

ELISA KAORI HARGER SAKIYAMA

**ESTUDO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DA FLAMBAGEM DO MONTANTE
DE ALMA POR CISALHAMENTO EM VIGAS CASTELADAS SOLDADAS**

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*.

VIÇOSA
MINAS GERAIS – BRASIL
2018

**Ficha catalográfica preparada pela Biblioteca Central da Universidade
Federal de Viçosa - Câmpus Viçosa**

T

S158e
2018 Sakiyama, Elisa Kaori Harger, 1991-
Estudo numérico-experimental da flambagem do montante
de alma por cisalhamento em vigas casteladas soldadas / Elisa
Kaori Harger Sakiyama. – Viçosa, MG, 2018.
ix, 96 f. : il. (algumas color.) ; 29 cm.

Inclui apêndice.

Orientador: José Carlos Lopes Ribeiro.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Viçosa.

Referências bibliográficas: f. 90-92.

1. Vigas casteladas. 2. Projeto experimental. 3. Análise
numérica. 4. Solda e soldagem. 5. Aço - Estruturas.
6. Cisalhamento. 7. Flambagem (Mecânica). I. Universidade
Federal de Viçosa. Departamento de Engenharia Civil. Programa
de Pós-Graduação em Engenharia Civil. II. Título.

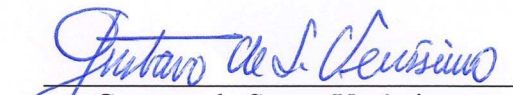
CDD 22. ed. 624.1821

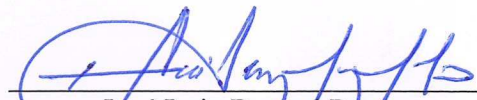
ELISA KAORI HARGER SAKIYAMA


**ESTUDO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DA FLAMBAGEM DO MONTANTE
DE ALMA POR CISALHAMENTO EM VIGAS CASTELADAS SOLDADAS**

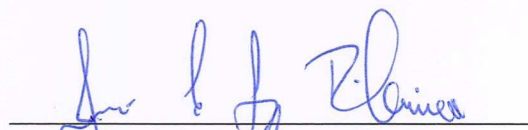
Dissertação apresentada à Universidade Federal de Viçosa, como parte das exigências do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, para obtenção do título de *Magister Scientiae*.

APROVADA: 02 de fevereiro de 2018.


Gustavo de Souza Veríssimo
(Coorientador)


José Luiz Rangel Paes
(Coorientador)


Ana Lydia Reis de Castro e Silva


José Carlos Lopes Ribeiro
(Orientador)

*A tribulação produz perseverança; e a
perseverança, experiência; e a
experiência, esperança.*

Paulo de Tarso

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus, por guiar e firmar os meus passos e por confirmar as obras que faço com a força que Ele me dá, segundo a sua infinita bondade e misericórdia;

aos meus queridos pais Ney e Cássia, pelo exemplo de vida e por todo apoio, amor, incentivo e investimento em minha formação;

ao meu querido esposo Ulisses, pela sua compreensão, sua companhia, seu carinho e seu auxílio;

aos meus queridos irmãos Felipe e Larissa, e à querida Nayara, pela torcida e assistência;

ao Prof. Gustavo de Souza Veríssimo, pela orientação, por estar sempre disponível, e pelo conhecimento transmitido durante toda minha jornada acadêmica;

ao Prof. José Carlos Lopes Ribeiro e ao Prof. José Luiz Rangel Paes, pela orientação, assistência e importantes contribuições;

ao Prof. Washington Batista Vieira, pelo suporte;

a Pedro Vaz, pelas fotos e auxílio na instrumentação dos modelos experimentais;

aos professores, alunos e técnicos da UFMG – Prof. Ricardo Hallal Fakury, Prof. Rodrigo Barreto Caldas, Prof. Francisco Carlos Rodrigues, Lucas Figueiredo Grilo, Victor Pereira Daldegan, Geraldo e Afonso, pela colaboração durante o programa experimental; à Prof^ª. Ana Lydia Reis Castro e Silva, pela participação na banca de defesa;

aos companheiros de curso, pela agradável convivência e troca de experiências;

aos meus amigos, pelos conselhos e momentos de comunhão; à Kézia e Lênia, pela preciosa ajuda; à Adriana, pelo cuidado;

à CAPES – Fundação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior, pelo financiamento da minha bolsa de mestrado;

à empresa MEDABIL Sistemas Construtivos S/A, pela fabricação dos modelos de vigas e pela assistência dos engenheiros Gilcimar Nogueira, Juliano Silva e Alexandre Maciel;

à FAPEMIG, por viabilizar este estudo com o financiamento do projeto TEC-APQ-02618-15;

e ao corpo docente e técnico da Universidade Federal de Viçosa, pela excelência em seu serviço.

SUMÁRIO

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS	vi
RESUMO.....	viii
ABSTRACT.....	ix
1. INTRODUÇÃO.....	1
2. REVISÃO DE LITERATURA	7
2.1. CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS DAS VIGAS CASTELADAS.....	7
2.2. MODOS DE COLAPSO DE VIGAS ALVEOLARES	8
2.2.1. Flambagem do Montante de Alma por Cisalhamento (FMAV)	8
2.2.2. Ruptura da Junta Soldada no Montante de Alma (RJS).....	9
2.2.3. Formação de Mecanismo Vierendeel (MV)	10
2.2.4. Formação de Mecanismo Plástico por Flexão (MPF).....	11
2.2.5. Flambagem Lateral com Torção (FLT)	11
2.2.6. Flambagem Lateral com Distorção (FLD).....	12
2.2.7. Flambagem do Montante de Alma por Compressão (FMAC).....	12
2.3. ESTUDOS SOBRE FMAV	13
2.3.1. Programa numérico-experimental de Vieira (2015)	13
2.3.2. Formulação de Delesques (1968).....	18
3. MATERIAIS E MÉTODOS	21
3.1. CONSIDERAÇÕES PRELIMINARES	21
3.2. O PROGRAMA EXPERIMENTAL.....	22
3.3. FABRICAÇÃO DOS MODELOS	25
3.4. AVALIAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS DOS MODELOS.....	27
3.5. CARACTERIZAÇÃO DO AÇO.....	30
3.6. CONFIGURAÇÃO DO ENSAIO DOS MODELOS DE VIGA	31
3.6.1. Condições de contorno	32
3.6.2. Instrumentação	34
3.7. SIMULAÇÃO NUMÉRICA PRELIMINAR	35
3.7.1. Tipo de elemento	35
3.7.2. Malha de elementos finitos	35
3.7.3. Espessuras das seções	36
3.7.4. Condições de contorno	37
3.7.5. Definição do material	39
3.7.6. Análise de flambagem elástica	39
3.7.7. Análise não linear	40

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO	41
4.1. CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS DOS MODELOS.....	41
4.1.1. Larguras, comprimentos e posição dos enrijecedores	41
4.1.2. Imperfeições geométricas iniciais.....	42
4.1.3. Espessuras	45
4.2. CARACTERIZAÇÃO DO AÇO.....	46
4.3. RESULTADOS DA SIMULAÇÃO NUMÉRICA PRELIMINAR	50
4.4. RESULTADOS DOS ENSAIOS	52
4.4.1. Modos de colapso e força cortante máxima suportada pelo montante de alma.....	52
4.4.2. Curvas Força x Deslocamento	60
4.5. COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS EXPERIMENTAIS E NUMÉRICOS.....	67
4.6. FORMULAÇÃO PARA ESFORÇO MÁXIMO CORTANTE	81
5. CONCLUSÕES	88
5.1. CONCLUSÕES GERAIS	88
5.2. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	89
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	90
APÊNDICE A	93

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

a_o	largura máxima do alvéolo
b	projeção horizontal do lado inclinado da abertura na viga castelada
b_f	largura da mesa do perfil original
b_w	menor largura do montante de alma
c_v	coeficiente de variação
d	altura total do perfil original
d_g	altura total da viga castelada
f_u	resistência à ruptura do aço à tração
f_y	resistência ao escoamento do aço
h	altura da alma do perfil original
h_{exp}	projeção vertical do lado inclinado da abertura na viga castelada
h_g	altura total da viga castelada
h_o	altura do alvéolo
h_p	altura da chapa expansora
h_t	altura do banzo da viga castelada
l	vão entre apoios
p	distância entre centros de alvéolos adjacentes, ou passo
t_f	espessura da mesa do perfil original
t_w	espessura da alma do perfil original
\bar{x}	média
y_o	distância do centro de gravidade do banzo ao eixo da viga
E	módulo de elasticidade longitudinal
$F_{cr.num}$	força crítica obtida da análise numérica de flambagem elástica
$F_{máx.num}$	força máxima obtida da análise numérica não linear
L	comprimento total da viga
N	número de alvéolos
S	desvio padrão
S_o	seção transversal média do corpo de prova de aço
V_{Rk}	força cortante resistente característica
V_{cr}	força cortante crítica

$V_{cr.num}$	força cortante crítica no montante de alma obtida da análise numérica de flambagem elástica
V_e	força cortante resistente de escoamento do montante de alma por flexão
$V_{máx.num}$	força cortante crítica no montante de alma obtida da análise numérica não linear
$V_{máx.exp}$	força cortante máxima suportada pelo montante de alma
Δ	desvio do montante de alma
θ	ângulo de abertura
λ_w	esbeltez de alma do perfil original igual a h/t_w
ρ	b_w/p
AS	padrão Anglo-Saxão
DT	transdutor de deslocamento
FLD	flambagem lateral com distorção
FLT	flambagem lateral com torção
FMAC	flambagem do montante de alma por compressão
FMAV	flambagem do montante de alma por cisalhamento
LT	padrão Litzka
MPF	formação de mecanismo plástico por flexão
MV	formação de mecanismo Vierendeel
RJS	ruptura da junta soldada no montante de alma

SAKIYAMA, Elisa Kaori Harger, M.Sc., Universidade Federal de Viçosa, fevereiro de 2018. **Estudo numérico-experimental da flambagem do montante de alma por cisalhamento em vigas casteladas soldadas.** Orientador: José Carlos Lopes Ribeiro. Coorientadores: Gustavo de Souza Veríssimo e José Luiz Rangel Paes.

Este trabalho compreende a realização de um estudo numérico-experimental do comportamento estrutural de 12 protótipos de perfis soldados com alma castelada sujeitos à flexão. Os objetivos específicos foram avaliar experimentalmente o desempenho estrutural de vigas casteladas soldadas susceptíveis à flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV); avaliar a influência do método de fabricação das vigas casteladas soldadas nas imperfeições geométricas iniciais e comparar os resultados com os das vigas casteladas laminadas da literatura; e propor um modelo analítico para verificação do estado limite de FMAV. Dez das doze vigas ensaiadas falharam por FMAV. Uma das vigas falhou por formação de mecanismo Vierendeel e outra por ruptura da junta soldada no montante de alma. De acordo com os resultados obtidos no presente trabalho, observou-se que praticamente não existem diferenças entre o comportamento de vigas alveolares soldadas e laminadas. O programa experimental conduzido contribuiu para o estabelecimento de uma proposta de verificação ao modo de colapso por FMAV. Por fim, o modelo numérico utilizado para realização das análises numéricas prévias foi capaz de estimar satisfatoriamente a resposta estrutural dos modelos ensaiados. A coerência e correlação entre os resultados de modelos pares e entre os resultados experimentais e numéricos evidenciam rigor na execução dos procedimentos de análise.

ABSTRACT

SAKIYAMA, Elisa Kaori Harger, M.Sc., Universidade Federal de Viçosa, February, 2018. **Numerical and experimental study on web-post buckling of welded castellated beams.** Advisers: José Carlos Lopes Ribeiro. Co-advisers: Gustavo de Souza Veríssimo and José Luiz Rangel Paes.

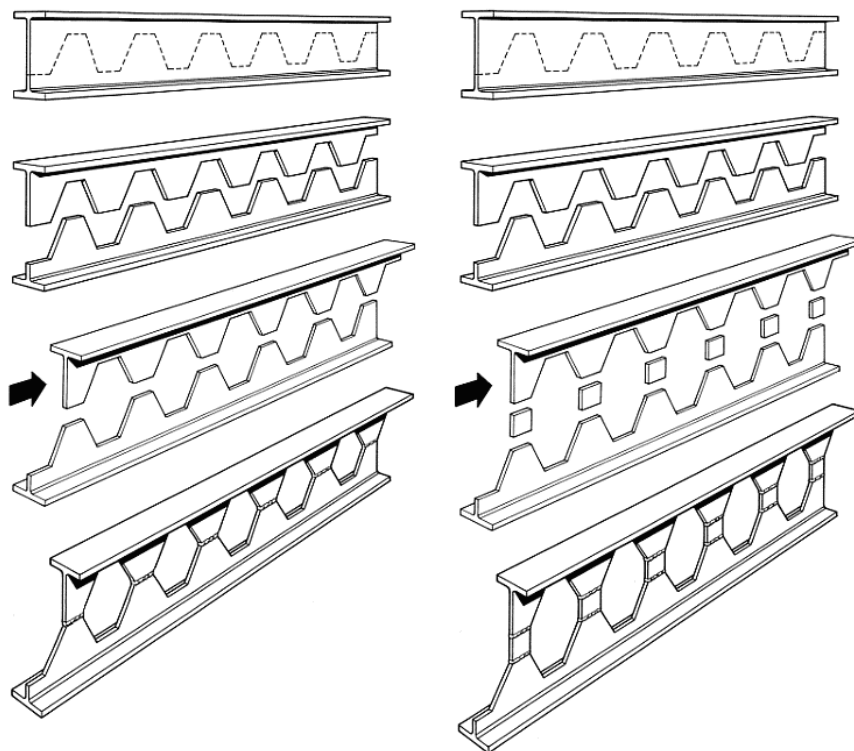
This work comprises the execution of a numerical-experimental study of the structural behavior of 12 specimens of welded castellated beams subjected to bending. The specific objectives were to experimentally evaluate the structural performance of welded castellated beams susceptible to web-post buckling under vertical shear; to evaluate the influence of the manufacture method on the initial geometric imperfections by comparing the results with those in the literature from castellated beam specimens fabricated from hot rolled parent sections; and to propose an analytical model to verify the shear capacity of the web-post. Ten of the twelve specimens tested failed by web-post buckling. One of the specimens failed due to Vierendeel mechanism and another by rupture of the welded joint in the web-post. According to the results obtained in the present work, it was observed that there are practically no differences between the behavior of welded and hot rolled castellated beams. The experimental program conducted contributed to the establishment of an analytical model to verify the shear capacity of the web-post. Finally, the numerical analysis was able to appropriately estimate the structural response of the tested specimens. The consistency and correlation of results for identical models and between the experimental and numerical results show rigor in the execution of the analysis procedures.

1. INTRODUÇÃO

Com o início da produção de perfis de aço laminados no Brasil, a partir de 2002, pela siderúrgica Açominas, situada no município de Ouro Branco (MG), e o ressurgimento do interesse pelos perfis alveolares em todo o mundo, um grupo de pesquisadores da UFV e da UFMG tem conduzido estudos sobre o desempenho estrutural desses elementos, tendo em vista a introdução de novos aços e novos perfis no mercado e a inexistência de ferramentas para projeto e fabricação de perfis alveolares.

As vigas alveolares foram inventadas nos anos 1930, na Europa. Sua criação foi motivada pela falta de perfis de aço com altura da seção superior aos fabricados na época. Historicamente, as vigas alveolares são fabricadas a partir de perfis I de aço laminados. Faz-se um corte longitudinal sinuoso na alma do perfil, dividindo-o em duas metades que são reposicionadas e soldadas de modo a se obter um perfil com altura superior ao original e uma sequência de aberturas na alma, como mostrado na Figura 1.

Figura 1 – Esquema do procedimento utilizado na fabricação de vigas alveolares.



Fonte: GRÜNBAUER BV (2017).

Como resultado, tem-se uma peça estrutural que apresenta uma série de vantagens em relação ao perfil que a originou, sem nenhum gasto adicional de aço, tais como:

- maior inércia com relação ao principal eixo de flexão e, portanto, maior rigidez às deformações e maior resistência ao momento fletor;
- as vigas alveolares vencem vãos maiores do que os perfis que as originam, propiciando maior distância entre pilares e, portanto, maior aproveitamento do espaço da construção;
- as aberturas na alma melhoram a aparência interior, facilitam a passagem da luz natural, a circulação do ar e a evacuação de fumaça, além de possibilitar a integração das instalações prediais com a estrutura;
- 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;
- podem ser fabricadas com eixo curvo, para facilitar a drenagem em sistemas de coberturas ou satisfazer requisitos formais de arquitetura (Figura 2).

Esse conjunto de vantagens constitui um dos principais fatores responsáveis pelo ressurgimento do interesse pelos perfis alveolares.

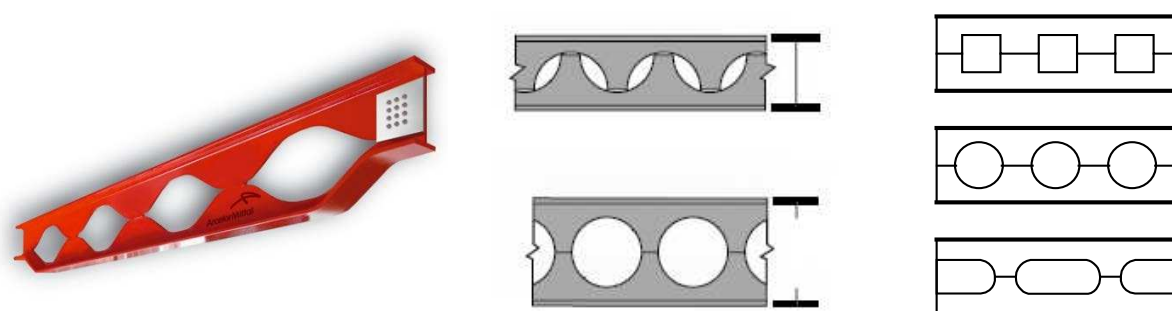
Figura 2 – Fabricação de uma viga castelada curva.



Fonte: STEELSSALG CONSULTING INC (2013).

Os perfis alveolares foram muito utilizados na Europa e nos Estados Unidos em determinada época, quando os custos de fabricação eram competitivos. Posteriormente, o encarecimento da mão de obra nesses países desmotivou o emprego desses perfis e eles caíram em desuso. Mais recentemente, avanços tecnológicos na automação de corte e solda de aço têm permitido a fabricação de vigas alveolares a custos competitivos e, ao mesmo tempo, possibilitam novas geometrias, ampliando a gama de opções de tipologias e o apelo estético para esses elementos estruturais (Figura 3).

Figura 3 – Diversas tipologias de vigas alveolares.



Fonte: Vieira (2011).

Ao longo desses anos em que os perfis alveolares caíram em desuso, as indústrias siderúrgicas modernizaram suas técnicas de produção de aço e de laminação, de modo que os aços e os perfis disponíveis atualmente possuem características diferentes daqueles produzidos há 30 ou 40 anos.

Nesta conjuntura, as indústrias brasileiras do setor da construção metálica, hoje, enfrentam um déficit em relação à utilização de vigas alveolares, relacionado aos seguintes aspectos:

- a indústria siderúrgica nacional e o contexto da construção civil no Brasil na segunda metade do século XX estavam defasados dos países de primeiro mundo e não acompanharam o desenvolvimento, nem a aplicação dos perfis alveolares;
- com as alterações ocorridas no processo industrial de produção de perfis laminados ao longo do tempo, o comportamento dos elementos estruturais também se modifica, principalmente no tocante à estabilidade. Aços com tensão de escoamento mais alta e perfis com seções mais esbeltas levam a elementos com

comportamentos distintos, o que deve ser estudado para que se possam definir modelos analíticos que permitam a verificação dos Estados Limites Últimos e Estados Limites de Serviço;

- atualmente no Brasil não existem normas ou manuais técnicos atualizados com a definição de procedimentos de projeto e fabricação de vigas alveolares, praticamente impossibilitando seu emprego.

Diante deste cenário, um grupo de pesquisadores da UFV e da UFMG vem desenvolvendo pesquisas com o objetivo de desenvolver soluções que abranjam os novos casos de vigas alveolares com suas especificidades. Com o auxílio de modelos numéricos de elementos finitos e da análise experimental, este grupo tem estudado os modos de colapso que podem ocorrer com os novos perfis sob diversas condições, bem como tem desenvolvido modelos analíticos e semiempíricos que permitam verificar a segurança de perfis alveolares para os diversos estados-limites últimos e de serviço aplicáveis (Figura 4). Todo este trabalho visa a definição e sistematização de procedimentos modernos, compatíveis com as normas pelo Método dos Estados Limites, que possibilitem a verificação de segurança segundo uma abordagem semi-probabilística baseada em um índice de confiabilidade convencionado para o país e mais afinados com as atuais exigências de sustentabilidade (VIEIRA, 2011; SILVEIRA, 2011; BEZERRA, 2011; ABREU, 2011; OLIVEIRA, 2012; FERRARI, 2013; VIEIRA, 2014; VIEIRA, 2015; GONÇALVES, 2015; TEIXEIRA, 2017).

Durante a execução do programa experimental de Vieira (2015) com vigas alveolares laminadas, observou-se que quando a alma é cortada, os empenamentos produzidos pelo rearranjo das tensões residuais na alma do perfil laminado dificultam consideravelmente a montagem da viga alveolar e a redução das imperfeições iniciais na montagem. Diversos modelos experimentais fabricados sob supervisão dos pesquisadores, por empresas de alto padrão de qualidade, revelaram imperfeições superiores às tolerâncias de fabricação estabelecidas nas normas da ABNT para perfis de alma cheia (Figura 5).

Figura 4 – Experimento para estudo do comportamento estrutural de uma viga alveolar laminada.

