportamento das vigas alveolares: módulo de elasticidade do aço; tensões residuais; imperfeições geométricas. O autor constatou que o estudo da influência das imperfeições geométricas foi o mais complexo dentre os parâmetros analisados. Foram adotados então 5 tipos distintos de imperfeição inicial: flexão global em torno do eixo de menor inércia; flexão global em torno do eixo de maior inércia; flexão da alma; desalinhamento do montante; e modo de flambagem (formato do colapso por flambagem com torção do montante). Inicialmente, o efeito de cada tipo de imperfeição foi analisado individualmente e, em um segundo momento, analisou-se a influência destes parâmetros em conjunto. O autor também propõe curvas de interação entre diferentes tipos de esforços solicitantes.

Justino (2018) realizou uma análise numérica para avaliação do comportamento de vigas casteladas de aço em situação de incêndio frente ao modo de falha de flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV). Os três padrões de castelação mais comuns (Litzka, Peiner e Anglo-Saxão) foram estudados. No modelo desenvolvido foram adotadas imperfeições iniciais iguais a 1% da altura total da viga alveolar (d_g), comportamento elastoplástico perfeito e elementos do tipo casca. As análises realizadas demonstraram que a consideração de tensões residuais por não afeta os resultados para modos de falha locais (TEIXEIRA, 2017). O modelo foi validado a partir dos resultados experimentais obtidos por Redwood e Dermidjian (1998) e Vieira (2015a). A autora propõe uma metodologia para verificação de vigas casteladas em situação de incêndio, com base na norma técnica brasileira ABNT NBR 14323:2013 e utilizando analogia com o modelo de biela.

Sakiyama (2018) desenvolveu um estudo numérico-experimental para avaliar o comportamento estrutural de vigas casteladas soldadas quanto ao modo de falha de FMAV.

Foram ensaiados 12 modelos de vigas casteladas sujeitas à flexão, das quais 10 falharam por FMAV, uma por formação de mecanismo Vierendeel e outra por ruptura da junta soldada no montante de alma. No modelo numérico foram consideradas as não-linearidades geométrica e do material. A autora propôs um ajuste no modelo de cálculo da força cortante resistente de perfis castelados proposto por Delesques (1968), comparando os resultados obtidos através da metodologia ajustada com seus resultados experimentais e também aqueles obtidos por Vieira (2015a), obtendo bons resultados.

Grilo (2018a) realizou um estudo numérico-experimental para avaliação do comportamento de vigas celulares referente ao modo de falha de FMAV. Na campanha experimental, foram realizados ensaios em 14 modelos em tamanho real, dos quais 9 falharam primariamente por FMAV, 2 por FMAV e mecanismo Vierendeel (MV) simultâneos e 3 por MV. No modelo numérico desenvolvido foram adotados três tipos de curvatura de imperfeição inicial e vários valores distintos para imperfeições iniciais. Observou-se que uma imperfeição inicial igual a 4% da imperfeição real (medida em laboratório) é adequada para estudo do fenômeno de FMAV isolado. Após análise das tensões normais e de cisalhamento no montante de alma, foi constatado que há um ponto acima do centro do montante de alma onde a tensão de von Mises, resultado da combinação dos efeitos de tensão normal e de cisalhamento, é máxima. O autor propõe uma formulação capaz de determinar a altura deste ponto crítico e a força cortante resistente de perfis celulares quanto a FMAV. O autor compara os resultados obtidos com formulações propostas por Ward (1990), Lawson *et al.* (2012) e Veríssimo *et al.* (2013) e constata que seu modelo produz resultados melhores que o de todos estes autores.

Valente (2018) desenvolveu uma análise numérica para avaliar o comportamento estrutural de vigas casteladas em situação de incêndio, focando nos modos de falha por plastificação. No modelo numérico desenvolvido foram consideradas não-linearidades do material e geométrica, assim como o efeito das imperfeições iniciais. Não foram consideradas tensões residuais pois elas não afetam significativamente modos de falha por plastificação, como observado por Silveira (2011). Para validação de seu modelo em temperatura ambiente, a autora utilizou resultados experimentais de Toprac e Cooke (1959) e Vieira (2015a). As análises em condição de incêndio foram implementadas considerando condições isotérmicas, aferindo o modelo a partir de uma análise térmica de um dos modelos experimentais ensaiados por Vieira (2015a). Foi constatado que, diferente do que ocorre em perfis celulares, nos três padrões de perfis castelados estudados (Litzka, Peiner e Anglo-Saxão), a linha de centro do montante de alma é a posição crítica para a tensão de von Mises, fruto de efeitos combinados

entre tensão normal e de cisalhamento. É proposta uma formulação para obtenção da força cortante resistente para os três padrões de perfis castelados quanto à flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV). A influência da situação de incêndio está presente na formulação através da adoção de uma resistência ao escoamento do aço dependente da temperatura. A autora também propõe o uso da resistência ao escoamento do aço de acordo com a temperatura analisada na formulação para verificação ao modo de falha de formação de mecanismo plástico (FMP) proposto por Vieira (2015b) e compara os resultados obtidos pela formulação com aqueles obtidos através do modelo numérico, apresentando erro máximo de 2,13%. A autora afirma que o modelo apresentado para FMAV apresenta um avanço em comparação com modelos anteriores, principalmente nos casos em que ocorre a plastificação do montante de alma.

Faria (2019) realizou um estudo numérico sobre o comportamento de vigas celulares quanto à flambagem lateral com torção (FLT) em temperatura ambiente e em situação de incêndio, com o auxílio de um modelo numérico de elementos finitos. Assim como Abreu (2011), o autor considerou tensões residuais apenas nas mesas do perfil de aço para análises em temperatura ambiente. Para as análises em situação de incêndio não foram consideradas tensões residuais, pois há indicativos de que estas produzem efeito reduzido no momento fletor resistente à FLT à medida que a temperatura do aço se eleva (VILA REAL *et al.*, 2004). O modelo foi validado a partir de resultados experimentais e analíticos de Nseir *et al.* (2012), Sonck (2014), Sonck e Belis (2015), Mesquita *et al.* (2015) e Prachar *et al.* (2014, 2015 e 2016). A autora também realiza um estudo paramétrico variando relações geométricas dos perfis. É então proposto um modelo simplificado para consideração do efeito da temperatura em vigas celulares, aplicando-se propriedades elásticas e plásticas reduzidas para o aço. Também é apresentado um novo procedimento de cálculo para determinação do momento fletor resistente de vigas celulares à FLT.

2.3 Metodologia analítica proposta por Grilo (2018a)

Conforme discutido no item 2.2, Grilo (2018a) propôs uma formulação para a verificação de FMAV em perfis celulares duplamente simétricos. O modelo considera o efeito das tensões de cisalhamento e tensões normais combinadas no montante de alma, em função da ação do momento fletor M_b (Figura 12), contemplando, inclusive, a falha por escoamento do montante. O momento $M_b(y)$, indicado na Figura 12, decorre do efeito da força cortante V_h numa seção do montante a uma distância y da emenda. À medida que y aumenta, aumenta o momento

$M_b(y)$ mas também aumenta a largura $b(y)$ do montante, de modo que se observa uma distribuição não linear de tensões normais e de cisalhamento no montante de alma.

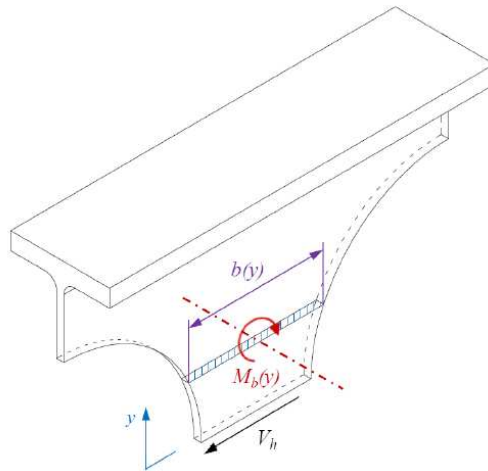


Figura 12 – Esforços atuantes no montante de alma (GRILO, 2018a).

No modelo proposto por Grilo (2018a), determina-se uma força cortante horizontal de plastificação da seção ($V_{h,p}$). O autor utilizou o critério de von Mises para ponderação das tensões, definindo tensões equivalentes $f_{y,eq}$ (resistência ao escoamento equivalente) e $f_{vy,eq}$ (resistência ao escoamento por cisalhamento equivalente), determinadas a partir de uma distribuição constante de tensões para equilíbrio dos esforços M_b e V_h (Figura 13).

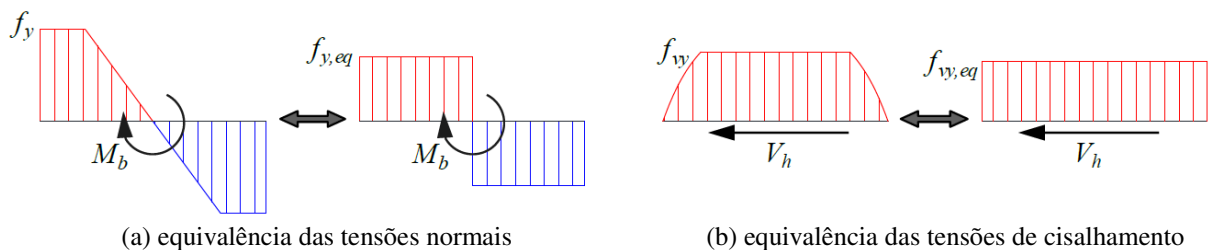


Figura 13 – Equivalência de tensões (GRILO, 2018a).

A resistência ao escoamento equivalente é dada por:

$$f_{y,eq} = \frac{M_{pb,eq}}{Z} = \frac{V_h y}{\left(\frac{t_w b^2}{4}\right)} = \frac{4 y V_h}{t_w b^2} \quad (2.1)$$

onde V_h é a força cortante horizontal, y é a distância do ponto analisado à linha média do montante e b é a largura do montante na distância y (ver Figura 12).

A resistência ao escoamento por cisalhamento equivalente é calculada por:

$$f_{vy,eq} = \frac{F}{A} = \frac{V_h}{t_w b} \quad (2.2)$$

Pelo critério de von Mises, tem-se:

$$f_y = \sqrt{f_{y,eq}^2 + 3f_{vy,eq}^2} \quad (2.3)$$

Substituindo as Equações (2.1) e (2.2) em (2.3), obtém-se:

$$f_y = \sqrt{\left(\frac{4yV_h}{t_w b^2}\right)^2 + 3\left(\frac{V_h}{t_w b}\right)^2} \quad (2.4)$$

Adicionando-se um fator de ajuste β e isolando-se V_h , obtém-se a força cortante horizontal de plastificação por meio da seguinte expressão:

$$V_{h,p} = \beta f_y \frac{t_w b_p^2}{\sqrt{3b_p^2 + 16y_p^2}} \quad (2.5)$$

onde y_p é a distância do ponto de formação da rótula plástica à linha média do montante (altura referente ao maior valor de tensão de von Mises na Figura 14), obtida por meio da Equação (2.6), e b_p é a largura do montante na distância y_p , definida pela Equação (2.7).

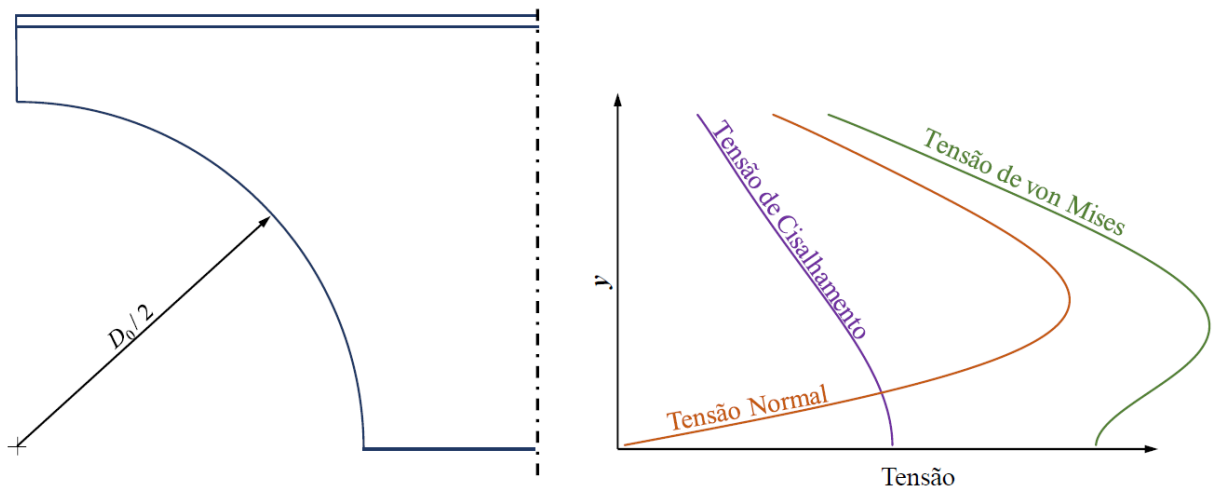


Figura 14 – Variação das tensões ao longo da altura y no montante de alma de perfis celulares (GRILO, 2018a).

$$y_p = \frac{D_0}{2} \left[0,445 \left(\frac{P}{D_0} \right)^3 - 2,578 \left(\frac{P}{D_0} \right)^2 + 4,770 \left(\frac{P}{D_0} \right) - 2,475 \right] \quad (2.6)$$

$$b_p = p - D_0 \sqrt{1 - \frac{4y_p^2}{D_0^2}} \quad (2.7)$$

O fator de ajuste β para seções duplamente simétricas proposto por Grilo (2018a) é dado por:

$$\beta = 1,198 - 0,42 \frac{D_0}{d_g} + \frac{p}{5 D_0} \quad \text{para } p/D_0 < 1,2 \quad (2.8a)$$

$$\beta = 1,838 - 0,42 \frac{D_0}{d_g} - \frac{p}{3 D_0} \quad \text{para } p/D_0 \geq 1,2 \quad (2.8b)$$

Para o cálculo do fator de redução χ é necessário calcular a esbeltez reduzida do montante de alma $\lambda_{ma,0}$, dada por:

$$\lambda_{ma,0} = \frac{\lambda_{ma}}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} \quad (2.9)$$

A esbeltez do montante de alma λ_{ma} é dada por:

$$\lambda_{ma} = \frac{L_{ma} \sqrt{12}}{t_w} \quad (2.10)$$

onde $t_{w,med}$ é a espessura média de alma entre as duas metades do montante de alma e L_{ma} é o comprimento efetivo do montante de alma, dado por:

$$L_{ma} = 0,5 (p^2 - D_0^2) \quad (2.11)$$

Substituindo-se as Equações (2.11) e (2.10) em (2.9), obtém-se:

$$\lambda_{ma,0} = \sqrt{\frac{3(p^2 - D_0^2) f_y}{\pi^2 t_w^2 E}} \quad (2.12)$$

Grilo (2018a) determinou curvas de resistência por meio de regressão não linear para a determinação do fator de redução χ , dadas pelas seguintes equações:

- se $\lambda_{ma,0} \geq 1,0$:

$$\chi = \frac{a}{\lambda_{ma,0}^b} \leq 1,0 \quad (2.13)$$

- se $\lambda_{ma,0} < 1,0$:

$$\chi = c d^{(\lambda_{ma,0}^e)} \leq 1,0 \quad (2.14)$$

onde a , b , c , d e e são coeficientes ajustados, apresentados na Tabela 1 e na Tabela 2.

Tabela 1 – Coeficientes a e b (GRILLO, 2018a).

p/D_0	D_0/d_g							
	0,5		0,6		0,7		0,8	
	a	b	a	b	a	b	a	b
1,1	0,759	1,35	0,798	1,42	0,849	1,47	0,888	1,46
1,2	0,730	1,39	0,791	1,42	0,844	1,44	0,901	1,42
1,3	0,780	1,40	0,836	1,40	0,903	1,39	1,020	1,42
1,4	0,840	1,42	0,909	1,36	0,980	1,34	1,175	1,42
1,5	0,916	1,40	0,970	1,31	1,130	1,33	1,285	1,36

Tabela 2 – Coeficientes c , d e e (GRILO, 2018a).

p/D_0	D_0/d_g											
	0,5			0,6			0,7			0,8		
	c	d	e	c	d	e	c	d	e	c	d	e
1,1	1,15	0,660	3,5	1,14	0,700	3,5	1,08	0,786	4,5	1,09	0,815	4,0
1,2	1,42	0,514	2,1	1,13	0,700	3,8	1,11	0,760	3,9	1,14	0,790	3,5
1,3	1,16	0,672	3,5	1,10	0,760	4,5	1,15	0,785	4,0	-	-	-
1,4	1,26	0,667	2,7	1,15	0,790	3,3	1,12	0,870	3,0	-	-	-
1,5	1,09	0,840	5,0	1,09	0,890	4,5	-	-	-	-	-	-

Por fim, a força cortante horizontal resistente é dada por:

$$V_{h,Rk} = V_{h,p} \mathcal{X} \quad (2.15)$$

Para situações em que o esforço cortante é constante ao longo do passo dos alvéolos, a força cortante vertical resistente é dada por:

$$V_{V,Rk} = V_{h,Rk} \left(\frac{2 y_0}{p} \right) \quad (2.16)$$

onde y_0 é a distância vertical do centro do montante de alma até o centroide da seção tê, dada por:

$$y_0 = \frac{d_g}{2} - \bar{y} \quad (2.17)$$

$$\text{com } \bar{y} = \frac{b_f t_f^2 + t_w h_t^2 - t_w t_f^2}{2(b_f t_f + t_w h_t - t_w t_f)} \quad (2.18)$$

2.4 Vigas mistas de aço e concreto

Os elementos mistos de aço e concreto são compostos por um perfil de aço solidarizado a um elemento de concreto, usualmente por algum meio de conexão mecânica, de tal forma que os dois componentes de materiais distintos trabalham como uma peça única.

Geralmente, os elementos mistos apresentam comportamento estrutural superior ao de um elemento equivalente constituído de um único material. (...) A ideia de construir elementos mistos surge naturalmente a partir do conhecimento do comportamento e das características de cada material em particular, motivada pela possibilidade de racionalizar sua utilização, explorando o potencial de cada material na condição em que apresenta melhor desempenho. (VERÍSSIMO, 2014).

A configuração normalmente é definida de tal modo que o concreto trabalha majoritariamente à compressão e o aço à tração, situações em que cada um dos materiais, respectivamente, apresenta seu melhor desempenho estrutural. Esses sistemas se difundiram ao redor do mundo e hoje são largamente utilizados, por diversos fatores, mas principalmente por viabilizarem um melhor aproveitamento dos materiais.

No caso particular dos sistemas de piso com vigas mistas e lajes mistas com forma de aço incorporada, a facilidade e a rapidez de montagem são os principais fatores responsáveis pela grande difusão do uso desses sistemas nas últimas décadas (OWENS, 2000).

No caso das vigas mistas, a solidarização da laje de concreto ao perfil de aço promove a mudança da posição da linha neutra e do baricentro da seção, resultando num aumento do momento de inércia, o que tem consequências diretas sobre a rigidez e a capacidade ao momento fletor. Assim, um elemento misto possui maior rigidez e maior capacidade ao momento fletor em relação a um não misto de mesmas dimensões. Por consequência, para uma mesma configuração estrutural, ao se adotar um componente misto é possível reduzir a quantidade de aço do perfil, seja simplesmente reduzindo sua altura ou reduzindo as dimensões das chapas constituintes do tê superior, no qual os esforços são menores. Tem-se assim uma dupla vantagem: uma melhora do desempenho estrutural com redução do consumo de aço.

Uma viga mista alveolar, além de apresentar um rendimento estrutural superior a uma viaa mista com perfil de alma cheia de mesma altura, ainda permite a passagem dos dutos de serviço pelas aberturas no perfil de aço.

Com o ressurgimento do interesse pelos perfis alveolares, nas últimas décadas, tem-se difundido o uso de vigas mistas alveolares e, mais recentemente, das vigas celulares com perfil monossimétrico. No próximo tópico são descritos diversos trabalhos de pesquisa sobre vigas mistas com perfis alveolares.

2.5 Estudos sobre vigas mistas com aberturas na alma e vigas mistas alveolares

2.5.1 Estudos experimentais

Os primeiros estudos realizados em vigas mistas com aberturas na alma utilizavam modelos com poucas aberturas ao longo de seu comprimento. Estudos sobre vigas mistas com aberturas sequenciais na alma, denominadas vigas mistas alveolares, surgiram há cerca de 25 anos. Alguns desses estudos são comentados a seguir.

Redwood e Poubouras (1983) realizaram testes em dois modelos de vigas mistas com abertura na alma e apresentaram um modelo simplificado de cálculo proposto por Redwood e Wong (1982). Os dois modelos testados eram compostos por um perfil W360x51 de aço e uma laje de concreto em steel deck, com nervuras de 76 mm de altura e capa de concreto de 65 mm de altura, com aproximadamente 3,8 metros de vão livre. No primeiro modelo ensaiado haviam dois furos retangulares, a 1/4 e a 3/4 do vão. Nas duas nervuras existentes acima do segundo furo foram omitidos os conectores de cisalhamento, a fim de avaliar a influência da interação parcial ao longo da abertura. Já o segundo modelo apresentava apenas um furo retangular a 1/4 do vão e o objetivo era a avaliar se a resistência última era influenciada de maneira significativa pela sequência de aplicações de carga (permanentes e variáveis) em construções não-escoradas. Os autores concluíram o seguinte: a omissão dos conectores de cisalhamento ao longo do comprimento da abertura resulta em significativa redução da resistência última da viga na região do furo; o método simplificado proposto por Redwood e Wong (1982) apresenta resultados conservadores; o efeito da aplicação de carregamento em dois estágios em construções escoradas não é significativo quando, no estágio em que a viga de aço trabalha isoladamente, a carga aplicada é igual a 60% da resistência última prevista da mesma.

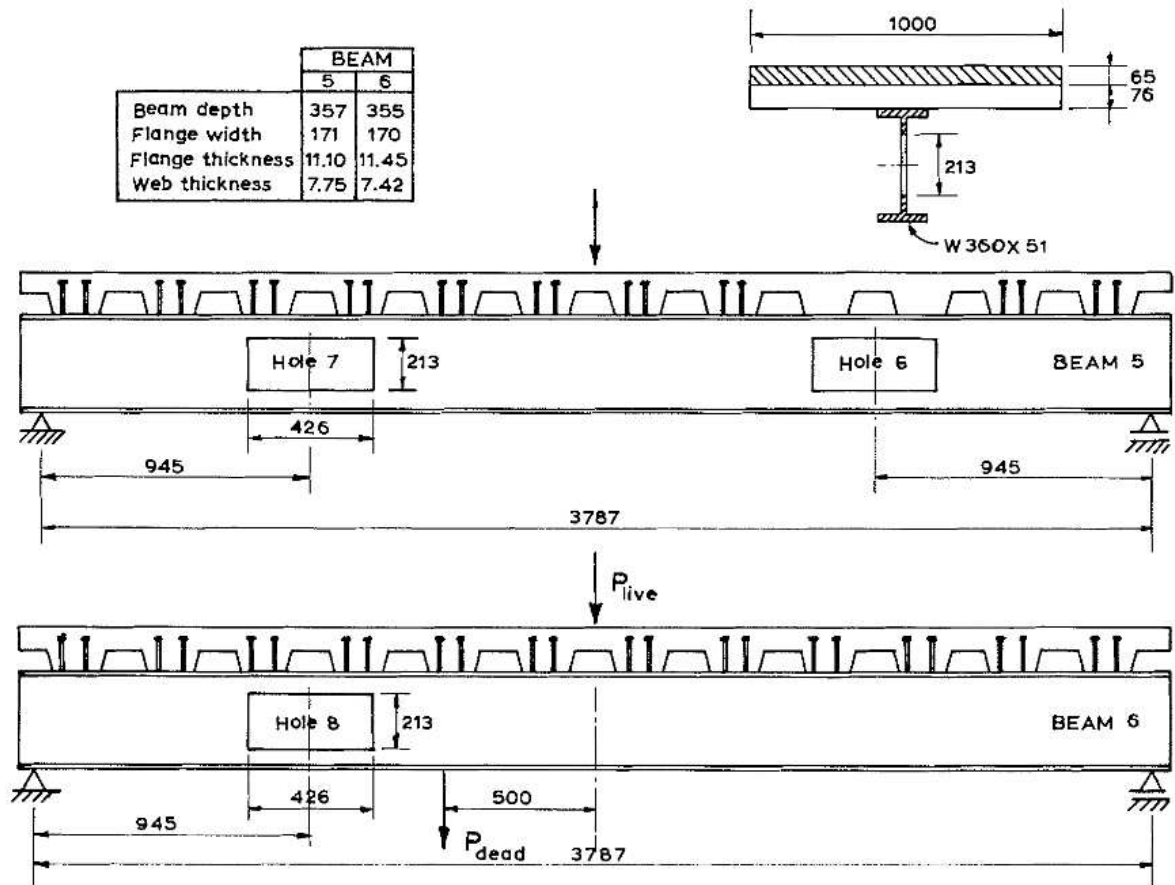


Figura 15 - Características geométricas dos modelos ensaiados por Redwood e Poumboras (adaptado de REDWOOD e POUMBOURAS, 1983).

Donahey e Darwin (1986) desenvolveram testes em 9 vigas mistas, contendo no total 15 aberturas retangulares. Um modelo de cálculo foi proposto e analisado de acordo com os resultados experimentais obtidos. As dimensões da laje de concreto, quantidade e posição dos conectores de cisalhamento e a dimensão e posição das aberturas foram variadas entre os modelos ensaiados. Dentre as conclusões do estudo, nota-se que: o número de conectores empregados ao longo do comprimento da abertura influencia na resistência última; os modelos apresentaram ruptura dúctil, caracterizada por grandes fissuras na laje, escoamento do aço e grandes deslocamentos; adoção de uma distribuição elástica de tensões para o aço próximo à região da abertura não prevê boa representação da capacidade resistente da seção.

Lawson *et al.* (1992) apresentaram um estudo experimental em três modelos de vigas mistas com aberturas na alma. Os modelos possuíam 10 metros de vão livre, lajes de concreto com 2,5 metros de largura, steel deck com nervuras de 60 mm e capa de concreto de 60 mm. Os três modelos utilizaram o mesmo perfil de aço, UB 533x210x82. Os autores comparam os resultados experimentais com aqueles obtidos através do modelo de projeto apresentado por Lawson (1987). Conclui-se que o modo de falha predominante foi a formação de mecanismo

Vierendeel nos cantos das aberturas retangulares ou puramente por altas tensões da seção do tê inferior. O modelo de cálculo proposto por Lawson (1987) apresenta resultados conservadores quando comparados aos obtidos nos experimentos realizados. É proposta uma equação de interação quadrática entre a força normal e o momento fletor, ainda mantendo resultados conservadores para seções compactas não-enrijecidas.

Megharief e Redwood (1998) realizaram um estudo em 5 modelos de vigas mistas casteladas. O comportamento à flexão foi observado em duas vigas com 5,9 m de vão livre e o comportamento ao cisalhamento foi examinado em três vigas com vão livre de 2,2 m. A laje de concreto era composta de um steel deck com nervuras de 50 mm de altura, com cobertura de concreto de 75 mm. Os conectores de cisalhamento utilizados foram studs de forma a conferir interação parcial entre a laje de concreto e o perfil de aço. Nas três vigas curtas a falha ocorreu por flambagem do montante de alma (FMA), enquanto nas vigas longas a falha iniciou-se por escoamento do aço na região próxima das aberturas centrais e posteriormente por flambagem lateral com torção (FLT), quando os conectores de cisalhamento de metade do comprimento da viga falharam, perdendo assim o travamento lateral. Os autores apresentam diagramas de interação entre momento fletor e cisalhamento. Foi feita uma análise por elementos finitos para avaliar a FMA. Afirmam que a interação parcial influencia tanto na capacidade resistente à flexão quanto ao cisalhamento. Observou-se que uma eventual excentricidade do alvéolo em relação ao centro do perfil tem pouca influência sobre as cargas de flambagem, uma vez que as respostas do modelo para alvéolos centrais e para alvéolos deslocados em direção à laje apresentaram erros de -2% e -9%, respectivamente. Nota-se que, apesar da maior força de cisalhamento necessária para causar FMA em vigas mistas quando comparada à referente ao perfil isolado, a força de cisalhamento horizontal no montante é praticamente a mesma, indicando que a análise do perfil de aço isolado pode ser aplicada a vigas mistas para este fenômeno.

Hechler *et al.* (2006) ensaiaram 4 modelos de vigas celulares, dos quais 3 eram mistos. Os três modelos mistos apresentavam comprimento de aproximadamente 7,0 m, laje de concreto de 1,8 m de largura e 130 mm de altura. O primeiro modelo era constituído de um perfil de aço celular, originalmente IPE 400, com aplicação de carga em 4 pontos buscando simular um carregamento uniformemente distribuído e vão livre de 6,8 metros, aproximadamente. No primeiro e no terceiro modelos, a laje foi interrompida a 285 mm de um dos apoios. O teste 1 foi composto de duas etapas, a primeira levando o perfil à falha no alvéolo referente à zona não concretada, e a segunda recarregando a estrutura após fechamento da

abertura previamente falhada. O segundo modelo era composto por uma seção similar à do modelo 1, com exceção de da laje concretada durante todo o vão livre da estrutura e da existência de um furo central alongado referente a 2 furos originais. O teste 2 foi dividido em duas etapas, inicialmente com vão livre de aproximadamente 4,6 metros e carregamento concentrado no meio do vão, e posteriormente com vão livre de aproximadamente 6,8 metros e carregamento aplicado em 2 pontos, chamada de ensaio de 4 pontos, criando uma zona de momento puro entre os dois pontos de aplicação de carga. O teste 3 era composto de uma laje similar ao teste 1 e perfil de aço altamente assimétrico (1:4). O tê superior era composto por um perfil originalmente IPE 300, enquanto o tê inferior de um HEB 340. Em todos os modelos havia enrijecedores de alma nas posições referentes aos apoios e pontos de aplicação de carga. Nos testes 1 e 3 a formação de mecanismo Vierendeel começou a se desenvolver para cargas pequenas e falharam por flambagem do montante de alma por flexão. Os autores afirmam que a limitação para assimetria de seção igual a 1:3 adotada pelo ENV 1994-1-1:1992 é muito conservadora para vigas mistas. A resistência da seção à FMA aumenta, uma vez que a aba superior é fortalecida pela aba inferior, que possui maior espessura.

Nadjai *et al.* (2007) realizam um estudo experimental e numérico sobre o comportamento estrutural de vigas celulares mistas em temperatura ambiente e temperaturas elevadas. Quatro modelos em tamanho real com vãos livres de 4,5 metros foram ensaiados. Para todos os modelos, foram adotados conectores de cisalhamento suficientes para configurar interalção completa entre as seções de aço e de concreto. Duas condições de carregamento foram utilizadas, aplicando carga em um ponto e em dois pontos. Dois modelos de vigas foram ensaiados. Modelo A, com perfil de aço duplamente simétrico fabricado a partir de perfil UB 406x140x39, com altura total d_g igual a 575 mm. Já o modelo B é constituído de um perfil de aço monossimétrico, com tê superior formado a partir de um perfil UB 406x140x39 e tê inferior a partir de um UB 457x152x52, com altura total d_g igual a 630 mm. Todos os modelos falharam por flambagem do montante de alma (FMA). Foram medidas grandes deformações no tê inferior do perfil de aço seguindo o desenvolvimento da tensão de escoamento do aço no mesmo. Tensões de tração foram medidas no tê superior, indicando que a linha neutra da seção mista estava muito próxima ou dentro da laje de concreto. O deslocamento máximo medido nos modelos momentos antes da ruptura foi de 10 mm, muito abaixo do limite de $L/200$ (22,5 mm neste caso) especificado pelo British Standard BS5950-1. Um modelo numérico foi desenvolvido através do software SAFIR, sendo usado tanto para simulação em temperatura

ambiente quanto para temperaturas elevadas. O modelo foi validado apresentando boa correlação com os dados obtidos através dos experimentos.

Sheehan *et al.* (2016) realizaram o ensaio de um modelo de viga mista com perfil celular monossimétrico. O modelo possuía 15,26 metros de comprimento. O modelo possuía 15,26 metros de comprimento e o grau de interação utilizado era de apenas 36%, valor inferior à metade do valor recomendado pelo Eurocode 4. A construção do modelo se deu de forma não-escorada. Com o estudo, os autores buscavam avaliar: a capacidade da seção mista de desenvolver resistência plástica à flexão com baixo grau de interação; o efeito da construção não-escorada; a influência adicional do baixo grau de interação e das aberturas no deslocamento vertical da viga. O tê superior do perfil de aço foi obtido a partir de um IPE 450, enquanto o tê inferior a partir de um HEB 360. A seção final do perfil possuía 565 mm de altura e relação de assimetria igual a 1:2,43. O diâmetro dos alvéolos foi de 425 mm com passo (distância entre centros de furos adjacentes) igual a 680 mm, além de possuir um furo alongado no centro do vão. Foi realizado o preenchimento parcial ou completo de alguns alvéolos para evitar falhas locais por concentração de tensões. A laje de concreto possuía 150 mm de altura total, 3 metros de largura e era composta de um steel deck com nervuras de 80 mm com enrijecedores de 15 mm no topo, com espessura de 0,9 mm. A aplicação de carga foi realizada em 8 pontos, aproximando-se à situação de um carregamento uniformemente distribuído. Ao todo, 5 estágios de carregamento foram aplicados no modelo: o primeiro referente a um carregamento de serviço, 5 kN/m², totalizando 230 kN; o segundo referente a 7,5 kN/m², totalizando 345 kN; o terceiro referente a 12 kN/m², com total de 550 kN; quarto estágio até a ruptura, que foi referente a 17,2 kN/m², totalizando 785 kN; e um último estágio recarregando a viga após sua ruptura, atingindo 16,7 kN/m² com um total de 765 kN. Um segundo teste foi realizado de forma a aplicar valores significativos de força cortante no furo alongado no centro do vão, aplicando 4 estágios de carregamento com as seguintes cargas totais: 108 kN, 169 kN, 388 kN e 405 kN. Os autores concluem que as recomendações do Eurocode 4 para grau de interação mínimo podem ser flexibilizadas. No ensaio de flexão, a mesa inferior atingiu o escoamento, porém as deformações no concreto foram inferiores às de ruptura. Observou-se comportamento dúctil dos conectores, apresentado valores de end slip (deslocamento relativo entre a laje de concreto e o perfil de aço) iguais a 8,5 mm e 13,5 mm, maiores que o valor mínimo de 6 mm especificado pelo Eurocode 4. Utilizando o método proposto por Lawson *et al.* (2006) para estimar a força cortante resistente da seção, obteve-se um valor 45% inferior à carga máxima observada no segundo ensaio, indicando a necessidade de modificações ao modelo. A equação clássica para

cálculo de flecha no centro do vão para seções de alma cheia subestima o valor real para vigas celulares mistas.

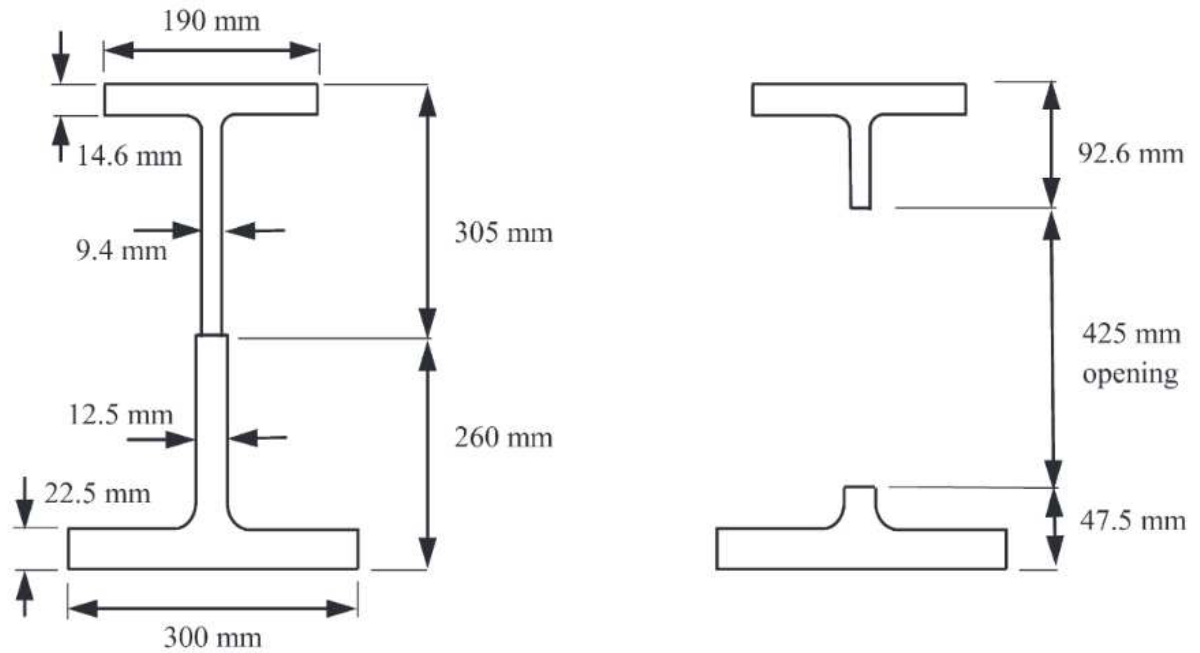


Figura 16 - Geometria da seção transversal do perfil de aço utilizado por Sheehan *et al.* (2016).

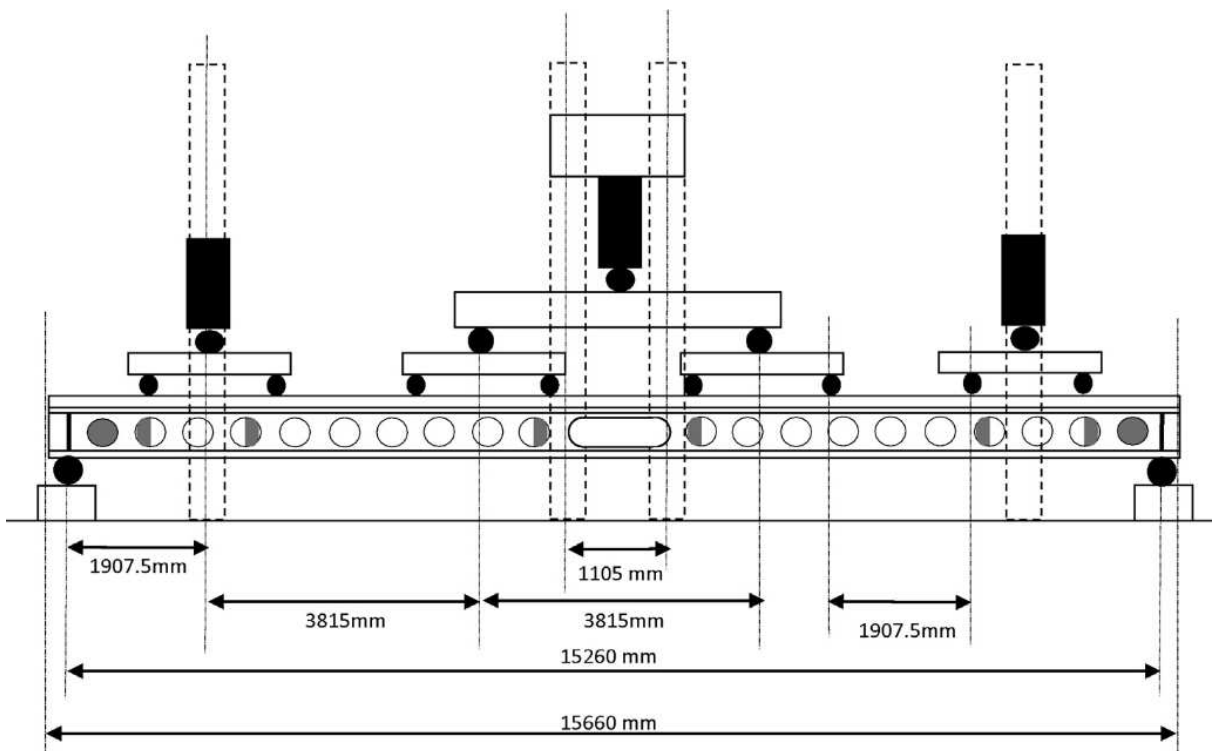


Figura 17 - Esquema do primeiro ensaio realizado por Sheehan *et al.* (2016).

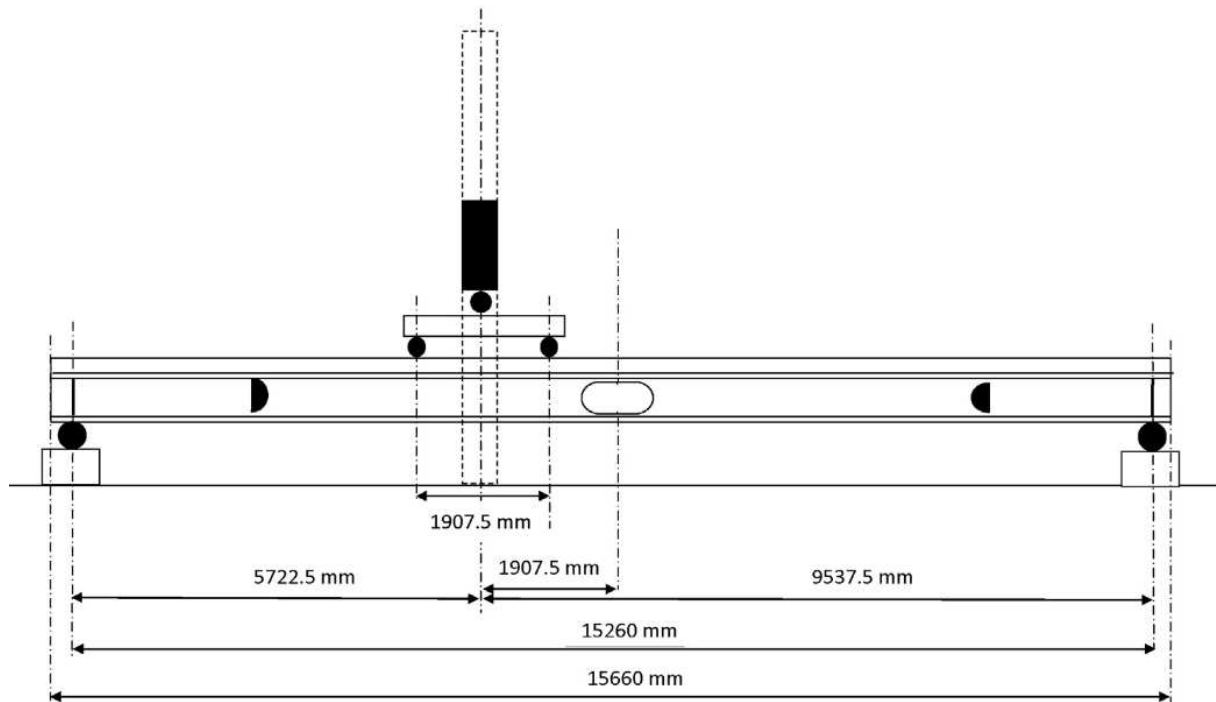


Figura 18 - Esquema do segundo ensaio realizado por Sheehan *et al.* (2016).

2.5.2 Estudos analíticos e numéricos

Ward (1990) apresentou uma metodologia semi-empírica para verificação de perfis celulares isolados e mistos. A calibração do método foi realizada a partir de resultados de ensaios e de análise com elementos finitos para vigas isoladas duplamente simétricas, estendendo o modelo para os casos de viga mista. O método para verificação da seção à FMAV envolvia uma combinação de efeitos normais, de cisalhamento e de flexão em 5 intervalos de uma abertura. O efeito de ação mista para efeitos de formação de mecanismo Vierendeel não foi considerado no estudo. A metodologia de verificação à FMA apresentada somente é válida para seções duplamente simétricas (LAWSON *et al.*, 2006).

Lawson *et al.* (2006) apresentaram uma metodologia para verificação de vigas mistas com perfis celulares assimétricos e vigas com aberturas retangulares e alongadas. Os autores apontam que as regras de grau de interação mínimo apontadas pelo EN 1994-1-1 e pelo BS 5950-3 devem ser seguidas, e que para seções altamente simétricas é necessário utilizar interação completa. Para utilização de interação parcial segundo o EN 1994-1-1 não deve ser utilizado grau de assimetria maior que 1:3. Uma análise por elementos finitos foi realizada para avaliar o comportamento de vigas com aberturas retangulares ou alongadas. Os resultados obtidos através do modelo são comparados com os resultados experimentais obtidos por Hicks *et al.* (2006). Os autores verificaram que o momento no montante de alma é maior que a

resistência elástica à flexão do mesmo, indicando o desenvolvimento de plastificação do montante. A metodologia de cálculo apresentada apresenta resultados conservadores quando comparados aos resultados experimentais. As análises por elementos finitos apontaram que aberturas alongadas causam forças de arrancamento nos conectores. Por consequência, recomenda-se que o comprimento da abertura não exceda 2,5 vezes a altura da mesma.

Lawson e Saverirajan (2011) realizaram uma análise elasto-plástica para vigas mistas de alma cheia e vigas mistas celulares. É apresentado que a distribuição de tensões adotada para seções de alma cheia pode ser adaptada para vigas celulares, desconsiderando a contribuição da alma na região do alvéolo e adotando uma distribuição plástica de tensões para o tê inferior e elástica para o tê superior. No modelo de vigas celulares mistas escoradas, uma resistência à flexão igual a 95% do momento de plastificação da seção (M_{pl}) foi atingida quando uma deformação entre 2 e 3 vezes a deformação de escoamento do aço foi observada na mesa inferior do perfil. Em um modelo não-escorado, o mesmo momento foi observado quando uma deformação entre 8 e 10 vezes a deformação de escoamento do aço estava desenvolvida na mesa inferior do perfil.

Ferrari (2013) desenvolveu um estudo numérico para avaliar o comportamento estrutural de vigas alveolares mistas de aço e concreto. A simulação numérica utiliza o método dos elementos finitos e o modelo foi desenvolvido através do software ABAQUS, considerando não-linearidades do material e geométrica. A interação entre a laje e o concreto foi modelada a fim de simular tanto a interação completa quanto a parcial. Para a interação completa, foram utilizadas restrições do tipo *tie* entre nós da laje de concreto e do perfil de aço, “amarrando” os nós entre si. Para simulação da interação parcial foram utilizados elementos de conexão entre nós, inserindo um modelo constitutivo referente à curva Força x Deslizamento de um conector de cisalhamento, obtida através de um ensaio de *push-out*. Foram consideradas imperfeições iniciais iguais a um milésimo da altura total do perfil de aço ($d_g/1000$). O modelo numérico foi validado a partir de resultados experimentais de Megharief (1997) e Nadjai *et al.* (2007). Os modelos adotados para simulação da interação entre a laje de concreto e o perfil de aço foram capazes de representar de maneira adequada os fenômenos de transferência de fluxo de cisalhamento para os diferentes tipos de abertura e graus de interação. Um dos modelos aferidos utilizava um perfil celular monossimétrico, apresentando boa correlação com o modelo experimental. Também foi verificado que o modelo numérico é capaz de avaliar o comportamento estrutural na fase pós-pico da curva Carga x Deslocamento.

Gonçalves (2015) realizou um estudo para elaborar uma formulação de cálculo para dimensionamento de vigas mistas alveolares. O autor utilizou um modelo numérico desenvolvido no software ABAQUS, baseado no modelo proposto por Ferrari (2013). Uma inovação foi introduzida no modelo de Ferrari (2013), substituindo-se as restrições do tipo *tie*, para simulação de interação total, por três elementos de conexão na seção transversal. O primeiro situado na junção entre a alma e a mesa superior do perfil, e os outros dois localizados nas bordas da mesa superior do perfil. Tal disposição conferiu deslocamento uniforme à laje de concreto sobre a mesa do perfil de aço. A validação do modelo modificado foi realizada utilizando-se os resultados experimentais de Hechler *et al.* (2006) e Nadjai *et al.* (2007). Gonçalves (2015) propôs uma formulação de cálculo para determinação do momento fletor resistente de cálculo da seção mista de aço e concreto a partir de uma distribuição elasto-plástica de tensões. A formulação contempla tanto situações de interação completa quanto parcial. O autor verificou que a hipótese de plastificação total do perfil de aço leva a superestimativa da capacidade resistente à flexão da seção mista. Em contrapartida, propôs uma distribuição de tensões plásticas apenas para o tê inferior do perfil de aço, enquanto para o tê superior é adotada distribuição elástica. Como as forças resultantes no tê superior dependem das deformações observadas no mesmo, mudanças na posição da linha neutra causam alterações na resultante do tê superior. Em função disso, um processo iterativo é proposto para a determinação da posição da linha neutra. Uma vez que o equilíbrio é encontrado, calcula-se o momento fletor resistente de cálculo da seção. Os resultados obtidos com a formulação de cálculo proposta mostram que, para casos onde há interação completa, pode ser adotada, de maneira conservadora, uma distribuição de tensões análoga ao modelo de treliça mista, onde a contribuição do tê superior é desprezada, resultando em valores pouco inferiores aos verificados no modelo numérico. O autor também propõe a utilização de uma equação quadrática de interação entre cortante e momento fletor, similar à expressão adotada por Ward (1990). Não houve ganho de momento fletor resistente com vigas mistas alveolares duplamente simétricas em relação a uma seção mista de alma cheia utilizando-se o mesmo perfil que originou a viga alveolar. O ganho provido pelo uso dos perfis alveolares foi para situações de estados limites de serviço (ELS), apresentando redução significativa dos deslocamentos verticais em função do ganho de inércia proporcionado pelo aumento da altura nos perfis alveolares.

Lawson *et al.* (2018) desenvolveram um estudo sobre o comportamento em serviço de vigas celulares mistas com interação parcial. Os autores apresentam equações para cálculo dos deslocamentos adicionais de vigas celulares mistas causadas pelas seções dos alvéolos e pelo

escorregamento relativo entre a laje de concreto e o perfil de aço em casos de grau de interação parcial. As equações apresentadas foram calibradas através de resultados de análise por elementos finitos e por resultados do experimento realizado por Sheehan *et al.* (2016). Os resultados mostram que a influência da flexibilidade da conexão em casos de interação parcial pode ser maior que a influência dos alvéolos sequenciais das vigas celulares. Também notou-se que os deslocamentos causados por cisalhamento nos alvéolos podem ser desprezados para vigas celulares mistas com relação vão/altura superiores a 25.

3 ESTUDO EXPLORATÓRIO DO COMPORTAMENTO DE VIGAS CELULARES MISTAS

Os trabalhos realizados pelo Grupo de Pesquisa em Estruturas do Departamento de Engenharia Civil da UFV e pelo Grupo de Pesquisa em Estruturas Metálicas do Departamento de Engenharia de Estruturas da UFMG, já mencionados anteriormente, apresentam metodologias de cálculo da resistência de perfis alveolares isolados e mistos, para múltiplos modos de falha. Neste capítulo é utilizada a formulação proposta por Gonçalves (2015) para determinação da capacidade resistente à flexão de vigas celulares mistas.

Gonçalves (2015) constatou que a adoção de plastificação total da seção do perfil de aço superestima o M_{Rd} . O autor considera plastificação total apenas do tê inferior, enquanto para o tê superior é adotada uma distribuição elástica de tensões. Assim, cada posição da linha neutra corresponde a uma resultante de força diferente para o perfil de aço, uma vez que as tensões do tê superior dependem de suas deformações. Dessa forma, Gonçalves (2015) propôs um processo de cálculo iterativo para a determinação da posição da linha neutra que confere equilíbrio à seção mista.

3.1 Contribuição do tê superior do perfil de aço à resistência à flexão da seção mista

Gonçalves (2015) notou, em seu trabalho, que adotar plastificação total do perfil alveolar de aço conduz a uma superestimativa da resistência à flexão da seção mista. O autor então propôs a adoção de plastificação total somente para o tê inferior do perfil e uma distribuição elástica de tensões para o tê superior. Outro fato é que a linha neutra em seções mistas fica situada muito próxima da interface entre aço e concreto, de modo que a distância da resultante de forças atuante no tê superior à linha neutra é pequena. Assim, a contribuição do tê superior do perfil de aço para o momento fletor resistente da seção mista é de pouca relevância.

O objetivo do primeiro estudo foi determinar a contribuição do tê superior à resistência à flexão da seção mista para diferentes casos. Em todos os casos, a laje de concreto era maciça com 10 cm de espessura e largura efetiva de 2,5 m. A taxa de expansão adotada foi de 1,4, com relação entre altura do alvéolo e altura do perfil original (D_0/d) igual a 0,9, admitindo-se interação completa. Para cada caso, inicialmente calculou-se o momento fletor resistente

considerando toda a seção e, posteriormente, desconsiderando o tê superior. Os resultados obtidos são apresentados na Tabela 3.

Nota-se que, para todos os casos, a taxa referente à resistência à flexão desconsiderando a contribuição do tê superior, em relação àquela que considera toda a seção, foi maior que 95%. Ou seja, em nenhum dos casos a contribuição do tê superior à resistência à flexão da seção mista chegou a 5%.

Tabela 3 - Contribuição do tê superior do perfil de aço à resistência da seção mista.

Caso	Perfil original	d_g (mm)	h_0 (mm)	M_{Rd} com o tê superior (kN.m) A	M_{Rd} sem o tê superior (kN.m) B	B/A
1	W 310x38,7	434	279	335,51	322,01	95,98%
2	W 310x74	434	279	643,07	623,03	96,88%
3	W 360x39	494,2	317,7	348,44	335,43	96,27%
4	W 360x79	495,6	318,6	750,74	731,28	97,41%
5	W 410x46,1	564,2	362,7	452,49	438,44	96,89%
6	W 410x85	583,8	375,3	881,25	861,38	97,75%
7	W 460x60	637	409,5	643,56	627,4	97,49%
8	W 460x106	656,6	422,1	1190,4	1169,28	98,23%
9	W 530x72	733,6	471,6	850,46	832,83	97,93%
10	W 530x138	768,6	494,1	1754,13	1731,97	98,74%
11	W 610x101	844,2	542,7	1379,1	1359,7	98,59%
12	W 610x217	879,2	565,2	3225,2	3208,84	99,49%

Esses resultados indicam que o desenvolvimento de um estudo sobre o comportamento estrutural de vigas alveolares mistas de aço e concreto com perfil monossimétrico se justifica pela expectativa de redução importante do consumo de aço na viga sem prejuízo do desempenho estrutural, uma vez que fica evidenciada a pouca contribuição do tê superior para o momento fletor resistente da seção mista.

3.2 Relação entre o grau de assimetria do perfil de aço e a resistência à flexão da seção mista

O segundo estudo teve como objetivo a avaliação de diferentes graus de assimetria dos perfis de aço e sua relação com a resistência à flexão da seção mista. O estudo utiliza os perfis laminados da Gerdau/Açominas, das séries W310, W360, W410, W460, W530 e W610. O procedimento descrito a seguir é válido para todas as séries de perfis mencionadas.

Primeiramente, calculou-se a resistência da seção mista utilizando-se o perfil mais leve da série para ambos os tês, adotando-se um número de conectores suficiente para caracterizar interação total. Posteriormente, trocou-se o perfil do tê inferior para o próximo perfil da série, e assim sucessivamente até ao último perfil da série, mantendo sempre o perfil mais leve no tê superior e conservando as mesmas dimensões da laje de concreto. Foram admitidos alvéolos circulares nas simulações.

Para cada combinação de perfis, determinou-se o grau de assimetria da seção (razão entre a área do tê inferior pela área do tê superior, na seção do alvéolo) e a resistência ao momento fletor da mesma. Foi calculada então uma taxa, referente à razão entre o momento fletor resistente de cada caso e aquela da primeira combinação da série (perfil mais leve, duplamente simétrico). O gráfico apresentado na Figura 19 compara as taxas obtidas em função do grau de assimetria da seção, para os diversos casos de todas as séries investigadas.

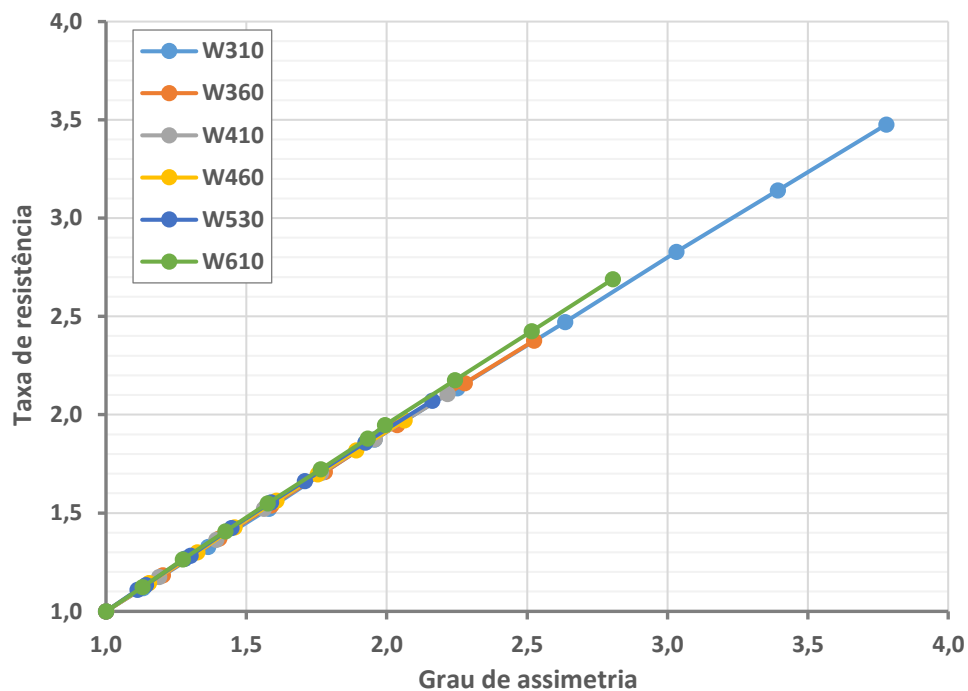


Figura 19 - Relação entre a taxa de resistência e o grau de assimetria.

É possível notar que a taxa de resistência da seção possui relação linear com o grau de assimetria, com coeficiente angular muito próximo de 1, ou seja, uma seção com grau de assimetria igual a 1,5 possui resistência à flexão igual a aproximadamente 1,5 vezes aquela da seção duplamente simétrica formada pelo perfil mais leve da série. Como exemplo, a equação de regressão para a série de perfis W310 é apresentada a seguir, com coeficiente de correlação R^2 é igual a 0,9999:

$$y = 0,893x + 0,113 \quad (3.1)$$

onde:

y é a taxa de resistência;

x é o grau de assimetria.