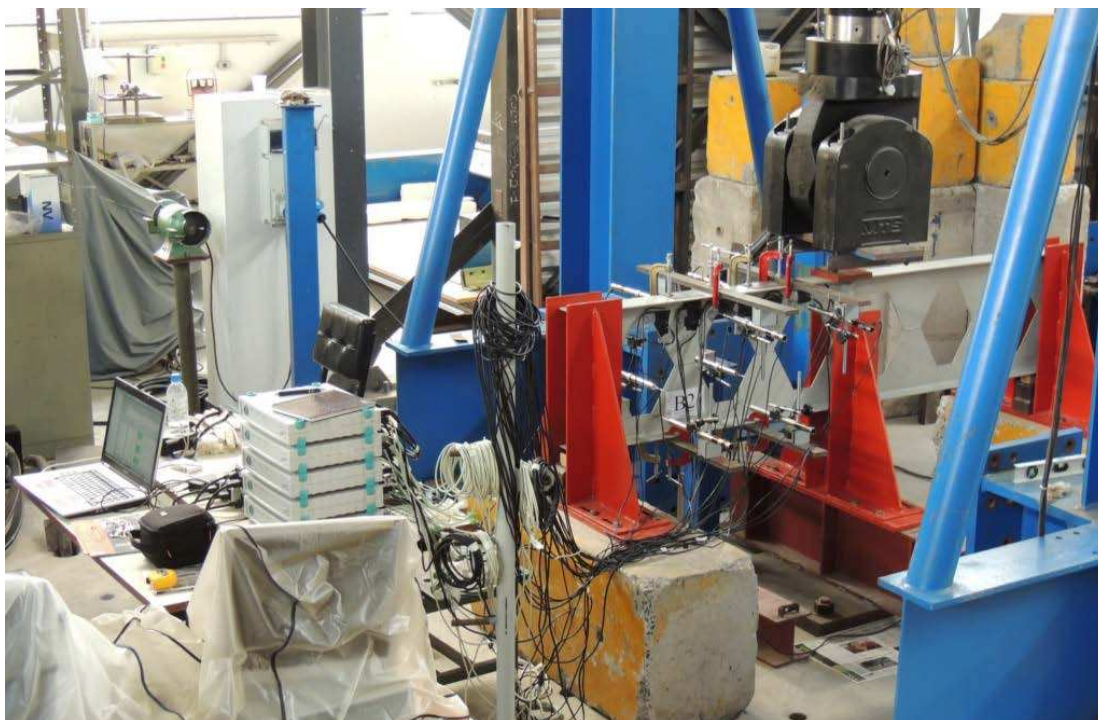
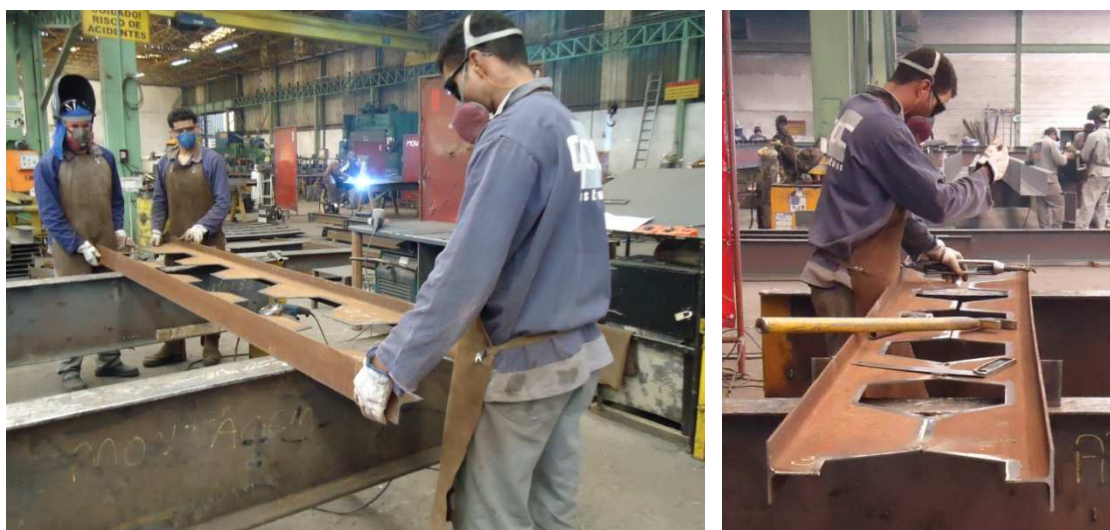


Foto por Washington Vieira.

Figura 5 – Fabricação de um protótipo de viga alveolar laminada para experimentação.



Fonte: Vieira (2015)

Um processo alternativo para se obter uma viga castelada é fabricar uma alma expandida a partir de uma chapa plana de aço e posteriormente soldá-la às mesas, pelo processo convencional de fabricação de um perfil soldado, de acordo com a ABNT NBR 5884:

2013. Tendo em vista as imperfeições de fabricação acentuadas observadas nas vigas casteladas fabricadas a partir de perfis laminados, levantou-se a questão sobre qual seria a ordem de grandeza das imperfeições se as vigas fossem fabricadas como perfis soldados. Esta questão estava relacionada à hipótese de que, pelo fato de as chapas de aço plano possuírem uma distribuição de tensões residuais diferente dos perfis I/H laminados, um perfil castelado soldado poderia ter menores imperfeições de fabricação.

Outro fator que motivou o desenvolvimento deste trabalho é que a possibilidade de fabricar vigas alveolares soldadas amplia consideravelmente a gama de peças estruturais de aço para obras com vãos maiores, principalmente pavilhões e grandes galpões industriais. A gama de perfis laminados produzidos atualmente pelo único fabricante de perfis I laminados no Brasil está limitada a seções de no máximo 610 mm de altura, que possibilitam a fabricação de vigas com cerca de 12 metros de vão. A taxa de expansão usualmente adotada na fabricação de vigas alveolares é de 1,5, ou seja, o perfil resultante possui altura 50% superior à do perfil original. Dessa forma, um perfil de alma cheia com 610 mm de altura pode originar um perfil alveolar com seção de 915 mm, o que permite fabricar vigas com cerca de 18 a 20 m de vão. As máquinas de fabricar perfis soldados são capazes de produzir perfis com até 4 m de altura total, o que amplia a possibilidade de peças com até 80 metros de comprimento, aumentando significativamente a capacidade de resposta do setor às necessidades de segmentos da construção civil.

O objetivo geral deste trabalho é realizar um estudo numérico-experimental do comportamento estrutural de vigas casteladas soldadas, com foco no modo de colapso de Flambagem do Montante de Alma por cisalhamento (FMAV).

Os objetivos específicos são:

- avaliar experimentalmente o desempenho estrutural de vigas casteladas soldadas susceptíveis à FMAV;
- avaliar a influência do método de fabricação das vigas casteladas soldadas nas imperfeições geométricas iniciais e comparar os resultados com os das vigas casteladas laminadas;
- propor um modelo analítico para verificação do estado limite de FMAV.

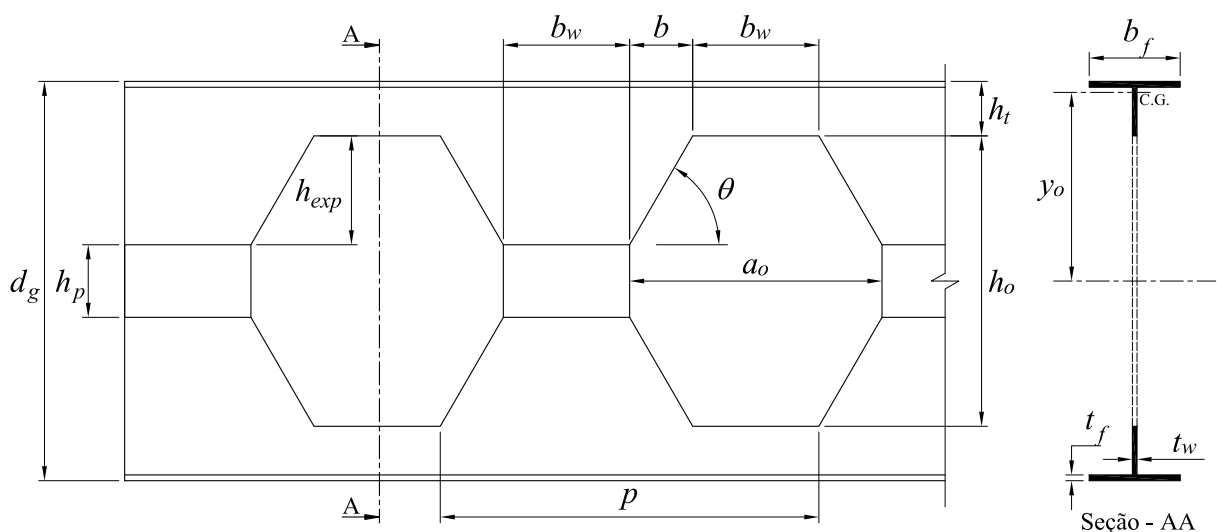
2. REVISÃO DE LITERATURA

2.1. Características geométricas das vigas casteladas

De acordo com a Figura 6, as características geométricas das vigas alveolares são definidas em função dos seguintes parâmetros:

d_g	altura total da viga castelada
b_f	largura da mesa do perfil original
t_w	espessura da alma do perfil original
t_f	espessura da mesa do perfil original
b_w	menor largura do montante de alma
h_o	altura do alvéolo
a_o	largura máxima do alvéolo
p	distância entre centros de alvéolos adjacentes, ou passo
θ	Ângulo de abertura
h_p	altura da chapa expansora
h_{exp}	projecção vertical do lado inclinado da abertura na viga castelada
b	projecção horizontal do lado inclinado da abertura na viga castelada
y_o	distância do centro de gravidade do banzo ao eixo da viga

Figura 6 – Características geométricas das vigas alveolares.



Fonte: Elaborado pela autora.

2.2. Modos de colapso de vigas alveolares

São diversos os modos de colapso observados em vigas alveolares e eles podem ser classificados em função do esforço causador, conforme abaixo:

Modos de colapso relacionados à força cortante:

- flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV)
- ruptura da junta soldada no montante de alma (RJS)

Modos de colapso relacionados à interação momento-cortante:

- formação de mecanismo Vierendeel (MV)

Modos de colapso relacionados ao momento fletor:

- formação de mecanismo plástico por flexão (MPF)
- flambagem lateral com torção (FLT)
- flambagem lateral com distorção (FLD) (vigas mistas contínuas e semicontínuas)

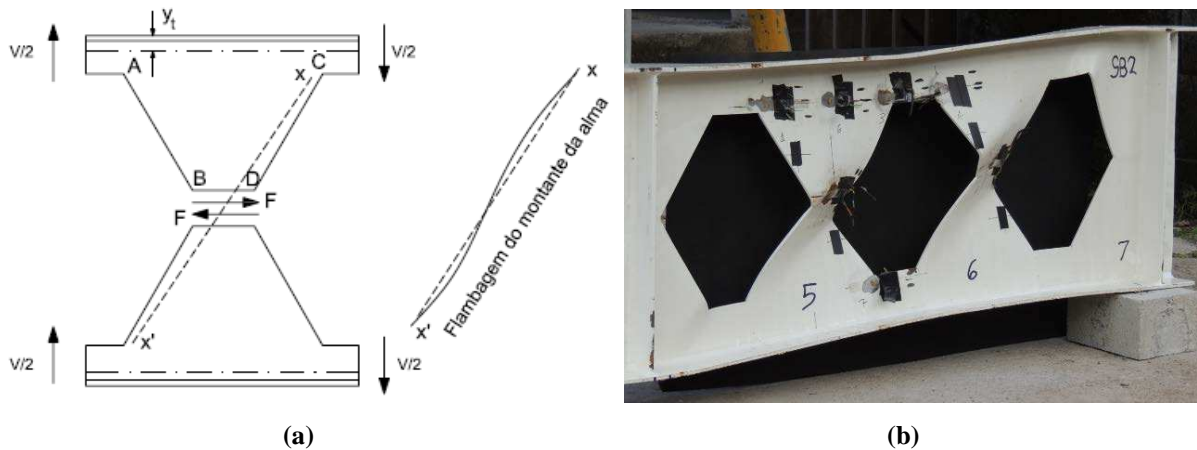
Modos de colapso relacionados a forças localizadas:

- flambagem do montante de alma por compressão (FMAC)

2.2.1. Flambagem do Montante de Alma por Cisalhamento (FMAV)

A flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV) é um modo de colapso das vigas alveolares relacionado à força cortante (KERDAL e NETHERCOT, 1984). Na Figura 7a apresenta-se um montante de alma solicitado por uma força cortante V . A força cisalhante interna F ao longo da menor largura do montante ocasiona tensões de tração na borda AB e de compressão na borda CD, que pode flambar, sofrendo deslocamentos laterais, conforme ilustrado na Figura 7b, acompanhados de rotação em torno da linha diagonal xx' (do eixo do montante).

Figura 7 – Flambagem do montante de alma por cisalhamento.

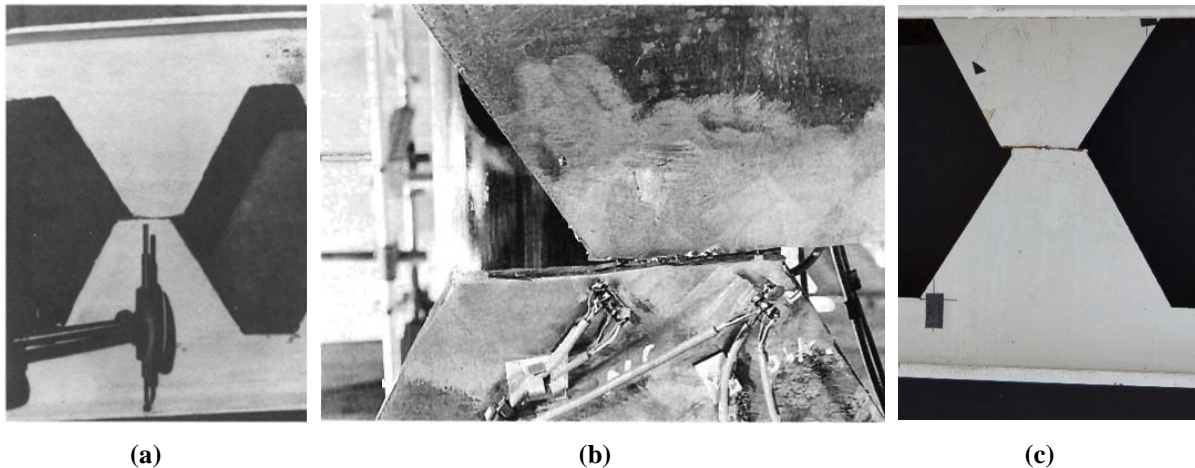


Fonte: (a) Adaptado de Kerdal e Nethercot (1984); (b) Foto por Gustavo Veríssimo.

2.2.2. Ruptura da Junta Soldada no Montante de Alma (RJS)

A força cisalhante interna F , mostrada na Figura 7a, também pode causar a ruptura da junta soldada no montante de alma (Figura 8), como no caso das seis vigas ensaiadas por Hosein e Spiers (1971, *apud* KERDAL E NETHERCOT, 1984).

Figura 8 – Ruptura da junta soldada no montante de alma.



Fonte: (a) Kerdal e Nethercot (1984); (b) Maalek e Burdekin (1991); (c) Foto por Gustavo Veríssimo.

De acordo com Kerdal e Nethercot (1984), este modo de colapso será mais provável se as tensões cisalhantes na região da solda atingirem o limite de resistência do material. Ademais, os autores chamam a atenção para o fato de que as juntas soldadas dos montantes de alma das vigas de Hosein e Spiers foram esmerilhadas, de maneira que a solda e o restante do montante

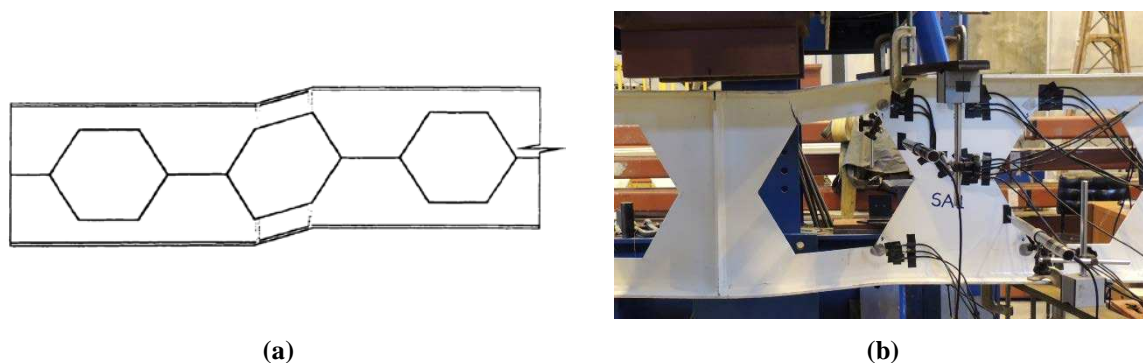
apresentavam mesma espessura, o que normalmente não ocorre em vigas casteladas disponíveis comercialmente ou em outros programas experimentais.

Maalek e Burdekin (1991) também reportaram o colapso inesperado de uma de suas vigas ensaiadas por ruptura da junta soldada no montante de alma (Figura 8b). A verificação da solda conduzida posteriormente acusou que a penetração especificada não sido satisfeita, especialmente em um dos lados da solda. Os autores também destacaram que a solda havia sido esmerilhada para a instalação de extensômetros.

2.2.3. Formação de Mecanismo Vierendeel (MV)

A formação de mecanismo Vierendeel se caracteriza pelo aparecimento de quatro rótulas plásticas nos cantos da abertura e pela distorção típica apresentada no esquema da Figura 9a.

Figura 9 – Mecanismo Vierendeel.



Fonte: (a) Demirdjian (1999); (b) Foto por Gustavo Veríssimo.

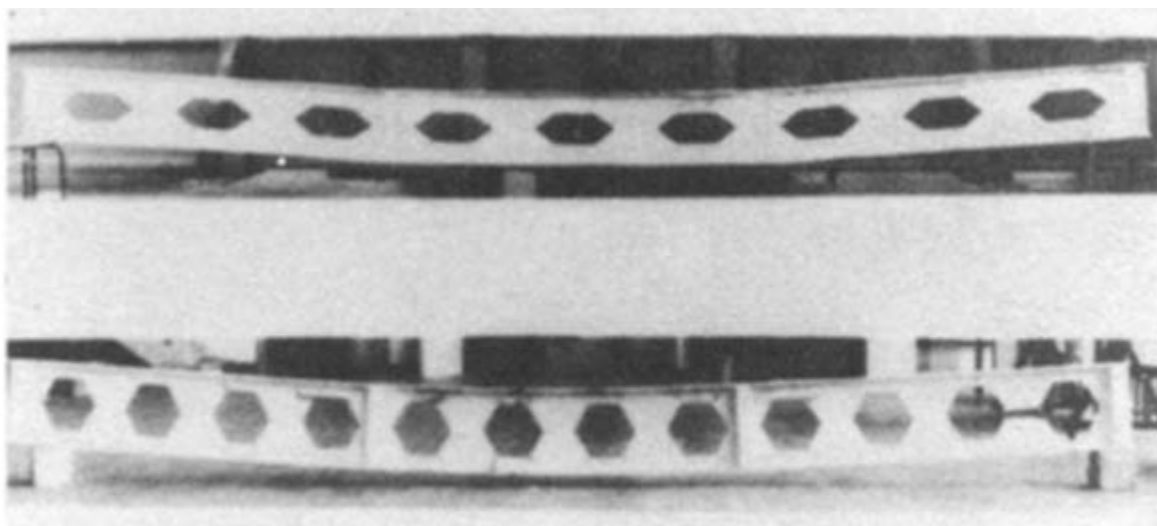
Na região de uma abertura na alma, o momento fletor solicitante é equilibrado por um binário de forças axiais nos tês acima e abaixo da abertura. A força cortante, por sua vez, será responsável pelo surgimento dos chamados momentos secundários, que provocam uma flexão localizada nas extremidades das aberturas. Quando o aço nestas regiões atinge o escoamento, ocorre a formação de um mecanismo hipostático que promove a distorção da geometria do alvéolo. O momento secundário (ou momento Vierendeel), resulta da ação da força cortante que atua nos tês ao longo da largura da abertura. Portanto, à medida que b_w diminui, a magnitude do momento secundário também diminui. O local da falha será na abertura sujeita à maior força cortante. Se várias aberturas estiverem sujeitas à força cortante máxima, então a que estiver sujeita ao maior momento fletor será a crítica (DEMIRDJIAN, 1999).

Altos valores de esforço cortante na viga é fator condicionante para que este modo de colapso ocorra. Estudos demonstram que vigas alveolares de pequenos vãos (nas quais o efeito da força cortante é mais acentuado), que possuem cordões superior e inferior de pequena altura e grande comprimento de solda entre duas aberturas estão sujeitas a esse modo de falha. (KERDAL e NETHERCOT, 1984)

2.2.4. Formação de Mecanismo Plástico por Flexão (MPF)

Este modo de falha se manifesta em vigas casteladas que possuem uma região sob flexão pura, quando as tensões normais nas mesas atingem a tensão de escoamento do aço (HOSAIN e SPEIRS, 1973). A capacidade máxima é igual ao momento de plastificação total de uma seção transversal no centro de um alvéolo (KERDAL e NETHERCOT, 1984).

Figura 10 – Mecanismo plástico por flexão.

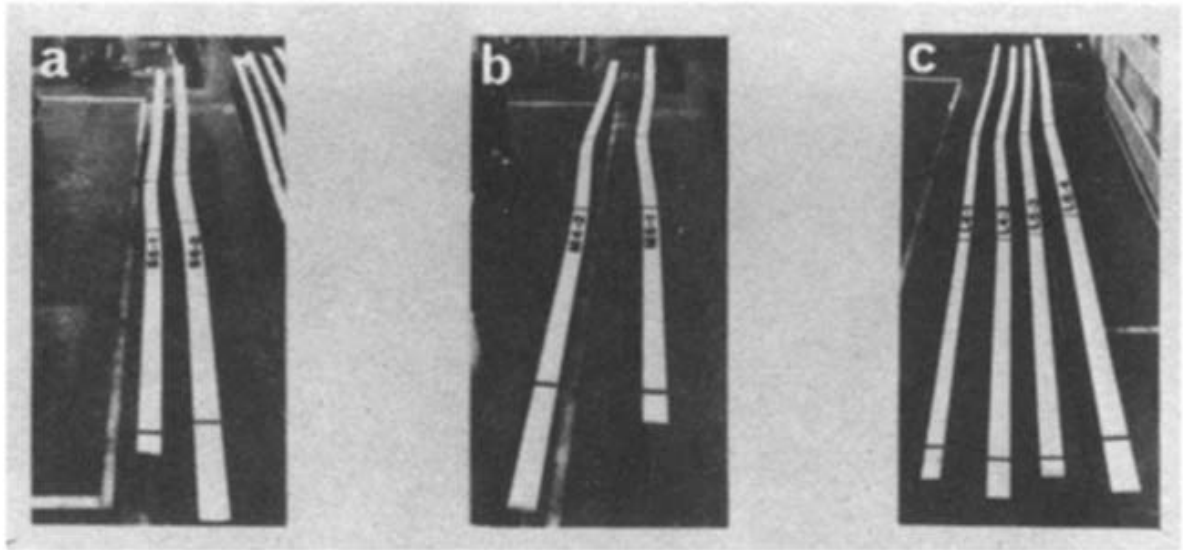


Fonte: Kerdal e Nethercot (1984).

2.2.5. Flambagem Lateral com Torção (FLT)

Vigas casteladas com mesa comprimida sem contenção lateral podem sofrer Flambagem Lateral com Torção, de modo semelhante ao que ocorre nas vigas de alma cheia (Figura 11).

Figura 11 – Flambagem lateral com torção.

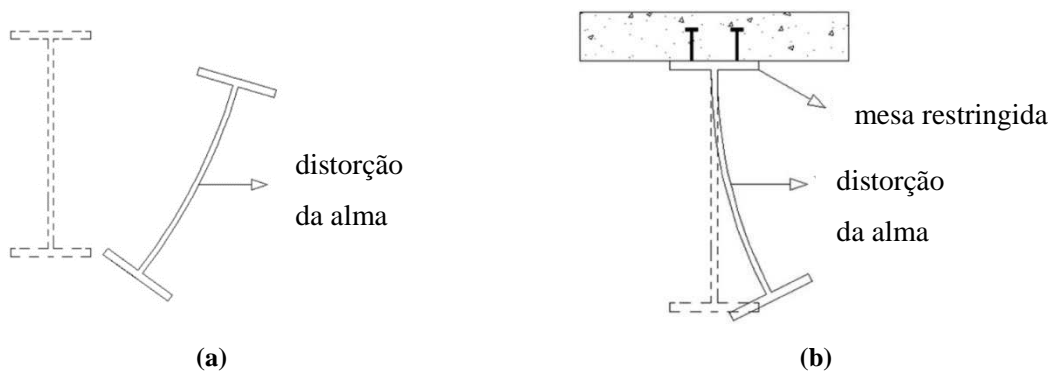


Fonte: Kerdal e Nethercot (1984).

2.2.6. Flambagem Lateral com Distorção (FLD)

Vigas alveolares mistas contínuas e semicontínuas podem sofrer Flambagem Lateral com Distorção, mas até o presente momento há poucos estudos sobre este fenômeno (ZIRAKIAN e SHOWKATI, 2006; ELLOBODY, 2011).

Figura 12 – Flambagem lateral com distorção: (a) sem restrição da mesa; (b) com restrição da mesa.