3.3 Desempenho do perfil alveolar monossimétrico em vigas mistas

O objetivo do terceiro estudo foi avaliar a redução do consumo de aço proporcionada pela utilização de um perfil monossimétrico e o reflexo no momento fletor resistente da seção mista. Para cada uma das séries W310, W360, W410, W460, W530 e W610 de perfis laminados da Gerdau/Açominas foi realizado o seguinte procedimento: calculou-se momento fletor resistente de uma seção mista utilizando-se o perfil mais pesado da série para ambos os tês do perfil de aço (seção duplamente simétrica); posteriormente, trocou-se o perfil do tê superior para o perfil mais leve da série, mantendo-se todos os demais parâmetros (como, por exemplo, as dimensões da laje de concreto) iguais ao passo anterior, e calculou-se a nova resistência à flexão da seção mista (seção monossimétrica).

Após obtenção das resistências para todos os 12 casos, sendo 2 casos por série, calculou-se a redução de massa (através da massa linear média) e a redução da resistência, observadas com a troca do perfil do tê superior entre os casos de cada série de perfis. Os resultados obtidos são apresentados na Figura 20.

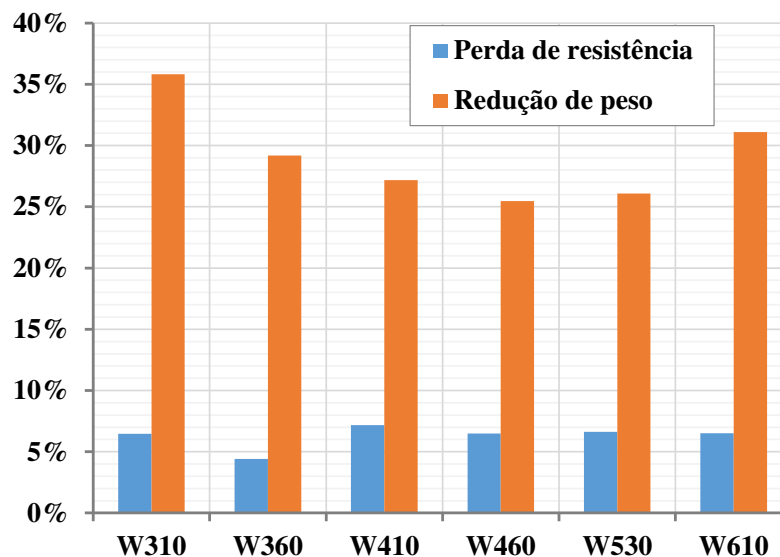


Figura 20 - Redução de peso e de resistência com a utilização da seção monossimétrica em relação à alternativa com perfil duplamente simétrico.

Nota-se que, para todas as séries, a redução de peso obtida com a troca do perfil do t^e superior foi maior do que 25%. Por sua vez, a redução da resistência à flexão da seção mista não ultrapassou 7,5% em nenhum dos casos. Esses resultados demonstram que, em termos de flexão, a economia de material proporcionada pela utilização de um perfil celular monossimétrico em vigas mistas é muito vantajosa, considerando-se sua ordem de grandeza em relação à pequena redução da capacidade resistente.

4 MODELAGEM NUMÉRICA

4.1 Generalidades

Neste capítulo são descritos diversos aspectos e detalhes da modelagem numérica.

Por se tratar de um modelo de um sistema estrutural misto de aço e concreto, são adotadas estratégias diferentes para a modelagem das partes de aço e de concreto. Neste caso, há que modelar o perfil de aço, o conector de cisalhamento e a laje de concreto. Para o perfil, encontra-se uma boa solução com elementos de casca fina. Para a laje, dada sua configuração geométrica, é usual utilizar elementos do tipo sólido. Neste trabalho, os conectores de cisalhamento foram representados por elementos de mola com rigidez em duas direções.

4.2 Geometria do modelo

Para a representação dos modelos físicos no ABAQUS, foi utilizado um modelo tridimensional. Assim como nos trabalhos de Ferrari (2013) e de Gonçalves (2015), para a viga alveolar de aço foram utilizados elementos de casca fina, que representam a superfície média das chapas, tipo *shell* S4R, um elemento de quatro nós e seis graus de liberdade por nó, com integração reduzida. É difícil gerar uma solução compatível com a geometria do modelo utilizando-se apenas os elementos retangulares, especialmente nas regiões das bordas dos alvéolos. Para resolver esse problema, ativa-se a função *Quad-dominated*, do controle de elementos de malha no ABAQUS, que faz com que a malha seja predominantemente composta de elementos de quatro nós, mas, quando necessário, adiciona automaticamente alguns elementos de casca fina do tipo S3, com três nós e seis graus de liberdade por nó, para possibilitar a adaptação da malha aos limites do modelo. Para a laje de concreto foram utilizados

elementos sólidos do tipo C3D8R, com oito nós, três graus de liberdade por nó e integração reduzida (Figura 21).

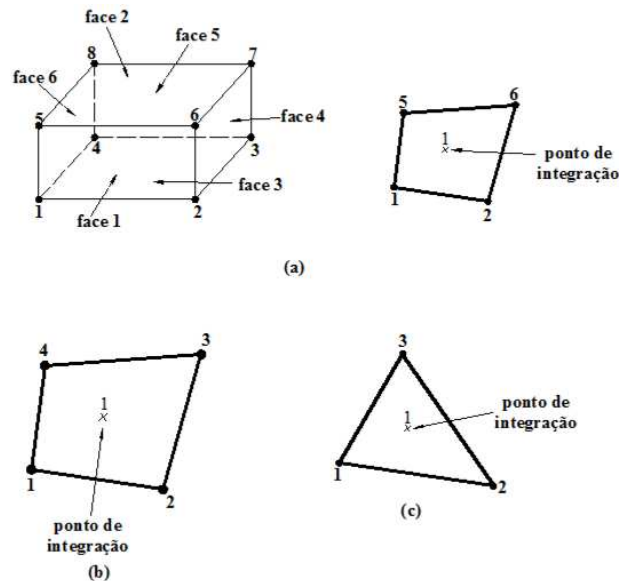


Figura 21 - Elementos finitos a serem utilizados no modelo numérico: (a) C3D8R; (b) S4R; (c) S3 (HIBBIT *et al.*, 2009 *apud* FERRARI, 2013).

Ferrari (2013) realizou um estudo de sensibilidade para avaliar a influência da utilização de uma malha estruturada de elementos finitos para a viga alveolar de aço e concluiu que não há significativas diferenças na qualidade dos resultados e no tempo de processamento do modelo, em comparação com a utilização de uma malha livre. A utilização da malha estruturada exige maior tempo de trabalho na construção do modelo, sem gerar nenhuma vantagem aparente em termos de processamento e de resultados. Assim, para a viga alveolar de aço foi utilizada uma malha livre, enquanto para a laje de concreto gerou-se uma malha estruturada.

Em trabalhos recentes com modelos numéricos de vigas alveolares mistas, observa-se que foram obtidos bons resultados com elementos de 10 mm para a discretização do perfil de aço e de 50 mm para a laje de concreto. Durante o processo de validação do modelo numérico, observou-se que esses valores resultaram em boa correlação com os resultados experimentais disponíveis e em tempos de processamento satisfatórios.

Foi realizada uma análise de sensibilidade de malha para a laje de concreto utilizando-se o modelo numérico, representando o modelo experimental de Hechler *et al.* (2006), apresentado em detalhes no item 4.8.1 como parte da validação do modelo desenvolvido. Inicialmente foi realizada uma simulação adotando-se uma malha uniforme para a laje de concreto com elementos de 50 mm, como apresentado na Figura 22. Posteriormente, realizou-se o refinamento da malha de elementos da laje na direção da altura da capa de concreto,

utilizando-se elementos de 10 mm, como mostrado pela Figura 23, com o objetivo de se ter um maior número de elementos na altura da seção transversal da laje.

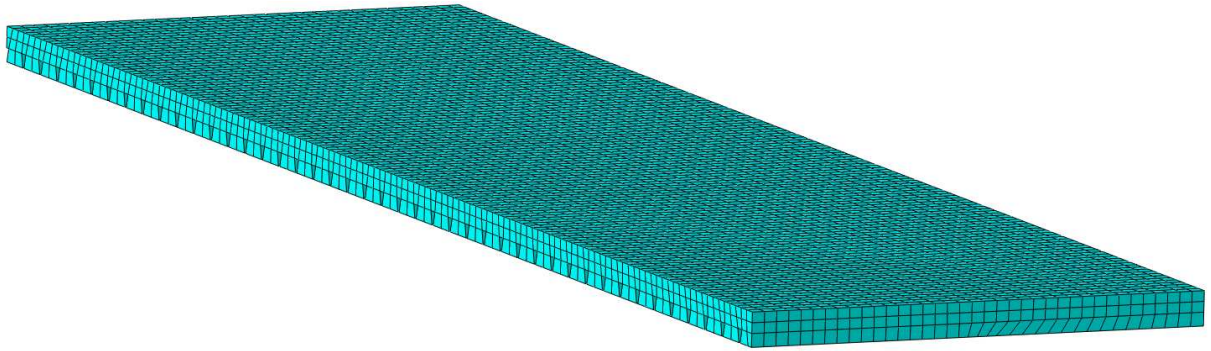


Figura 22 – Laje de concreto com malha uniforme composta por elementos de 50 mm de dimensão.

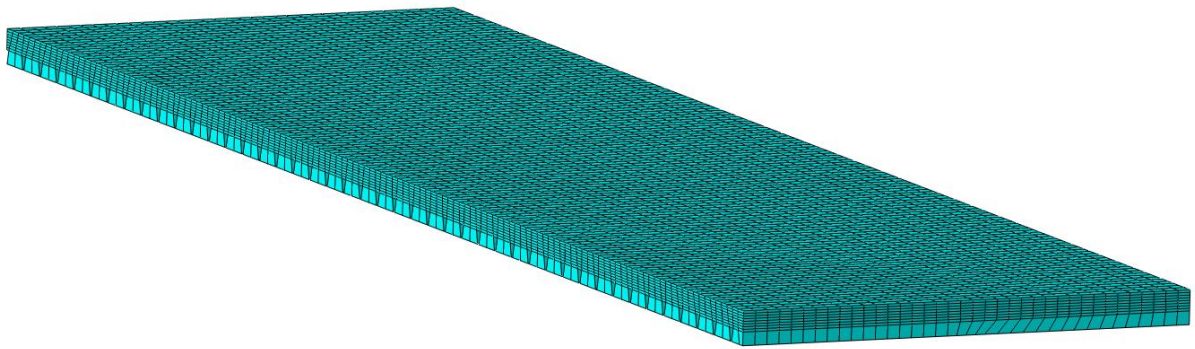


Figura 23 – Laje de concreto com malha refinada na direção da altura da capa de concreto com elementos de 10 mm de dimensão.

A partir dos resultados objetivos, constatou-se que o refinamento da malha não resultou em melhorias significativas da resposta do modelo numérico em comparação com o resultado experimental. Assim, optou-se pela utilização da malha uniforme com elementos de 50 mm para a laje de concreto nas demais simulações realizadas neste trabalho.

4.3 Propriedades dos materiais

4.3.1 Modelo constitutivo para o concreto

Neste item são apresentadas as propriedades adotadas para o concreto nas simulações de vigas celulares mistas.

Para a representação do comportamento do concreto da laje adotou-se o Modelo de Dano com Plasticidade (*Concrete Damage Plasticity*), referido doravante como MDP, disponível no ABAQUS. Esse modelo exige duas curvas, uma que define o comportamento do concreto à compressão e outra que define o comportamento do concreto à tração.

Para a definição do CDP é necessário informar cinco parâmetros plásticos: o ângulo de dilatância (ψ); a excentricidade (ϵ), que é uma medida da distância entre o vértice da hipérbole de Drucker-Prager (utilizada para definir o fluxo plástico no MDP) e a assíntota que a define; a relação entre as resistências à compressão do concreto no estado biaxial e uniaxial (σ_{b0}/σ_{c0}); o fator de forma (K), que define o formato da superfície de falha do concreto, que matematicamente significa a razão entre os segundos invariantes de tensões no meridiano de tração (ρ_t) e compressão (ρ_c); e o parâmetro de viscosidade (μ), que permite uma regularização visco-plástica das equações constitutivas para superar eventuais dificuldades de convergência em modelos com degradação da rigidez. De maneira similar a outros trabalhos desenvolvidos pelo Grupo de Pesquisa em Estruturas do Departamento de Engenharia Civil da UFV, foi adotado um valor para o ângulo de dilatância ψ igual a 36° e uma relação entre resistências σ_{b0}/σ_{c0} igual a 1,16. Os valores adotados neste trabalho são apresentados na Tabela 4, valores que também foram adotados por Petruski (2016), que conduzem a resultados com boa correlação com resultados experimentais.

Tabela 4 – Parâmetros plásticos do CDP.

ψ	ϵ	σ_{b0}/σ_{c0}	K	μ
36°	0,1	1,16	0,66667	1E-5

4.3.1.1 Curva tensão-deformação para o concreto comprimido

Para o comportamento do concreto à compressão, foi inicialmente adotada a curva tensão-deformação para análise não-linear recomendada pelo Eurocode 2, EN 1992-1-1:2004 (Figura 24), descrita pela Eq. (4.1).

$$\frac{\sigma_c}{f_{cm}} = \frac{\kappa \cdot \eta - \eta^2}{1 + (\kappa - 2)\eta} \quad (4.1)$$

onde:

σ_c é a tensão de compressão do concreto;

η é igual a $\epsilon_c / \epsilon_{c1}$;

- ε_c é a deformação do concreto à compressão;
- ε_{c1} é a deformação correspondente à tensão máxima (f_{cm}), dada por $0,7 f_{cm}^{0,31} < 2,8\%$;
- κ é igual a $1,05 E_{cm} \cdot |\varepsilon_{c1}| / f_{cm}$.

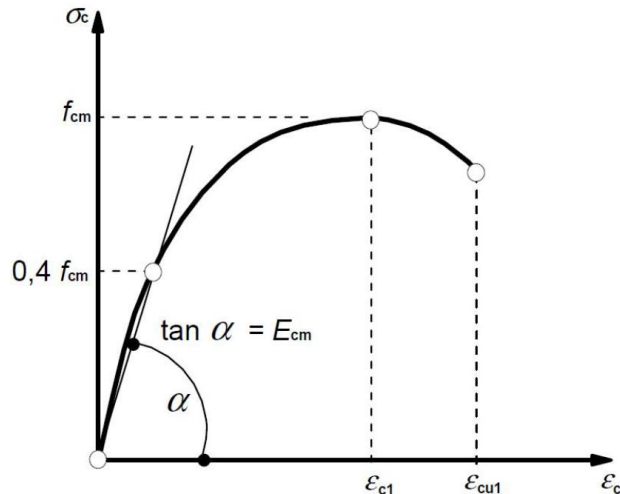


Figura 24 - Curva tensão-deformação uniaxial do concreto comprimido segundo o Eurocode (EN 1992-1-1:2004).

Ainda segundo a EN 1992-1-1:2004, o módulo de elasticidade médio do concreto E_{cm} é determinado a partir da Eq. (4.2).

$$E_{cm} = 22 \left(\frac{f_{cm}}{10} \right)^{0,3} \quad (4.2)$$

onde:

- E_{cm} é o módulo de elasticidade médio do concreto, em GPa;
- f_{cm} é a resistência média à compressão do concreto, em MPa.

Para estruturas usuais de concreto, a definição do modelo constitutivo do concreto até a deformação última nominal é conveniente. Porém em certos casos, como em vigas mistas de aço e concreto com conexão mecânica, é interessante definir o comportamento do concreto além do valor do ε_{cu1} . Assim, durante o processo de calibração do modelo numérico, optou-se por adotar a curva tensão-deformação proposta por Pavlovic *et al.* (2013).

O modelo proposto por Pavlovic *et al.* (2013), apresentado na Figura 25, consiste na extensão da curva proposta pelo EC2. Após o ponto D, limite da curva parabólica apresentada pelo EC2, os autores propõem a adição de dois trechos: um senoidal (D-E) e um linear (E-F).

O ponto E é definido pela tensão f_E , obtida pela razão entre o f_{cm} e um coeficiente de redução α (o valor de α utilizado no trabalho, que apresentou boa correlação com os modelos experimentais considerados, foi igual a 15), e pela deformação ε_E , igual a 30%. A curva senoidal é definida a partir das tangentes da curva nos pontos D e E, denominados α_{tD} e α_{tE} , adotados como 0,5 e 0,9, respectivamente. Para a caracterização do trecho linear, o ponto F é definido pela tensão f_F , igual a 2% de f_{cm} , e pela deformação ε_F , igual a 45%.

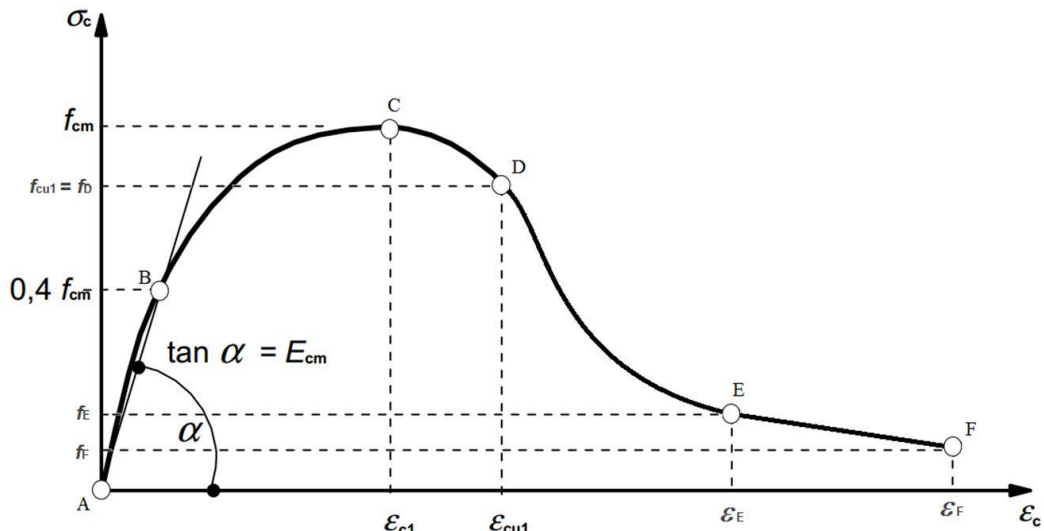


Figura 25 - Curva tensão x deformação para o concreto comprimido (Pavlovic et al., 2013).

O coeficiente de Poisson do concreto foi admitido com valor $\nu = 0,2$. Ao introduzir a curva tensão-deformação no ABAQUS, informam-se vários pares de tensão de compressão do concreto σ_c e deformação plástica ε_{pl} . Obtém-se a deformação plástica pela subtração da deformação elástica ε_{el} da deformação total ε_c . A deformação elástica é calculada pela razão entre a tensão de compressão e o módulo de elasticidade médio do concreto.

4.3.1.2 Curva tensão-deformação para o concreto tracionado

Neste trabalho, o comportamento do concreto tracionado foi representado considerando-se o efeito do concreto entre fissuras (*Tension Stiffening*), por meio de uma curva tensão-deslocamento, de modo análogo ao realizado por Ferrari (2013) e Gonçalves (2015). Segundo Hibbit et al. (2009), em casos onde há pouca ou nenhuma armadura, como é o caso das vigas mistas, adotar uma curva tensão-deformação conduz a resultados sensíveis à malha. Obtém-se melhores resultados adotando-se uma curva tensão-deslocamento, como a representada na (Figura 26).

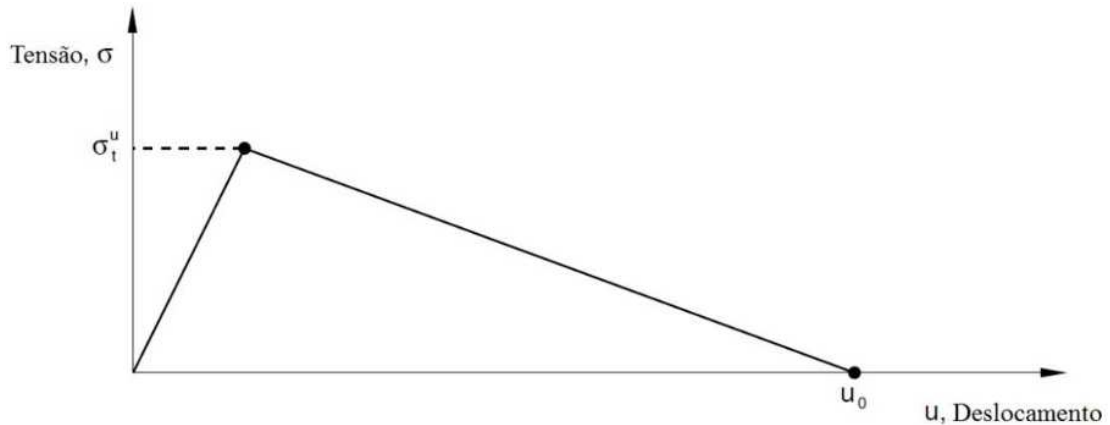


Figura 26 - Curva tensão x deslocamento pós-pico para o concreto tracionado (adaptado de HIBBIT *et al.*, 2009 *apud* Ferrari, 2013).

De acordo com Hibbit *et al.* (2009), o deslocamento máximo para o concreto tracionado deve ser um valor entre 0,05 mm e 0,08 mm. No entanto, Fink *et al.* (2007) apontam que a resposta estrutural obtida para um deslocamento de até 1 mm é muito próxima àquela obtida com esses valores. Para determinação de um valor adequado para o deslocamento máximo do concreto tracionado, pode-se utilizar a Teoria de Hillerborg, que define que a abertura de uma fratura ocorre para um determinado valor de energia de fratura (G_f), característica intrínseca do material. Hibbit *et al.* (2009) indicam que a energia de fratura do concreto varia entre 40 N/m e 120 N/m, para resistências à compressão de aproximadamente 20 MPa e 40 MPa, respectivamente. O deslocamento na ruptura pode então ser calculado a partir da Eq. (4.3).

$$u_{10} = \frac{2G_f}{\sigma_t^u} \quad (4.3)$$

Ferrari (2013) realizou testes utilizando diversos valores para o deslocamento máximo u_{10} e concluiu que um valor igual a 0,50 mm é adequado. A partir disso, a autora obteve uma curva tensão-deslocamento (Figura 27), que também foi adotada neste trabalho.

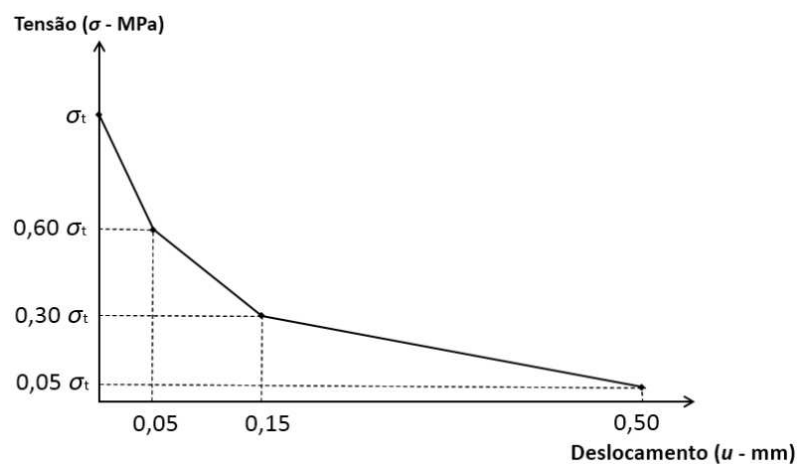


Figura 27 - Curva Tensão x Deslocamento para o concreto tracionado obtida por Ferrari (2013) (adaptado de Ferrari, 2013 *apud* Gonçalves, 2015).

Gonçalves (2015) pontua que, em função dos estudos realizados em seu trabalho e no de Ferrari (2013), o aspecto da curva *Tension-Stiffening* tem pequena influência sobre o comportamento das vigas alveolares mistas. No entanto, provê uma importante contribuição para a convergência da análise não-linear pelo Método dos Elementos Finitos.

4.3.2 Modelo constitutivo para o aço

Neste item são apresentadas as propriedades adotadas para o aço nas simulações numéricas de vigas celulares mistas e de montante de alma isolado de vigas celulares não mistas.

Para representação do comportamento estrutural do aço foi adotado o modelo constitutivo proposto por Byfield *et al.* (2005), como mostrado na Figura 28. O modelo é composto por três trechos: o primeiro é elástico-linear, até à tensão de escoamento f_y , com inclinação igual ao módulo de elasticidade E_s , adotado igual a 200 GPa, de acordo com a recomendação da ABNT NBR8800:2008; o segundo é um patamar de escoamento com tensão f_y constante até uma deformação de $6\varepsilon_y$; e o terceiro é uma fase de encruamento até a tensão de ruptura f_u , com inclinação igual ao módulo de encruamento E_{sh} , adotado igual a 2700 MPa.

Ressalta-se que há uma exceção para o modelo constitutivo adotado para os enrijecedores de alma existentes nos modelos. Para estes é adotado um modelo apenas com características elástico-lineares, a fim de facilitar a solução numérica dos modelos, uma vez que esses elementos estão presentes em regiões de concentração de tensões nos apoios das vigas, atingindo tensões muito superiores ao restante do perfil de aço e possuem pouca influência no comportamento estrutural do modelo de vigas celulares mistas.

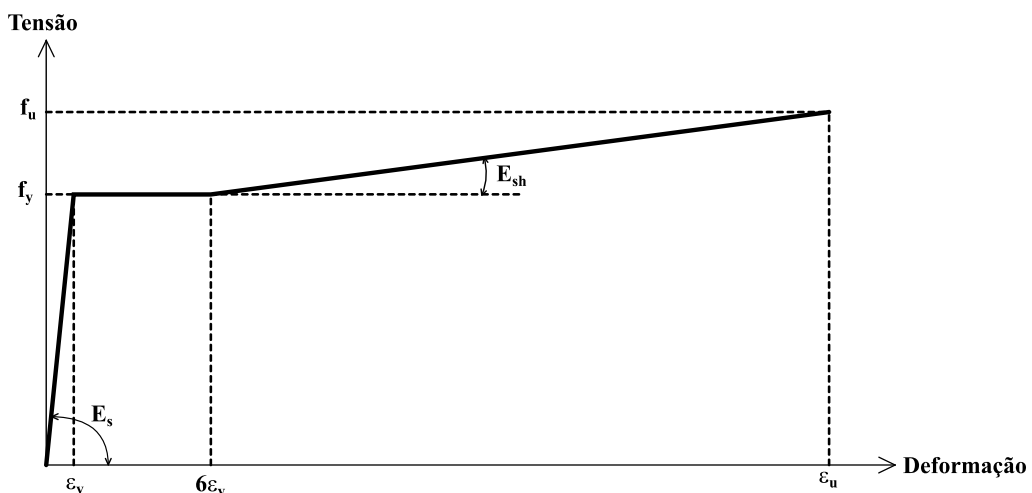


Figura 28 - Curva Tensão x Deformação para o aço proposto por Byfield *et al.* (2005).

4.4 Interação entre aço e concreto

Neste item é descrito procedimento adotado para a consideração da conexão entre a laje de concreto e o perfil de aço nas simulações numéricas de vigas celulares mistas.

Para uma representação adequada do comportamento estrutural na interface entre a laje de concreto e o perfil de aço é necessário adotar algum recurso especial. O ABAQUS disponibiliza alguns tipos de elementos de contato. Um deles é o denominado *tie*, segundo o qual uma superfície é perfeitamente conectada à outra, de forma que os deslocamentos referentes a estas superfícies são rigorosamente os mesmos durante a simulação. Outro tipo é o elemento *constraint connector element*, denominado CONN3D2, útil para simular um conector de cisalhamento. Neste caso, é necessário informar uma curva força-deslocamento característica do conector desejado, que por sua vez pode ser obtida através de resultados de ensaios de caracterização de conectores de cisalhamento.

Em lajes mistas com utilização de forma de aço incorporada, a instalação dos conectores de cisalhamento é realizada nas nervuras da laje que estão em contato com o perfil de aço. Ferrari (2013) empregou os elementos de contato do tipo CONN3D2 para simular casos de interação parcial, porém encontrou problemas ao utilizá-los para os casos de interação completa. Esse tipo de elemento conecta apenas dois nós da malha, de forma que ao aplicar carregamento na laje de concreto, apenas estes dois nós permaneciam unidos, enquanto o restante deslocava-se uniformemente, fazendo com que a nervura do concreto penetrasse no perfil de aço. Assim, a autora utilizou a conexão do tipo *tie* para simulação da interação completa.

Como alternativa, Gonçalves (2015) utilizou três elementos de contato do tipo CONN3D2 por nervura, dois localizados nas bordas da mesa superior e um na junção entre a mesa e a alma. Assim, a laje de concreto desloca-se sobre a mesa do perfil de aço de maneira uniforme. No entanto, a utilização de três conectores por nervura dificulta a simulação do grau de interação requerido, podendo facilmente ultrapassá-lo. O autor então adotou duas curvas diferentes para os conectores, uma com as características reais do conector e outra com propriedades fictícias.

Para a utilização dos elementos de contato CONN3D2 é necessário definir as restrições e os graus de liberdade desejados, assim como o modelo constitutivo do conector. As restrições adotadas para conectores do tipo pino com cabeça, utilizados neste trabalho, são: restrição da rotação em torno dos três eixos (RX, RY e RZ) (tipo de rotação denominado *Align*); restrição do deslocamento vertical (eixo global Y) (tipo de translação denominado *Slide-Plane*). Dessa

forma, os conectores impedem a rotação relativa entre os nós conectados em torno dos três eixos, assim como o deslocamento vertical relativo (*uplift*). Os graus de liberdade então são a translação nos eixos transversal e longitudinal da viga (eixos globais X e Z). Assim, é preciso definir o comportamento do conector quanto ao deslizamento nestes dois eixos.

Segundo Aribert e Al Bitar (1989), a curva força-deslocamento de um conector de cisalhamento pode ser representada pela Eq. (4.4).

$$Q = Q_u \left(1 - e^{-C_1 \cdot \gamma}\right)^{C_2} \quad (4.4)$$

onde:

- Q é a resistência ao cisalhamento, em kN;
- Q_u é a resistência última ao cisalhamento, em kN;
- γ é o deslizamento, em mm;
- C_1, C_2 são constantes relacionadas ao conector.

Amadio e Fragiacomio (2002) apontam que, para os conectores do tipo pino com cabeça (*stud bolt*) da marca Nelson, com diâmetro de 19 mm, os valores característicos são: $Q_u = 130$ kN; $C_1 = 0,7$ mm⁻¹; $C_2 = 0,8C_1$. Adotando estes valores, obtém-se a curva força-deslocamento apresentada na Figura 29.

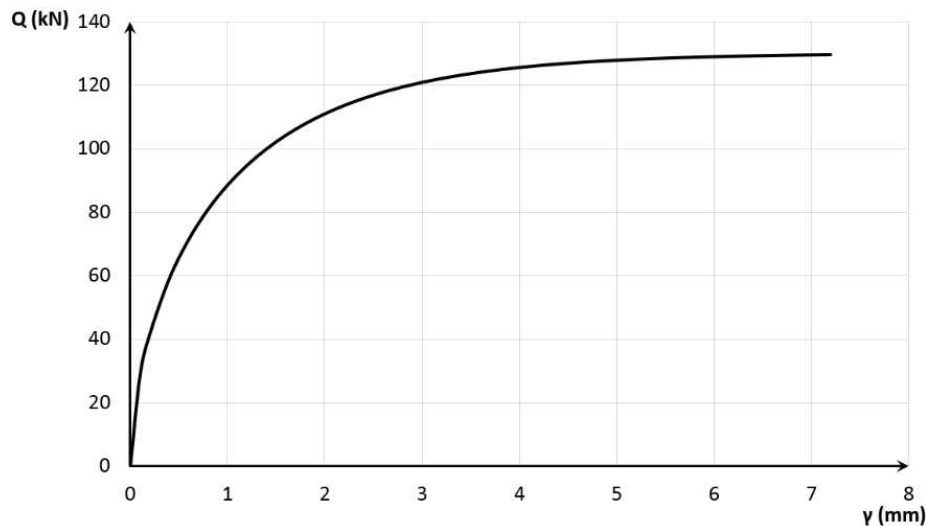


Figura 29 - Curva força x deslocamento para o conector de cisalhamento do tipo stud bolt, com diâmetro de 19 mm (GONÇALVES, 2015).

Para os elementos de contato nas bordas das mesas, Gonçalves (2015) adotou uma curva elástica, com módulo de elasticidade mil vezes menor em comparação com o conector real. Com o emprego dos conectores fictícios, a conexão entre a laje de concreto e o perfil de aço é mantida, porém não há influência sobre a resistência mecânica da conexão. Essa solução

também será adotada neste trabalho, com adoção de rigidez cem vezes menor para os conectores fictícios.

4.5 Condições de contorno

Neste item são apresentadas as condições de contorno adotadas nas simulações numéricas de vigas celulares mistas.

Os modelos de viga mista estudados neste trabalho possuem simetria em relação ao plano XY no centro do vão da viga. A única exceção é o modelo experimental RWTH-B3, utilizado para a validação do modelo numérico, que possui a laje de concreto interrompida antes da seção do apoio do perfil de aço, sendo então modelada a seção completa. Neste caso não há simetria no centro do vão e em um dos apoios é adicionada a condição de contorno de impedimento à translação longitudinal (eixo global Z) além do impedimento à translação vertical. No geral, as condições de contorno adotadas são:

- impedimento à translação vertical (eixo global Y) na linha dos enrijecedores do perfil de aço na altura correspondente ao centro dos alvéolos (Figura 30);
- impedimento à translação lateral (eixo global X) na linha da alma na seção do apoio e nas linhas superior e inferior de junção entre mesa e alma do perfil de aço (Figura 31);
- simetria na direção do eixo Z (impedimento de translação no eixo Z e rotações em torno dos eixos X e Y) na seção transversal do perfil de aço e da laje de concreto no centro do vão (Figura 32).

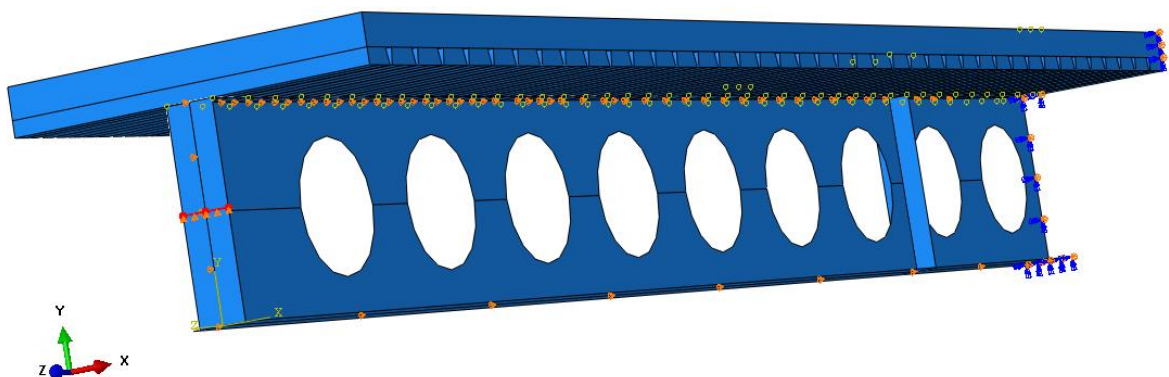


Figura 30 – Condição de contorno de impedimento da translação vertical no perfil de aço.

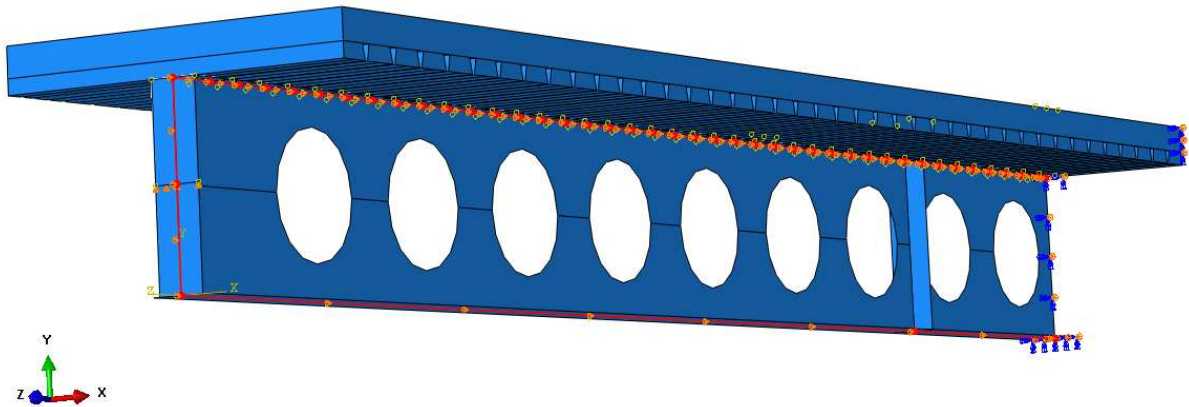


Figura 31 – Condição de contorno de impedimento da translação lateral no perfil de aço.

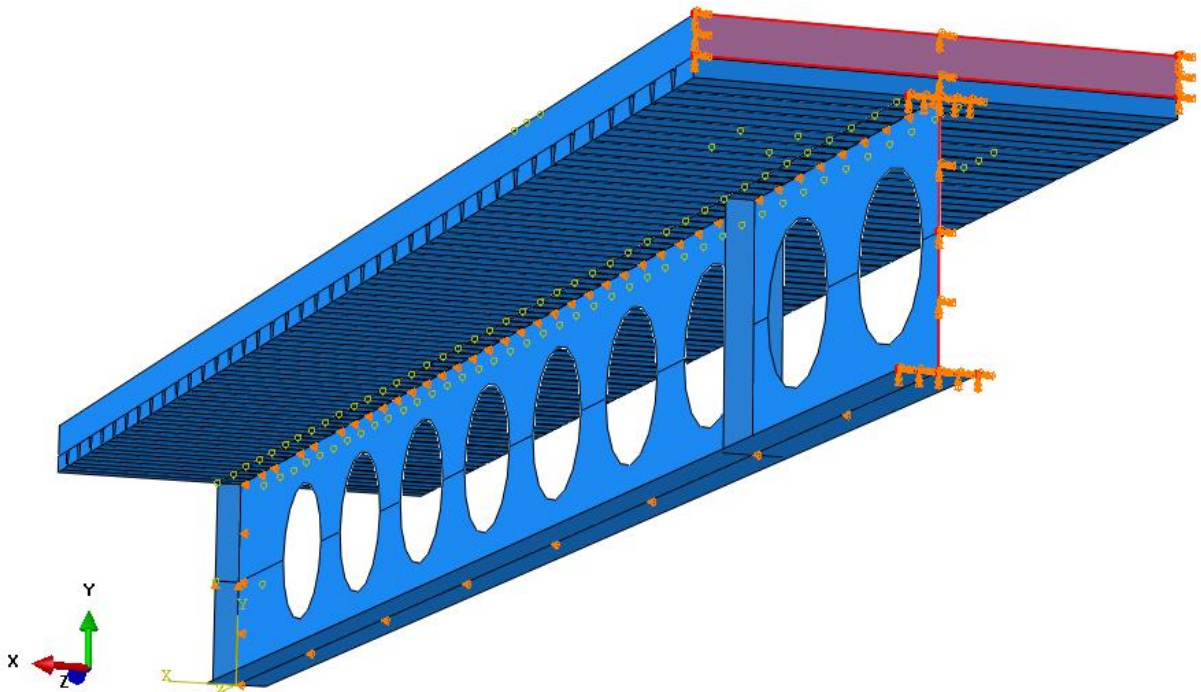


Figura 32 – Condição de contorno de simetria no centro do vão.

4.6 Estratégia de análise

Neste item é descrita a estratégia de análise adotada para a consideração dos fenômenos de instabilidade da alma das vigas celulares nos modelos numéricos de vigas celulares mistas e do montante de alma isolado de vigas celulares não mistas.

A presença das aberturas na alma em vigas alveolares facilita a ocorrência de fenômenos de instabilidade, sendo a flambagem do montante de alma (FMA) um dos principais modos de falha observados nesses perfis. Portanto, para que a simulação numérica represente adequadamente o comportamento estrutural de vigas alveolares, é necessário considerar os

fenômenos de instabilidade da alma. Para isso, é adotada uma estratégia com duas fases: inicialmente é realizada uma análise de flambagem elástica para obtenção de alguns modos de flambagem característicos do modelo. Numa etapa posterior, quando é feita a análise não linear, a deformada correspondente ao modo de flambagem provável é adotada como a distribuição das imperfeições iniciais no modelo. Para o valor inicial da imperfeição geométrica, adota-se a tolerância de fabricação para a flecha da alma, que para o caso de perfis alveolares é de $d_g/100$.

4.6.1 *Análise de flambagem elástica*

Por meio da análise de flambagem elástica, obtém-se os modos de flambagem e suas respectivas cargas críticas. A análise é realizada por meio da criação de um passo de carregamento da categoria “perturbação linear”, do tipo *Buckle*, no ABAQUS, informando-se o número de modos (*eigenvalues*) que se deseja obter. O modelo de solução adotado foi o método de iteração por subespaços (BATHE, 1996).

Os resultados obtidos pela análise de flambagem são os autovalores e os autovetores correspondentes a cada modo de flambagem. Os autovalores são os fatores de carga para os quais ocorrem os modos de falha e os autovetores definem a posição deformada do modelo para cada respectivo modo. Assim, a carga crítica de flambagem para cada modo pode ser obtida multiplicando-se o autovalor pelo carregamento atribuído ao modelo. Os autovetores que representam a posição deformada do modelo possuem valores normalizados entre 0 e 1, onde cada nó da malha possui um valor de deformada múltiplo do nó mais deslocado (Figura 33). Assim, é necessário informar o valor máximo da imperfeição inicial, sendo a posição de cada nó obtida pelo produto de seu autovetor por este valor máximo.

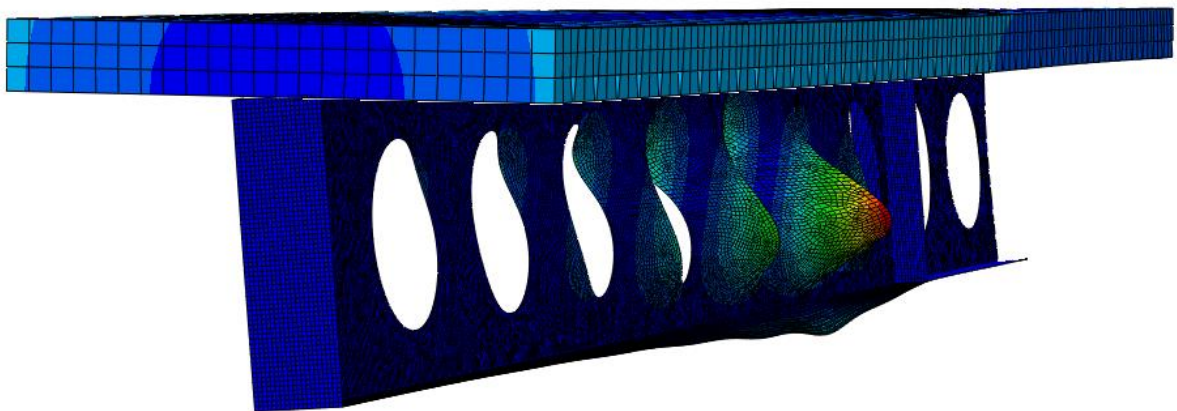


Figura 33 – Representação gráfica de um modo de flambagem em uma viga alveolar mista, obtida por meio de análise de flambagem elástica no ABAQUS.

4.6.2 Análise não-linear geométrica e material

O segundo passo da simulação numérica foi a realização da análise não-linear geométrica e material. A não-linearidade de material é oriunda do comportamento dos materiais e da conexão, como descrito no item 4.3.

O passo de carregamento atribuído nessa etapa é da categoria *general* e do tipo “*Static, Riks*”, com ativação da opção de consideração de não-linearidades geométricas. Este método de solução numérica também é conhecido como método *arc length* (do comprimento de arco), sendo uma das técnicas mais utilizadas para solução de problemas não-lineares complexos (GONÇALVES, 2015). Também optou-se por este método por sua capacidade de obter solução para incrementos negativos, sendo possível avançar com análise na fase pós-pico mesmo quando se aplica ao modelo um carregamento constituído por uma ou várias forças.

A aplicação de carga nessa etapa da análise foi realizada através da introdução de uma pressão sobre a laje de concreto, para evitar a introdução de tensões concentradas que ocorreriam no caso de uma força pontual. A área de aplicação foi tomada como um retângulo com dimensões iguais ao comprimento do montante de alma e a largura da mesa superior do perfil e aço (Figura 34).

O centro da área de aplicação de carga está sempre localizado na linha da alma na direção transversal e na linha central de um montante de alma na direção longitudinal. Vale ressaltar também a existência de enrijecedores na seção de aplicação de carga, prática comum em vigas alveolares para evitar a FMAV. O enrijecedor está disposto em toda a altura do perfil de aço e possui largura equivalente à metade da largura da mesa superior do perfil de aço.

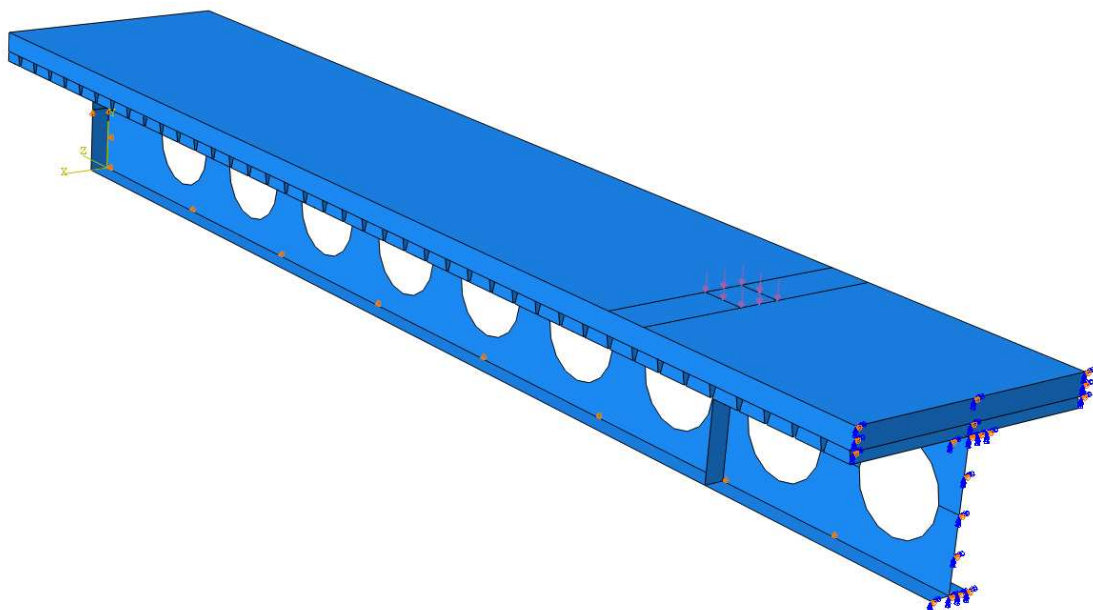


Figura 34 – Representação do carregamento aplicado numa área num modelo de viga mista.

A atribuição das não-linearidades geométricas é feita a partir dos resultados da análise de flambagem elástica obtidos na etapa anterior. Utiliza-se o comando *IMPERFECTION do ABAQUS, que realiza a leitura de um autovetor contido no arquivo de resultados da análise de flambagem. É necessário informar o modo de flambagem desejado e o valor da imperfeição máxima. Na simulação dos modelos experimentais para a validação do modelo numérico, foi adotado o modo de flambagem mais semelhante ao observado nos experimentos. Para as demais simulações, foi escolhido o modo de flambagem de menor energia (menor valor positivo para o autovalor). O valor de imperfeição máxima adotado foi igual a $d_g/1000$, que conduziu aos resultados mais concordantes com os experimentos de referência.

4.7 Modelo para um montante de alma isolado

Neste item são apresentadas as condições de contorno adotadas nas simulações numéricas do montante de alma isolado de vigas celulares não mistas.

Como apresentado na revisão de literatura, vários trabalhos foram realizados no Brasil e internacionalmente sobre o comportamento de vigas alveolares quanto à flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV). No entanto, todos esses estudos consideram um perfil de aço com espessura de alma constante ao longo de toda a seção transversal.

O presente trabalho trata da utilização de perfis alveolares monossimétricos, que podem ser formados a partir da junção de duas metades obtidas de perfis originais diferentes, com espessuras de alma distintas. Assim, vários dos procedimentos de cálculo relativos à FMAV disponíveis na literatura não são aplicáveis nesses casos. Dado este cenário, foi desenvolvido um modelo de um montante de alma isolado, contendo apenas um passo da viga de aço, para avaliar o comportamento estrutural de vigas celulares monossimétricas quanto à FMAV (Figura 35).

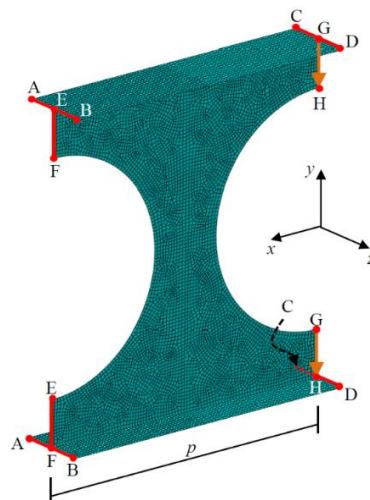


Figura 35 – Esquema do modelo do montante de alma isolado (adaptado de GRILO, 2018a).

O estudo de modelos do montante de alma isolado em vigas alveolares já foi realizado por diversos autores (PANEDPOJAMAN *et al.*, 2014; VIEIRA, 2015; GRILO *et al.*, 2018b; JUSTINO, 2018). No entanto, não há consenso sobre as condições de contorno ideais a serem adotadas para o montante. Neste trabalho, foram adotadas as mesmas condições de contorno propostas por Justino (2018), apresentadas na Figura 35 e na Tabela 5, obtendo-se boa correlação com resultados experimentais disponíveis.

Tabela 5 – Condições de contorno adotadas nos modelos do montante de alma isolado.

Linha	Ux	Uy	Uz	URx	URy	URz
A-B (Mesa Esquerda)	Fixo	Fixo	Livre	Fixo	Fixo	Livre
E-F (Alma Esquerda)	Fixo	Fixo	Fixo	Fixo	Livre	Livre
C-D (Mesa Direita)	Livre	Livre	Livre	Fixo	Fixo	Livre
G-H (Alma Direita)	Livre	Livre	Fixo	Fixo	Livre	Livre

O carregamento foi aplicado na extremidade direita da alma, linhas GH (superior e inferior), através da opção “*Shell edge load*” do ABAQUS, selecionando-se o tipo *Shear* e distribuição uniforme. A mesma estratégia de análise descrita no item 4.6 foi utilizada para os modelos de montante de alma isolado, adotando-se uma imperfeição inicial máxima de $d_g/100$.

4.8 Validação do modelo de viga mista sujeito a flexão

Neste item são apresentadas as simulações numéricas de dois modelos de vigas celulares mistas com perfil monossimétrico, referentes a modelos experimentais encontrados na literatura, a fim de realizar a validação do modelo numérico desenvolvido. O modelo denominado RWTH-B3 foi ensaiado por Hechler *et al.* (2006) e o chamado P2 por Bitar *et al.* (2006).

4.8.1 Modelo RWTH-B3

4.8.1.1 Descrição do modelo experimental

O primeiro modelo experimental utilizado para a validação foi o denominado RWTH-B3, apresentado na Figura 36 e ensaiado por Hechler *et al.* (2006). Trata-se de uma viga mista com vão livre de 6840 mm, formada por uma laje de concreto em *steel deck* de 6555 mm de comprimento e um perfil de aço celular monossimétrico. Observa-se que a laje de concreto tem

sua seção interrompida na seção do centro do último alvéolo do perfil de aço, não atingindo a seção do apoio do modelo.

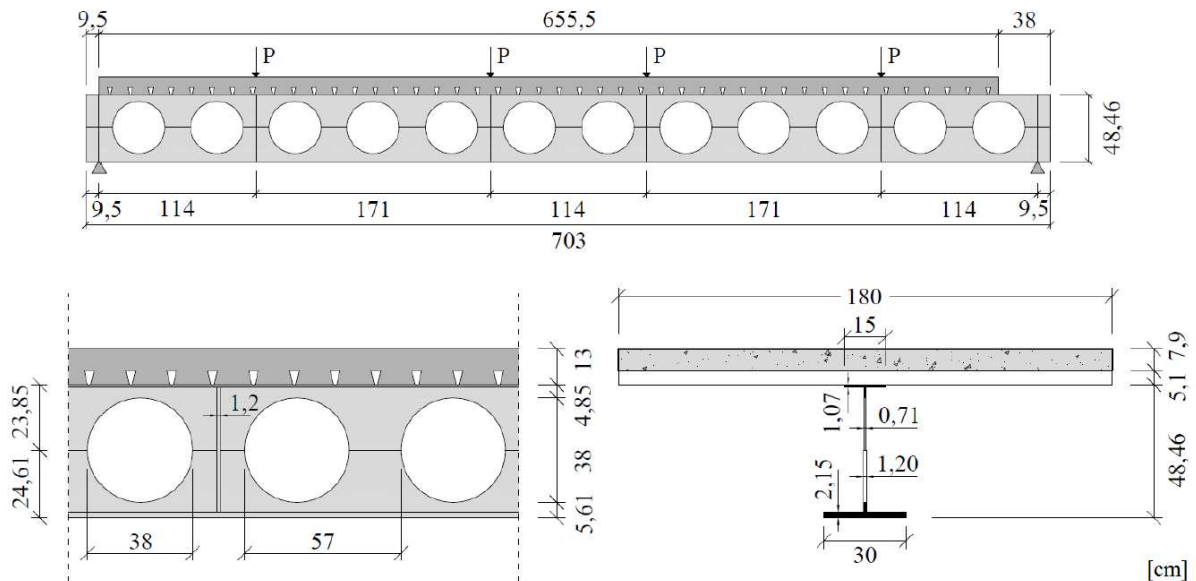


Figura 36 - Características do modelo RWTH-B3 de viga celular mista ensaiado por Hechler *et al.* (2006) *apud* Benincá (2019).

Laje de concreto

A laje possuía 1800 mm de largura e cobertura de concreto (t_c) igual a 79 mm acima das nervuras com altura (h_F) de 51 mm. A resistência média do concreto obtida por meio das amostras cúbicas ensaiadas foi igual a 30,2 MPa, sendo adotada uma resistência à compressão cilíndrica característica igual a 25 MPa, correspondente a 83% da resistência cúbica como proposto por Petrucci (2005), resultando em uma resistência à compressão média f_{cm} de 33 MPa. Adicionalmente, foi incorporada uma tela de aço soldada com taxa de aço de 0,4% nas direções transversal e longitudinal, localizada a 20 mm da face superior da laje. A resistência à tração do concreto foi adotada segundo a expressão $f_{ctm} = 0,3 f_{ck}^{2/3}$, proposta pela EN 1992-1-1:2004, considerando $f_{ck} = f_{cm} - 8$, em MPa, sendo igual a 2,56 MPa.

Viga celular de aço

O perfil de aço é formado a partir de metades de perfis originais distintos, com a metade superior sendo formada a partir de um IPE 300 e metade inferior a partir de um HEB 340, ambos compostos por aço S355. A partir de ensaios de caracterização do aço, foram obtidos os valores de tensão de escoamento (f_y) e tensão de ruptura (f_u) apresentados na Tabela 6. A viga celular possuía altura expandida (d_g) de 484,6 mm, alvéolos com diâmetro $D_0 = 380$ mm e passo $p = 570$ mm, contendo 12 alvéolos.

Tabela 6 – Resultados dos ensaios de caracterização do aço para a viga RWTH-B3 (BAKE, 2010).

Amostra		Resistência ao escoamento (MPa)	Resistência à ruptura (MPa)	Alongamento (%)
IPE300	Mesa	407,5	524,5	30,15
IPE300	Alma	467,0	558,0	22,00
HEB340	Mesa	488,0	581,5	26,55
HEB340	Alma	432,0	519,0	28,90

Conexão entre a laje e o perfil

A conexão entre laje e perfil foi realizada por meio de conectores de cisalhamento do tipo pino com cabeça com diâmetro de 19 mm, sendo disposto um conector por nervura da forma de aço incorporada. O comportamento adotado foi o descrito no item 4.4, com resistência última do conector igual a 68 kN. Vale ressaltar que a configuração com um conector por nervura foi suficiente para produzir interação completa entre a laje e o perfil.

Modo de falha observado no modelo experimental

A princípio foi observada formação de mecanismo Vierendeel nas aberturas 2 e 11 antes da falha do modelo experimental. No momento do colapso, o modo de falha observado foi a FMAV entre as aberturas 11 e 12 (Figura 38).



Figura 37 – Formação de mecanismo Vierendeel na abertura 11 do modelo experimental RWTH-B3 (MÜLLER *et al.*, 2006).

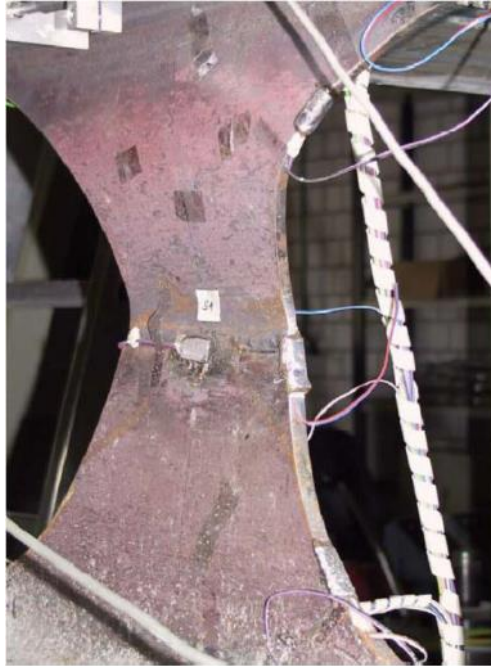


Figura 38 – Flambagem do montante de alma por cisalhamento entre as aberturas 11 e 12 no modelo experimental RWTH-B3 (HECHLER, 2006 *apud* BAKE, 2010).