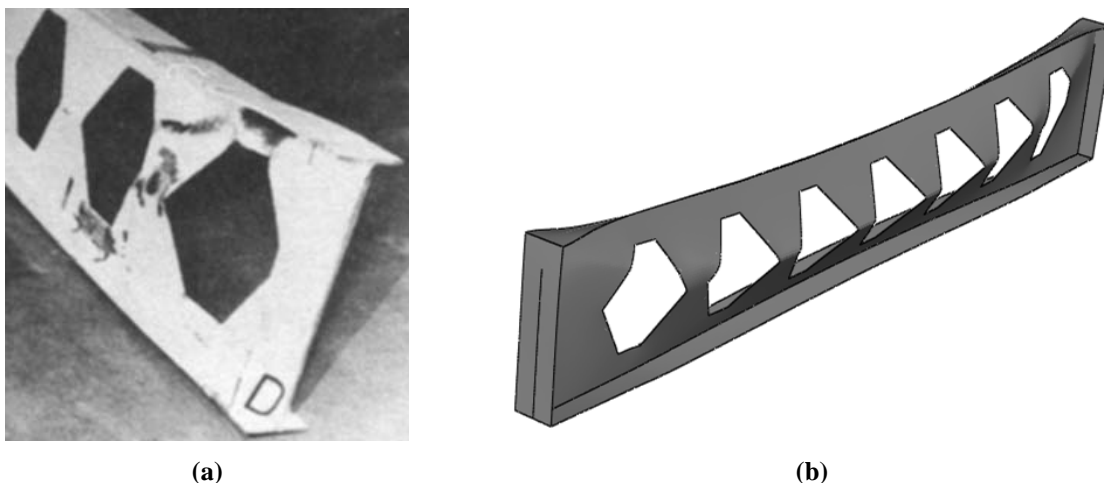
Fonte: Zirakian e Showkati (2006).

2.2.7. Flambagem do Montante de Alma por Compressão (FMAC)

Dependendo da rigidez das mesas e da alma de um perfil alveolar, o montante de alma pode sofrer colapso por flambagem por compressão (FMAC) com flexão do montante em torno do eixo de menor inércia de sua seção transversal (eixo contido no plano da alma do perfil).

O deslocamento lateral do montante de alma que sofre flambagem por compressão não é acompanhado de torção como ocorre em um montante de alma que flamba por cisalhamento (ver item 2.2.1).

Figura 13 – Flambagem do montante de alma por compressão.



Fonte: (a) Hosain e Speirs (1973); (b) Vieira (2015).

2.3. Estudos sobre FMAV

2.3.1. Programa numérico-experimental de Vieira (2015)

Vieira (2015) realizou um programa experimental com vigas casteladas susceptíveis ao colapso por FMAV e, com base em um estudo paramétrico realizado a partir de uma modelagem numérica calibrada com seus resultados experimentais, propôs um modelo semiempírico de previsão da carga de colapso por FMAV em vigas casteladas. Nesta seção apresentam-se detalhes deste programa experimental e algumas estratégias da modelagem numérica utilizada.

O programa experimental englobou três tipologias de vigas casteladas (Litzka, Anglo-Saxão e Litzka com chapa expansora) produzidas a partir de perfis laminados brasileiros W310x21, W310x28.3 e W310x52. No total foram ensaiados 14 modelos, sendo um par de vigas em padrão Litzka, três pares de vigas no padrão anglo-saxão e três pares de vigas Litzka com chapa expansora (Tabela 1).

Durante a fabricação das vigas, verificou-se o empenamento das metades dos perfis logo após o corte da alma, conforme mostra a Figura 14. De acordo com Sonck (2014), o sentido da curvatura é uma consequência direta do rearranjo elástico das tensões residuais devido às condições de equilíbrio estático que devem permanecer atendidas.

Figura 14 – Empenamento da metade de um perfil laminado, após o corte.



Fonte: Vieira (2015).

Tabela 1 – Características físicas dos modelos de Vieira (2015).

modelo	Padrão	perfil	d_g	h_o	b_w	b	p	h_p	Vão	Comp.
			Mm	mm	mm	mm	mm	mm		
A1	Litzka	W310x21,0	454,5	303	174,9	87,5	524,8	-	2274,2	2424,2
A2	Litzka	W310x21,0	454,5	303	174,9	87,5	524,8	-	2274,2	2424,2
B1	Anglo-saxão	W310x21,0	454,5	303	75,8	87,9	327,4	-	2039,2	2189,2
B2	Anglo-saxão	W310x21,0	454,5	303	75,8	87,9	327,4	-	2039,2	2189,2
B3	Anglo-saxão	W310x28,3	463,5	309	77,3	89,6	333,8	-	2079,6	2229,6
B4	Anglo-saxão	W310x28,3	463,5	309	77,3	89,6	333,8	-	2079,6	2229,6
B5	Anglo-saxão	W310x52,0	475,5	317	79,3	91,9	342,4	-	2133,4	2283,4
B6	Anglo-saxão	W310x52,0	475,5	317	79,3	91,9	342,4	-	2133,4	2283,4
C1	Litzka exp.	W310x21,0	604,5	453	174,9	87,5	524,8	150	2274,2	2424,2
C2	Litzka exp.	W310x21,0	604,5	453	174,9	87,5	524,8	150	2274,2	2424,2
C3	Litzka exp.	W310x28,3	613,5	459	178,4	89,2	535,2	150	2319,2	2469,2
C4	Litzka exp.	W310x28,3	613,5	459	178,4	89,2	535,2	150	2319,2	2469,2
C5	Litzka exp.	W310x52,0	625,5	467	183,0	91,5	549,0	150	2379,3	2529,3
C6	Litzka exp.	W310x52,0	625,5	467	183,0	91,5	549,0	150	2379,3	2529,3

Fonte: Vieira (2015).

Antes da realização dos ensaios, mediram-se as dimensões reais das vigas (Tabela 2) e as imperfeições geométricas iniciais (Figura 15).

Tabela 2 – Dimensões reais em milímetros dos modelos experimentais de Vieira (2015).

Modelo	d_g	b_f	t_f	t_w	h_o	b_w	p	h_p	Vão	Comp.
A1	452,2	103,7	6,1	4,9	301	177,2	524,5	-	2278	2429
A2	450,9	101,8	6,1	5,1	298	176,5	524,8	-	2275	2425
B1	453,7	103,5	7,1	5,7	301	79,9	327,1	-	2037	2189
B2	451,1	101,4	6,1	5,1	302	76,8	327,4	-	2033	2188
B3	458,3	100,7	9,1	6,6	307	78,6	333,6	-	2078	2231
B4	462,0	101,7	9,3	6,4	310	79,8	334,0	-	2079	2231
B5	472,6	170,5	13,1	7,8	316	82,7	342,2	-	2136	2286
B6	472,9	171,3	12,5	8,0	317	82,3	342,2	-	2135	2286
C1	601,2	101,6	6,0	5,1	452	175,5	525,3	151	2273	2421
C2	600,6	103,0	6,3	5,1	451	176,1	526,1	151	2270	2422
C3	612,8	100,6	9,1	6,6	451	180,2	535,7	152	2320	2470
C4	610,6	101,7	9,2	6,5	457	178,7	534,8	147	2320	2470
C5	623,6	171,5	12,4	8,0	466	183,0	551,4	146	2378	2527
C6	623,4	170,2	13,1	7,9	467	183,0	550,0	150	2375	2527

Fonte: Vieira (2015).

Figura 15 – Medição das imperfeições.



Fonte: Vieira (2015).

O desvio do montante de alma foi a imperfeição geométrica inicial de maior magnitude resultante da fabricação das vigas. O autor utilizou o limite de tolerância especificado pela fabricante ArcelorMittal para as vigas Angelina™ (Arcelormittal, 2013), que é de $d_g/100$ se $d_g > 600$ mm ou de 4 mm se $d_g \leq 600$ mm, e constatou que cinco das vigas (A1, B3, B5, C1 e C2) mostraram imperfeição acima desse limite de tolerância (Tabela 3).

Tabela 3 – Imperfeições iniciais do montante de alma dos modelos experimentais de Vieira (2015).

Viga	Δ (mm)	Δ/d_g
A1	8,75	1/52
A2	2,32	1/194
B1	1,51	1/300
B2	2,18	1/207
B3	6,17	1/74
B4	1,66	1/278
B5	5,04	1/94
B6	3,49	1/135
C1	16,99	1/35
C2	27,15	1/22
C3	0,75	1/819
C4	3,63	1/168
C5	4,48	1/139
C6	3,65	1/171

Fonte: Vieira (2015).

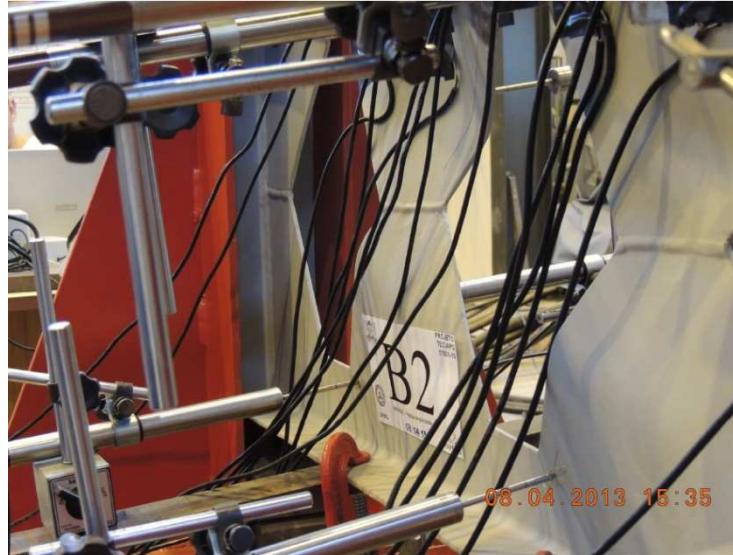
As vigas foram configuradas para ensaio sob as seguintes condições de vinculação:

- nos apoios (sob os enrijecedores), foram utilizados roletes para impedir a movimentação vertical;
- em um dos apoios, foram colocadas chapas para impedir o deslocamento longitudinal;
- nos apoios e no centro do vão, foram utilizados vínculos de garfo, para que houvesse a restrição ao deslocamento lateral.

Para assegurar a ocorrência do colapso por FMAV no lado instrumentado, aplicou-se o carregamento com uma pequena excentricidade em relação ao centro do vão em direção ao lado instrumentado, que correspondeu ao lado em que estava o montante com maior imperfeição inicial.

A falha por FMAV ocorreu em 13 dos 14 ensaios (Figura 16). Apenas a viga A2 colapsou por formação de MV, conforme possibilidade prevista nos estudos numéricos preliminares.

Figura 16 – Deformada característica da FMAV na viga B2 de Vieira (2015), próximo ao final do ensaio.



Fonte: Vieira (2015).

2.3.2. *Formulação de Delesques (1968)*

Delesques (1968) desenvolveu uma formulação para o estado limite de FMAV com base no princípio da variação da energia potencial, considerando o montante de alma como uma viga de seção variável sob flexão de curvatura dupla e susceptível à flambagem lateral com torção. Igualando a variação da energia potencial dos esforços internos de meio montante à variação dos trabalhos das forças externas aplicadas à metade do montante da viga, o autor chegou a um esforço cortante crítico (V_{cr}), expresso pela Eq. (1).

$$V_{cr} = \frac{E t_w^3}{5,9 y_o} \sqrt{\Phi \Psi} \quad (1)$$

onde:

E = módulo de elasticidade longitudinal do aço;

t_w = espessura da alma do perfil;

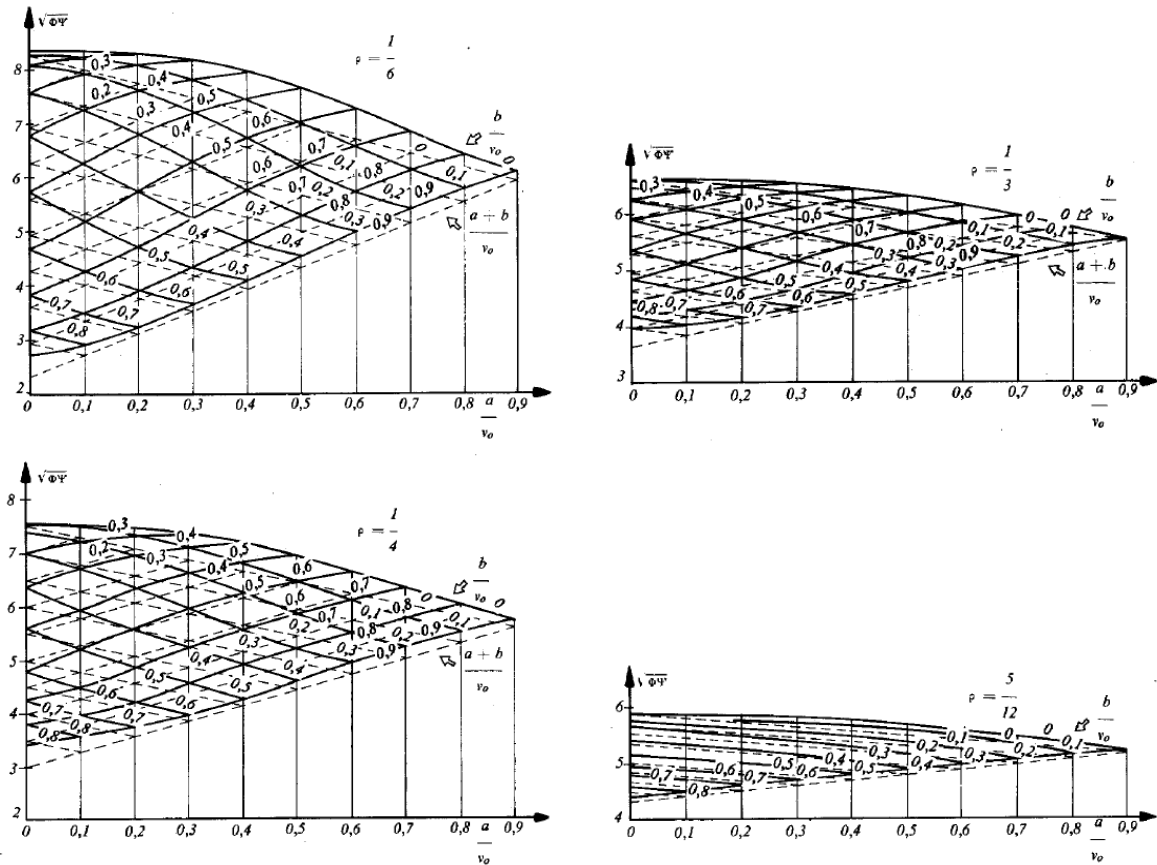
y_o = distância do centro de gravidade do banzo ao eixo da viga;

Φ e Ψ = parâmetros obtidos em função de y_o , b_w (largura mínima do montante), p (distância entre centros de alvéolos adjacentes), h_p (altura da chapa expansora) e h_{exp} (projeção vertical do lado inclinado do alvéolo).

Como as equações dos parâmetros Φ e Ψ são muito complexas, o autor procurou simplificar a formulação. Para quatro valores de $\rho = b_w/p$, os diagramas da Figura 17 apresentam os valores de $\sqrt{\Phi\Psi}$ (em linha cheia) em função de b/y_o ou $(b+h_{exp})/y_o$, sendo b a meia altura da chapa expansora. Nos mesmos diagramas são apresentadas em linhas tracejadas as curvas obtidas para as mesmas condições com os valores de:

$$\sqrt{\Phi\Psi} \cong 5 \left[1 + (1 - 2\rho) \left(1 - 0,8 \frac{h_{exp}}{y_o} - 2 \frac{b}{y_o} \right) \right] \quad (2)$$

Figura 17 – Diagramas de Delesques.



Fonte: Delesques (1968).

Vendo que as linhas tracejadas se mantiveram sempre abaixo das curvas de linha cheia correspondentes, o autor sugeriu a adoção da seguinte expressão aproximada para V_{cr} :

$$V_{cr} = \frac{E t_w^3}{1,18 y_o} \left[1 + (1 - 2\rho) \left(1 - 0,8 \frac{h_{exp}}{y_o} - 2 \frac{b}{y_o} \right) \right] \quad (3)$$

A verificação proposta por Delesques utiliza ainda o valor da força cortante resistente de escoamento do montante de alma por flexão, V_e , obtida com base na hipótese de uma distribuição elástica de tensões:

$$\text{se: } b \leq \frac{h_{\text{exp}}}{2} \frac{3\rho - 1}{1 - 2\rho},$$

$$V_e = t_w y_o p \frac{(1 - \rho)^2}{3(b + h_{\text{exp}})} \quad (4)$$

$$\text{se: } \frac{h_{\text{exp}}}{2} \frac{3\rho - 1}{1 - 2\rho} \leq b \leq \frac{h_{\text{exp}}}{2} \frac{\rho}{1 - 2\rho},$$

$$V_e = t_w y_o p \frac{4(1 - 2\rho)[\rho h_{\text{exp}}(1 - 2\rho)b]}{3h_{\text{exp}}^2} f_y \quad (5)$$

A força cortante resistente característica, então, é dada por:

$$\text{se: } V_{cr} \leq V_e, \quad V_{Rk} \leq \frac{2}{3} V_{cr} \quad (6a)$$

$$\text{se: } V_e \leq V_{cr} \leq 2V_e, \quad V_{Rk} \leq \frac{V_{cr} + V_e}{3} \quad (6b)$$

$$\text{se: } 2V_e \leq V_{cr}, \quad V_{Rk} \leq V_e \quad (6c)$$

No entanto, se houver garantia que não haverá mudança de direção da força cortante, as seguintes condições podem ser aplicadas:

$$\text{se: } V_{cr} \leq 1,2V_e, \quad V_{Rk} \leq \frac{2}{3} V_{cr} \quad (7a)$$

$$\text{se: } 1,2V_e \leq V_{cr} \leq 2,4V_e, \quad V_{Rk} \leq \frac{V_{cr} + 1,2V_e}{3} \quad (7b)$$

$$\text{se: } 2,4V_e \leq V_{cr}, \quad V_{Rk} \leq 1,2V_e \quad (7c)$$

3. MATERIAIS E MÉTODOS

3.1. Considerações preliminares

A metodologia adotada a fim de atingir os objetivos propostos foi implementada nas seguintes etapas:

- realização de um programa experimental composto de 12 ensaios de flexão em vigas casteladas soldadas, sendo 8 vigas semelhantes a vigas alveolares laminadas ensaiadas por Vieira (2015) e quatro vigas com esbeltezes das almas originais acima de 60;
- acompanhamento da fabricação das vigas;
- análise dos resultados à luz da formulação de Delesques (1968).

Neste item apresenta-se o planejamento e a execução do programa experimental com vigas casteladas soldadas susceptíveis ao colapso por FMAV.

O programa experimental englobou duas tipologias de vigas casteladas (Litzka e Anglo-Saxão), fabricadas a partir de chapas de aço USI-CIVIL 350, susceptíveis ao colapso por FMAV. No total foram ensaiadas 12 vigas, sendo um par de vigas em padrão Litzka e o restante no padrão Anglo-Saxão.

O programa experimental contou com a parceria da empresa MEDABIL Sistemas Construtivos S/A e acompanhamento dos engenheiros da sua Coordenação de Inovação, que avaliam a adequação dos processos de corte e solda para a fabricação das vigas, visando a produção em larga escala.

3.2. O programa experimental

Foi elaborado um programa experimental composto por 12 ensaios com vigas casteladas soldadas, divididos em quatro séries:

- série SA: 02 ensaios com vigas padrão **LITZKA**;
- série SB: 06 ensaios com vigas padrão **ANGLO-SAXÃO**;
- série SE: 02 ensaios com vigas padrão **ANGLO-SAXÃO** com esbeltez da alma original na faixa de 90;
- série SX: 02 ensaios com vigas padrão **ANGLO-SAXÃO** com esbeltez da alma original na faixa de 115.

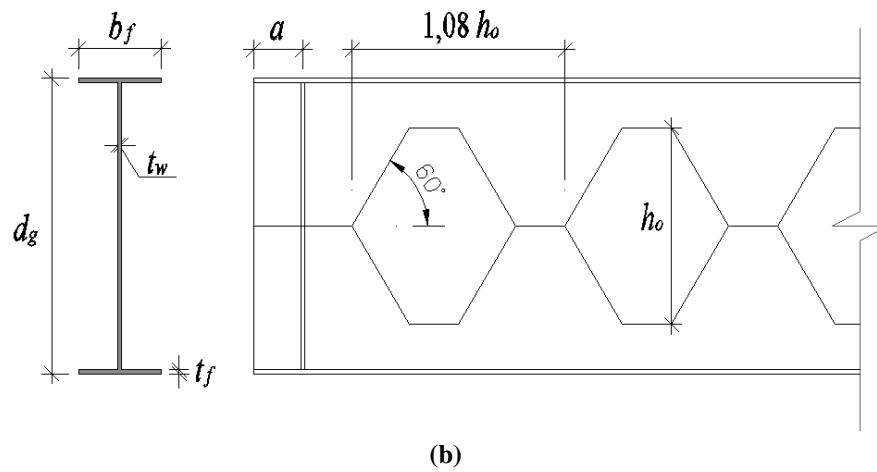
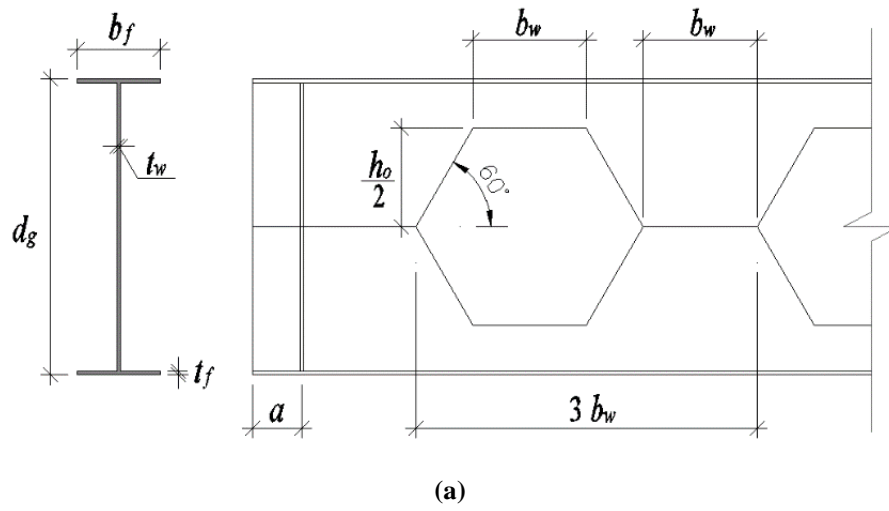
Com o objetivo de obter resultados que pudessem ser comparados com aqueles obtidos com os protótipos de vigas alveolares laminadas ensaiadas por Vieira (2015), as vigas das séries SA e SB foram especificadas de forma a se assemelhem o máximo possível com as vigas das séries A e B de Vieira (2015), respectivamente. Não foi possível estabelecer uma correspondência perfeita entre os protótipos soldados e laminados porque as espessuras de mesa e de alma dos perfis laminados não coincidem com as espessuras comerciais de chapas de aço utilizadas na fabricação de perfis soldados.

Nas três séries de vigas casteladas laminadas ensaiadas por Vieira (2015) cobriu-se a faixa de esbeltez de alma do perfil original $38,2 \leq \lambda_w \leq 57,2$. Como este projeto trata de vigas soldadas, e as vigas soldadas podem ser produzidas com almas mais esbeltas do que as laminadas, optou-se por investigar o comportamento das vigas numa faixa mais ampla de esbeltez de alma ($37 \leq \lambda_w \leq 115$). Para isso foram idealizadas as séries SE e SX.

Na Figura 18 são apresentados os esquemas representativos dos modelos propostos para os ensaios. As vigas foram previstas com enrijecedores de alma nas posições correspondentes ao ponto de aplicação do carregamento e às reações de apoios. Todas as vigas possuem uma extensão $a = 75$ mm para além do enrijecedor de apoio.

Na Tabela 4 são apresentadas as características geométricas nominais dos modelos.

Figura 18 – Esquemas para os modelos: (a) Padrão Litzka; (b) Padrão Anglo-Saxão.



Fonte: Elaborado pela autora.

Tabela 4 – Características físicas nominais dos modelos para os ensaios.

modelo	padrão	perfil	d	b_f	t_f	t_w	h	λ_w	d_g	a_o	h_o	b_w	p	L	L/d_g	N	<i>Massa total</i> kg
			mm	mm	mm	mm	mm		mm	mm	mm	mm	mm	mm			
SA1	Litzka	VAS 450x23 (LT)	300	125	6,3	4,75	287,4	60,5	450	346,4	300	173,2	519,6	2401,7	5,0	4	55,4
SA2	Litzka	VAS 450x23 (LT)	300	125	6,3	4,75	287,4	60,5	450	346,4	300	173,2	519,6	2401,7	5,0	4	55,4
SB1	Anglo-Saxão	VAS 450x23 (AS)	300	125	6,3	4,75	287,4	60,5	450	248,6	300	75,4	324,0	2169,4	4,5	6	50,1
SB2	Anglo-Saxão	VAS 450x23 (AS)	300	125	6,3	4,75	287,4	60,5	450	248,6	300	75,4	324,0	2169,4	4,5	6	50,1
SB3	Anglo-Saxão	VAS 472x31 (AS)	315	125	8,0	6,3	299	47,5	472,5	261,0	315	79,2	340,2	2270,4	4,5	6	69,2
SB4	Anglo-Saxão	VAS 472x31 (AS)	315	125	8,0	6,3	299	47,5	472,5	261,0	315	79,2	340,2	2270,4	4,5	6	69,2
SB5	Anglo-Saxão	VAS 488x52 (AS)	325	167	12,5	8,0	300	37,5	487,5	269,3	325	81,7	351,0	2337,7	4,5	6	120,7
SB6	Anglo-Saxão	VAS 488x52 (AS)	325	167	12,5	8,0	300	37,5	487,5	269,3	325	81,7	351,0	2337,7	4,5	6	120,7
SE1	Anglo-Saxão	VAS 675x35 (AS)	450	150	8,0	4,75	434	91,4	675	372,9	450	113,1	486,0	3179,1	4,5	6	111,3
SE2	Anglo-Saxão	VAS 675x35 (AS)	450	150	8,0	4,75	434	91,4	675	372,9	450	113,1	486,0	3179,1	4,5	6	111,3
SX1	Anglo-Saxão	VAS 840x42 (AS)	560	170	8,0	4,75	544	114,5	840	464,1	560	140,7	604,8	3919,5	4,5	6	163,2
SX2	Anglo-Saxão	VAS 840x42 (AS)	560	170	8,0	4,75	544	114,5	840	464,1	560	140,7	604,8	3919,5	4,5	6	163,2
Massa total de aço:																1139,8	

Fonte: Elaborado pela autora.

3.3. Fabricação dos modelos

Os modelos foram confeccionados na fábrica da MEDABIL Sistemas Construtivos S/A, situada na cidade de Nova Bassano, no Rio Grande do Sul, seguindo as especificações da Tabela 4. O processo de fabricação, que foi supervisionado por pesquisadores do grupo, seguiu o seguinte procedimento:

- corte das duas metades da alma em uma chapa plana de aço (Figura 19);
- solda das metades da alma, formando uma alma castelada, conforme o padrão de cada modelo especificado na Tabela 4 (Figura 20);
- corte das chapas das mesas;
- montagem do perfil castelado soldado (solda da alma às mesas – Figura 21);
- fixação dos enrijecedores com solda (Figura 22).

Figura 19 – Corte a plasma das duas metades da alma em uma chapa plana de aço.

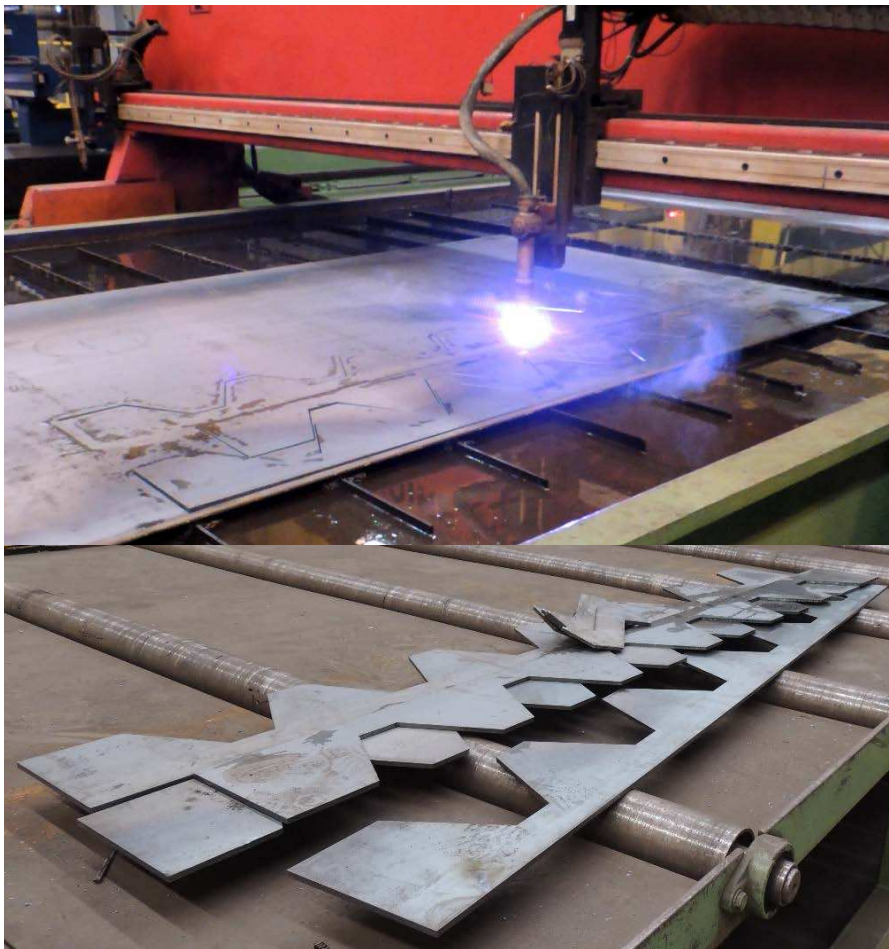


Foto por Gustavo Veríssimo.

Figura 20 – Aspecto geral da alma castelada, obtida a partir da soldagem das duas partes.

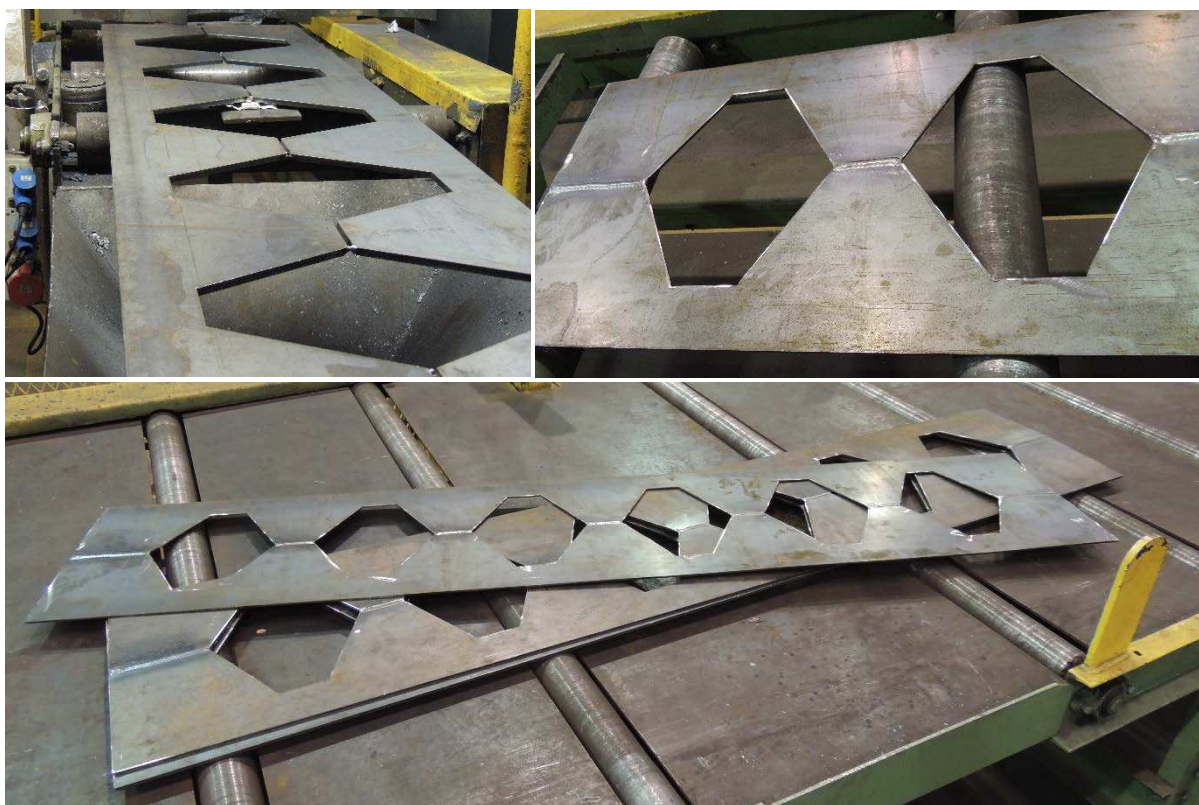


Foto por Gustavo Veríssimo.

A processo de solda utilizado para unir as duas partes da alma (Figura 20) foi do tipo MIG, manual.

Figura 21 – Aspecto geral da fabricação da viga castelada, com a soldagem da alma às mesas. (a) Montagem preliminar com soldas ponteadas; (b) Viga alveolar com solda contínua.



(a)

(b)

Foto por Gustavo Veríssimo.

Figura 22 – Fixação de enrijecedores com solda.



Foto por Gustavo Veríssimo.

3.4. Avaliação das características geométricas dos modelos

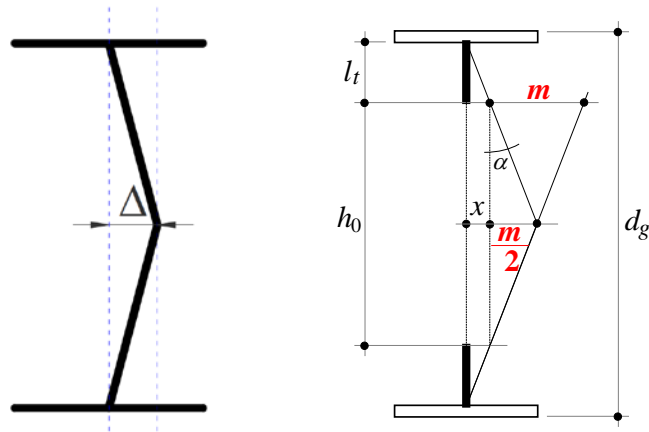
A primeira tarefa executada no laboratório, após o recebimento das vigas casteladas soldadas fabricadas pela MEDABIL, foi a medição das dimensões reais das vigas. Esta medição visou levantar as reais larguras e espessuras de chapas, comprimentos, posição de enrijecedores de alma e imperfeições do montante de alma resultantes do processo de fabricação. As verdadeiras larguras das chapas, comprimentos e posições dos enrijecedores foram aferidos com o auxílio de uma trena metálica. A imperfeição inicial de maior magnitude resultante da fabricação das vigas foi o desvio do montante de alma representado por Δ conforme ilustrado na Figura 23 e mostrado no esquema da Figura 24.

Figura 23 – Aspecto geral das imperfeições observadas em fábrica.



Foto por Gustavo Veríssimo.

Figura 24 – Representação da imperfeição inicial no montante de vigas casteladas.



Fonte: Elaborado pela autora.

Para a obtenção do comprimento Δ , mediu-se com uma régua metálica a distância m indicada no esquema da Figura 24, conforme mostrado na Figura 25. Um esquadro metálico foi apoiado tangenciando uma das metades do montante e a distância m foi medida na vertical, na posição da borda do alvéolo hexagonal paralela à mesa da viga. O valor de Δ foi calculado da seguinte forma:

$$\alpha = \arctg\left(\frac{m}{h_0}\right)$$

$$l_t = \frac{d_g - 2t_f - h_0}{2}$$

$$x = l_t \operatorname{tg}(\alpha)$$

$$\Delta = x + \frac{m}{2}$$

No entanto, não foi possível realizar este procedimento nas vigas mais esbeltas, pois a falta de planicidade das metades dos montantes impossibilitou o apoio do esquadro metálico. Portanto, nas vigas das séries SE e SX, Δ foi medido diretamente com o auxílio de um fio de nylon e um paquímetro. O fio de nylon foi esticado ao longo da altura da alma e a distância entre o fio e o meio do montante foi medida diretamente com o paquímetro.

Figura 25 – Procedimento adotado para a medição da imperfeição do montante da viga.

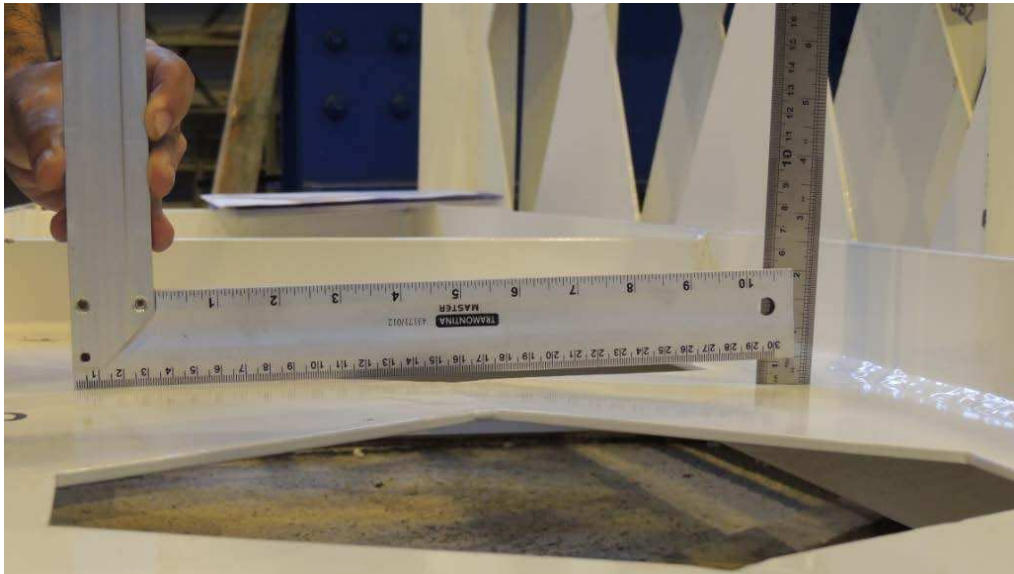


Foto por Gustavo Veríssimo.

Com o auxílio de um paquímetro, foram tomadas medidas da espessura da alma e das mesas de cada viga. Para cada ponto de medição, a espessura de tinta seca de cada lado da chapa foi aferida, utilizando-se do medidor de espessura de camada modelo MCT-400 da Minipa (Figura 26). A espessura de interesse foi então obtida subtraindo-se a soma das camadas de tinta do valor medido com o paquímetro.

Figura 26 – Medidor de espessura de camada de tinta seca.



3.5. Caracterização do aço

Na ocasião da fabricação das vigas, foram solicitadas amostras do aço das chapas, das quais foram cortadas a alma e as mesas de cada viga, para ensaios de caracterização do aço. Dezesesseis amostras foram extraídas, quatro de cada espessura. As amostras fornecidas pelo fabricante não vieram referenciadas a nenhuma viga específica.

Os ensaios de tração foram realizados no laboratório de ensaios mecânicos da UFV, em uma máquina universal de ensaios EMIC modelo DL60000 (Figura 27), utilizando-se um *clip gage* EMIC EE09 (Figura 28) para medição das deformações na amostra até à ocorrência do escoamento do aço.

Figura 27 – Máquina universal de ensaios EMIC DL60000.



Foto por Gustavo Veríssimo.

Figura 28 – Clip gage EMIC EE9.

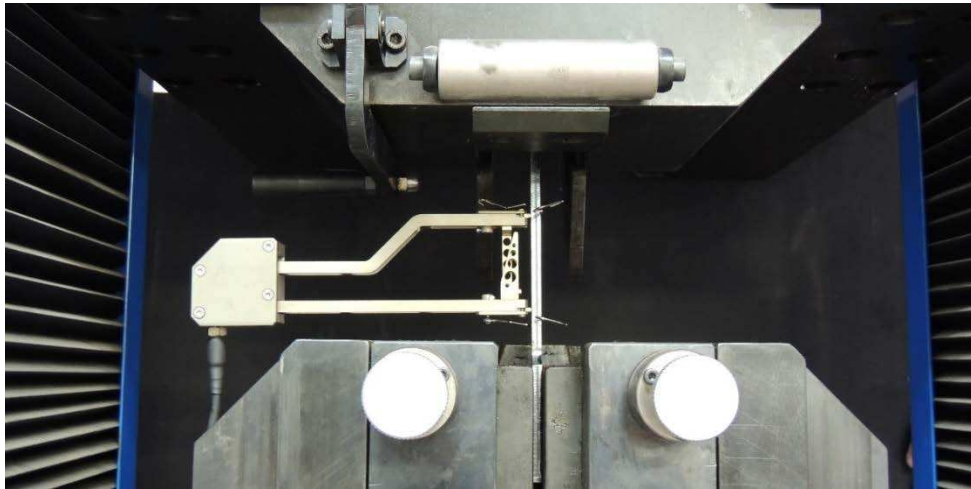


Foto por Gustavo Veríssimo.

3.6. Configuração do ensaio dos modelos de viga

Os ensaios de flexão foram realizados no Laboratório de Análise Experimental de Estruturas da UFMG, em um pórtico com atuador hidráulico com capacidade de carga de compressão de 1460 kN. As vigas foram posicionadas de maneira a receber um carregamento vertical aproximadamente a meio vão (Figura 29).

Figura 29 – Configuração do ensaio.

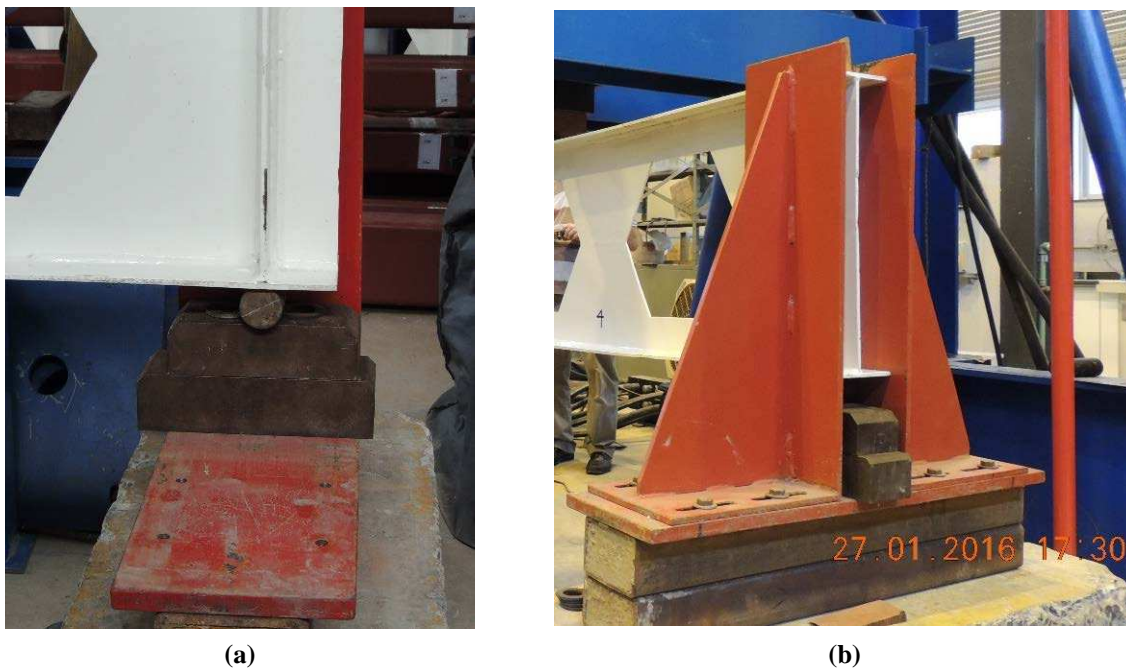


Foto por Gustavo Veríssimo.

3.6.1. Condições de contorno

As vigas foram apoiadas em ambas extremidades por roletes de aço posicionados sob os enrijecedores transversais (Figura 30a). As extremidades das vigas foram contidas transversalmente por vínculos de garfo (Figura 30b).

Figura 30 – Condições de contorno das extremidades: (a) apoio em rolete de aço; (b) contenção por vínculos de garfo.

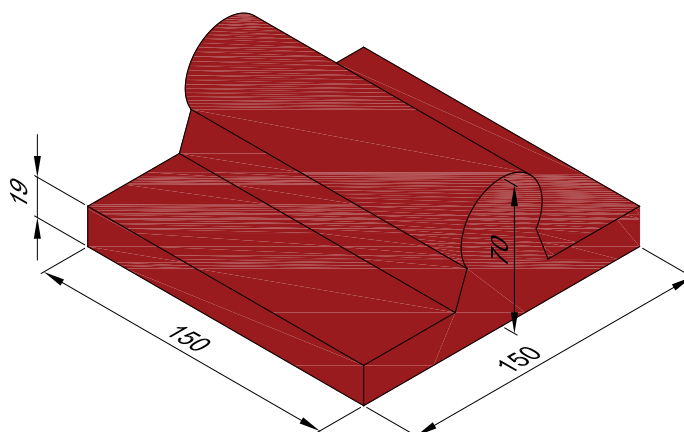


Fotos por Gustavo Veríssimo.

O carregamento foi aplicado com uma pequena excentricidade em relação ao centro do vão, no sentido do montante mais imperfeito, com o intuito de induzir o colapso na metade instrumentada da viga. Esta excentricidade foi de 25 mm para as vigas das séries SA e SB e de 50 mm para as vigas das séries SE e SX. A aplicação do carregamento foi monitorada com controle de deslocamento do atuador, com taxa de 0,02 mm/s.

A peça de aço esquematizada na Figura 31 foi utilizada para transferir a força vertical por meio da sua região de contato com a mesa superior, conforme Figura 32.

Figura 31 – Perspectiva da peça de aço utilizada para aplicação do carregamento (dimensões em mm).



Fonte: Elaborado pela autora.

Para garantir a distribuição uniforme dos esforços, uma chapa de neoprene de 2,1 mm de espessura foi posicionada entre a peça de aço e a mesa superior. Na região de aplicação da força, foram utilizados dispositivos de contenção para eliminar a possibilidade de flambagem lateral durante os ensaios (Figura 32).

Figura 32 – Aparato utilizado no ponto de aplicação do carregamento.

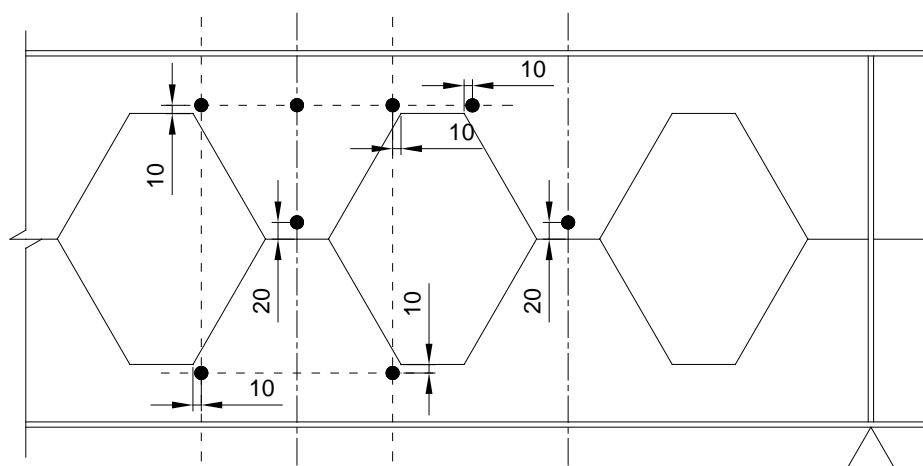


Foto por Gustavo Veríssimo.