4.8.1.2 Descrição do modelo numérico

As características do modelo numérico desenvolvido estão descritas nos itens 4.2 a 4.6. Como o modelo experimental não possuía simetria em relação ao centro do vão, a viga mista foi modelada por inteiro. Assim, a condição de contorno de simetria em Z, descrita no item 4.5, não é aplicável. A condição de apoio de impedimento à translação vertical no eixo global Y foi aplicada aos dois apoios, adicionando-se também impedimento à translação longitudinal no eixo global Z a um dos apoios. A malha de elementos finitos da laje de concreto é composta por 20.178 nós e 13.024 elementos do tipo C3D8R, com dimensão máxima de 50 mm. Já a malha da viga de aço é formada por 62.990 nós e 62.143 elementos, sendo 61.044 do tipo S4R e 1.099 do tipo S3, com dimensão máxima de 10 mm.

O comportamento do aço foi adotado conforme o item 4.3.2, com coeficiente de Poisson (ν) igual a 0,3. Para o concreto foi adotado o comportamento descrito no item 4.3.1, com coeficiente de Poisson (ν) igual a 0,2.

O carregamento foi aplicado como uma pressão em áreas retangulares na face superior da laje de concreto, com dimensões iguais à largura da mesa superior do perfil de aço na direção X e a largura do montante de alma na seção de aplicação da carga na direção Z, iguais a 150 mm e 180 mm, respectivamente, como ilustrado na Figura 39.

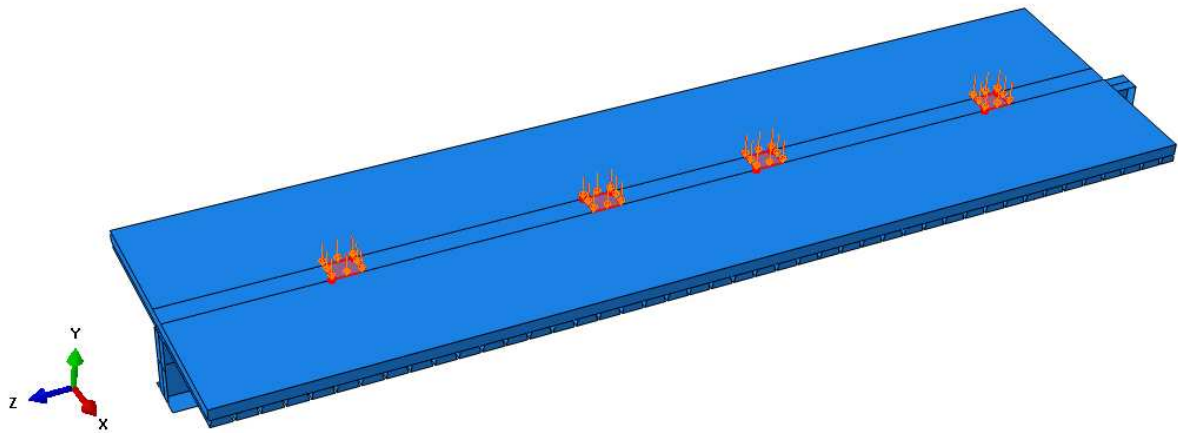


Figura 39 – Aplicação de carga no modelo RWTH-B3.

Conforme descrito no item 4.6, as imperfeições iniciais no modelo são consideradas com base em um modo de flambagem obtido pela análise de flambagem elástica realizada previamente à análise não-linear. O resultado da análise de flambagem é apresentado na Figura 40. Foi escolhido o modo de flambagem que mais se assemelhava com o modo de falha observado no modelo experimental, com a flambagem do montante de alma localizado entre as aberturas 11 e 12 e a formação de mecanismo Vierendeel na abertura 2.

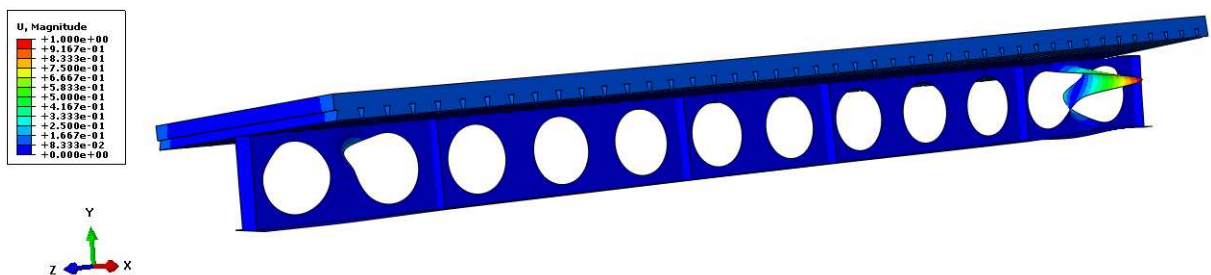


Figura 40 – Modo de flambagem obtido pela análise de flambagem elástica no modelo RWTH-B3.

4.8.1.3 Resultados da análise não-linear

Após a definição do modo de flambagem adotado, foi realizada a análise não-linear geométrica e de material, considerando uma imperfeição inicial máxima de $d_g/1000$ (valor que conduziu à melhor correlação com os resultados experimentais). Os resultados estão apresentados na Figura 41. A carga máxima obtida no modelo experimental foi de 658 kN, enquanto a obtida pelo modelo numérico foi de 599 kN, representando uma diferença de 9% em relação ao valor experimental.

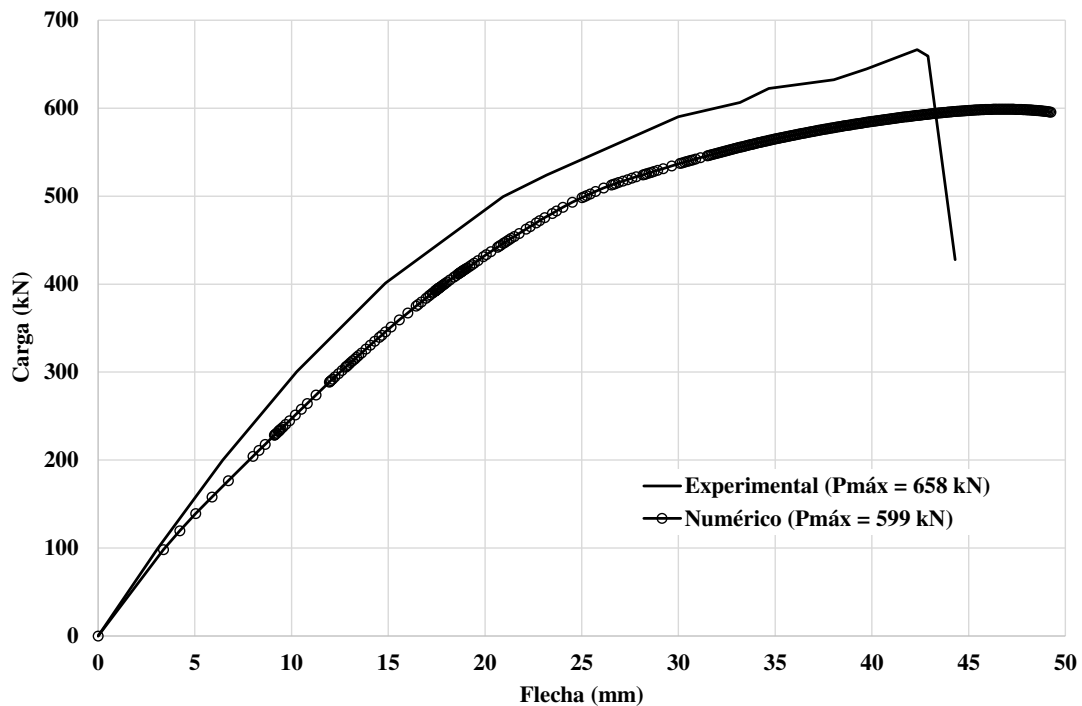
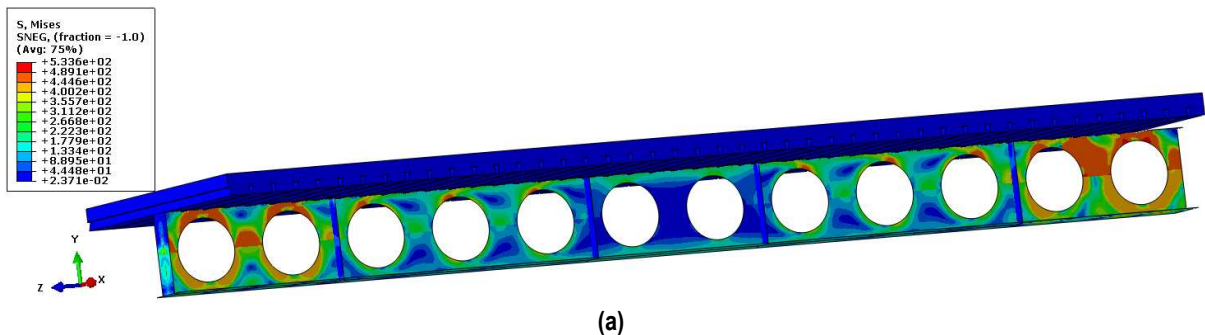


Figura 41 – Comparação entre as curvas Carga x Flecha experimental e numérica para o modelo RWTH-B3.

A distribuição das tensões de von Mises para o nível máximo de carga atingido no modelo numérico é apresentada na Figura 42. Vale ressaltar que o enrijecedor de alma da seção do apoio foi removido da imagem para facilitar a visualização das tensões no restante do perfil de aço, uma vez que o enrijecedor é modelado com características elástico-lineares (ver o último parágrafo do item 4.3.2) e atinge tensões de ordem muito superior ao restante do perfil. Nota-se que, em várias regiões próximas dos apoios, a alma do perfil de aço atingiu tensões superiores a 489 MPa, ultrapassando a tensão de escoamento f_y de 432 MPa e 467 MPa para as metades inferior e superior, respectivamente. Também foram observadas tensões da ordem de 492 MPa na mesa inferior do perfil de aço na seção de um dos apoios, sendo superior ao limite de escoamento f_y de 488 MPa.



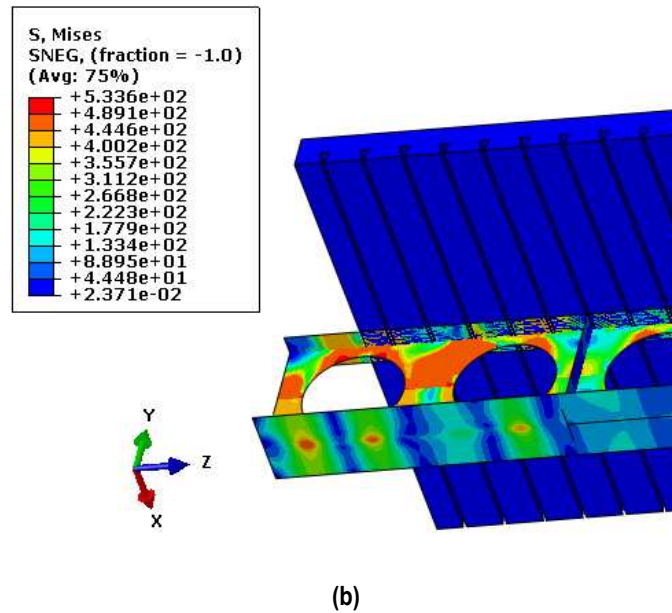


Figura 42 – Distribuição de tensões de von Mises (MPa) na viga mista para o nível máximo de carga atingido no modelo RWTH-B3: (a) viga mista completa; (b) foco na seção do apoio que contém apenas o perfil de aço.

A distribuição de tensões na direção longitudinal Z na laje de concreto para o nível máximo de carga atingido no modelo numérico é apresentada na Figura 43. Nota-se que na região do centro do vão as tensões se situam entre 5,2 e 11,3 MPa, indicando que o colapso não é governado pelas tensões na laje de concreto. Observa-se também que na área de aplicação de carga (área em azul na figura) há uma concentração de tensões de compressão da ordem de 15,8 MPa, valor inferior à resistência à compressão f_{cm} do concreto de 33 MPa. Adicionalmente, vale ressaltar que a máxima tensão de tração observada (área em vermelho na figura) foi de aproximadamente 2,4 MPa, valor inferior à resistência à tração f_{ctm} do concreto de 2,56 MPa.

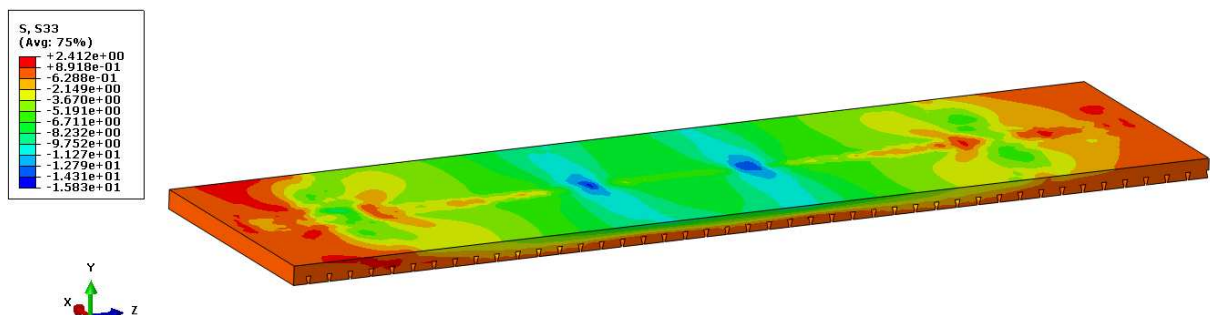


Figura 43 – Distribuição de tensões (MPa) no eixo longitudinal Z na laje de concreto para o nível máximo de carga atingido no modelo RWTH-B3.

A distribuição de deslocamentos no eixo transversal X na viga mista para o nível máximo de carga atingido no modelo numérico é apresentada na Figura 44. Nota-se a flambagem do montante de alma situado entre as aberturas 11 e 12, com a formação de uma

diagonal tracionada entre as áreas em vermelho e azul. Observa-se que as metades superior e inferior do montante se deslocaram de até 11,9 mm e 8,2 mm, respectivamente.

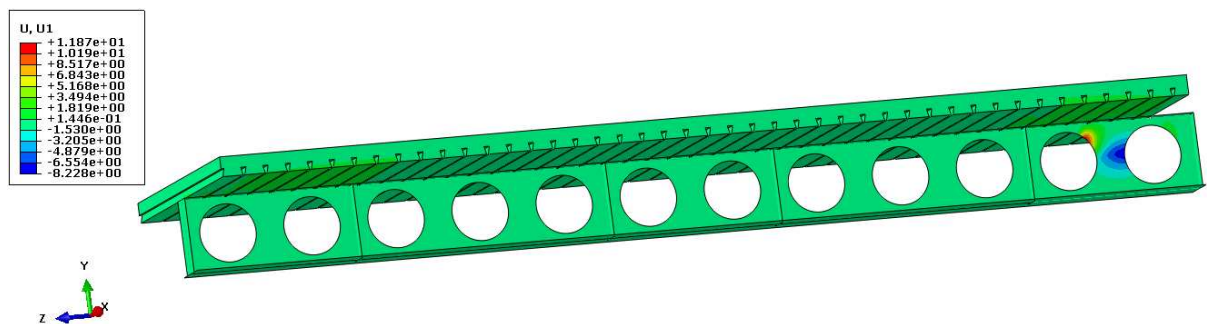


Figura 44 – Distribuição de deslocamentos (mm) no eixo transversal X na viga mista para o nível máximo de carga atingido no modelo RWTH-B3.

4.8.1.4 Discussão dos resultados

Com base nas curvas Carga x Flecha apresentadas na Figura 41 pode-se afirmar que o modelo numérico foi capaz de representar de maneira adequada o comportamento estrutural da viga mista na situação de colapso, uma vez que atingiu-se 91% da carga máxima observada no modelo experimental. Nota-se que o comportamento pós-pico observado no modelo numérico está de acordo com o esperado para uma viga de mista de aço e concreto, com perda da capacidade de carga após o colapso do modelo.

Pode-se dizer que o modelo numérico representou bem a rigidez da viga mista, em comparação com os resultados do modelo experimental. Um fator que explica a perda de rigidez no modelo é a adoção do comportamento não-linear da conexão com presença de deslizamentos relativos entre a laje de concreto e o perfil de aço, como apresentado no item 4.4. Isto pode explicar a pequena diferença entre as rigidezes dos modelos numéricos e experimental.

Como se vê na Figura 42 e na Figura 44, o modo de falha observado no modelo numérico foi a flambagem do montante de alma, localizado entre as aberturas 11 e 12, por cisalhamento. Este comportamento é compatível com o modo de colapso observado no modelo experimental. Pela Figura 44 nota-se que as duas metades do montante se deslocaram na direção do eixo transversal X com valores significativos (até 2,5% da altura do perfil de aço) em sentidos opostos, caracterizando a flambagem do montante.

Ressalta-se que a tela de aço soldada incorporada na laje de concreto não foi considerada no modelo numérico. No geral, a modelagem da tela melhora a ductilidade do concreto. Entretanto, a utilização da tela de aço na região comprimida da laje exerce pequena influência sobre a resistência última do modelo (FERRARI, 2013). Adicionalmente, a forma de aço

incorporada à laje também não foi considerada no modelo, uma vez que a mesma não contribui com a resistência à tração da laje quando posicionada na direção transversal.

Nota-se que o colapso do modelo ocorre no montante situado entre as aberturas 11 e 12 em função da interrupção da laje de concreto na seção central do último alvéolo do perfil de aço. A ausência de conexão entre laje e perfil no trecho localizado entre a última abertura e o apoio causou a ocorrência da flambagem deste lado do modelo.

Por meio dos resultados obtidos, também pode-se afirmar que a estratégia de análise e o comportamento adotado para os conectores foram adequados para representar o comportamento estrutural da viga mista celular.

4.8.2 Modelo Bitar-P2

4.8.2.1 Descrição do modelo experimental

O segundo modelo experimental utilizado para a validação foi o denominado BITAR-P2, apresentado na Figura 45 e ensaiado por Bitar *et al.* (2006). Trata-se de uma viga mista com vão livre de 7866 mm, formada por uma laje de concreto com fôrma de aço incorporada e um perfil de aço celular monossimétrico. O carregamento aplicado é concentrado no centro do vão da viga mista.

Todas as propriedades geométricas são apresentadas pelo autor, com exceção da altura total d_g do perfil de aço. Tomando como base ensaios de vigas celulares isoladas, onde o autor apresenta as alturas dos perfis alveolares, foi assumida uma taxa de expansão igual a 1,6.

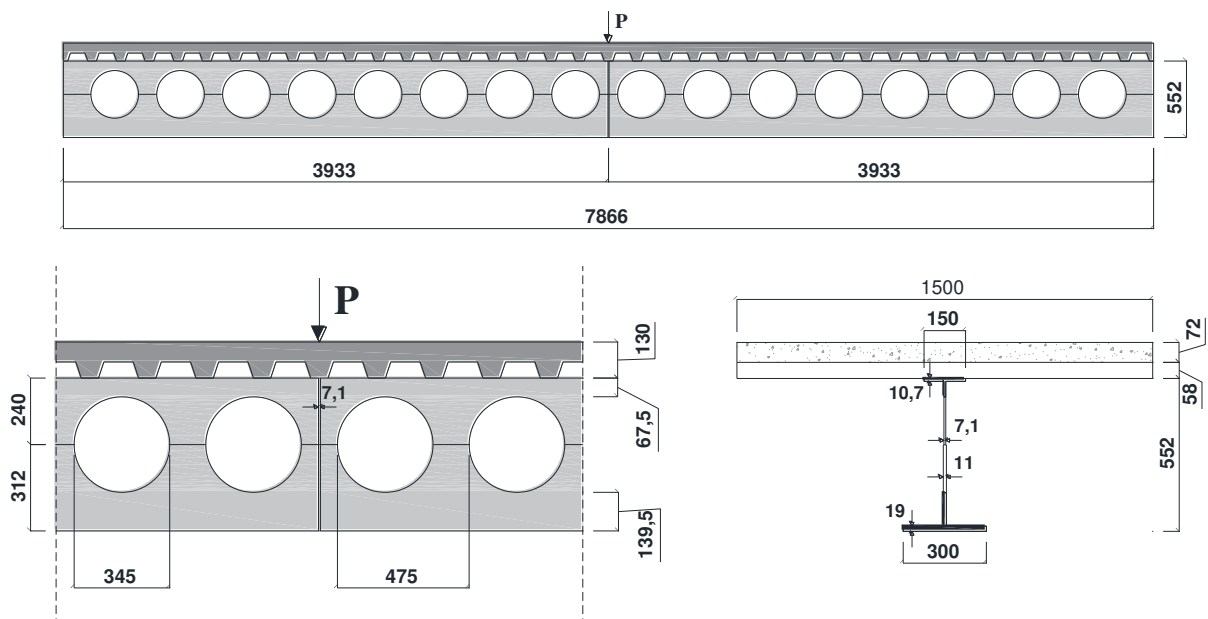


Figura 45 - Características do modelo BITAR-P2, com base em uma viga celular mista ensaiada por Bitar *et al.* (2006).

Laje de concreto

A laje possui 1500 mm de largura e cobertura de concreto (t_c) igual a 72 mm, além das nervuras com altura (h_F) de 58 mm. A resistência média do concreto obtida por meio das amostras ensaiadas foi igual a 28,4 MPa. A forma de aço incorporada utilizada foi a COFRAPLUS 60C. A resistência à tração do concreto foi adotada segundo a expressão $f_{ctm} = 0,3 f_{ck}^{2/3}$, proposta pela EN 1992-1-1:2004, considerando $f_{ck} = f_{cm} - 8$, em MPa, sendo igual a 2,24 MPa.

Viga celular de aço

O perfil de aço é formado a partir de metades de perfis originais distintos, com a metade superior constituída de um IPE 300 e a metade inferior de um HEA 400, ambos com aço S235. A partir de ensaios de caracterização do aço, foram obtidos os valores de tensão de escoamento (f_y) apresentados na Tabela 7. A viga celular possui alvéolos com diâmetro (D_0) igual a 345 mm e passo (p) igual a 475 mm, contendo 16 alvéolos. Foi adotada uma altura expandida (d_g) de 552 mm.

Tabela 7 – Resultados dos ensaios de caracterização do aço para a viga BITAR-P2 (BITAR et al., 2006).

Amostra		Resistência ao escoamento (MPa)
IPE 300	Mesa	298,0
IPE 300	Alma	312,0
HEA 400	Mesa	357,0
HEA 400	Alma	307,0

Conexão entre a laje e o perfil

A conexão entre laje e perfil foi realizada por meio de conectores de cisalhamento do tipo pino com cabeça com diâmetro de 22 mm, sendo disposto um conector por nervura da forma de aço incorporada. O comportamento adotado foi o descrito no item 4.4, com resistência última adotada para este conector igual a 130 kN, sendo a curva característica ilustrada na Figura 29. Vale ressaltar que essa configuração de conectores foi suficiente para produzir interação completa entre a laje e o perfil.

4.8.2.2 Descrição do modelo numérico

As características do modelo numérico estão descritas nos itens 4.2 a 4.6. Como o modelo possui simetria no centro do vão, apenas metade da viga mista foi modelada. A malha de elementos finitos da laje de concreto é composta por 7.062 nós e 3.680 elementos do tipo C3D8R, com dimensão máxima de 50 mm. Já a malha da viga de aço é formada por 34.785 nós e 34.167 elementos, sendo 33.650 do tipo S4R e 517 do tipo S3, com dimensão máxima de 10 mm.

O comportamento do aço foi adotado conforme o item 4.3.2, com coeficiente de Poisson (ν) igual a 0,3. Para o concreto foi adotado o comportamento descrito no item 4.3.1, com coeficiente de Poisson (ν) igual a 0,2.

O carregamento foi aplicado na forma de um deslocamento prescrito na linha transversal da face superior da laje de concreto no centro do vão (Figura 46), utilizando-se o método de Newton-Raphson modificado. Esse método foi utilizado por se tratar de uma aplicação de carregamento em apenas um ponto no centro do vão da viga mista.

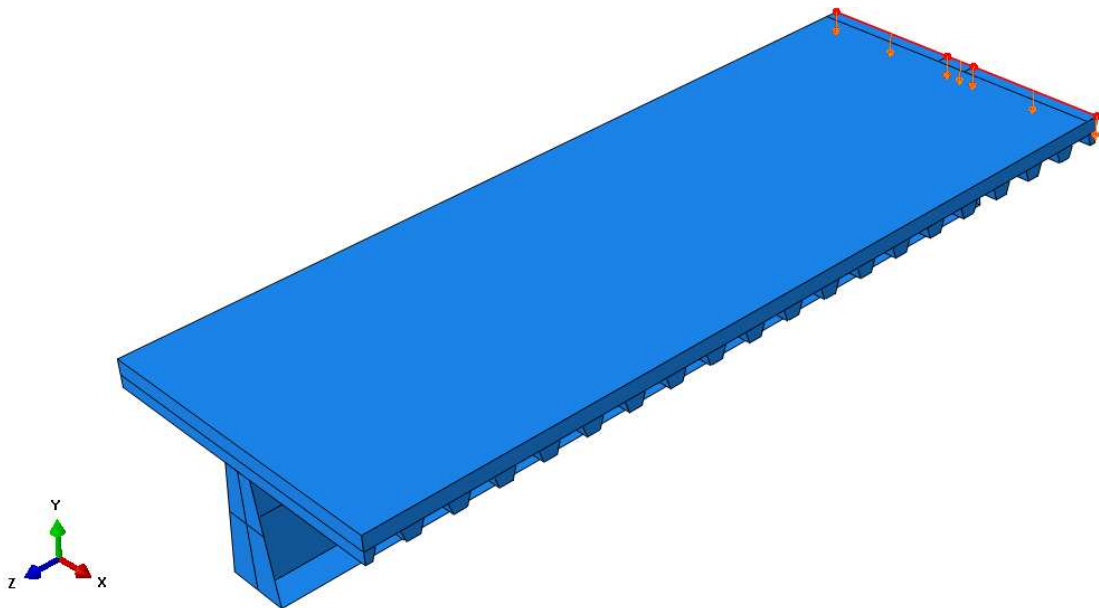


Figura 46 – Aplicação de carga no modelo BITAR-P2.

Conforme descrito no item 4.6, as imperfeições iniciais no modelo são consideradas com base em um modo de flambagem obtido pela análise de flambagem elástica realizada previamente à análise não-linear. O resultado da análise de flambagem é apresentado na Figura 47. Foi escolhido o modo de flambagem que mais se assemelhava com o modo de falha observado no modelo experimental, associado com a formação de mecanismo Vierendeel, caracterizado por uma deformação diferencial entre dois montantes adjacentes.

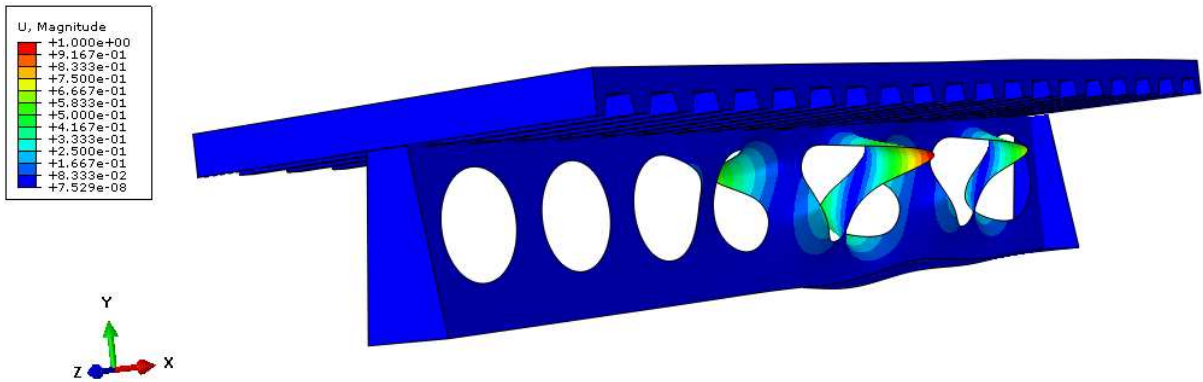


Figura 47 – Modo de flambagem obtido pela análise de flambagem elástica no modelo BITAR-P2.

4.8.2.3 Resultados da análise não-linear

Após a adoção do modo de flambagem, foi realizada a análise não-linear geométrica e de material, considerando uma imperfeição inicial máxima de $d_g/1000$ (valor que conduziu à melhor correlação com os resultados experimentais). Os resultados estão apresentados na Figura 48. A carga máxima obtida no modelo experimental foi de 465 kN, enquanto a obtida pelo modelo numérico foi de 448,8 kN, representando uma diferença de 3,5% em relação ao valor experimental.

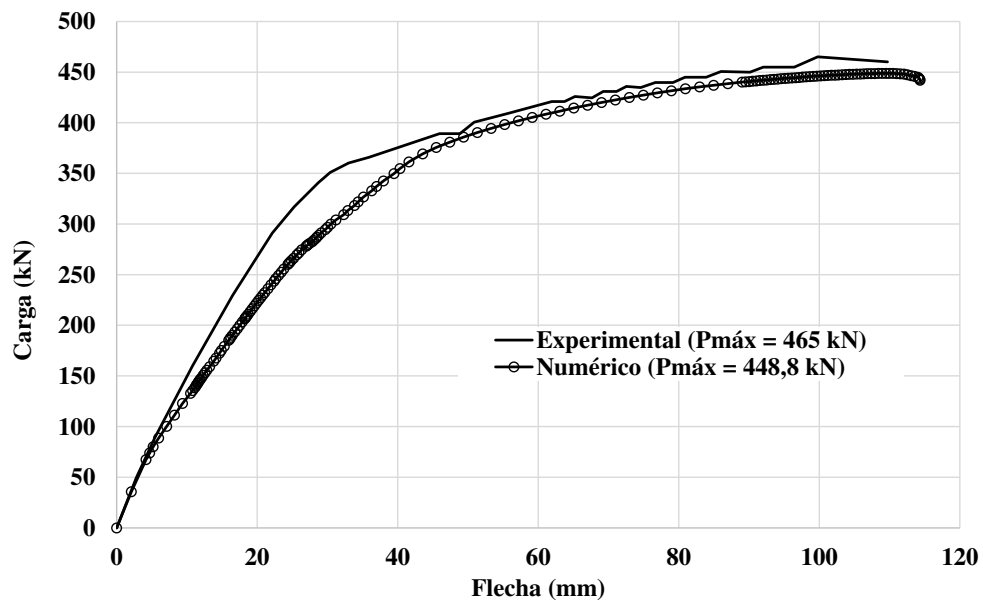


Figura 48 – Comparação entre as curvas Carga x Flecha experimental e numérica para o modelo BITAR-P2.