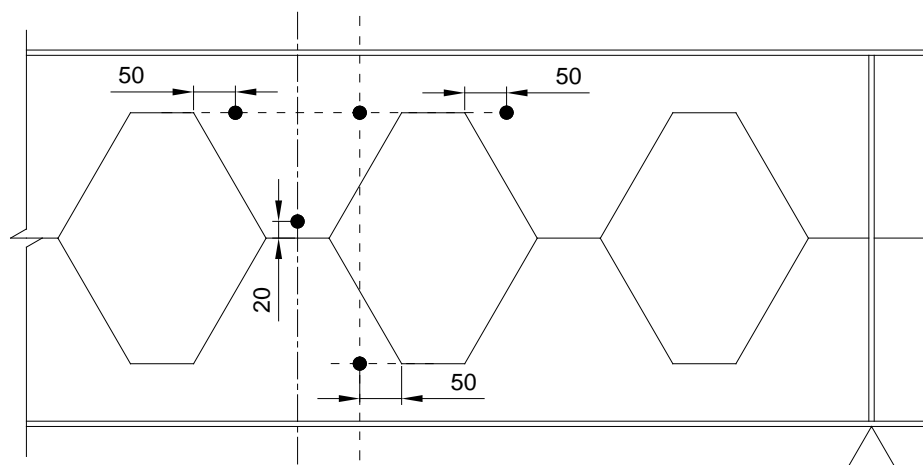
3.6.2. Instrumentação

Com o objetivo de registrar a evolução das deformações no aço na região do montante de alma, bem como os deslocamentos verticais da viga e os deslocamentos laterais, foram instaladas rosetas de extensômetros e transdutores de deslocamentos verticais e transversais. Todos os sensores de força, deformação e deslocamentos eram elétricos, permitindo a aquisição digital contínua de dados. Na Figura 35 apresentam-se as distâncias adotadas na instalação das rosetas (as dimensões indicadas estão em milímetros).

Figura 33 – Distâncias adotadas na instalação das rosetas: (a) Séries SA, SB e SE; (b) Série SX.



(a)



(b)

Fonte: Elaborado pela autora.

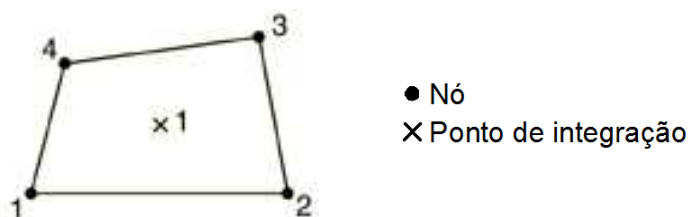
3.7. Simulação numérica preliminar

Anteriormente à realização dos ensaios, as vigas foram modeladas no ABAQUS, um *software* avançado para análises por elementos finitos, com o objetivo de prever a resposta estrutural e, principalmente, a carga máxima de cada viga.

3.7.1. Tipo de elemento

As chapas dos perfis de aço foram discretizadas utilizando elementos S4R do ABAQUS/Standard, representando a superfície média das chapas dos perfis reais. O S4R é um elemento de casca de uso geral, com integração reduzida e controle de *hourglass*, que apresenta quatro nós, cada um com seis graus de liberdade, e um ponto de integração (Figura 34).

Figura 34 – Elemento SR4 do ABAQUS/Standard.

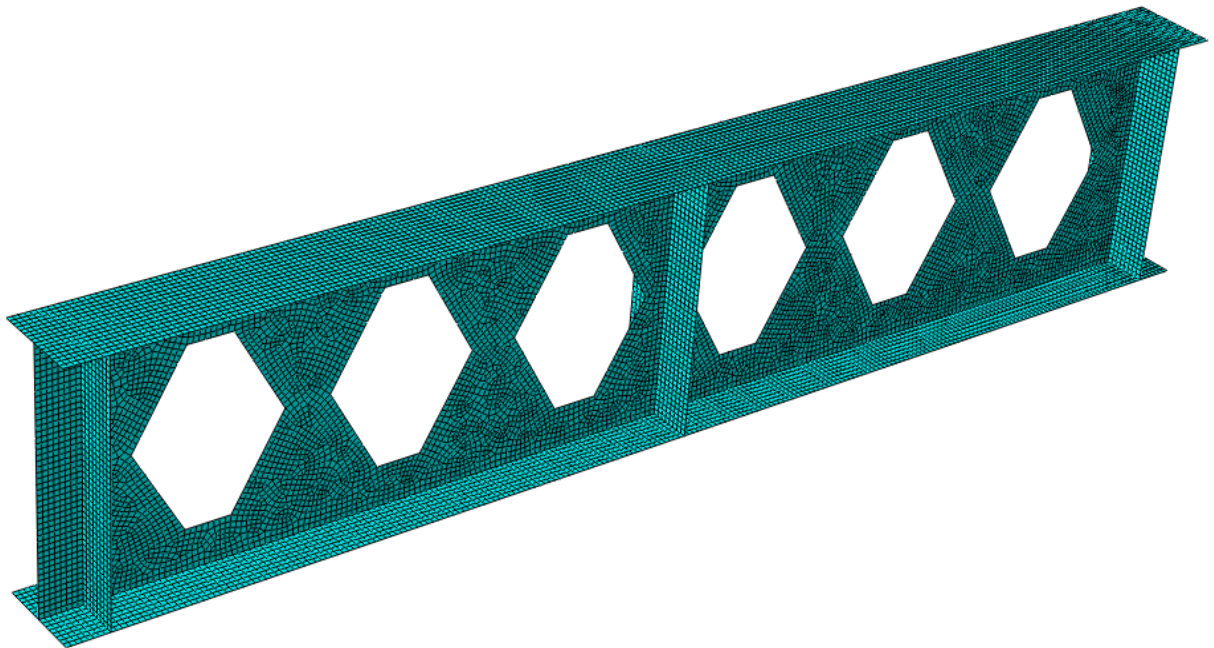


Fonte: Dassault Systèmes Simulia Corp. (2012).

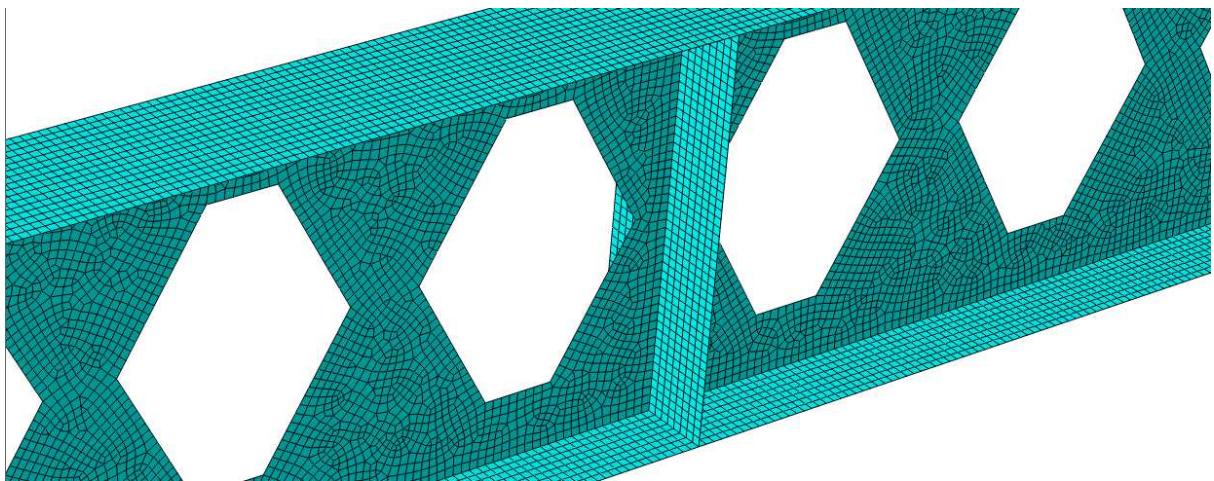
3.7.2. Malha de elementos finitos

A malha dos modelos foi criada com elementos de dimensões de 10 mm e foi adotada a técnica de geração da malha livre, na qual os elementos são gerados de forma a se adaptarem à geometria a ser discretizada. O aspecto de um modelo típico com a malha gerada pode ser observado na Figura 35.

Figura 35 – Aspecto de um modelo no Abaqus com a malha gerada: (a) viga; (b) detalhe.



(a)



(b)

Fonte: Elaborado pela autora.

3.7.3. *Espessuras das seções*

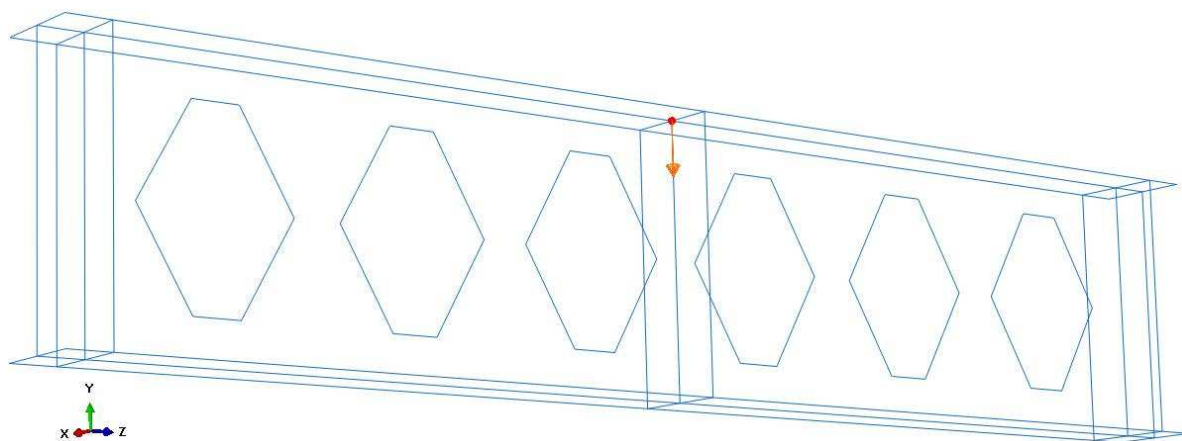
Foram atribuídos aos modelos computacionais os valores reais das espessuras das chapas obtidos nas medições realizadas (item 4.1.3).

3.7.4. Condições de contorno

As seguintes condições de contorno foram aplicadas para simular as configurações dos ensaios:

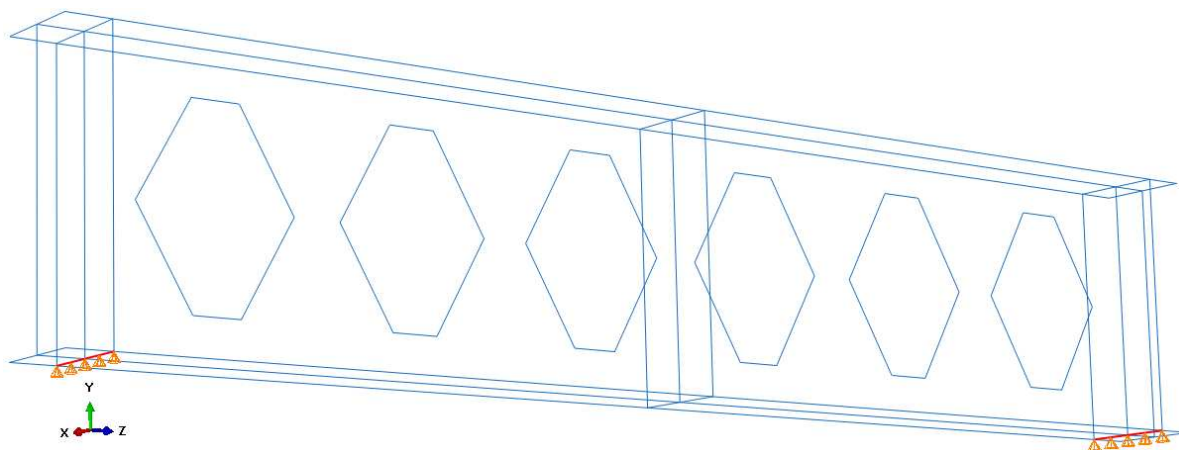
- aplicação de carga concentrada no ponto de encontro entre alma, mesa superior e enrijecedor central (Figura 36).
- translação na direção vertical (UY) impedida ao longo da linha de encontro entre a mesa inferior e os enrijecedores direito e esquerdo (Figura 37a);
- translação na direção transversal à alma (UX) impedida ao longo do encontro entre a alma e os enrijecedores das extremidades e no ponto de encontro entre alma, mesa superior e enrijecedor central (Figura 37b);
- translação na direção longitudinal (UZ) impedida ao longo da linha de encontro entre mesa superior e enrijecedor central (Figura 37c);

Figura 36 – Ponto de aplicação de carga concentrada.

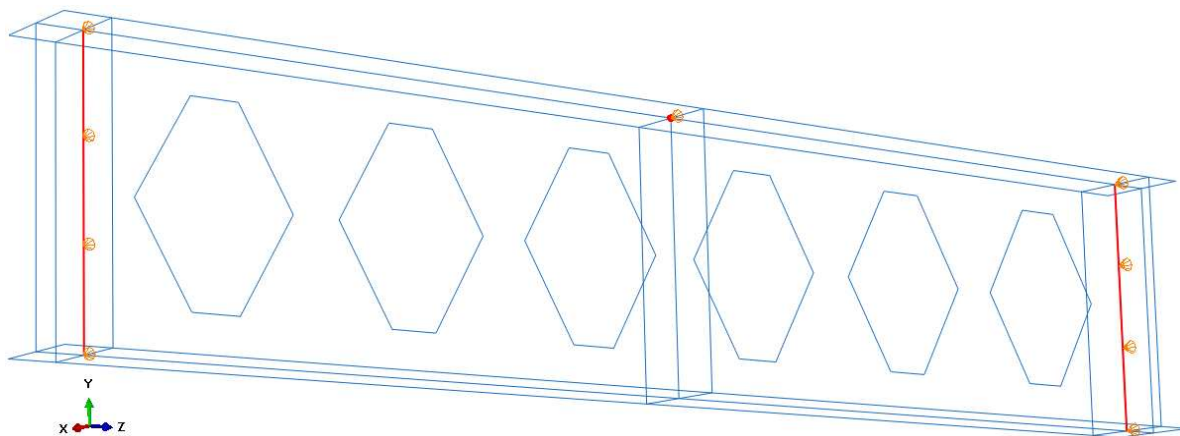


Fonte: Elaborado pela autora.

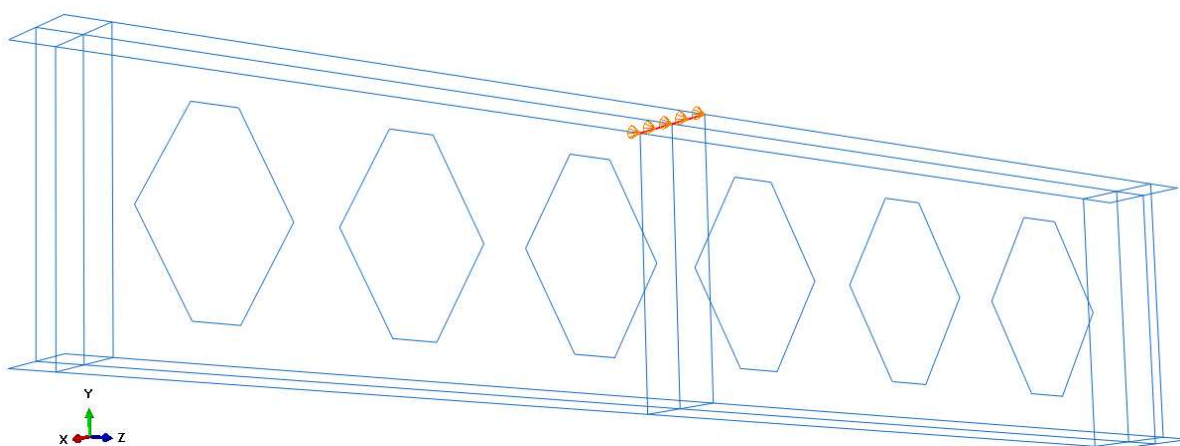
Figura 37 – Condições de contorno: (a) UY; (b) UX; (c) UZ; (d) CC.



(a)



(b)



(c)

Fonte: Elaborado pela autora.

3.7.5. Definição do material

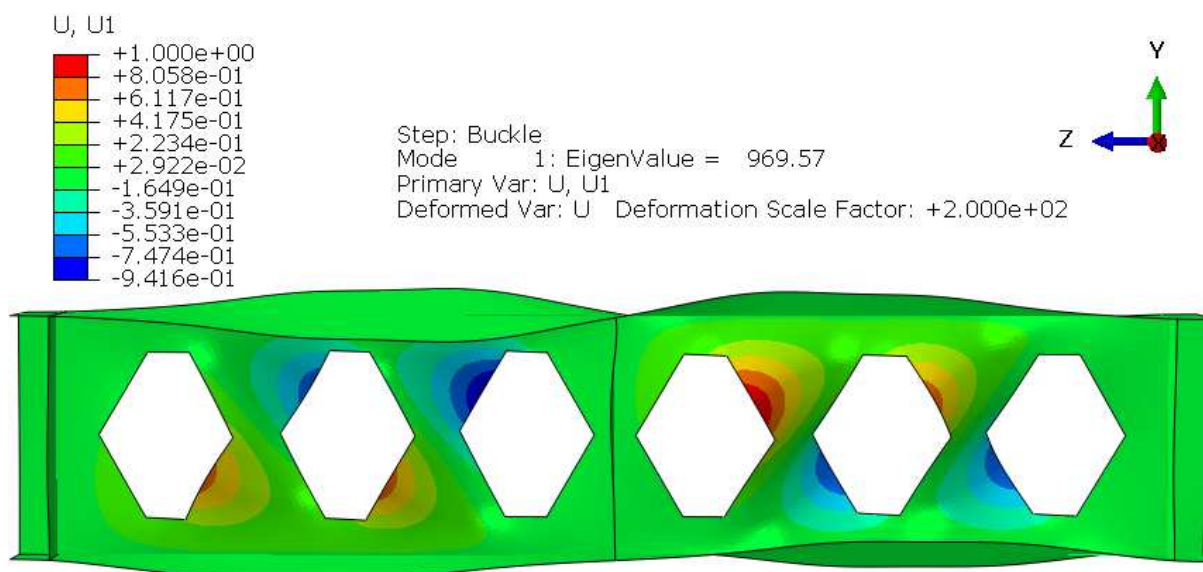
Para a realização da análise de flambagem descrita no item 3.7.6, é necessário definir o módulo de elasticidade longitudinal (E) e o coeficiente de Poisson (ν) do material. Como o material em questão é o aço estrutural, admitiu-se $E = 200$ GPa e $\nu = 0,3$.

Já para a análise não linear (ver item 3.7.7), além das propriedades já citadas, os parâmetros de plasticidade também devem ser configurados. Optou-se pela definição de um material elasto-plástico perfeito, cuja fase plástica é caracterizada por uma tensão constante e igual à resistência ao escoamento do aço (f_y).

3.7.6. Análise de flambagem elástica

Antes da análise não linear, foi realizada uma análise linear de flambagem para obtenção do carregamento crítico que leva à flambagem elástica no modelo. Para efetuar uma análise de flambagem elástica no ABAQUS, o carregamento é aplicado à estrutura como perturbação linear do tipo *buckle*. Como resultado da análise de flambagem, obtém-se os autovalores e autovetores correspondentes. Os autovalores representam o fator de carga para o qual ocorre a instabilidade e os autovetores o modo de flambagem (Figura 38). Os resultados dos deslocamentos para cada modo de flambagem são normalizados em relação à unidade.

Figura 38 – Deslocamentos transversais no primeiro modo de flambagem elástica da viga SB6.



Fonte: Elaborado pela autora no *software* Abaqus.

Para obtenção da solução, optou-se pelo Método iterativo de *Lanczos* configurando o passo de maneira que o autovalor fosse sempre positivo.

3.7.7. Análise não linear

Na análise não linear, o carregamento foi aplicado utilizando-se o Método de Riks Modificado, que é um procedimento incremental com base no Método do Comprimento de Arco e que proporciona um estado de equilíbrio estático durante a fase instável da resposta numérica. O Método de Riks é capaz de fornecer a solução na pós flambagem, mas o problema exato não pode ser analisado diretamente devido a uma resposta descontínua no ponto da flambagem. Para que a análise seja possível, o problema da pós flambagem deve ser transformado em um problema de resposta contínua ao invés de bifurcação. Isto se torna possível ao introduzir uma imperfeição inicial na geometria do modelo, de maneira que alguma resposta do modo de flambagem já se manifeste antes da carga crítica ser atingida. (DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA CORP., 2012)

O modelo geométrico foi iniciado com a deformada correspondente ao autovetor de menor energia de deformação obtido pela análise de flambagem elástica, atribuindo $d_g/1500$ como fator de escala. Desta maneira, a análise é realizada em um modelo com imperfeições iniciais geométricas, o que permite que fenômenos de instabilidade sejam incorporados no passo de carregamento da análise, uma vez que este foi configurado para considerar os efeitos não lineares de grandes deformações e deslocamentos (não linearidade geométrica).

A definição de um aço elasto-plástico perfeito (ver item 3.7.5) incorpora plasticidade à resposta do modelo. Duas análises foram realizadas: uma em que a tensão de escoamento (f_y) utilizada foi a obtida nos ensaios de caracterização do aço das chapas utilizadas para a fabricação das vigas; e outra em que a utilizada foi a nominal do aço USI-CIVIL 350.