A distribuição das tensões de von Mises para o nível máximo de carga atingido no modelo numérico é apresentada na Figura 49. Nota-se a existência das maiores tensões na região do alvéolo mais próximo ao centro do vão (lado direito da imagem), onde a alma superior do perfil de aço atingiu tensões da ordem de 470 MPa, ultrapassando a tensão de escoamento f_y

de 312 MPa, enquanto a alma inferior atingiu tensões da ordem de 352 MPa, também ultrapassando o limite de escoamento de 307 MPa. Assim, na seção do centro ao alvéolo, toda a alma do perfil atingiu a plastificação.

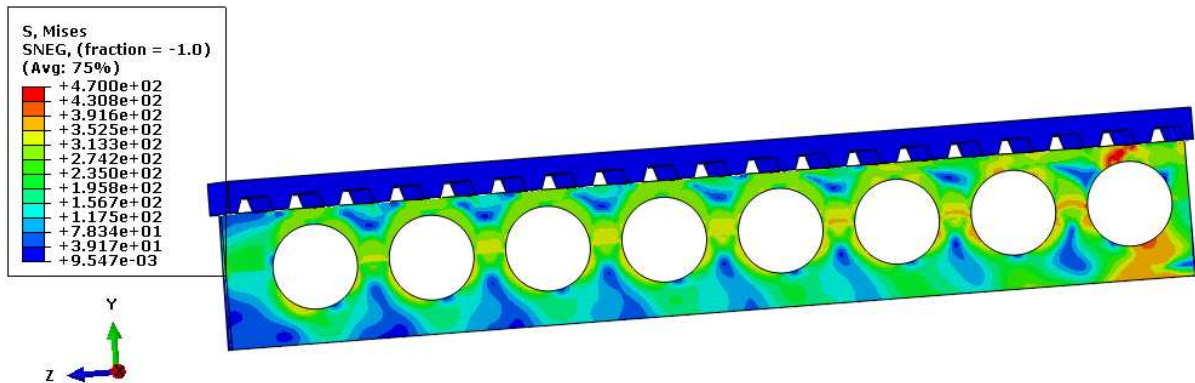


Figura 49 – Distribuição de tensões de von Mises (MPa) na viga mista para o nível máximo de carga atingido no modelo BITAR-P2.

A distribuição de tensões na direção longitudinal Z na laje de concreto para o nível máximo de carga atingido no modelo numérico é apresentada na Figura 50. Nota-se que na região do centro do vão (lado direito da imagem) foram atingidas tensões da ordem de 9 MPa, indicando que o colapso não é governado pelas tensões na laje de concreto. Observa-se também a existência de uma pequena área de concentração de tensões de compressão da ordem de 25 MPa, valor inferior à resistência à compressão f_{cm} do concreto de 28,4 MPa. Adicionalmente, vale ressaltar que a máxima tensão de tração observada (área em vermelho na figura) foi de aproximadamente 2,5 MPa, valor superior à resistência à tração f_{ctm} do concreto de 2,24 MPa.

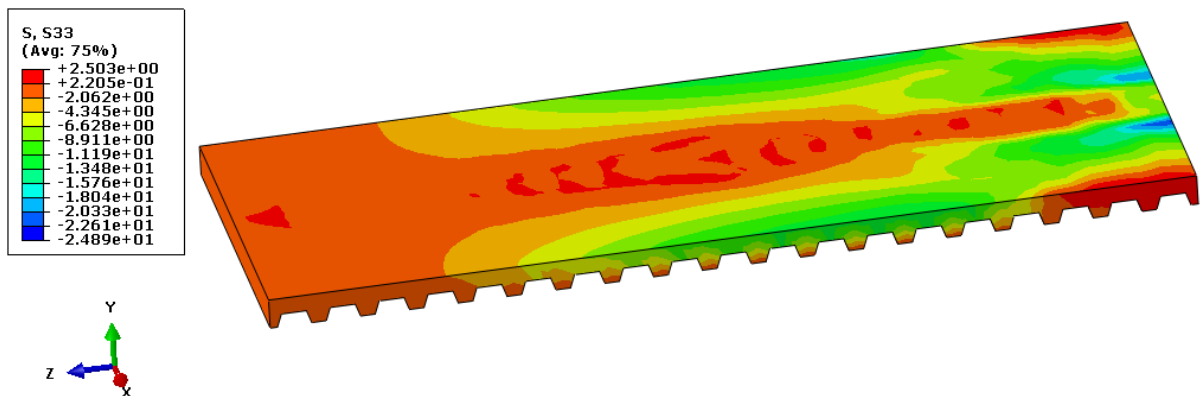


Figura 50 – Distribuição de tensões (MPa) no eixo longitudinal Z na laje de concreto para o nível máximo de carga atingido no modelo BITAR-P2.

A distribuição de deslocamentos no eixo transversal X na viga mista para o nível máximo de carga atingido no modelo numérico é apresentado na Figura 51. Em função dos pequenos valores de deslocamento observados, constata-se que não há a ocorrência de flambagem em nenhum dos montantes de alma do perfil de aço.

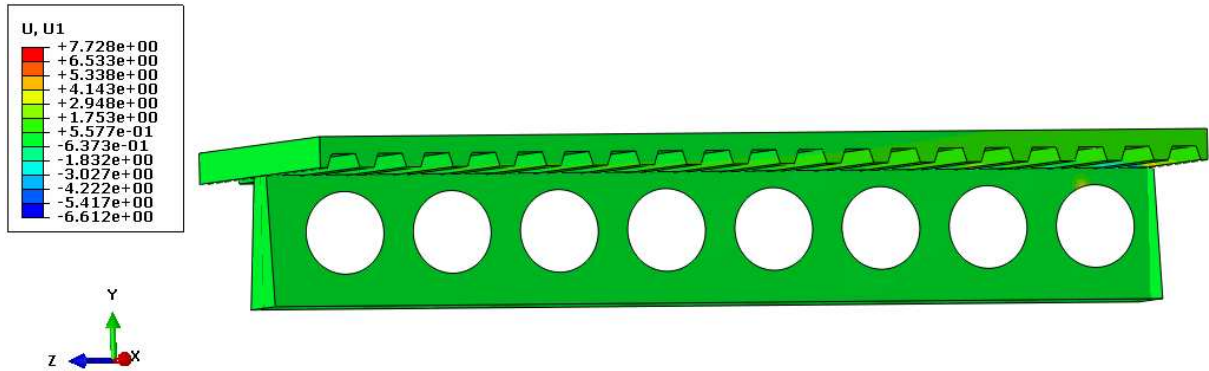


Figura 51 – Distribuição de deslocamentos (mm) no eixo transversal X na viga mista para o nível máximo de carga atingido no modelo BITAR-P2.

4.8.2.4 Discussão dos resultados

Com base nas curvas Carga x Flecha apresentadas na Figura 48 pode-se afirmar que o modelo numérico foi capaz de representar de maneira adequada o comportamento estrutural da viga mista na situação de colapso, uma vez que atingiu-se 96,5% da carga máxima observada no modelo experimental.

Ressalta-se que não há dados sobre a curva característica ou sobre a carga última dos conectores utilizados no ensaio. A carga última foi obtida com base nas recomendações da ABNT NBR8800:2008 para o cálculo de resistência última de conectores de cisalhamento e a curva característica foi definida conforme apresentado no item 4.4.

A pequena diferença na rigidez observada no modelo numérico em comparação com o experimental pode ser explicada por essa incerteza sobre a carga máxima dos conectores e pela consideração do comportamento plástico dos conectores, com existência de deslizamento relativo na interface aço-concreto desde pequenas cargas, causando assim redução na rigidez da viga mista. Ainda assim, considera-se que a estratégia adotada para a implementação da conexão entre a laje e o perfil foi adequada para a reprodução do comportamento misto.

Como mostrado na Figura 49, o modo de falha observado no modelo numérico foi a formação de mecanismo Vierendeel. Por meio da Figura 51 é possível observar que não houve flambagem do montante de alma no modelo. Este comportamento é compatível com o modo de falha observado no modelo experimental.

4.8.3 Considerações finais

Por meio dos resultados apresentados neste item, conclui-se que o modelo numérico desenvolvido neste trabalho é capaz de representar adequadamente o comportamento estrutural de vigas mistas de aço e concreto com perfil monossimétrico.

Observou-se que a adoção de um modelo constitutivo para o aço que considera o encruamento do material possibilitou a obtenção de um comportamento pós-pico adequado para vigas mistas alveolares em situação de colapso, com leve perda de rigidez após atingida a carga máxima do modelo.

Assim como Gonçalves (2015), constata-se que a utilização de elementos de conexão do tipo CONN3D2, com a definição de um comportamento real e de outro fictício (apenas elástico e com rigidez 100 vezes menor que o comportamento real), foi capaz de simular de maneira satisfatória o comportamento misto entre a laje de concreto e o perfil de aço através da utilização de curvas características de conectores de cisalhamento.

Por fim, a estratégia adotada, composta de uma análise de flambagem elástica seguida de uma análise não-linear geométrica e de material, foi capaz de representar adequadamente o comportamento de vigas alveolares mistas com perfis monossimétricos, apresentando os mesmos modos de falha observados nos modelos experimentais.

Tabela 8 – Resultados do modelo numérico em comparação com os modelos experimentais de Grilo (2018a).

Modelo	Força última [kN]		Numérico / Experimental
	Experimental	Numérico	
RWTH-B3 (Hechler)	658,0	599,0	0,91
P2 (Bitar)	465,0	448,8	0,97

4.9 Validação do modelo do montante de alma isolado

A validação do modelo do montante de alma isolado, desenvolvido conforme apresentado no item 4.7, foi realizada a partir de resultados experimentais obtidos por Grilo (2018a). As características geométricas dos modelos utilizados são apresentadas na Tabela 9.

Tabela 9 – Propriedades geométricas dos modelos experimentais utilizados na calibração do modelo numérico do montante de alma isolado (GRILO, 2018a).

Modelo	Perfil original	d	b_f	t_f	t_w	d_g	D_0	k	D_0/d_g	p	p/D_0
A1	W310x21,0	303	101	5,7	5,1	430	344	1,42	0,80	394	1,15
A2										447	1,30
A3										481	1,40
A5						408	250	1,35	0,61	325	1,30
A6										350	1,40
B1						W310x28,3	309	102	8,9	6,0	440
B2	458	1,30									
B5	408	245	1,32	0,6	318						1,30

Unidades das dimensões em milímetros

Na Tabela 10 são apresentados resultados obtidos do modelo numérico desenvolvido, em comparação com os resultados experimentais de Grilo (2018a). Observa-se que o erro médio percentual obtido foi de -6,6%, com um coeficiente de variação de 5,4%. Em apenas um dos casos o modelo numérico estimou resistência superior ao modelo experimental.

Com base nos resultados obtidos, pode-se concluir que o modelo numérico do montante de alma isolado desenvolvido neste trabalho, com as condições de contorno e de aplicação de carga apresentadas no item 4.7 e com atribuição de imperfeição inicial de magnitude máxima de 1% da altura expandida do perfil com base em uma análise elástica de flambagem, representa de maneira adequada o comportamento de perfis celulares quanto à FMAV.

Tabela 10 – Resultados do modelo numérico em comparação com os modelos experimentais de Grilo (2018a).

Modelo	Força cortante última [kN]		Numérico / Experimental
	Experimental	Numérico	
A1	38,0	39,8	1,047
A2	61,9	56,4	0,911
A3	70,7	63,9	0,904
A5	99,1	93,1	0,939
A6	102,2	96,3	0,942
B1	54,0	48,2	0,893
B2	79,0	74,1	0,938
B5	138,5	123,9	0,895
		Média	0,934
		Desvio Padrão	0,050
		Coeficiente de Variação	5,4%

5 MODELO ANALÍTICO PARA FMAV EM PERFIS CELULARES MONOSSIMÉTRICOS

5.1 Generalidades

Nas últimas duas décadas, algumas pesquisas foram desenvolvidas em diversos países para estudar o comportamento de vigas celulares quanto a FMAV e propor metodologias de cálculo para sua verificação. Saternus (2022) apresenta em seu trabalho uma comparação entre as metodologias propostas por Lawson *et al.* (2006), Tsavdaridis & D’Mello (2011), Panedpojaman *et al.* (2014), Wang *et al.* (2014) e Grilo (2018b). Os resultados obtidos para cada método apresentam discrepâncias. O modelo de Grilo (2018b), geralmente, estima valores para a capacidade resistente à FMAV menores que os demais métodos e apresenta ótima correlação com resultados numéricos. Provavelmente, a principal razão para isso é que Grilo (2018b) realizou um amplo estudo paramétrico, cobrindo toda a faixa de variação do diâmetro das aberturas e do passo nas vigas celulares, ao passo que os demais estudos contemplaram apenas parte dessas faixas de variação.

Todos os trabalhos mencionados no parágrafo anterior abordam somente vigas celulares com seção duplamente simétrica, com o montante de alma de espessura constante. Assim, os métodos propostos não são aplicáveis para perfis celulares monossimétricos com variação da espessura de alma, sendo estes o objeto de estudo do presente trabalho. Por esse motivo, neste trabalho é proposta uma adaptação da formulação de Grilo (2018a), de modo a generalizá-la para vigas celulares com seções monossimétricas e duplamente simétricas.

Neste item é proposta uma adaptação à formulação de Grilo (2018a), de modo que ela possa ser aplicada, também, a vigas celulares com seção monossimétrica. Para a validação do modelo proposto, foram realizadas simulações numéricas utilizando o modelo do montante de alma isolado, desenvolvido e validado neste trabalho, conforme apresentado nos itens 4.7 e 4.9.

Foram realizadas simulações numéricas com o modelo de montante de alma isolado, com seções de diferentes séries de perfis I laminados da Gerdau/Açominas, a fim de obter resultados numéricos a serem utilizados para a validação da formulação proposta. Foi adotado aço A572 Grau 50, com tensão de escoamento f_y e tensão de ruptura f_u iguais a 345 MPa e 450 MPa, respectivamente. O modelo constitutivo adotado para o aço foi o apresentado no item 4.3.2.

Observou-se pelos resultados numéricos que as duas metades do montante não atingem a flambagem ao mesmo tempo. Inicialmente observa-se a flambagem da metade com alma mais fina, enquanto a com alma mais espessa mantém-se estável.

A Figura 52 ilustra a distribuição de tensões de von Mises em um montante de alma submetido à flambagem por cisalhamento. A metade superior do montante é formada a partir de um perfil W360x32,9 e a metade inferior de um perfil W360x79, com espessuras de alma iguais a 5,8 mm e 9,4 mm, respectivamente. Observa-se que no montante superior há tensões que ultrapassam o limite de escoamento do aço, com valores entre 375 MPa e 412 MPa, enquanto o montante inferior apresenta tensões da ordem de f_y .

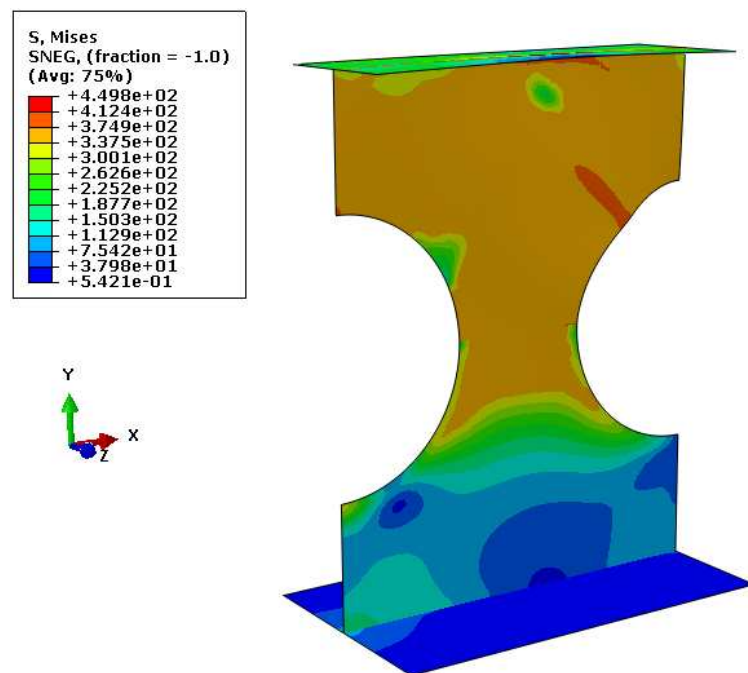


Figura 52 – Tensões de von Mises em um montante de alma monossimétrico submetido à flambagem por cisalhamento.

Uma análise dos resultados demonstra que a resistência da seção fica condicionada à flambagem da metade do montante de alma que possui menor espessura. A partir desse momento, por equilíbrio da seção, a força resultante da metade de maior espessura fica limitada àquela do montante de menor espessura. No entanto, ao substituir a metade inferior da seção por outra com alma mais espessa, observou-se que houve aumento da resistência. Segundo Bitar *et al.* (2006), a metade mais forte tende a estabilizar a mais fraca. A menor esbeltez da metade inferior do montante de alma acaba promovendo algum enrijecimento da metade superior, mais esbelta, levando a um acréscimo da capacidade resistente à FMAV em relação a uma seção duplamente simétrica com seção igual à do perfil do montante superior mais esbelto.

5.2 Formulação para resistência à FMAV de perfis celulares monossimétricos

Conforme comentado no item anterior, é um fato que a presença de uma metade mais “forte” no montante de alma de uma viga celular com seção monossimétrica resulta em maior resistência à FMAV, em relação a uma viga celular similar com seção duplamente simétrica e alma igual à metade mais esbelta da viga monossimétrica. O ganho se dá por aumento da estabilidade da metade mais fraca da seção e não por acréscimo da resultante de força da metade mais forte.

A metodologia proposta neste trabalho admite a espessura média das metades dos montantes para o cálculo da esbeltez λ_{ma} . Já para o cálculo dos parâmetros relacionados à resistência, como forças e momentos resistentes, são consideradas as propriedades geométricas referentes à metade do montante de alma com menor espessura. Assim, em todas as equações são utilizadas as propriedades referentes à metade do montante de alma mais esbelto, com exceção das variáveis com o subscrito “med” nos cálculos de esbeltez.

Também é proposto um novo coeficiente de ajuste para o cálculo da força horizontal de plastificação para seções monossimétrica com variação na espessura da alma, chamado de β_1 . A formulação proposta no presente trabalho foi validada para vigas celulares de aço com as propriedades geométricas p/D_0 , D_0/d_g e λ_{ma} dentro das seguintes faixas de variação:

$$1,2 \leq p/D_0 \leq 1,5$$

$$0,5 \leq D_0/d_g \leq 0,8$$

$$\lambda_{ma} \leq 200$$

Cabe ressaltar que a faixa $1,2 \leq p/D_0 \leq 1,5$ é mais restrita do que a $1,1 \leq p/D_0 \leq 1,5$ considerada por Grilo (2018a). A limitação da faixa de variação do parâmetro p/D_0 foi estabelecida porque se observou que o comportamento de vigas celulares monossimétricas com relação p/D_0 igual a 1,1 é muito diferente daquele observado para vigas com p/D_0 na faixa $1,2 \leq p/D_0 \leq 1,5$. Menciona-se, ainda, que os resultados obtidos para 69 modelos abrangem todas as faixas de variação para as propriedades geométricas indicadas acima. Destes, 46 modelos foram utilizados para a calibração do fator de ajuste β_1 e os demais 23 para a validação da formulação proposta.

Para a calibração do fator de ajuste β foram realizadas regressões múltiplas, lineares e não-lineares, considerando-se diferentes equações, utilizando-se o método do mínimo erro quadrado. As equações obtidas são apresentadas a seguir, precedidas pela equação original proposta por Grilo (2018a).

$$\beta_1 = 1,838 - 0,42 \frac{D_0}{d_g} - \frac{p}{3D_0} \quad (2.8b)$$

$$\beta_1 = 2,26 - 0,7 \frac{D_0}{d_g} - 0,5 \frac{p}{D_0} - 0,1 \left(\frac{t_{w,maior}}{t_{w,menor}} - 1 \right) \quad (5.1)$$

$$\beta_1 = 2,57 - 0,94 \frac{D_0}{d_g} - 0,6 \frac{p}{D_0} - 0,49 \left(\frac{t_{w,maior}}{t_{w,menor}} - 1 \right)^{10,77} \quad (5.2)$$

$$\beta_1 = 2,59 - 0,96 \frac{D_0}{d_g} \left(\frac{t_{w,maior}}{t_{w,menor}} - 1 \right)^{0,05} - 0,61 \frac{p}{D_0} \quad (5.3)$$

$$\beta_1 = 2,57 - 0,94 \frac{D_0}{d_g} - 0,60 \frac{p}{D_0} \left(\frac{t_{w,maior}}{t_{w,menor}} - 1 \right)^{-0,49} \quad (5.4)$$

Na Tabela 11 estão apresentados os resultados obtidos para cada equação. São comparados os erros entre os valores de V_{Rk} calculados e os numéricos, tanto para seções monossimétricas, simuladas neste trabalho, quanto para seções duplamente simétricas, simuladas por Grilo (2018a).

Tabela 11 – Equações testadas para o fator de ajuste β , obtidas por regressão múltipla.

Equação	Monossimétricos					Duplamente simétricos				
	$V_{Rk,calculado} / V_{Rk,numérico}$			Desvio Padrão	Coeficiente de Variação	$V_{Rk,calculado} / V_{Rk,numérico}$			Desvio Padrão	Coeficiente de Variação
	Médio	Máx	Mín			Médio	Máx	Mín		
(2.8b)	0,95	1,12	0,77	0,09	9,0%	1,00	1,06	0,87	0,04	3,6%
(5.1)	0,94	1,06	0,77	0,07	7,3%	1,01	1,10	0,87	0,05	4,7%
(5.2)	0,99	1,14	0,81	0,07	7,0%	1,02	1,14	0,87	0,06	5,9%
(5.4)	0,99	1,13	0,88	0,06	5,8%	1,02	1,15	0,87	0,06	5,9%
(5.4)	1,08	1,34	0,89	0,10	9,0%	1,02	1,14	0,87	0,06	5,9%

A primeira alteração proposta neste trabalho é a adoção de um novo fator de ajuste β_1 para seções monossimétricas, possuindo um termo adicional referente à relação entre as espessuras de cada metade do perfil. Propõe-se a utilização da Equação (5.1):

$$\beta_1 = 2,26 - 0,7 \frac{D_0}{d_g} - 0,5 \frac{p}{D_0} - 0,1 \left(\frac{t_{w,maior}}{t_{w,menor}} - 1 \right) \quad (5.1)$$

A segunda alteração proposta é a adoção da espessura média de alma entre as metades do perfil de aço para o cálculo dos parâmetros de esbeltez.

A esbeltez do montante de alma λ_{ma} é dada por:

$$\lambda_{ma} = \frac{L_{ma} \sqrt{12}}{t_{w,med}} \quad (5.5)$$

onde $t_{w,med}$ é a espessura média de alma entre as duas metades do montante de alma e L_{ma} é o comprimento efetivo do montante de alma, dado por:

$$L_{ma} = 0,5 (p^2 - D_0^2) \quad (5.6)$$

Já a esbeltez reduzida do montante de alma $\lambda_{ma,0}$ é dada por:

$$\lambda_{ma,0} = \sqrt{\frac{3(p^2 - D_0^2) f_y}{\pi^2 t_{w,med}^2 E}} \quad (5.7)$$

5.3 Validação da formulação proposta

Para validar a formulação proposta no presente trabalho para vigas celulares monossimétricas, foram realizadas simulações numéricas de vigas cuja seção transversal era constituída de duas metades distintas, oriundas de diferentes séries de perfis laminados da Gerdau/Açominas. As simulações foram realizadas utilizando o modelo de montante de alma isolado para diversas combinações de perfis, variando-se as relações geométricas p/D_0 , D_0/d_g e λ_{ma} dentro das faixas de variação apresentadas no item 5.2.

Como mencionado anteriormente, realizou-se a simulação numérica de 69 modelos distintos de vigas celulares monossimétricas. Destes, 46 modelos entre todas as séries foram selecionados para a calibração do fator de ajuste β_1 e os 23 restantes foram utilizados para a validação da formulação proposta.

Neste trabalho, propõe-se que seja considerada a espessura média de alma $t_{w,med}$ entre as duas metades do perfil monossimétrico para o cálculo da esbeltez do montante de alma. Na Figura 53 é apresentado um gráfico de comparação entre os valores calculados pela formulação considerando-se $t_{w,med}$ e os valores numéricos. Na Figura 56 é apresentado um gráfico similar, com valores calculados considerando-se a espessura de alma mínima entre os dois montantes.

Em ambos os casos foi utilizada a expressão original do fator de ajuste β proposto por Grilo (2018a). Nota-se que a adoção da espessura média de alma conduz a resultados melhores.

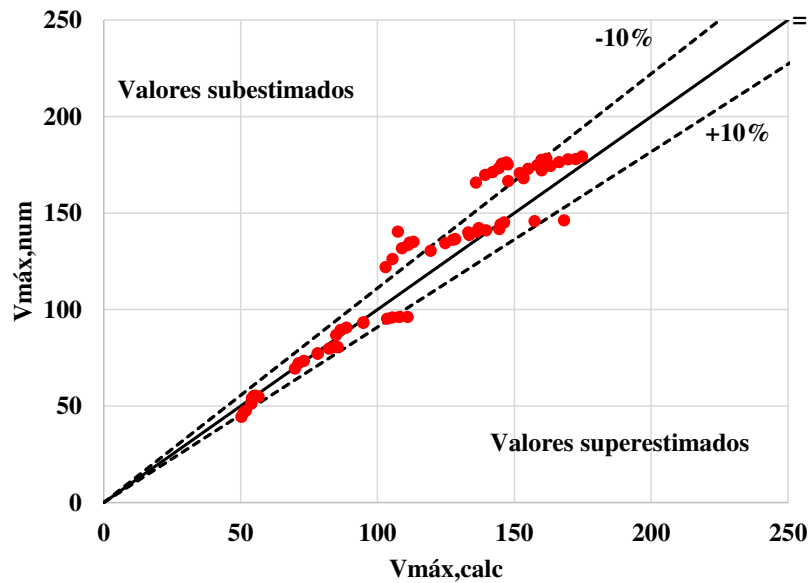


Figura 53 – Valores calculados considerando a espessura de alma média entre os dois montantes *versus* resultados numéricos.

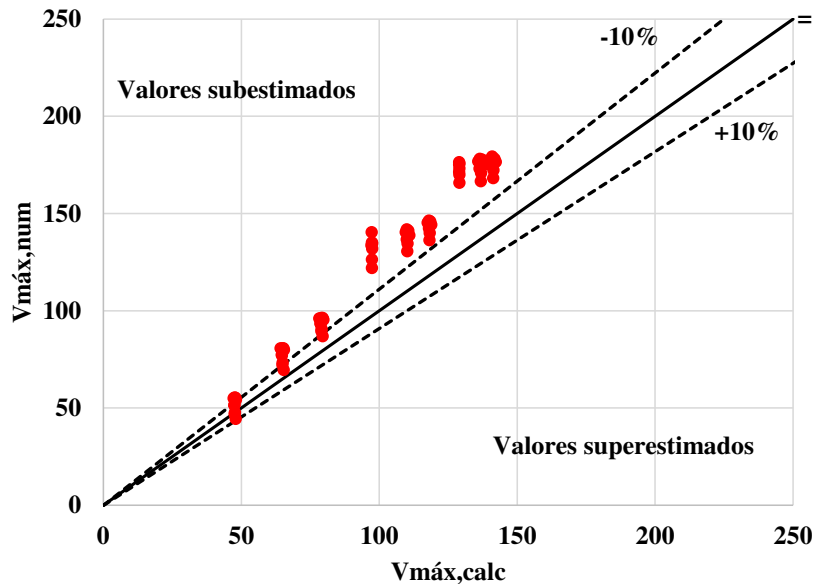


Figura 54 – Valores calculados considerando a espessura de alma mínima entre os dois montantes *versus* resultados numéricos.

Os resultados numéricos obtidos para os 23 modelos foram comparados aos resultados calculados por meio da formulação proposta com o novo fator de ajuste. Na Figura 55 é apresentado um gráfico onde estão plotados os valores calculados *versus* os valores numéricos.

Observa-se que a maior parte dos resultados obtidos pela formulação se encontra dentro de uma faixa de variação de $\pm 10\%$ em comparação com os resultados numéricos. As maiores diferenças entre os resultados calculados e os numéricos foram de $+6,3\%$ e $-22,6\%$, respectivamente, com diferença média entre toda a amostra igual a $-6,1\%$ e um coeficiente de variação igual a $7,3\%$ (Apêndice A).