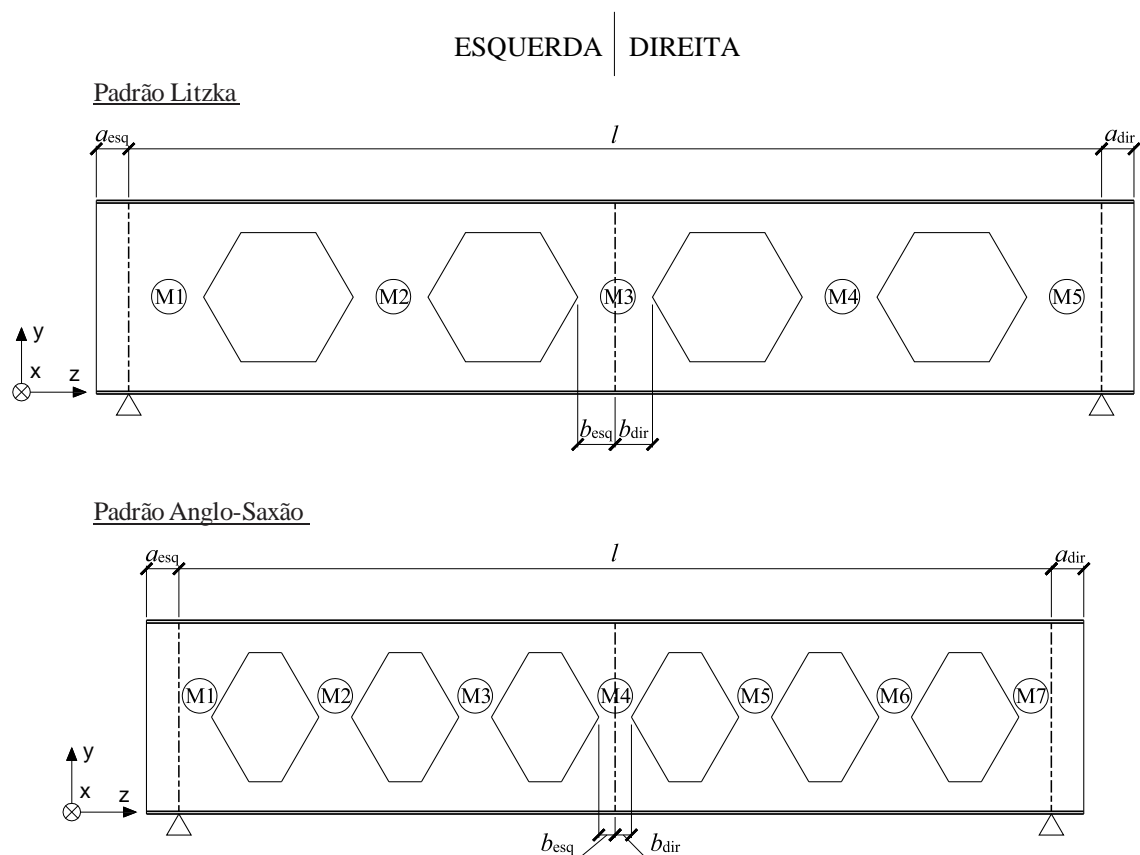
4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1. Características geométricas dos modelos

4.1.1. Larguras, comprimentos e posição dos enrijecedores

Devido à alta qualidade do comando numérico computadorizado da máquina de corte, a diferença entre a medição e a dimensão nominal dos comprimentos b_f , d_g , h_g , a_o , h_o , b_w , p e L não ultrapassou $\pm 0,3\%$. Os enrijecedores, no entanto, foram posicionados manualmente e os valores reais das dimensões a e b estão apresentados na Tabela 5 e indicados na Figura 39, juntamente com o vão efetivo l resultante. Na Figura 39 também encontram-se o sistema de coordenadas referencial e a numeração dos montantes adotada.

Figura 39 – Representação das vigas padrão Litzka e Anglo-Saxão, com indicação de comprimentos e elementos de referência.



Fonte: Elaborado pela autora.

Tabela 5 – Valores medidos de a , b e l em mm.

Viga	a_{esq}	a_{dir}	b_{esq}	b_{dir}	l
SA1	71,8	74,4	81,9	91,3	2255,5
SA2	78,4	72,3	94,3	78,9	2251,0
SB1	75,7	70,2	42,7	32,7	2023,5
SB2	74,7	77,2	33,2	42,2	2017,5
SB3	74,1	75,1	42,6	36,6	2121,2
SB4	75,6	75,1	43,6	35,6	2119,7
SB5	71,5	73,8	48,4	33,3	2192,4
SB6	75,8	76,6	35,9	45,8	2185,3
SE1	69,1	74,1	61,4	51,6	3035,9
SE2	76,6	66,6	61,4	51,6	3035,9
SX1	74,4	78,9	67,4	73,3	3766,2
SX2	76,4	75,4	66,4	74,3	3767,7

Fonte: Elaborado pela autora.

4.1.2. Imperfeições geométricas iniciais

Por ser a imperfeição geométrica inicial de maior magnitude, o desvio inicial do montante de alma, representado por Δ (Figura 24), é referido aqui simplesmente como imperfeição inicial. Nas tabelas 6, 7 e 8 são apresentados os valores das imperfeições iniciais de todos os montantes das vigas. A convenção do sentido (positivo ou negativo) pode ser conferida na Figura 39, de acordo com o eixo x .

Tabela 6 – Imperfeições iniciais nos montantes de alma das vigas da série SA.

Viga	Montante	Δ (mm)	Δ / d_g	Viga	Montante	Δ (mm)	Δ / d_g
	1	3,6	1/123		1	-4,0	1/112
	2	7,5	1/60		2	4,0	1/112
SA1	3	1,6	1/274	SA2	3	2,0	1/224
	4	3,6	1/123		4	2,0	1/224
	5	-2,6	1/176		5	1,5	1/309

Fonte: Elaborado pela autora.

Tabela 7 – Imperfeições iniciais nos montantes de alma das vigas das séries SB, SE e SX.

Viga	Montante	Δ (mm)	Δ / d_g	Viga	Montante	Δ (mm)	Δ / d_g
SB1	1	-4,0	1/112	SB4	1	-1,4	1/326
	2	-4,4	1/103		2	-2,7	1/174
	3	-7,8	1/57		3	-3,6	1/130
	4	-2,4	1/190		4	-1,4	1/326
	5	-8,6	1/53		5	-2,2	1/217
	6	-1,8	1/247		6	-1,1	1/435
	7	0,0	-		7	0,0	-
SB2	1	-0,7	1/617	SB5	1	0,4	1/1370
	2	-3,8	1/118		2	-0,4	1/1370
	3	-8,0	1/56		3	-1,1	1/457
	4	-1,8	1/247		4	1,1	1/457
	5	-10,6	1/43		5	0,5	1/914
	6	-7,7	1/59		6	-1,1	1/457
	7	-4,7	1/95		7	-1,8	1/274
SB3	1	3,3	1/145	SB6	1	-0,4	1/1370
	2	5,6	1/84		2	-0,5	1/914
	3	6,5	1/72		3	4,1	1/119
	4	2,4	1/201		4	2,1	1/228
	5	6,9	1/69		5	2,5	1/196
	6	8,3	1/57		6	3,7	1/131
	7	5,1	1/93		7	1,8	1/274
SE1	1	-5,1	1/132	SX1	1	7,7	1/109
	2	-6,0	1/113		2	5,2	1/162
	3	-10,9	1/62		3	-16,5	1/51
	4	-11,3	1/59		4	2,4	1/353
	5	-13,7	1/49		5	21,4	1/39
	6	-6,6	1/102		6	19,5	1/43
	7	5,9	1/115		7	4,1	1/204
SE2	1	-5,5	1/123	SX2	1	-2,9	1/285
	2	-6,5	1/103		2	-16,7	1/50
	3	-13,5	1/50		3	-24,1	1/35
	4	-2,6	1/263		4	0,4	1/2283
	5	-15,7	1/43		5	-21,5	1/39
	6	-9,7	1/70		6	-15,9	1/53
	7	-5,9	1/115		7	2,6	1/326

Fonte: Elaborado pela autora.

Na Tabela 8 é apresentado um resumo do valor da maior imperfeição de montante de alma em cada uma das vigas casteladas soldadas e os respectivos montantes.

Tabela 8 – Maior imperfeição inicial de montante de alma encontrada em cada viga.

Viga	Montante	Δ (mm)	Δ / d_g
SA1	2	7,5	1/60
SA2	2	4,0	1/112
SB1	5	-8,6	1/53
SB2	5	-10,6	1/43
SB3	6	8,3	1/57
SB4	3	-3,6	1/130
SB5	6	-1,1	1/457
SB6	6	3,7	1/131
SE1	5	-13,7	1/49
SE2	5	-15,7	1/43
SX1	5	21,4	1/39
SX2	3	-24,1	1/35

Fonte: Elaborado pela autora.

Somente as vigas SA2, SB4, SB5 e SB6 apresentaram desvio do montante de alma inferior ao limite especificado pela fabricante ArcelorMittal apresentado em 2.3.1. Além disso, comparando os resultados da Tabela 8 com os da Tabela 3, nota-se que as imperfeições medidas nas vigas casteladas soldadas foram da mesma ordem de grandeza daquelas medidas nas vigas casteladas laminadas ensaiadas por Vieira (2015).

Cabe ressaltar que este estudo de vigas casteladas soldadas foi motivado após a constatação de grandes imperfeições do montante de alma nas vigas casteladas laminadas de Vieira (2015). Presumiu-se que vigas casteladas soldadas fabricadas a partir de chapas planas poderiam apresentar menores desvios dos montantes de alma, com base na hipótese de que a distribuição de tensão residual mais uniforme nas chapas planas não provocaria empenos tão acentuados, como se observou nas vigas casteladas laminadas.

De fato, durante o corte das chapas das almas na fábrica para a castelação, observou-se praticamente nenhum empeno das chapas cortadas (), o que facilitou o posicionamento destas para a solda. No entanto, logo após a solda de emenda das duas metades da alma já era possível identificar visualmente os desvios dos montantes.

A explicação deste fenômeno pode ser encontrada em Queiroz (1986). O autor explica que quando uma região de uma peça de aço encontra-se a uma temperatura elevada em relação às regiões vizinhas, essa região fica comprimida pelo material que a envolve. Se a diferença de temperatura for suficientemente grande (como na execução de solda) a zona aquecida sofrerá deformações inelásticas (de contração). Porém, a contração residual que deveria aparecer após o resfriamento em zonas que estavam a temperaturas elevadas é parcialmente contida pelas regiões vizinhas, o que provoca o aparecimento de tensões de tração na zona que estava aquecida e tensões de compressão nas regiões vizinhas. Mas é a parcela não contida da contração que acaba por produzir deformações típicas na peça.

Assim, de maneira geral, todas as regiões soldadas contraem-se após o resfriamento. Ou seja, a deformação (ou o desvio de montantes) observada após o processo de solda das metades da alma é uma consequência direta do rearranjo elástico das tensões residuais devido às condições de equilíbrio estático que devem permanecer atendidas após o resfriamento. Levando em conta que os montantes são soldados no mesmo local em ambos os processos de fabricação de vigas casteladas, é possível então compreender porque as imperfeições medidas nas vigas casteladas soldadas foram da mesma ordem de grandeza daquelas medidas nas vigas casteladas laminadas.

A identificação da metade da viga contendo o montante mais imperfeito foi importante para escolher o sentido da excentricidade do carregamento, de modo a induzir a flambagem naquela metade, bem como instalar a instrumentação para registrar as grandezas de interesse na região da falha.

4.1.3. Espessuras

Na Tabela 9 é apresentada a espessura de aço média da alma e das mesas de cada par de viga. Nas Tabelas A.1 a A.4 do Apêndice A, são apresentadas todos os valores de espessuras das chapas medidos com paquímetro, assim como as medições das espessuras das camadas de tinta e as espessuras das chapas de aço resultantes.

Verificou-se que a média das espessuras de tinta nas chapas das vigas estudadas é de 0,3 mm, ou de 0,15 mm em cada lado da chapa. Este resultado é apresentado mais detalhadamente na do Apêndice A.

Tabela 9 – Espessura média das chapas descontando as camadas de tinta (em milímetros).

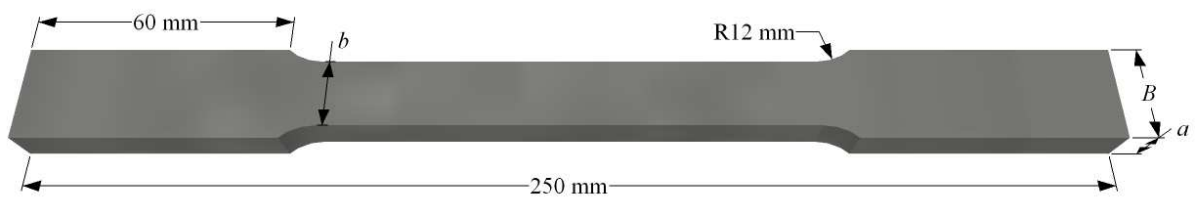
VIGA	t_w	t_f
SA1	4,73	6,43
SA2	4,69	6,43
SB1	4,63	6,45
SB2	4,64	6,45
SB3	6,48	8,10
SB4	6,43	8,05
SB5	8,24	12,84
SB6	8,26	12,81
SE1	4,73	8,15
SE2	4,70	8,07
SX1	4,71	8,24
SX2	4,67	8,28

Fonte: Elaborado pela autora.

4.2. Caracterização do aço

As dimensões reais das 16 amostras ensaiadas são apresentadas na Tabela 10 e representadas na Figura 40.

Figura 40 – Representação esquemática do corpo de prova de aço para o ensaio de tração.



Fonte: Elaborado pela autora.

Tabela 10 – Dimensões dos corpos de prova.

amostra	<i>a</i> mm	<i>b</i> mm	<i>a</i> × <i>b</i> mm²	<i>B</i> mm
A1-475	4,72	9,04	42,67	21,50
A2-475	4,72	9,03	42,62	21,55
A3-475	4,69	8,95	41,98	21,46
A4-475	4,70	8,97	42,16	21,52
A5-630	6,46	12,12	78,30	21,54
A6-630	6,46	12,18	78,68	21,40
A7-630	6,44	12,00	77,28	21,42
A8-630	6,44	12,00	77,28	21,42
A9-800	7,98	15,29	122,01	21,38
A10-800	7,92	15,37	121,73	21,43
A11-800	7,93	15,08	119,58	21,18
A12-800	7,92	15,54	123,08	22,00
A13-1250	12,72	24,19	307,70	35,00
A14-1250	12,71	24,21	307,71	35,00
A15-1250	12,85	24,25	311,61	35,00
A16-1250	12,84	24,18	310,47	35,00

Fonte: Elaborado pela autora.

Na Figura 41 são apresentadas as amostras A1 e A2 após ruptura.

Figura 41 – Amostras A1 e A2 após ruptura.



Foto por Gustavo Veríssimo.

Da Tabela 11 à Tabela 14 são apresentadas a tensão de escoamento, a tensão de ruptura e a espessura medidas de cada amostra. Para cada espessura de chapa, também são apresentados a média, o desvio padrão e o coeficiente de variação dos resultados de cada um destes parâmetros.

Tabela 11 – Resumo dos resultados das amostras de espessura nominal de 4,75 mm.

Amostra	a (mm)	f_y (MPa)	f_u (MPa)
A1-475	4,72	372,75	464,56
A2-475	4,72	363,94	459,27
A3-475	4,69	395,84	481,78
A4-475	4,70	359,81	461,60
\bar{x}	4,71	373,08	466,80
S	0,01	16,10	10,22
c_v	0,3%	4,3%	2,2%

Fonte: Elaborado pela autora.

Tabela 12 – Resumo dos resultados das amostras de espessura nominal de 6,3 mm.

Amostra	a (mm)	f_y (MPa)	f_u (MPa)
A5-630	6,46	397,18	483,23
A6-630	6,46	391,31	481,33
A7-630	6,44	400,00	487,85
A8-630	6,44	396,05	491,30
\bar{x}	6,45	396,14	485,93
S	0,01	3,62	4,51
c_v	0,2%	0,9%	0,9%

Fonte: Elaborado pela autora.

Tabela 13 – Resumo dos resultados das amostras de espessura nominal de 8,0 mm.

Amostra	<i>a</i> (mm)	<i>f_y</i> (MPa)	<i>f_u</i> (MPa)
A9-800	7,98	399,50	510,97
A10-800	7,92	394,51	507,00
A11-800	7,93	391,20	505,10
A12-800	7,92	398,83	512,45
\bar{x}	7,94	396,01	508,88
S	0,03	3,89	3,41
cv	0,4%	1,0%	0,7%

Fonte: Elaborado pela autora.

Tabela 14 – Resumo dos resultados das amostras de espessura nominal de 12,5 mm.

Amostra	<i>a</i> (mm)	<i>f_y</i> (MPa)	<i>f_u</i> (MPa)
A13-1250	12,72	365,00	460,99
A14-1250	12,71	361,70	462,15
A15-1250	12,85	447,92	531,47
A16-1250	12,84	446,25	526,00
\bar{x}	12,78	405,22	495,15
S	0,08	48,37	38,84
cv	0,6%	11,9%	7,8%

Fonte: Elaborado pela autora.

4.3. Resultados da simulação numérica preliminar

A força crítica obtida da análise de flambagem elástica ($F_{cr.num}$) é apresentada na Tabela 15. Para todas as vigas, o resultado do primeiro modo de flambagem foi a instabilidade dos montantes de alma devido ao esforço cortante, como mostrado na Figura 38 do item 3.7.6. $V_{cr.num}$ corresponde a $0,5 \times F_{cr.num}$ e representa o esforço cortante atuante nos montantes de alma que sofrem a instabilidade.

Tabela 15 – Resultados das análises de flambagem elástica.

Viga	$F_{cr.num}$ kN	$V_{cr.num}$ kN
SA1	181,02	90,51
SA2	177,24	88,62
SB1	179,37	89,69
SB2	180,41	90,21
SB3	445,07	222,54
SB4	435,23	217,62
SB5	963,97	481,99
SB6	969,60	484,80
SE1	132,23	66,12
SE2	129,63	64,82
SX1	104,34	52,17
SX2	102,10	51,05

Fonte: Elaborado pela autora.

A força estimada máxima para cada modelo, $F_{máx.num}$, obtida a partir da análise não linear descrita no item 3.7.7, é o resultado numérico necessário para a configuração do atuador de aplicação do carregamento experimental. Na Tabela 16, apresenta-se os valores de $F_{máx.num}$ obtidos. Os valores entre parênteses são os resultados obtidos das análises que adotaram o f_y nominal (350 MPa) ao invés do obtido experimentalmente para cada bitola. $V_{máx.num}$ corresponde a $0,5 \times F_{máx.num}$ e representa o esforço cortante atuante nos montantes de alma que sofrem a instabilidade.

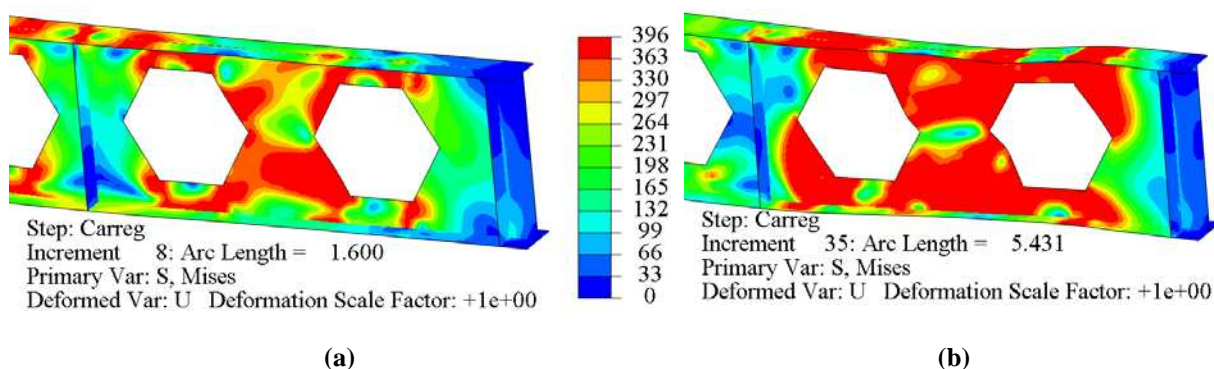
Tabela 16 – Resultados da análise não linear.

Viga	$F_{máx.num}$	$V_{máx.num}$
	kN	kN
SA1	188,83 (182,44)	94,41 (91,22)
SA2	186,75 (179,92)	93,38 (89,96)
SB1	179,20 (172,74)	89,60 (86,37)
SB2	179,93 (173,46)	89,96 (86,73)
SB3	353,82 (330,15)	176,91 (165,08)
SB4	353,15 (326,16)	176,58 (163,08)
SB5	551,88 (494,74)	275,94 (247,37)
SB6	553,49 (496,13)	276,74 (248,06)
SE1	199,21 (192,94)	99,61 (96,47)
SE2	196,61 (190,39)	98,30 (95,20)
SX1	198,86 (192,15)	99,43 (96,07)
SX2	197,54 (190,84)	98,77 (95,42)

Fonte: Elaborado pela autora.

Na Figura 42 apresenta-se a distribuição de tensões do modelo geométrico numérico da viga SA2 ao suportar a máxima carga e no último passo de carga da análise.

Figura 42 – Deformada e distribuição das tensões de von Mises (em MPa) do modelo numérico da viga SA2. (a) Passo de carga correspondente à capacidade máxima; (b) último passo de carga da análise.



Fonte: Elaborado pela autora no *software* Abaqus.

Mais resultados da modelagem numérica podem ser encontrados no item 4.5.

4.4. Resultados dos ensaios

4.4.1. Modos de colapso e força cortante máxima suportada pelo montante de alma

Das doze vigas ensaiadas, dez falharam por FMAV (Figura 43 à Figura 52). O modo de colapso de cada viga e a força cortante máxima suportada pelo montante de alma ($V_{\max.exp}$) são apresentados na Tabela 17.

Tabela 17 – Modo de colapso e força cortante máxima verificados experimentalmente.

Viga	Padrão	Modo de colapso	$V_{\max.exp}$ kN
SA1	Litzka	MV(*)	100,23
SA2	Litzka	FMAV	97,41
SB1	Anglo-Saxão	FMAV	89,74
SB2	Anglo-Saxão	FMAV	93,93
SB3	Anglo-Saxão	FMAV	189,03
SB4	Anglo-Saxão	FMAV	183,86
SB5	Anglo-Saxão	RJS	250,22
SB6	Anglo-Saxão	FMAV	288,00
SE1	Anglo-Saxão	FMAV	93,87
SE2	Anglo-Saxão	FMAV	92,32
SX1	Anglo-Saxão	FMAV	98,94
SX2	Anglo-Saxão	FMAV	93,91

(*) acompanhado de flambagem local dos cantos comprimidos críticos e ruptura local dos cantos tracionados críticos (ver Figura 53).

Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 43 – Aspecto da viga SA2 ao final do ensaio.

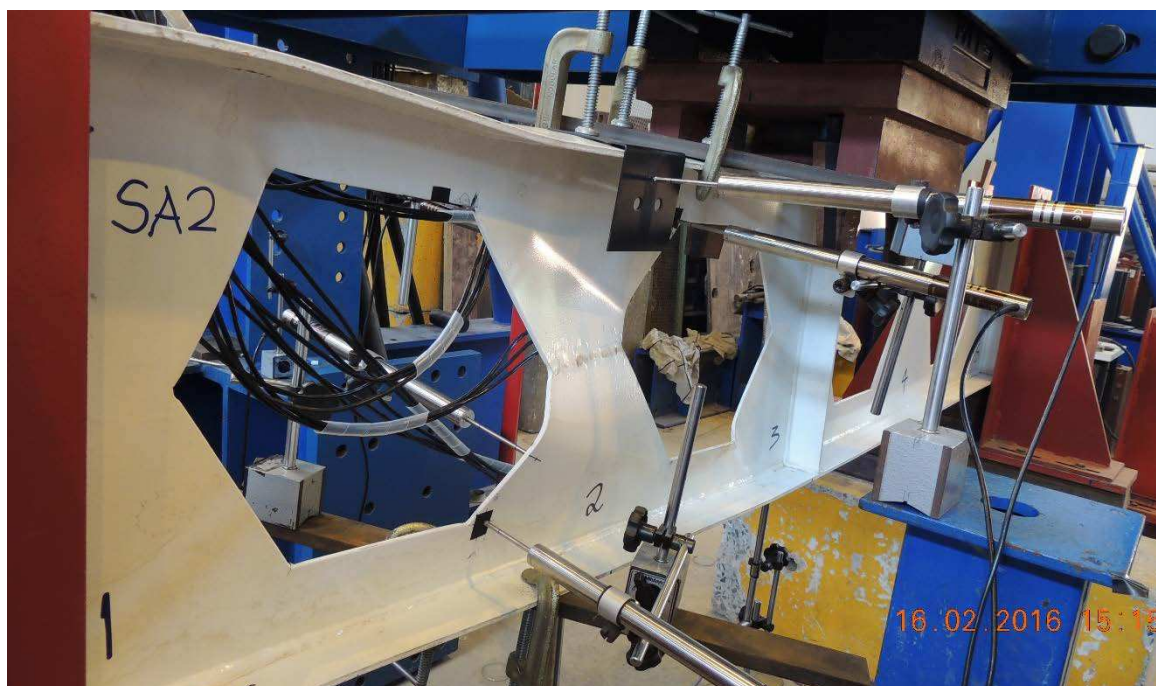


Foto por Gustavo Veríssimo.

Figura 44 – Aspecto da viga SB1 ao final do ensaio.

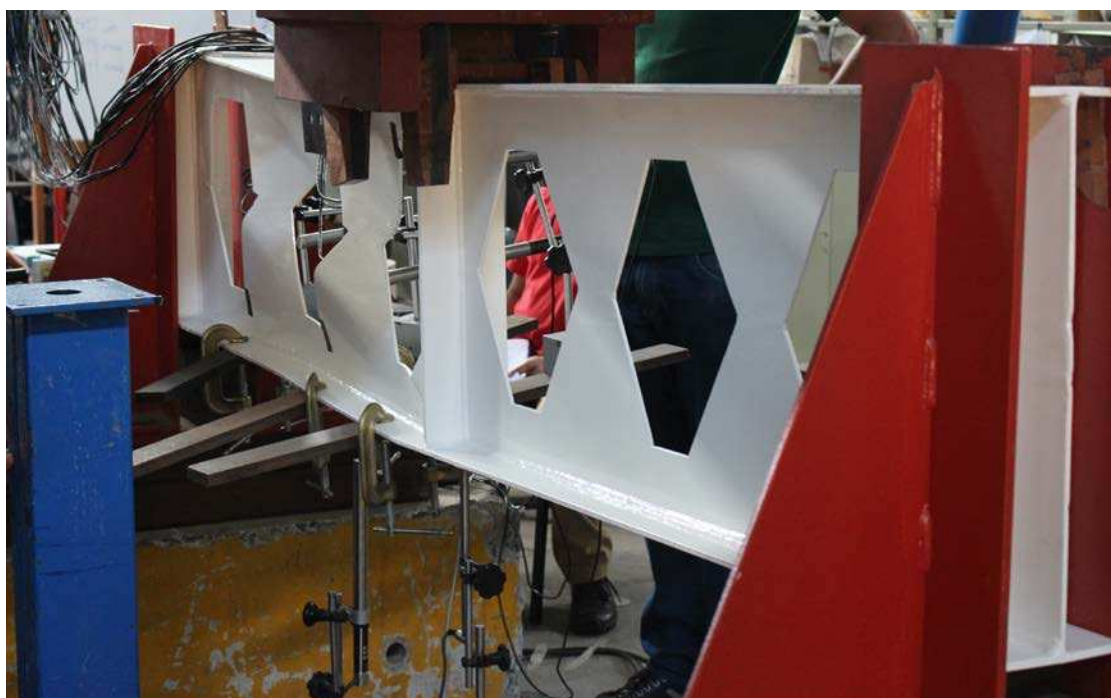


Foto por Pedro Vaz.

Figura 45 – Aspecto da viga SB2 ao final do ensaio.

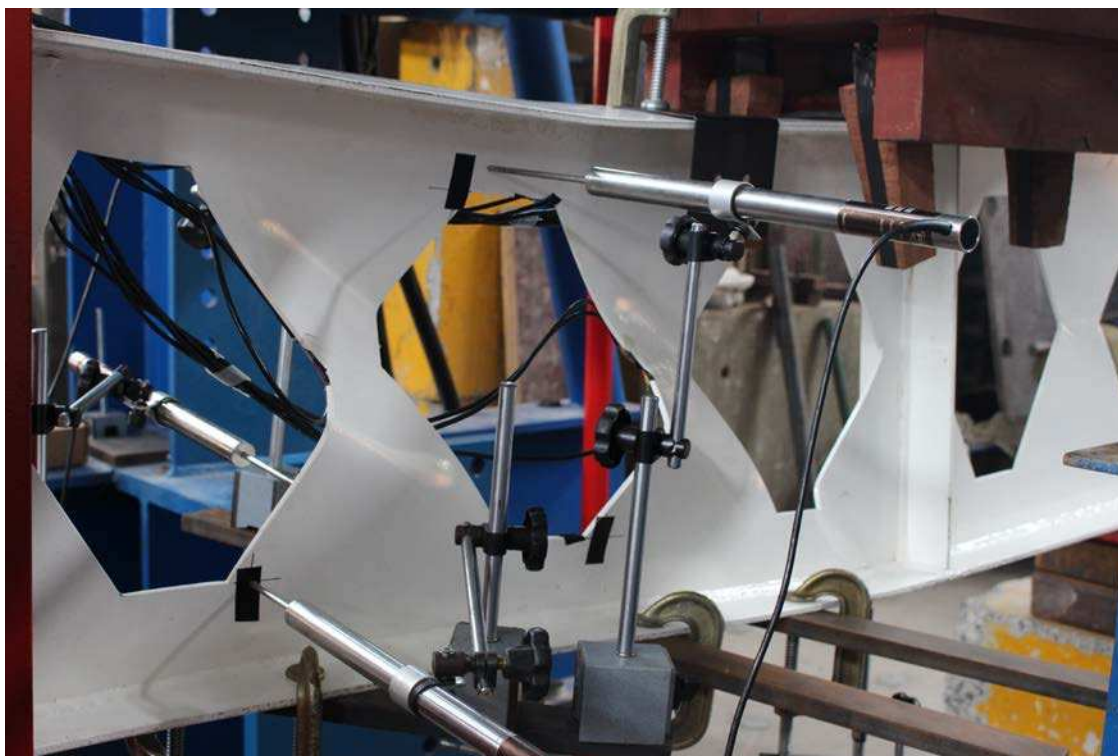


Foto por Pedro Vaz.

Figura 46 – Aspecto da viga SB3 ao final do ensaio.



Foto por Pedro Vaz.

Figura 47 – Aspecto da viga SB4 ao final do ensaio.



Foto por Elisa Sakiyama.

Figura 48 – Aspecto da viga SB6 ao final do ensaio.



Foto por Pedro Vaz.

Figura 49 – Aspecto da viga SE1 ao final do ensaio.



Foto por Pedro Vaz.

Figura 50 – Aspecto da viga SE2 ao final do ensaio.



Foto por Pedro Vaz.

Figura 51 – Aspecto da viga SX1 ao final do ensaio.



Foto por Pedro Vaz.

Figura 52 – Aspecto da viga SX2 ao final do ensaio.

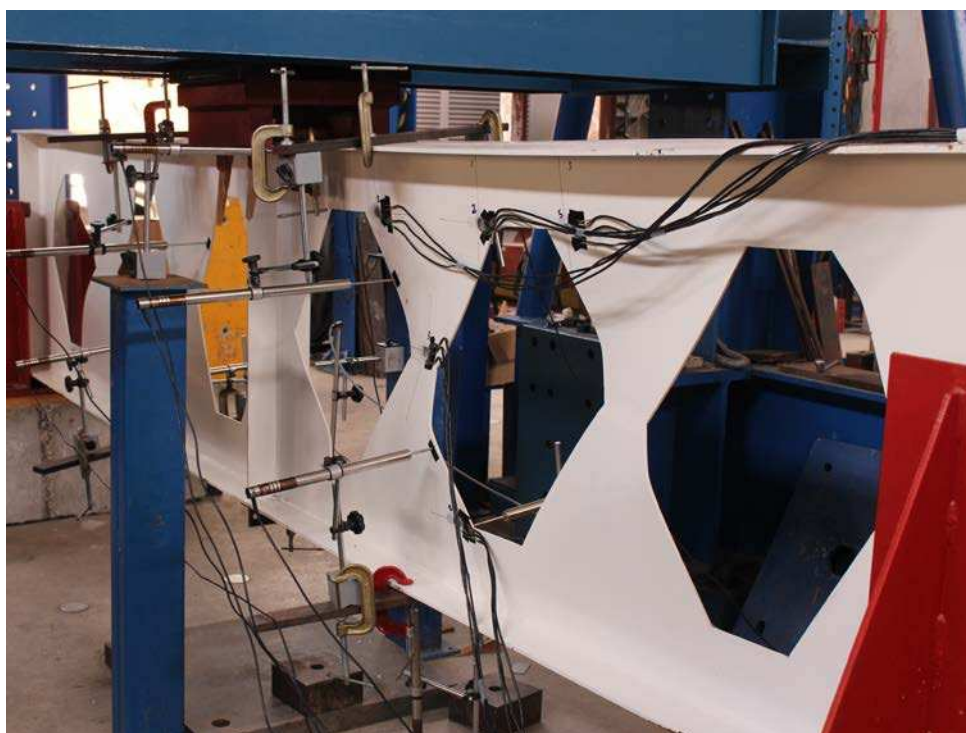


Foto por Pedro Vaz.

Na Figura 53 apresenta-se o aspecto ao final do ensaio da viga SA1, que falhou por formação de mecanismo Vierendeel acompanhado de flambagem local dos cantos comprimidos e ruptura local dos cantos tracionados do alvéolo crítico.

Figura 53 – Aspecto da viga SA1 ao final do ensaio.



Foto por Gustavo Veríssimo.

A possibilidade de ocorrência de falha por MV nas vigas fabricadas com o padrão Litzka já era conhecida, devido à alta razão bw/p . Além disso, uma das vigas da série A de Vieira (2015), correspondente à série SA deste trabalho, também falhou por formação de mecanismo Vierendeel. É possível observar na Tabela 17 que, apesar das vigas SA1 e SA2 apresentarem modos de falha distintos, seus montantes de alma suportaram valores de $V_{max.exp}$ muito próximos.

Já a falha por RJS da viga SB5 (Figura 54) deve ser submetida a uma análise mais crítica. Pela direção da ruptura e pelo estado de tensões do montante logo antes da carga máxima (Figura 67b), poderia ser dado como causa suficiente para a ocorrência da falha o fato do aço na junção do montante ter atingido o escoamento. Entretanto, a viga SB6, fabricada a partir das mesmas chapas de aço, com as mesmas características nominais, sofrendo escoamento na junção do montante para o mesmo nível de carga (Figura 68b), falhou por FMAV (mesmo sofrendo grandes deformações na região da junção do montante) suportando uma carga 15% maior do que a atuante na viga SB5 no momento em que esta atingiu sua carga máxima de

ensaio e falhou por RJS. Tudo isto leva à conclusão de que a falha da viga SB5 ocorreu não só devido ao escoamento do montante, mas também à qualidade insatisfatória da solda do montante que rompeu. Deve-se atentar para o fato de que as soldas da junção dos montantes foram esmerilhadas em fábrica, assim como as das vigas ensaiadas por Hosein e Speirs (1971) e Maalek e Burdekin (1991) discutidas no item 2.2.2, que também falharam por RJS.

Figura 54 – Aspecto da viga SB5 após falha por RJS e interrupção do ensaio.

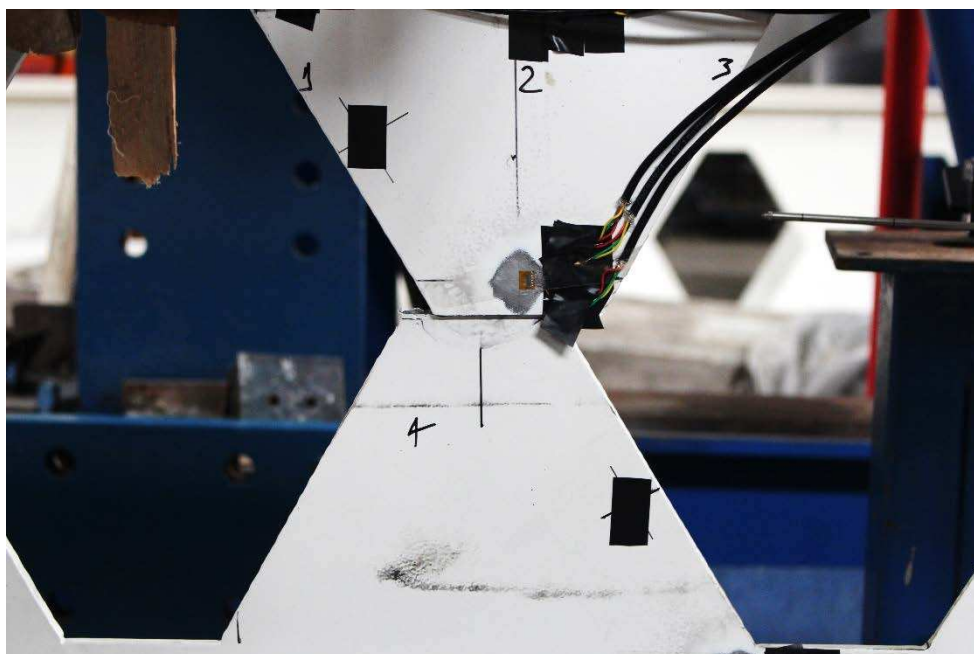


Foto por Pedro Vaz.

Exceto no ensaio da viga SX1, o lado que apresentou a falha coincidiu com o lado instrumentado com as rosetas e que recebia a maior parcela da força cortante gerada pelo carregamento, conforme planejado. Próximo à carga máxima dos ensaios das vigas mais esbeltas (séries SE e SX), foi possível identificar a deformada típica de flambagem do montante de alma nos quatro montantes não enrijecidos, ao invés de somente nos montantes do lado instrumentado com as rosetas, como nas vigas da série SA e SB. Nas vigas SE1, SE2 e SX2, o lado cuja deformada progrediu até o final do ensaio coincidiu com o lado instrumentado. Todavia, no ensaio da viga SX1, a deformada progrediu nos dois montantes do lado oposto, apresentando inclusive uma alternância entre os sentidos de rotação dos dois montantes que cederam.

4.4.2. *Curvas Força × Deslocamento*

As curvas Força × Deslocamento de cada par de vigas são apresentadas nesta seção (Figura 55 à

Figura 60). A variável *Força* corresponde à totalidade da carga aplicada pelo atuador aproximadamente a meio vão da viga; a variável *Flecha Central* corresponde ao deslocamento vertical na mesa inferior medido na mesma prumada da resultante do carregamento; a variável *Flecha Secundária* corresponde ao deslocamento vertical na mesa inferior medido na direção do centro do montante instrumentado; e a variável *Deslocamento DT1* corresponde ao deslocamento lateral medido na mesa superior.

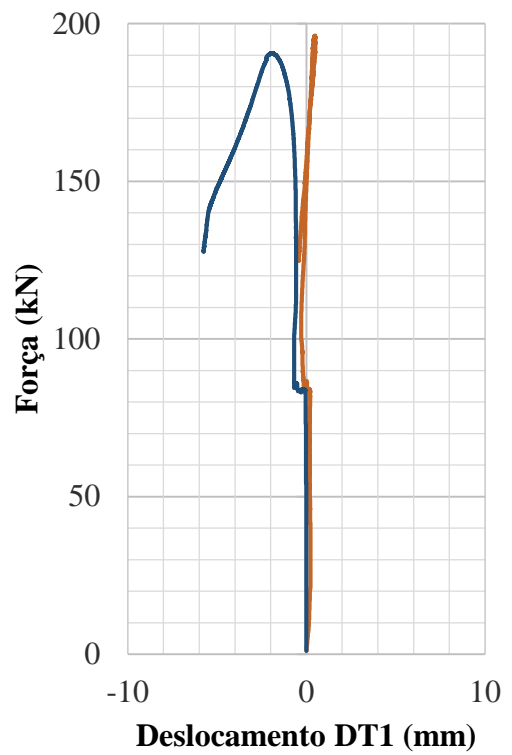
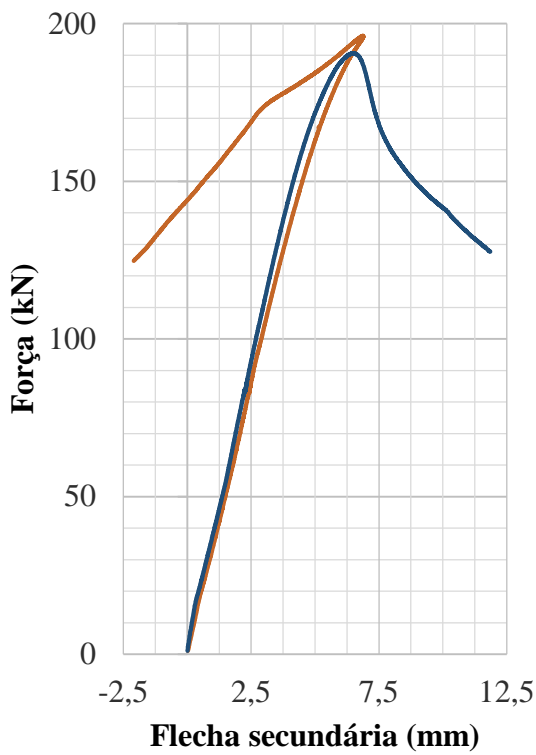
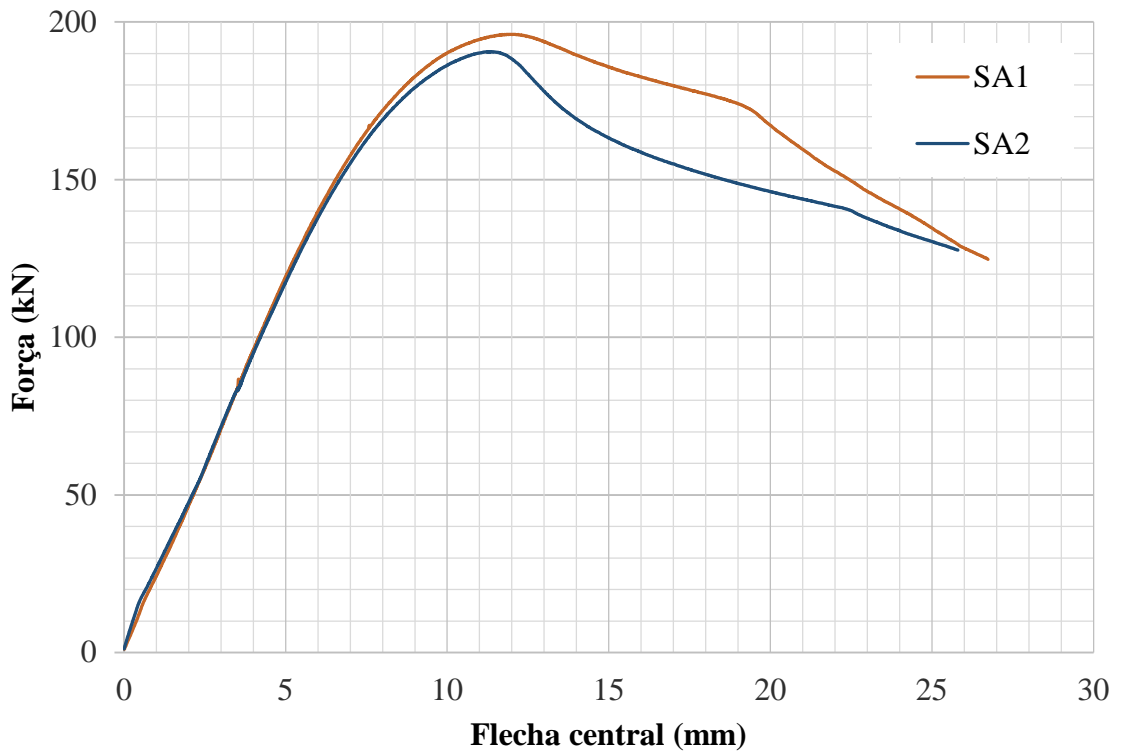
Todas as vigas apresentam um comportamento linear elástico inicial, com exceção de uma mudança na inclinação das curvas atribuída às acomodações logo no início do ensaio. Com o aumento do carregamento, as deformações plásticas causam o abatimento das curvas até que a instabilidade da alma gera um declínio brusco da mesma.

A flambagem local dos cantos comprimidos e ruptura local dos cantos tracionados do alvéolo que falhou por mecanismo Vierendeel foram responsáveis pelo comportamento da parte final da curva da viga SA1 semelhante ao das vigas que falharam por flambagem do montante de alma, porém com declínio de carga menos brusco (Figura 55).

A curva da viga SB5 apresenta mesmo comportamento da curva da viga SB6 (Figura 58), até que a falha súbita por RJS ocorreu e o ensaio foi interrompido.

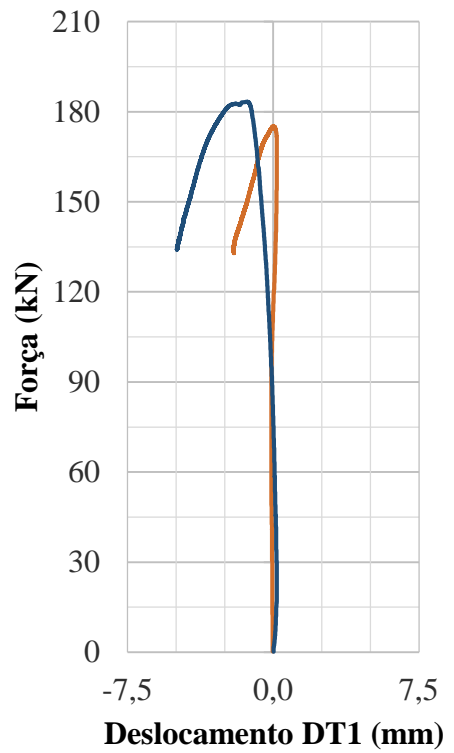
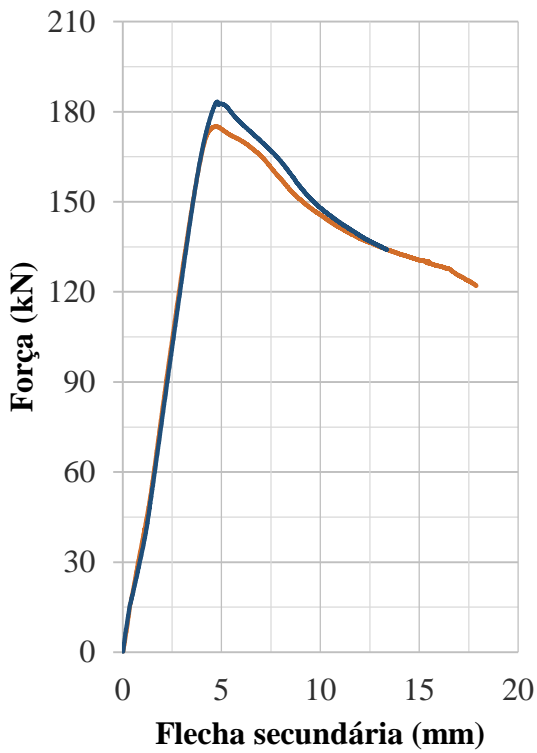
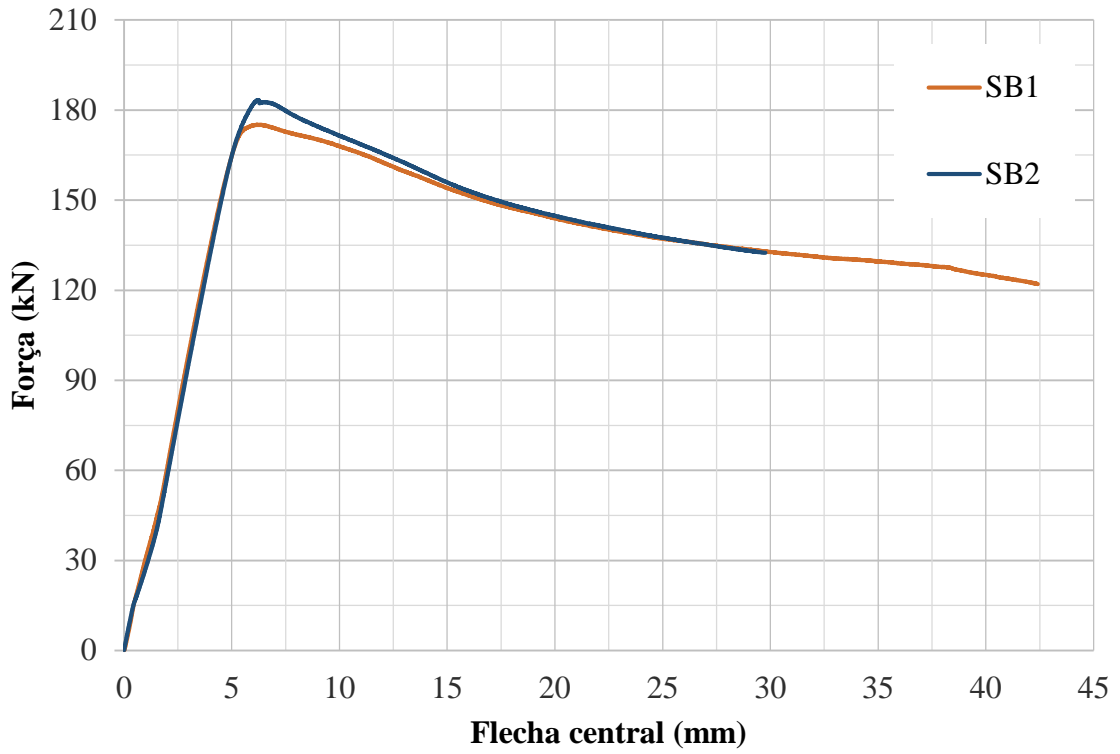
O travamento lateral da mesa superior da viga SX2 cedeu 1 mm, aproximadamente, em três instantes. À cada ocorrência correspondeu uma diminuição da inclinação da curva Força × Flecha (Figura 60).