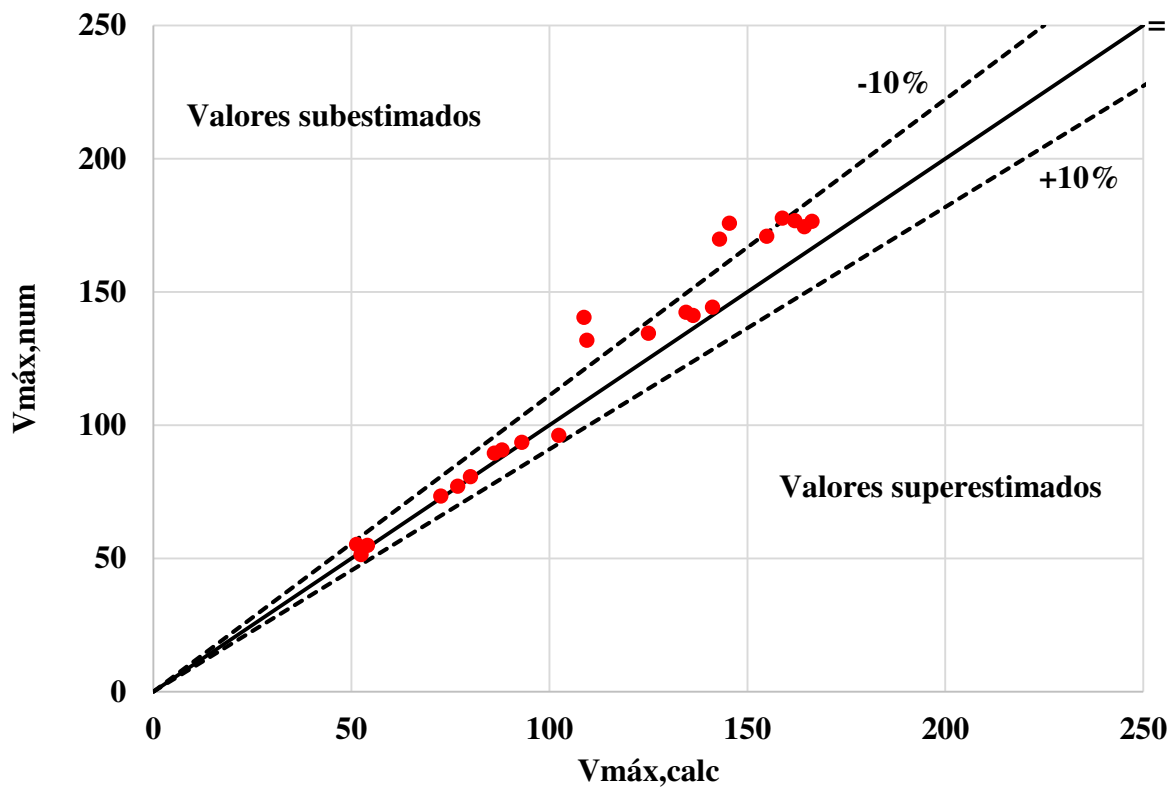


Figura 55 – Valores obtidos pela formulação proposta versus resultados numéricos.

Assim, considera-se que a formulação proposta no presente trabalho, para vigas celulares monossimétricas, conduz a resultados satisfatórios, sendo capaz de estimar com boa aproximação a capacidade resistente à FMAV de perfis celulares com variação na espessura da alma.

6 SIMULAÇÕES NUMÉRICAS DE VIGAS CELULARES MISTAS DE AÇO E CONCRETO

6.1 Generalidades

A partir do desenvolvimento do modelo numérico apresentado e validado no capítulo 4, foram realizadas simulações para avaliar o comportamento de vigas alveolares mistas de aço e concreto com perfil monossimétrico.

Para os modelos estudados neste capítulo, são adotados os perfis da série W460 da Gerdau/Açominas. Para a formação dos perfis celulares, adotou-se uma taxa de expansão k igual a 1,4, relação D_0/d_g igual a aproximadamente 0,655 e relação p/D_0 igual a 1,5. As relações geométricas foram adotadas com base no modelo B1 ensaiado por Nadjai *et al.* (2007). Os alvéolos dos modelos ficaram ligeiramente excêntricos com relação à altura do perfil expandido, deslocados para cima com uma excentricidade de 6,3 mm, devido à diferença de altura entre os perfis dos quais se obteve a metade superior e a metade inferior da viga celular.

É comum que as seções de apoio de vigas mistas celulares coincidam com a posição de um alvéolo de extremidade. Nesses casos, é necessário o preenchimento desses alvéolos e a instalação de enrijecedores de alma na região dos apoios.

O vão livre das vigas mistas estudadas é de aproximadamente 12,2 m. Em todos os modelos, a laje de concreto possuía largura (b_{ef}) igual a 1200 mm, com forma de aço incorporada Holorib 51/150, com 150 mm de altura total, sendo 51 mm a altura da forma (h_F) e 99 mm a cobertura de concreto (t_c).

O modelo constitutivo adotado para o concreto foi o descrito no item 4.3.1, com resistência à compressão média f_{cm} igual a 35 MPa e resistência à tração média f_{ctm} igual a 2,72 MPa, tomada segundo a Tabela 3.1 da EN 1992-1-1:2004. Para o aço, adotou-se o modelo constitutivo apresentado no item 4.3.2, com tensão de escoamento f_y igual a 316 MPa e tensão de ruptura f_u igual a 442 MPa.

Em todos os modelos representou-se um ensaio de flexão do tipo 4 pontos, com as duas forças concentradas delimitando uma região central sujeita a flexão pura contendo 4 alvéolos. A Figura 34 é representativa para a aplicação de carregamento em todos os modelos. Como os modelos são simétricos com relação ao centro da viga, apenas metade da seção foi modelada. Assim, a região central submetida a flexão pura possui apenas 2 alvéolos. O carregamento é aplicado na seção central de um montante de alma, com presença de enrijecedores de alma dos dois lados do perfil de aço, conforme apresentado no item 4.6.2.

Para a interação entre aço e concreto, foram adotadas as propriedades descritas no item 4.4, com capacidade última para os conectores igual a 130 kN.

As demais características do modelo, como os tipos de elemento adotados para o concreto e para o aço, a dimensão máxima dos elementos, as condições de contorno e a estratégia de análise, foram todos adotados conforme descrito no capítulo 4.

6.2 Modelos de vigas mistas celulares monossimétricas

Como apresentado e discutido no capítulo 3, a contribuição do tê superior do perfil de aço em vigas alveolares mistas para a resistência à flexão é muito pequena em comparação com a do tê inferior.

Para o estudo apresentado no presente item, foi inicialmente formada uma seção com perfil celular duplamente simétrico, com ambas as metades da viga celular formadas a partir do perfil W460x106, sendo este o mais pesado da série W460. Para o modelo seguinte, substituiu-se o perfil que gera a metade superior da viga celular pelo anterior da série, a saber, o W460x97. Esse procedimento foi repetido sucessivamente até o perfil mais leve da série (W460x52). Assim, obtiveram-se 8 seções distintas. As propriedades geométricas dos modelos estão apresentadas na Tabela 12.

Tabela 12 – Propriedades geométricas dos modelos de viga mista 85onossimétrico.

MODELO	PERFIL ORIGINAL		L	b_{ef}	t_c	h_F	d_g	D_0	p	b_{fs}	t_{fs}	t_{ws}	b_{fi}	t_{fi}	t_{wi}
	Tê superior	Tê inferior													
A	W460×106	W460×106	12241	1200	99	51	644	422,1	633,15	194	20,6	12,6	194	20,6	12,6
B	W460×97	W460×106								193	19	11,4			
C	W460×89	W460×106								192	17,7	10,5			
D	W460×82	W460×106								191	16	9,9			
E	W460×74	W460×106								190	14,5	9			
F	W460×68	W460×106								154	15,4	9,1			
G	W460×60	W460×106								153	13,3	8			
H	W460×52	W460×106								152	10,8	7,6			

Unidades das dimensões em milímetros

Os resultados de carga máxima e os comparativos entre modelos estão apresentados na Tabela 13 e na Figura 56. Observa-se que a troca para perfis mais leves na metade superior da viga resulta em pequenas perdas de resistência, sendo a maior diferença igual a -4,6%. Esses resultados são condizentes com os obtidos nos estudos preliminares, indicando que em casos

de vigas celulares mistas com longos vãos a contribuição do tê superior do perfil de aço à resistência a flexão da seção mista é muito pequena.

Assim, a utilização de seções monossimétricas com perfis mais leves na metade superior das vigas celulares pode conduzir a soluções mais econômicas. Como mostrado na Tabela 13, o modelo H monossimétrico representa uma redução de 25,5% do peso de aço em comparação com o modelo A, duplamente simétrico, com uma redução de resistência à flexão de apenas 4,6%. Observa-se também que o rendimento estrutural, definido como a relação entre a carga máxima e a massa linear do perfil de aço, aumenta com a substituição da metade superior da viga para perfis mais leves. Pela Figura 56 é possível observar a economia de material com a utilização de perfis monossimétricos em vigas celulares mistas. Nota-se que a perda de resistência é pouco significativa em comparação com a redução do consumo de aço em cada solução.

Tabela 13 – Resultados para os modelos de vigas celulares mistas monossimétricas.

MODELO	Área do tê (cm ²)		Relação A_{ts}/A_{ti}	Carga máxima (kN)	Diferença em comparação com o modelo A	Massa linear (kg/m)	Redução da massa em comparação com o modelo A	Rendimento por massa (kN / kg/m)
	Superior	Inferior						
A	50,55	52,14	0,97	486,9	0,0%	106,0	0,0%	4,6
B	46,43		0,89	498,5	2,4%	101,5	-4,2%	4,9
C	43,11		0,83	486,2	-0,1%	97,5	-8,0%	5,0
D	39,34		0,75	486,5	-0,1%	94,0	-11,3%	5,2
E	35,66		0,68	484,7	-0,4%	90,0	-15,1%	5,4
F	31,84		0,61	488,1	0,3%	87,0	-17,9%	5,6
G	27,66		0,53	466,7	-4,1%	83,0	-21,7%	5,6
H	23,55		0,45	464,4	-4,6%	79,0	-25,5%	5,9

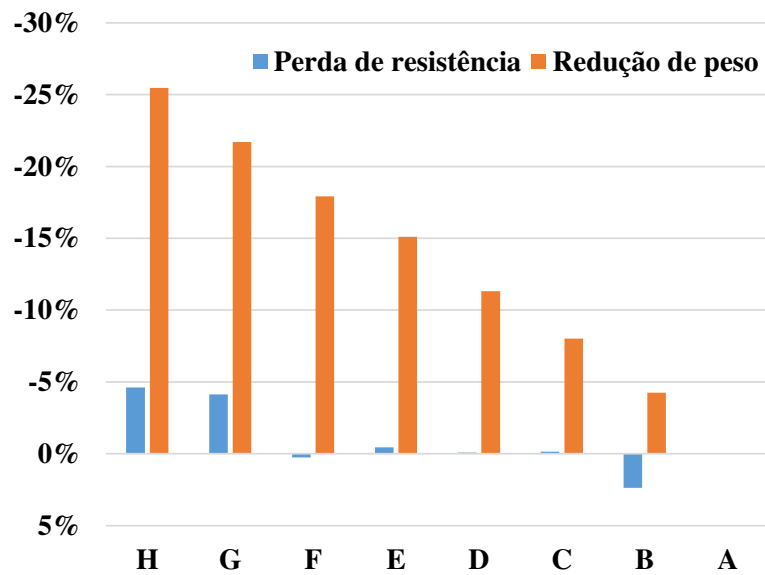


Figura 56 – Redução do aço consumido e de resistência com a mudança do tê superior em relação à alternativa com perfil duplamente simétrico.

As curvas carga-flecha obtidas estão apresentadas na Figura 57. Nota-se que os modelos possuem valores de rigidez inicial iguais até um patamar de carga de aproximadamente 120 kN. A partir desse ponto nota-se uma alteração da rigidez em todos os modelos, que pode ser explicada pelo início do comportamento plástico nos conectores de cisalhamento, com pequena diferença na rigidez individual. Pela Figura 58 nota-se que em todos os modelos há uma perda de rigidez da conexão para esse patamar de carga, evidenciado pelo decaimento da inclinação das curvas carga-deslizamento.

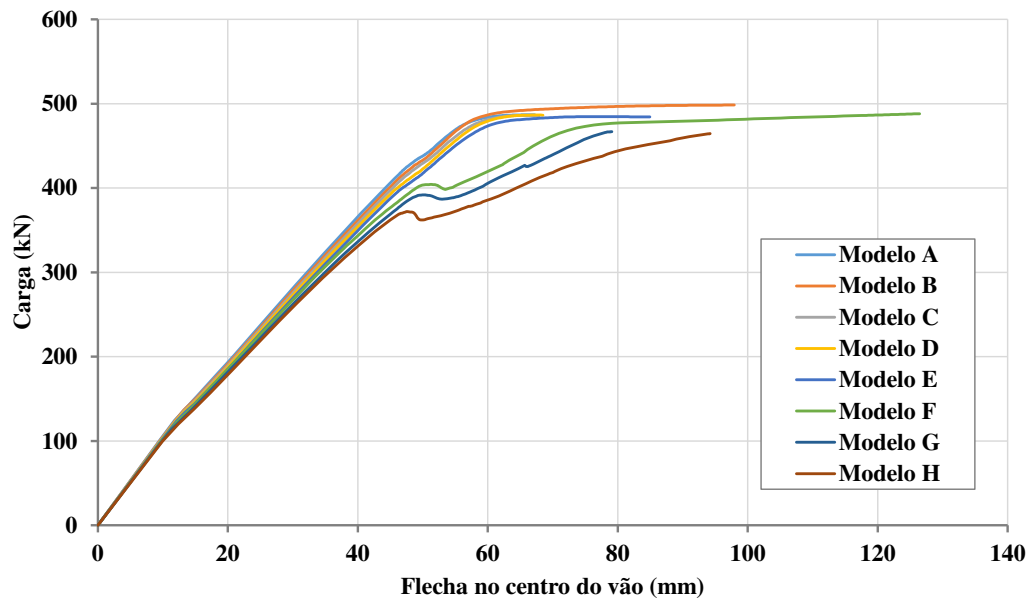


Figura 57 – Curvas carga-flecha para os modelos estudados.

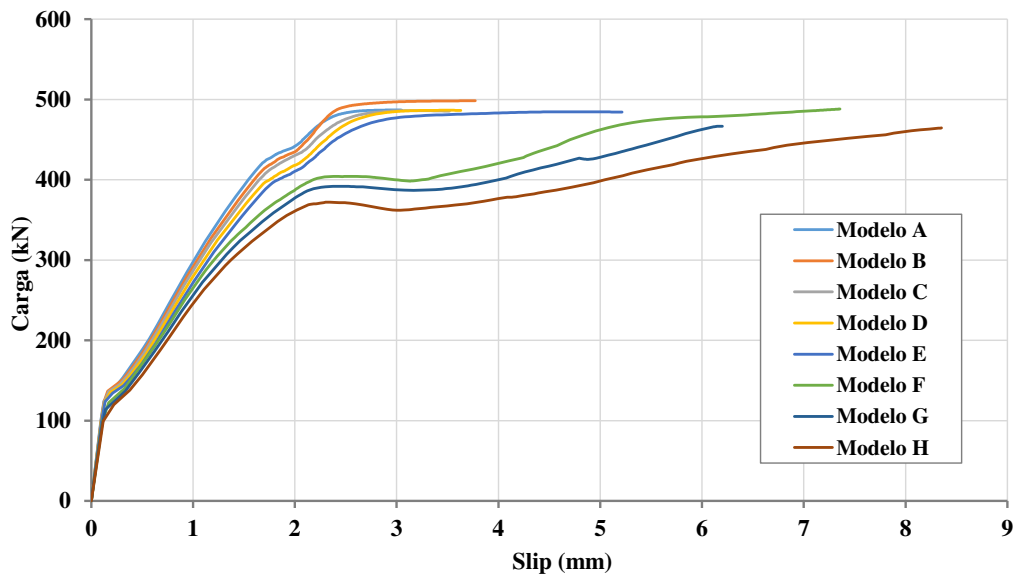


Figura 58 – Curvas carga-deslizamento para os modelos estudados.

A partir desse ponto, os modelos A, B, C, D e E apresentam comportamento similar, com ganho de resistência quase constante até um patamar de carga próximo a 500 kN e estabilização da carga com aumento da flecha.

Por sua vez, os modelos F, G e H (três modelos mais leves da série) apresentam comportamento diferente dos demais, porém similar entre si. Nesses modelos observa-se uma redução da carga quando esta atinge cerca de 80% de seu valor máximo, seguida de uma retomada da rigidez e da resistência até valores próximos do máximo atingidos pelos demais modelos.

A Figura 59 é representativa dos modelos F, G e H e apresenta a distribuição de tensão de von Mises no perfil de aço na seção de aplicação de carregamento, durante o primeiro pico de carga observado. Nota-se a plastificação da alma no tê inferior do perfil de aço na seção dos dois alvéolos situados na zona de flexão pura (à esquerda do enrijecedor). Já na seção onde há ação combinada de flexão e cisalhamento (à direita do enrijecedor), nota-se a plastificação de pontos do contorno dos alvéolos. O *snap through*¹ que se observa nas curvas F, G e H está relacionado à flambagem da diagonal comprimida do montante crítico. Após a flambagem da diagonal comprimida, a diagonal tracionada é mobilizada, permitindo que a viga atinja outra posição de equilíbrio e continue a resistir mais carregamento. Ou seja, existe uma resistência pós-flambagem. Quanto menor a assimetria entre o tê superior e o tê inferior, mais rígido é o montante e menos perceptível é essa transição entre a flambagem da diagonal comprimida e a mobilização da diagonal tracionada, razão pela qual não se percebe um *snap through* nas demais curvas.

A Figura 59 representa a distribuição de tensões de von Mises no perfil de aço no pico de carga no início do *snap through*, e a Figura 60 representa a mesma distribuição no limite inferior do *snap through*, imediatamente anterior à retomada do crescimento da carga.

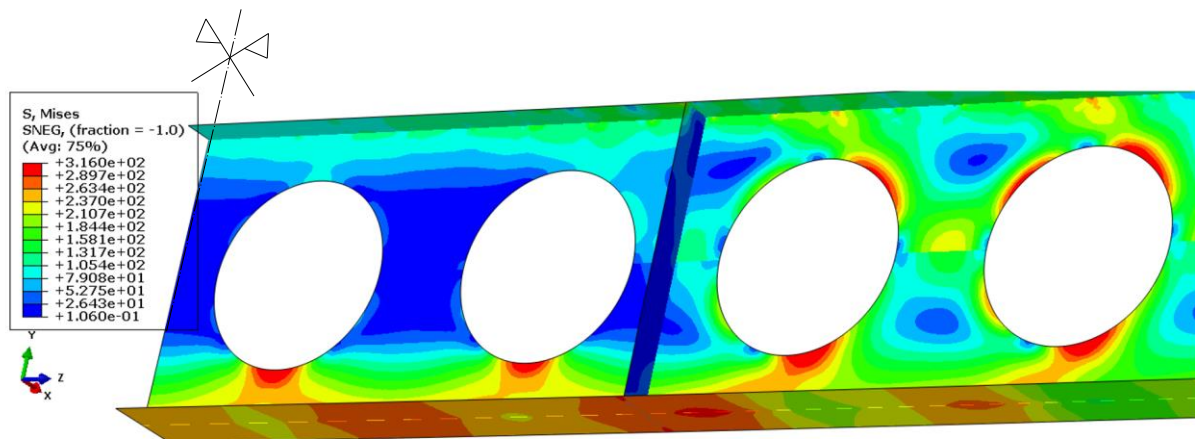


Figura 59 – Distribuição de tensões de von Mises, em MPa, no perfil de aço no primeiro pico de carga, representativa dos modelos F, G e H.

¹ *Snap through* é uma expressão comumente utilizada em inglês para fazer referência à situação em que um sistema elástico, sob certo carregamento, perde momentaneamente o equilíbrio, por alguma instabilidade, e alcança uma nova configuração de equilíbrio estável.

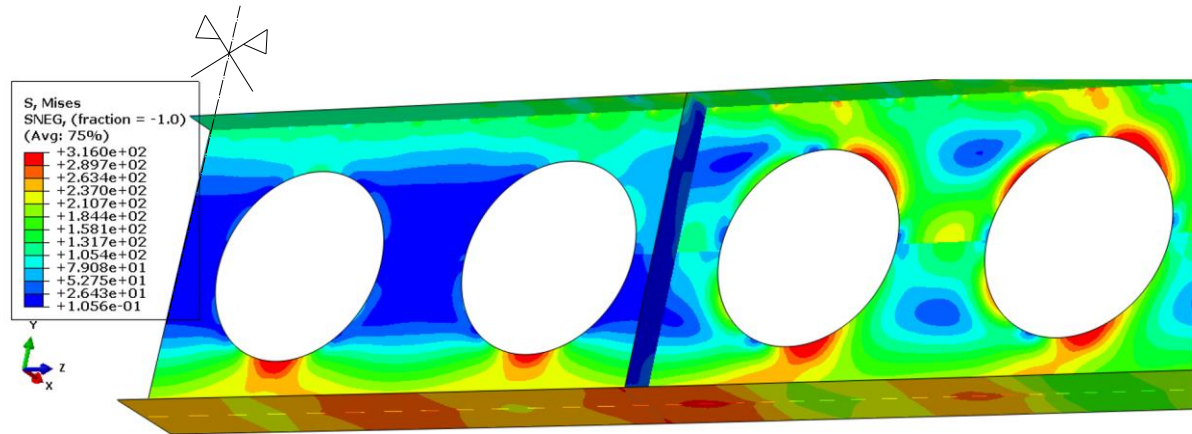


Figura 60 – Distribuição de tensões de von Mises, em MPa, no perfil de aço imediatamente antes da retomada do crescimento da carga, representativa dos modelos F, G e H.

Comparando a Figura 59 e a Figura 60, observa-se que elas são quase idênticas, notando-se um pequeno alívio das tensões no entorno dos dois alvéolos à esquerda do enrijecedor, que é a região sujeita a flexão pura (entre as cargas).

Além disso, também é importante pontuar o comportamento dos modelos quanto aos deslocamentos verticais. Pela Figura 57, nota-se que os cinco modelos com seções mais pesadas atingiram cargas da ordem de 500 kN para uma flecha de 60 mm, enquanto três modelos com seções mais leves atingiram cargas em torno de 400 kN para a mesma flecha. Observando a Tabela 12 nota-se que a partir do modelo F há uma grande redução da largura da mesa superior b_{fs} do perfil de aço. Enquanto as seções de A a E possuem b_{fs} da ordem de 190 mm, as seções de F a H possuem valores da ordem de 150 mm. Essa mudança causa uma redução significativa da inércia do perfil de aço, contribuindo para a ocorrência de maiores flechas até que o modelo atinja a carga máxima.

Na Figura 61 é apresentada a distribuição de tensões na direção longitudinal Z para a laje de concreto, para o primeiro pico de carregamento, representativa dos modelos F, G e H. É possível observar que as tensões máximas de compressão e tração são de 18,9 MPa e 2,35 MPa, inferiores aos valores de f_{cm} e f_{ctm} de 35 MPa e 2,72 MPa, respectivamente. Isto indica que as tensões no concreto não são responsáveis pelo primeiro pico de carga observado nos modelos F, G e H.

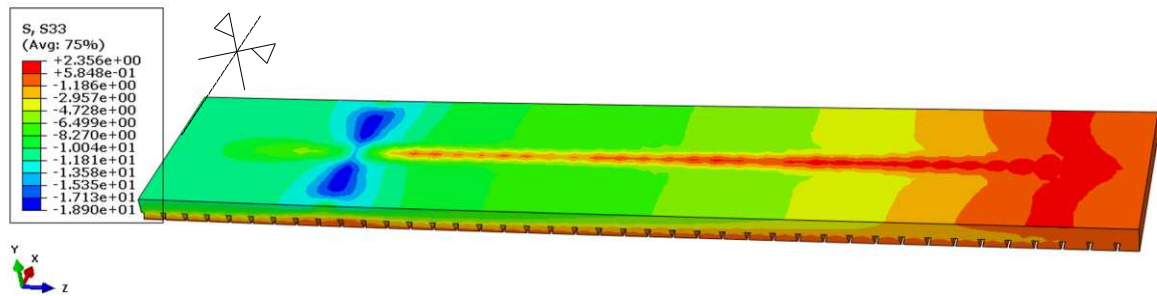


Figura 61 – Distribuição de tensões na direção longitudinal, em MPa, para a laje de concreto para o primeiro pico de carregamento, representativa dos modelos F, G e H.

A distribuição das tensões de von Mises no perfil de aço para o nível máximo de carga, representativa dos modelos F, G e H, é apresentada na Figura 62. Nota-se a ocorrência de plastificação total do t \hat{e} inferior nas seções próximas ao centro do v \hat{a} o. Na seção de flex \hat{a} o pura n \hat{a} o ocorre a plastificação do t \hat{e} superior do perfil de aço, sendo este comportamento condizente com as observações realizadas por Gonçalves (2015).

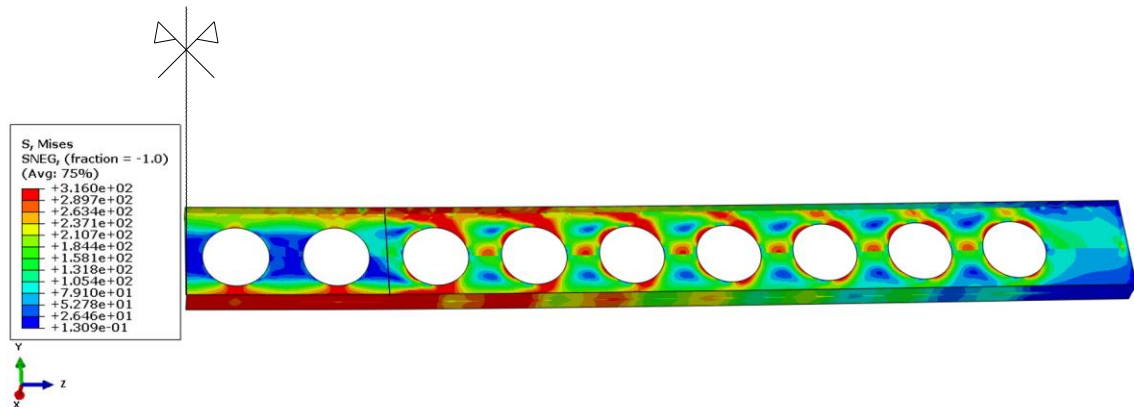


Figura 62 – Distribuição de tensões de von Mises, em MPa, no perfil de aço para o nível máximo de carga, representativa dos modelos F, G e H.

A distribuição de tensões na direção longitudinal Z na laje de concreto para o nível máximo de carga, representativa dos modelos F, G e H, é apresentada na Figura 63. Observa-se que as tensões máximas de compressão e tração são de 19,4 MPa e 1,61 MPa, valores inferiores aos de f_{cm} e f_{ctm} , respectivamente. Em comparação com a distribuição de tensões no início do *snap through* (Figura 61), nota-se um pequeno aumento do máximo valor de compressão de 18,9 MPa e redução do máximo valor de tensão de tração de 2,35 MPa. Isto pode ser explicado pelo processo de abertura de fissuras que ocorre no concreto tracionado, reduzindo sua capacidade resistente à tração.

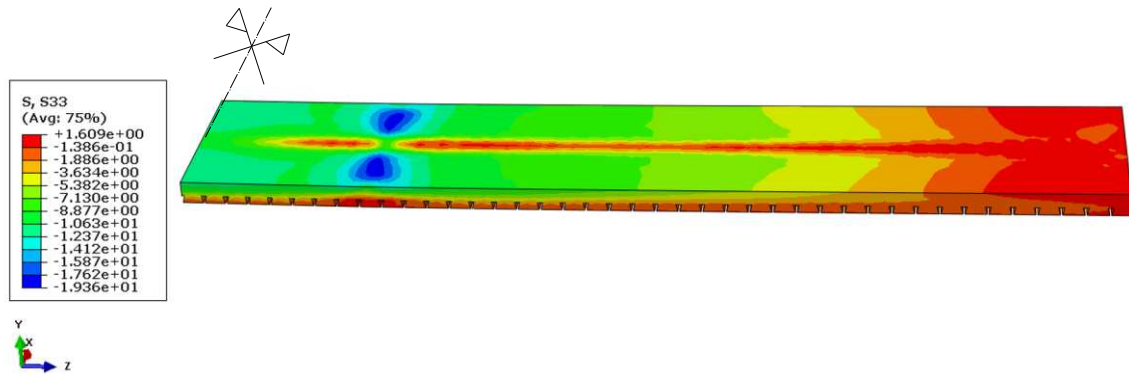


Figura 63 – Distribuição de tensões na direção longitudinal, em MPa, para a laje de concreto para o nível de carga máximo, representativa dos modelos F, G e H.

A distribuição das tensões de von Mises no perfil de aço para o nível máximo de carga, representativa dos modelos A, B, C, D e E, é apresentada na Figura 64. Observa-se que ocorre a plastificação total do tê inferior do perfil de aço nas seções próximas ao centro do vão. Assim como nos modelos mais leves, o tê superior do perfil de aço não atinge a plastificação, novamente de acordo com as observações realizadas por Gonçalves (2015).

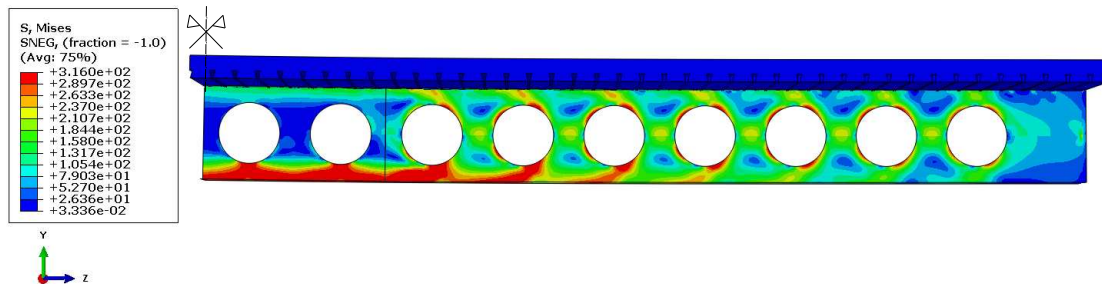


Figura 64 – Distribuição de tensões de von Mises, em MPa, para o nível de carga máximo, representativa dos modelos A, B, C, D e E.

A distribuição de tensões na direção longitudinal Z na laje de concreto para o nível máximo de carga, representativa dos modelos A, B, C, D e E, é apresentada na Figura 65. Observa-se que as tensões máximas de compressão e tração são de 20,8 MPa e 2,35 MPa, valores inferiores aos de f_{cm} e f_{ctm} , respectivamente, com a maior parte da espessura de concreto comprimida sob tensões da ordem de 10 MPa.

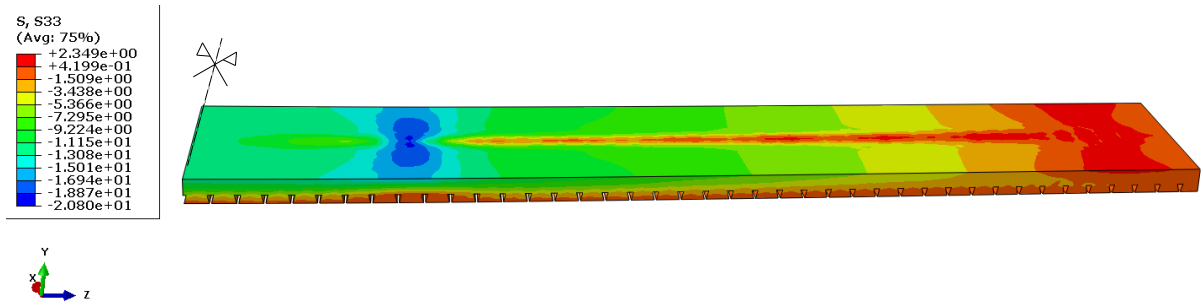


Figura 65 – Distribuição de tensões na direção longitudinal, em MPa, para a laje de concreto para o nível de carga máximo, representativa dos modelos A, B, C, D e E.

Fazendo uma análise de todos os casos estudados, observa-se que o esgotamento da capacidade resistente da seção mista ocorre em função da plastificação do tê inferior do perfil de aço, enquanto o concreto ainda está submetido a tensões inferiores à sua capacidade resistente. Pelas distribuições de tensões da laje de concreto observa-se o efeito causado pela conexão mista, com uma zona linear de tensões de tração na face superior da laje, situada desde o apoio até seções próximas do centro do vão.

7 CONCLUSÕES

7.1 Considerações finais

O comportamento estrutural de vigas celulares mistas de aço e concreto tem sido objetivo de estudo de alguns trabalhos recentes. Como apresentado neste trabalho, a contribuição do tê superior do perfil celular à resistência à flexão da seção mista é muito pequena em comparação com a do tê inferior, em função dos seguintes motivos: (a) não ocorre plastificação total do tê superior do perfil de aço quando a estrutura é carregada até seu limite último, sendo este fenômeno observado apenas no tê inferior; e (b) em vigas mistas é comum que a linha neutra da seção mista se encontre próxima à interface aço-concreto, resultando em pequenas distâncias para os braços de alavanca referentes às forças resultantes do tê superior do perfil de aço.

Considerando o exposto, a utilização de perfis celulares com seções monossimétricas, formadas a partir da junção de metades de diferentes perfis laminados, se mostra interessante do ponto de vista do rendimento estrutural.

Os resultados apresentados neste trabalho indicam que nos casos de vigas mistas em que o momento fletor é o esforço crítico, a substituição da metade superior da seção por um perfil mais leve que o adotado para a metade inferior pode representar uma redução de consumo de aço da ordem de 25%, em relação à seção duplamente simétrica, com uma redução da resistência última de no máximo 5%.

Vale ressaltar que do ponto de vista de rigidez à flexão, a substituição do tê superior da viga celular por seções com menores inércias não provoca aumento relevante dos deslocamentos verticais em situação de serviço, considerando uma flecha da ordem de $L/300$. Por outro lado, se for tomada como limite de deslocamento uma flecha da ordem de $L/200$, o limite do carregamento de serviço para os três modelos estudados com seções mais leves no tê superior (F, G, e H) foi aproximadamente 20% inferior àqueles observados para os perfis mais robustos.

Sobre o comportamento de vigas celulares ao cisalhamento, diversos autores propõem formulações para sua verificação quanto à flambagem do montante de alma. No entanto, a maioria dos trabalhos disponíveis consideram somente seções duplamente simétricas. Como o

presente trabalho trata de perfis celulares monossimétricos, com variação da espessura de alma do montante, as formulações pré-existentes investigadas não se aplicam. Dado esse cenário, neste trabalho é proposta uma extensão da formulação de cálculo da resistência à FMAV de perfis celulares proposta por Grilo (2018b), que se aplica a vigas com seções monossimétricas com variação na espessura de alma. A formulação segue procedimentos similares àqueles das normas ABNT NBR 8800:2008, ANSI/AISC 360:2016 e EN-1993-1-1:2005, incluindo a determinação de uma força cortante de plastificação e de um fator de redução da resistência χ com base em parâmetros de estabilidade. É proposto um novo coeficiente para a determinação da força cortante horizontal de plastificação (β_1), assim como a consideração da espessura média de alma entre as duas metades da seção monossimétrica para o cálculo da esbeltez do montante de alma.

Os resultados de capacidade resistente à FMAV obtidos com a formulação proposta, para vigas celulares monossimétricas com seções com diferentes relações geométricas e graus de assimetria, apresentaram boa correlação com os resultados numéricos. As diferenças máximas entre os valores de força cortante resistente obtidos por meio da formulação e os numéricos foram de +6,1% e -22,6%, respectivamente. A diferença média foi de -6,1%, com coeficiente de variação igual a 7,3%. Assim, considera-se que a formulação proposta neste trabalho é adequada para o cálculo da força cortante resistente de perfis celulares monossimétricos quanto à flambagem do montante de alma por cisalhamento.

7.2 Sugestões para trabalhos futuros

Todas as análises neste trabalho foram realizadas sob condições de temperatura ambiente. É interessante estudar o comportamento de vigas alveolares monossimétricas, tanto mistas quanto isoladas, em situação de incêndio e a influência desta condição tanto na capacidade resistente à flexão e ao cisalhamento quanto na rigidez à flexão.

Este trabalho propõe uma formulação de cálculo da capacidade resistente de perfis celulares monossimétricos para a FMAV. Sugere-se a realização de novos estudos que determinem novas formulações, ou adaptações de outras existentes, para o cálculo da capacidade resistente de perfis castelados monossimétricos.

Em vigas mistas de aço e concreto, a contribuição da laje de concreto à resistência ao cisalhamento da seção mista é de difícil determinação, uma vez que nessas estruturas usualmente não se utilizam armaduras transversais na laje. Assim, é interessante estudar a

contribuição do concreto à força cortante resistente da seção mista, em situações com presença e ausência de armadura transversal.

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABREU, L.M.P.; FAKURY, R.H.; CASTRO e SILVA, A.L.R. **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: 2010.
- ABREU, L. M. P. **Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares.** Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG. Belo Horizonte, 2011.
- American Institute of Steel Construction – **Specification For Structural Steel Buildings – ANSI/AISC 360**, 2016.
- AMADIO, C.; FRAGIACOMO, M. **Effective width evaluation for steel-concrete composite beams.** Journal of Constructional Steel Research, 58:373-388; 2002.
- ARIBERT, J. M.; AL BITAR, A. **Optimisation du dimensionnement en connexion partielle de poutres de planchers mixtes réalisées avec un bac en tôle mince nervurée.** Construction Métallique, 4:3-33; 1989.
- Associação Brasileira de Normas Técnicas – **Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios – NBR 8800**, 2008.
- BATHE, K. J. **Finite Element Procedures.** Estados Unidos: 1996.
- BAZILE, A.; TEXIER, J. **Essais de poutres ajourées.** Construction Métallique, No. 3, 12-25; 1968.
- BEZERRA, E. M. **Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço casteladas.** Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG. Belo Horizonte, 2011.
- BITAR, D. ; MARTIN, P.O. ; GALÉA, Y. ; DEMARCO, T. **Poutres cellulaires acier et mixtes – Partie 1 : Proposition d’un modèle pour la résistance des montants.** Revue Construction Métallique CM2006-1, 2006.
- BS 5950-1:2000. **Structural use of steel in building – Part 1: Code of practice for design – Rolled and welded sections.** British Standards Institution (BSI), 2001.
- BS 5950-3:1990. **Structural use of steel in building – Part 3, Section 3.1: Composite beams.** British Standards Institution (BSI), 1990.

- BYFIELD, M. P.; DAVIES, J. M.; DHANALAKSHMI, M. **Calculation of the strain hardening behaviour of steel structures based on mill tests.** Journal of Constructional Steel Research, v. 61, p. 133–150, 2005.
- CALADO, L.; SANTOS, J. **Estruturas mistas de aço e betão.** 2. ed. Lisboa: Press, 2014.
- CIMADEVILA, J. E.; GUTIÉRREZ, E. M.; RODRIGUEZ, J. A. V. **Vigas Alveoladas.** A Coruna: Biblioteca Técnica Universitária, 2000.
- DELESQUES, R. **Stabilité des montants de poutres ajourées.** Construction Métallique. 3:26-33; 1968.
- DELESQUES, R. **Le calcul des poutres ajourées.** Construction Métallique. 4:41-51, 1969.
- DONAHEY, R. C.; DARWIN, D. **Performance and design of composite beams with web openings.** University of Kansas Report SM18, April 1986.
- EN 1993-1-1 **Design of steel structures – Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings** – Eurocode 3, 2005.
- EN 1994-1-1 **Design of composite steel and concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings** – Eurocode 4, 1992.
- ERDAL, F. **Ultimate load capacity of optimally designed cellular beams.** Tese de Doutorado. Middle East Technical University, Turquia, 2011.
- ERDAL, F.; SAKA, M. P. **Ultimate load carrying capacity of optimally designed steel cellular beams.** Journal of Constructional Steel Research, 2012.
- FAKURY, R. H.; CASTRO E SILVA, A. L. R.; CALDAS, R. B. **Dimensionamento de elementos estruturais de aço e mistos de aço e concreto.** 1 ed. Pearson Education do Brasil. 2017.
- FARIA, C. C. **Momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas celulares de aço em temperatura ambiente e situação de incêndio.** Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG. Belo Horizonte, 2019.
- FERRARI, G. A. **Simulação numérica do comportamento estrutural de vigas alveolares mistas de aço e concreto.** Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2013.

- FERREIRA, F. P. V.; MARTINS, C. H.; DE NARDIN, S. **Advances in composite beams with web openings and composite cellular beams.** Journal of Constructional Steel Research, n. 172, 2020.
- FINK, J.; PETRASCHKEK, T.; ONDRIS, L. Push-out Test Parametric Simulation Study of a New Sheet-Type Shear Connector. Vienna, Austria; 2007.
- GEMPERLE, C. **Vereinfachte vordimensionierung von wabenträgern.** Stahlbau, n. 76, p. 530-536, 2007.
- GONÇALVES, A. B. **Modelo analítico para dimensionamento de vigas alveolares mistas de aço e concreto.** Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2015.
- GRILO, L. F. **Formulação para determinação da força cortante resistente de flambagem do montante de alma em vigas celulares de aço.** Tese de Doutorado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG. Belo Horizonte, 2018a.
- GRILO, L. F.; FAKURY, R. H.; CASTRO E SILVA, A. L. R; VERÍSSIMO, G. S. **Design procedure for the web-post buckling of steel cellular beams.** Journal of Constructional Steel Research, n. 148, p. 525-541, 2018b.
- HARPER, C.S. **Design in steel 4: Castellated & cellular beams.** British Steel Publications, 1994.
- HECHLER, O.; MÜLLER, C.; SEDLACEK, G. **Investigations on beams with multiple regular openings.** Composite Construction in Steel and Concrete V. 2006.
- HIBBITT, H. D. *et al.* **ABAQUS Theory Manual.** Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc, EUA. 2009.
- HICKS, S. J. *et al.* **Large web openings for service integration in composite floors.** Final report for ECSC Research Contract 7210-PR-315. 2006.
- HICKS, S. J.; LAWSON, R. M. **Design of composite beams with large openings.** SCI Publication P355, 2011.
- JUSTINO, L. G. **Análise da flambagem do montante de alma por cisalhamento em vigas casteladas de aço em situação de incêndio.** Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2018.

- LAWSON, R. M. **Design for openings in the webs of composite beams.** SCI/CIRIA publication, SCI-P-068, 1987.
- LAWSON, R. M.; CHUNG, K. F.; PRICE, A. M. **Tests on composite beams with large web openings to justify existing design methods.** The Structural Engineer, v. 70, n.1. Janeiro 1992.
- LAWSON, R. M.; OSHATOGBE, D.; NEWMAN, G. M. **Design of FABSEC beams in non-composite and composite applications (including fire).** The Steel Construction Institute, Vol. 269, 2002.
- LAWSON, R. M.; LIM, J.; HICKS, S. J.; SIMMS, W. I. **Design of composite asymmetrical cellular beams and beams with large web openings.** Journal of Constructional Steel Research, n. 62 (6), p. 614-629, 2006.
- LAWSON, R. M.; SAVERIRAJAN, A. H. A. **Simplified elasto-plastic analysis of composite beams and cellular beams to Eurocode 4.** Journal of Construction Steel Research, 2011.
- LAWSON, R. M.; LAM, D.; AGGELOPOULOS, E.; HANUS, F. **Serviceability performance of composite cellular beams with partial shear connection.** Journal of Constructional Steel Research, n. 150, p. 491-504, 2018.
- MALM, R. **Predicting shear type crack initiation and growth in concrete with non-linear finite element method.** KTH, Sweden, 2009.
- MARTIN, P. O.; COUCHAUX, M.; VASSART, O.; BUREAU, A. **An analytical method for the resistance of cellular beams with sinusoidal openings.** Engineering Structures, n. 143, p. 113-126, 2017.
- MEGHARIEF, J.D. **Behavior of composite castellated beams.** Montreal, Canada: McGill University; 1997.
- MEGHARIEF, J.; REDWOOD, R. **Behaviour of composite castellated beams.** Journal of Constructional Steel Research, v. 46, p. 199-200, 1998.
- MESQUITA, L.; GONÇALVES, J.; GONÇALVES, G.; PILOTO, P.; ABDELHAK, K. **Intumescent Fire Protection of Cellular Beams.** In: CMM Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista, X Congresso de Construção Metálica e Mista, Coimbra, 2015.

- MÜLLER, C.; HECHLER, O.; BUREAU, A.; BITAR, D.; JOYEUX, D.; CAJOT, L. G.; DEMARCO, T.; LAWSON, R. M.; HICKS, S.; DEVINE, P.; LAGERQVIST, O.; HEDMAN-PÉTURSSON, E.; UNOSSON, E.; FELDMANN, M. **Large web openings for service integration in composite floors.** Technical Steel Research: Final Report. 2006.
- NADJAI, A.; VASSART, O.; ALI, F.; TALAMONA, D.; ALLAM, A.; HAWES, M. **Performance of cellular composite floor beams at elevated temperatures.** Fire Safety Journal, v. 42, p. 489-497, 2007.
- NETHECORT, D. A.; KERDAL, D. **Lateral-torsional buckling of castellated beams.** The structural engineer. Vol. 60B. No 3. Set. 1982.
- NSEIR, J.; LO, M.; SONCK, D.; SOMJA, H.; VASSART, O.; BOISSONNADE, N. **Lateral torsional buckling of cellular steel beams.** Proceedings of the Annual Stability Conference, Structural Stability Research Council, Grapevine, Texas, April 18-21, 2012.
- OLIVEIRA, L. B. **Procedimentos para definição das características geométricas de vigas alveolares de aço para sistemas de piso e de cobertura.** Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2012.
- OWENS, G. **State of the art report: basic problems, design concepts and codification of steel and composite structures.** Journal of Constructional Steel Research, v.55, p.7-27, 2000.
- PANEDPOJAMAN, P.; THEPCHATRI, T.; LIMKATANYU, S. **Novel design equations for shear strength of local web-post buckling in cellular beams.** Thin-Walled Structures, v. 76, p. 92-104, 2014.
- PAVLOVIĆ, M.; MARKOVIĆ, Z.; VELJKOVIĆ, M.; BUĐEVAC, D. **Bolted shear connectors vs. headed studs behaviour in push-out tests.** Journal of Constructional Steel Research. v. 88, . p 134–149, 2013.
- PEREIRA, C. L. **Estudo comparativo de soluções para sistemas de piso misto de aço e concreto, com vigas mistas de alma cheia e vigas mistas alveolares.** Trabalho de Conclusão de Curso. Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2019.

- PETRAUSKI, M. C. **Simulação numérica do comportamento de vigas mistas de aço e concreto com conectores crestbond**. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2016.
- PETRUCCI, E. G. R. **Concreto de Cimento Portland**. Editora Globo, 2005.
- PRACHAR, M.; JANDERA, M.; WALD, F.; ZHAOB, B. **Fire resistance of slender section beams Subjected to lateral torsional buckling**. Steel Construction, v. 7, n. 3, p. 188-192, 2014.
- PRACHAR, M.; JANDERA, M.; WALD, F.; ZHAOB, B. **Lateral Torsional-Buckling of Class 4 steel plate beams at elevated temperature: Experimental and numerical comparison**. Journal of Structural Fire Engineering, v. 6, n. 3, p. 223-236, 2015.
- PRACHAR, M.; HRICAK, J.; JANDERA, M.; WALD, F.; ZHAOB, B. **Experiments of Class 4 open section beams at elevated temperature**. Thin-Walled Structures, v. 98, p. 2-18, 2016.
- REDWOOD, R. G.; WONC, P. W. **Web holes in composite beams with steel deck**. Proceedings, Eighth Canadian Structural Engineering Conference, Canadian Steel Construction Council, Willowdale, Ont., 41 p. 1982.
- REDWOOD, R. G.; POUMBOURAS, G. **Tests of composite beams with web holes**. Canadian Journal. of Civil Engineering., n. 10. Dezembro 1983.
- REDWOOD, R.; DEMIRDJIAN, S. **Castellated beam web buckling in shear**. Journal of Structural Engineering. 124:1202-1207; 1998.
- SAKIYAMA, E. K. H. **Estudo numérico-experimental da flambagem do montante de alma por cisalhamento em vigas casteladas soldadas**. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2018.
- SATERNUS, P. **Cellular Beams with Closely Spaced Web Openings – A Review of Analytical Calculation Models for Web-Post Buckling**. Advances in Science and Technology Research Journal. 16 (1), p. 213-230. 2022.
- SHEEHAN, T.; DAI, X.; LAM, D.; AGGELOPOULOS, E.; LAWSON, R. M.; OBIALA, R. **Experimental study on long spanning composite cellular beam under flexure and shear**. Journal of Constructional Steel Research, v. 116, p. 40-54, 2016.

- SILVEIRA, E. G. **Avaliação do comportamento de vigas alveolares de aço com ênfase nos modos de colapso por plastificação.** Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2011.
- SONCK, D. **Global buckling of castellated and cellular steel beams and columns.** PhD Thesis, Department of Structural Engineering, Ghent University, Belgium, 2014.
- SONCK, D.; BELIS, J. **Lateral-torsional buckling resistance of cellular beams.** Journal of Constructional Steel Research, v. 105, p. 119-128, 2015.
- TEIXEIRA, F. B. **Análise numérica de perfis alveolares de aço.** Belo Horizonte: Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG. Belo Horizonte, 2017.
- TOPRAC, A. A.; COOKE, B. R. **An experimental investigation of open-web beams.** Welding Research Council, 1959.
- TSAVDARIDIS, K.D.; D'MELLO, C. **Web buckling study of the behaviour and strength of perforated steel beams with various novel web opening shapes.** Journal of Constructional Steel Research, n. 67, p. 1605-1620, 2011.
- VALENTE, M. T. **Análise numérica do comportamento estrutural de vigas casteladas de aço em situação de incêndio com ênfase nos modos de falha por plastificação.** Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2018.
- VERÍSSIMO, G. S. **Análise e comportamento de vigas de aço e vigas mistas com aberturas na alma.** Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG. Belo Horizonte, 1996.
- VERÍSSIMO, G. S. **Desenvolvimento de um conector de cisalhamento em chapa dentada para estruturas mistas de aço e concreto e estudo do seu comportamento.** Tese de Doutorado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG. Belo Horizonte, 2007.
- VERÍSSIMO, G. S.; PAES, J. L. R.; FAKURY, R. H.; RODRIGUES, F. C. **Estudo de vigas de aço alveolares fabricadas a partir de perfis laminados brasileiros.** Relatório de Pesquisa - Projeto TEC-APQ-01429-08. Universidade Federal de Viçosa. Viçosa-MG, 2010.

- VERÍSSIMO, G. S.; VIEIRA, W. B.; SILVEIRA, E. G.; RIBEIRO, J. C. R.; PAES, J. L. R.; BEZERRA, E. M.; CASTRO E SILVA, A. L. R. **Estados limites aplicáveis às vigas alveolares de aço**. Revista da Estrutura de Aço, v. 2, n. 2, p. 126-144, 2013.
- VERÍSSIMO, G. S. **Análise do comportamento da interface num elemento misto de aço e concreto em função da flexibilidade do conector de cisalhamento**. Estudo Técnico. Departamento de Engenharia Civil, Universidade Federal de Viçosa, 2014.
- VERÍSSIMO, G. S.; SAKIYAMA, E. K. H.; PAES, J. L. R.; RIBEIRO, J. C. L.; FAKURY, R.H.; CALDAS, R.B.; VIEIRA, W.B. **Estudo numérico-experimental do desempenho estrutural de vigas alveolares soldadas**. Relatório do Projeto de Pesquisa TEC-APQ-02618-15. UFV, Viçosa, MG, Brasil, 2017.
- VIEIRA, H. C. **Análise numérica da flambagem do montante de alma devida ao cisalhamento em vigas de aço celulares**. Belo Horizonte: Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG. Belo Horizonte, 2014.
- VIEIRA, W. B. **Simulação numérica do comportamento estrutural de vigas casteladas de aço com ênfase na flambagem do montante de alma**. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2011.
- VIEIRA, W. B. **Estudo numérico-experimental da flambagem do montante de alma em vigas casteladas de aço**. Tese de Doutorado. Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2015.
- VILA REAL, P. M. M.; CAZELI, P.; SIMÕES DA SILVA, L.; SANTIAGO, A.; PILOTO, P. **The effect of residual stresses in the lateral-torsional buckling of steel I-beams at elevated temperature**. Journal of Constructional Steel Research, v. 60, p. 783-793, 2004.
- WANG, P.; WANG X.; LIU, M. **Practical method for calculating the buckling temperature of the web-post in a cellular steel beam in fire**. Thin-Walled Structures. 85: 441–455. 2014.
- WARD, J. K. **Design of composite and non-composite cellular beams**. The Steel Construction Institute, 1ª edição, 1990.
- WARREN, J. **Ultimate load and deflection behaviour of cellular beams**. Dissertação de Mestrado. School of Civil Engineering, University of Natal, Durban, 2001

ZAAROUR, W.; REDWOOD, R. **Web buckling in thin webbed castellated beams.** Journal of Structural Engineering, Agosto 1996.

APÊNDICE A - RESULTADOS REFERENTES À FORMULAÇÃO PROPOSTA PARA PERFIS CELULARES MONOSSIMÉTRICOS À FMAV

Na Tabela 14 estão apresentadas as propriedades geométricas dos 46 modelos utilizados para a calibração do fator de ajuste β_1 proposto neste trabalho.

Tabela 14 – Propriedades dos modelos geométricos utilizados para a calibração do fator de ajuste β_1 .

SEÇÃO		D_0/d_g	p/D_0	t_{wi} / t_{ws}	SEÇÃO		D_0/d_g	p/D_0	t_{wi} / t_{ws}
Superior	Inferior				Superior	Inferior			
W310×21	W310×23,8			1,098	W310×21	W310×38,7			1,137
W310×21	W310×32,7			1,294	W310×21	W310×44,5	0,8	1,2	1,294
W310×21	W310×38,7	0,7	1,3	1,137	W310×21	W310×60			1,471
W310×21	W310×52			1,490	W310×21	W310×74			1,843
W310×21	W310×60			1,471	W360×32,9	W360×39	1,121		
W310×21	W310×74			1,843	W360×32,9	W360×51	0,5	1,45	1,241
W360×32,9	W360×39			1,121	W360×32,9	W360×64			1,328
W360×32,9	W360×51			1,241	W360×32,9	W360×79			1,621
W360×32,9	W360×57,8	0,5	1,4	1,362	W360×32,9	W360×39			1,121
W360×32,9	W360×64			1,328	W360×32,9	W360×44	1,190		
W360×32,9	W360×79			1,621	W360×32,9	W360×57,8	0,6	1,3	1,362
W360×32,9	W360×39	1,121	W360×32,9	W360×72	1,483				
W360×32,9	W360×44	1,190	W360×32,9	W360×79	1,621				
W360×32,9	W360×57,8	0,5	1,5	1,362	W360×32,9	W360×39			1,121
W360×32,9	W360×72			1,483	W360×32,9	W360×51	1,241		
W360×32,9	W360×79			1,621	W360×32,9	W360×57,8	0,6	1,4	1,362
W310×21	W310×23,8			1,098	W360×32,9	W360×64			1,328
W310×21	W310×32,7			1,294	W360×32,9	W360×79			1,621
W310×21	W310×52	0,643	1,4	1,490	W360×32,9	W360×39			1,121
W310×21	W310×60			1,471	W360×32,9	W360×44	1,190		
W310×21	W310×74			1,843	W360×32,9	W360×57,8	0,6	1,5	1,362
W310×21	W310×23,8	0,8	1,2	1,098	W360×32,9	W360×72			1,483
W310×21	W310×28,3			1,176	W360×32,9	W360×79			1,621

Na Tabela 15 estão apresentados os 23 modelos utilizados para a validação da formulação proposto, contendo os resultados para a força cortante resistente de perfis celulares monossimétricos obtidos por meio da formulação proposta, em comparação com os resultados numéricos.

Tabela 15 – Resultados obtidos por meio da formulação proposta em comparação com os resultados numéricos.

SEÇÃO		D_0/d_g	ρ/D_0	t_{wi} / t_{ws}	$V_{m\acute{a}x,calc} \text{ (kN)}$	$V_{m\acute{a}x,num} \text{ (kN)}$	$V_{m\acute{a}x,calc} / V_{m\acute{a}x,num}$
Superior	Inferior						
W310×21	W310×28,3	0,7	1,3	1,176	73.1	73,4	0.988
W310×21	W310×44,5	0,7	1,3	1,294	78.2	77,1	0.996
W310×21	W310×67	0,7	1,3	1,667	84.4	80,6	0.993
W360×32,9	W360×44	0,5	1,4	1,190	139.4	169,8	0.842
W360×32,9	W360×72	0,5	1,4	1,483	145.4	175,7	0.828
W360×32,9	W360×51	0,5	1,5	1,241	163.2	174,4	0.942
W360×32,9	W360×64	0,5	1,5	1,328	166.4	176,5	0.942
W310×21	W310×28,3	0,643	1,4	1,176	88.7	90,6	0.971
W310×21	W310×38,7	0,643	1,4	1,137	86.5	89,5	0.962
W310×21	W310×44,5	0,643	1,4	1,294	94.8	93,5	0.995
W310×21	W310×67	0,643	1,4	1,667	108.0	96,2	1.063
W310×21	W310×32,7	0,8	1,2	1,294	53.9	51,4	1.019
W310×21	W310×52	0,8	1,2	1,490	56.6	54,9	0.983
W310×21	W310×67	0,8	1,2	1,667	54.7	55,2	0.929
W360×32,9	W360×44	0,5	1,45	1,190	152.0	170,8	0.907
W360×32,9	W360×57,8	0,5	1,45	1,362	161.4	176,7	0.917
W360×32,9	W360×72	0,5	1,45	1,483	159.9	177,6	0.894
W360×32,9	W360×51	0,6	1,3	1,241	107.5	140,4	0.774
W360×32,9	W360×64	0,6	1,3	1,328	109.0	131,8	0.830
W360×32,9	W360×44	0,6	1,4	1,190	124.8	134,5	0.929
W360×32,9	W360×72	0,6	1,4	1,483	139.7	141,1	0.966
W360×32,9	W360×51	0,6	1,5	1,241	137.0	142,3	0.945
W360×32,9	W360×64	0,6	1,5	1,328	145.0	144,2	0.979
Média							0,939
Desvio Padrão							0,069
Coeficiente de Variação							7,3%