Figura 55 – Curvas Força × Deslocamento do par de ensaios SA1/SA2.



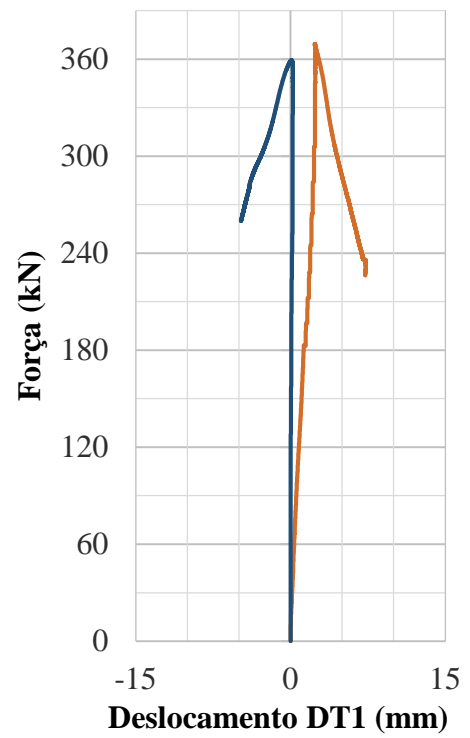
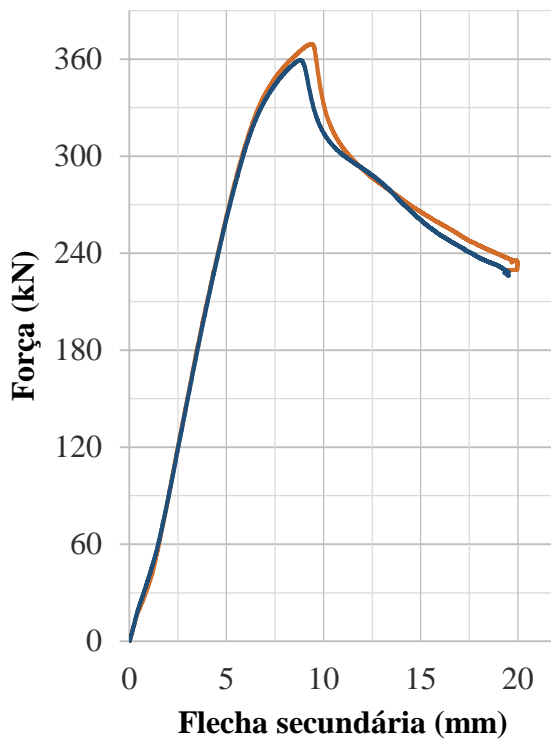
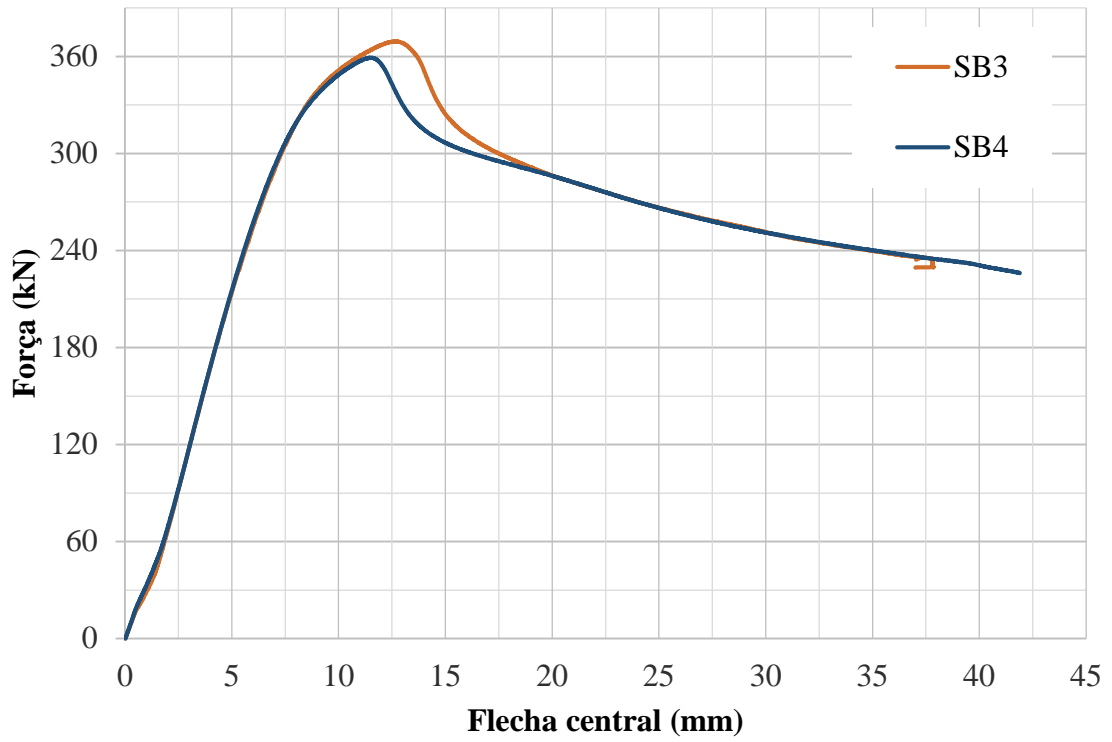
Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 56 – Curvas Força × Deslocamento do par de ensaios SB1/SB2.



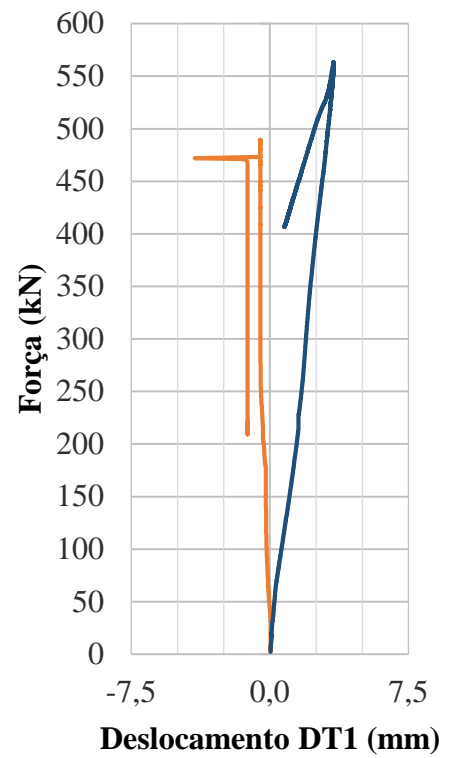
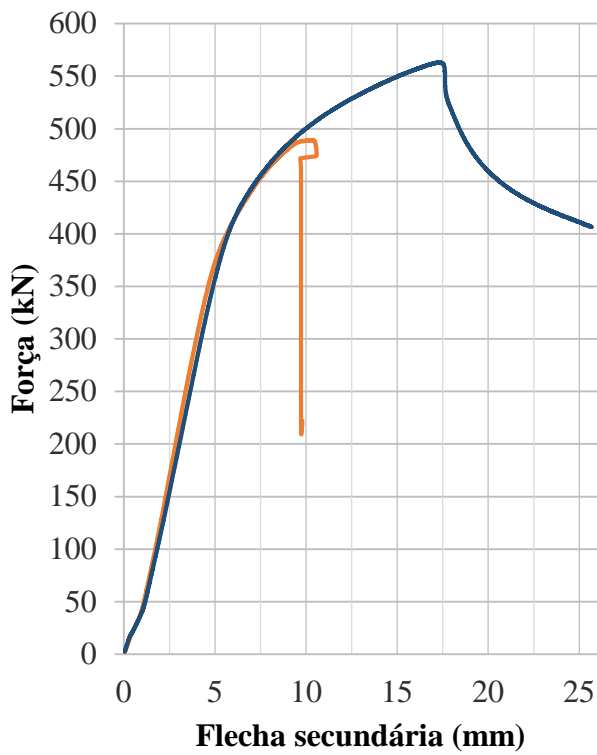
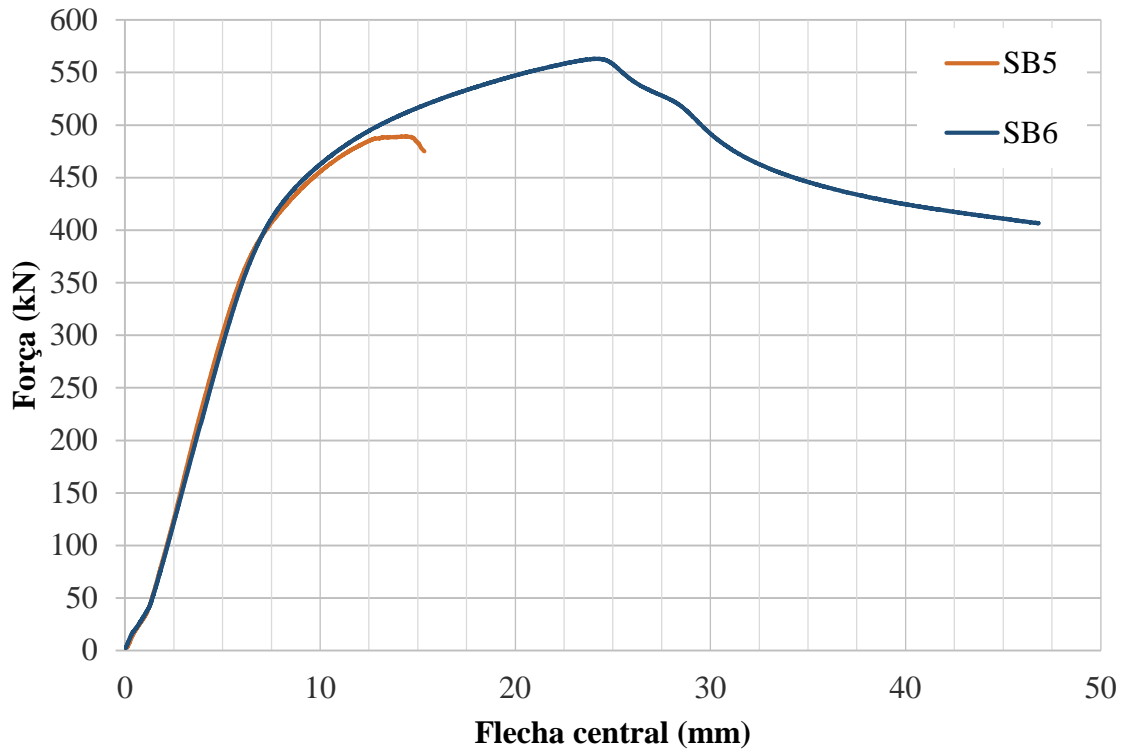
Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 57 – Curvas Força × Deslocamento do par de ensaios SB3/SB4.



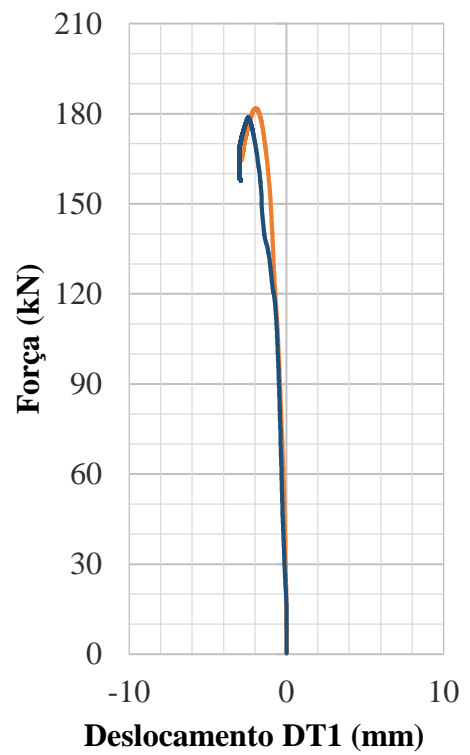
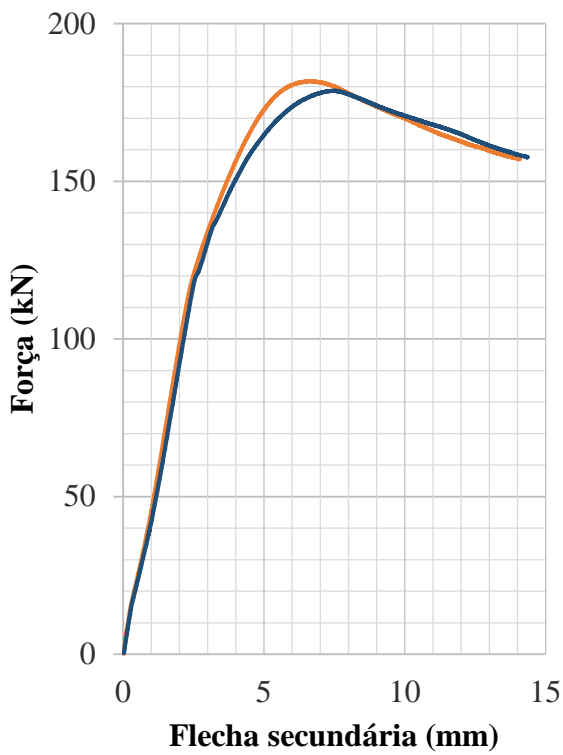
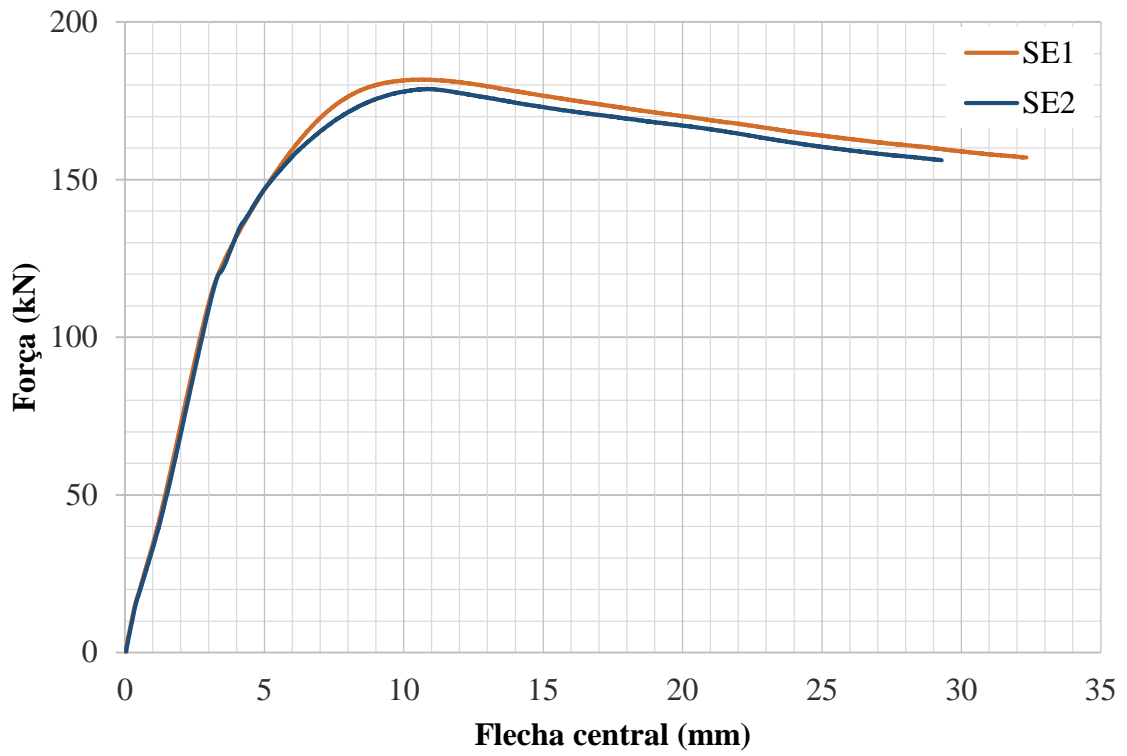
Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 58 – Curvas Força × Deslocamento do par de ensaios SB5/SB6.



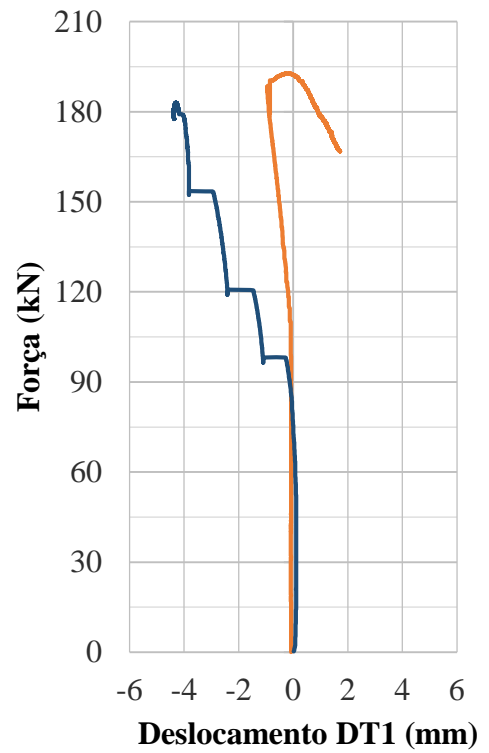
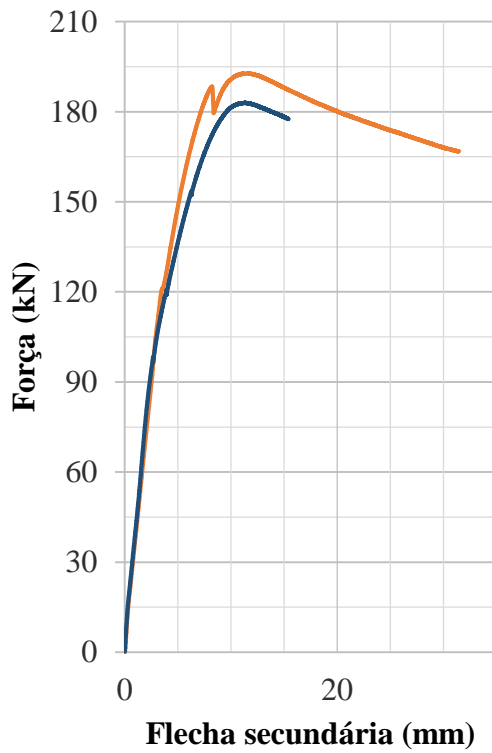
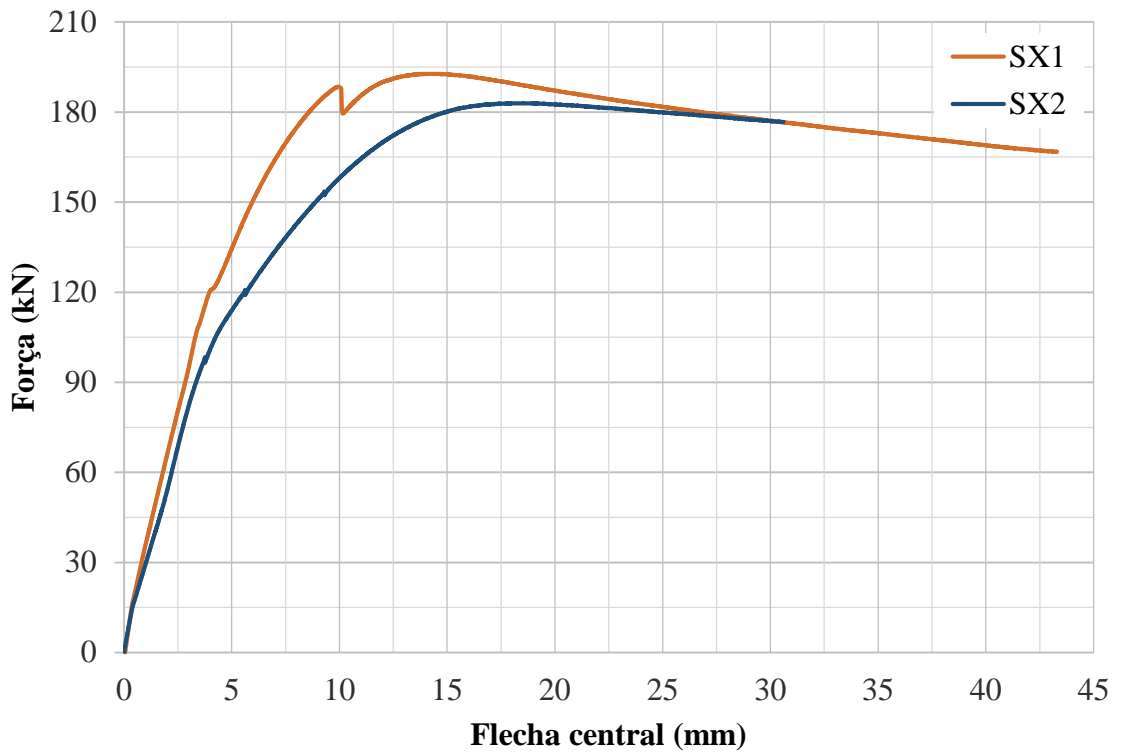
Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 59 – Curvas Força × Deslocamento do par de ensaios SE1/SE2.



Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 60 – Curvas Força × Deslocamento do par de ensaios SX1/SX2.



Fonte: Elaborado pela autora.

4.5. Comparação entre os resultados experimentais e numéricos

Na Tabela 18, apresenta-se a razão entre a força cortante máxima suportada pelo montante de alma do modelo numérico e a obtida experimentalmente para cada viga. Os valores entre parênteses são os calculados a partir dos resultados das análises numéricas que adotaram o f_y nominal (350 MPa) ao invés do obtido experimentalmente para cada bitola. A viga SB5 não foi incluída nesta tabela (assim como não será incluída nas considerações e cálculos da seção 4.6), devido ao seu colapso prematuro por RJS.

Tabela 18 – $V_{máx.num} / V_{máx.exp}$

Viga	$V_{máx.num} / V_{máx.exp}$
SA1	0,94 (0,91)
SA2	0,96 (0,92)
SB1	1,00 (0,96)
SB2	0,96 (0,92)
SB3	0,94 (0,87)
SB4	0,96 (0,89)
SB6	0,96 (0,86)
SE1	1,06 (1,03)
SE2	1,06 (1,03)
SX1	1,00 (0,97)
SX2	1,05 (1,02)
\bar{x}	0,99 (0,94)
S	0,05 (0,06)
c_v	4,7% (6,2%)

Fonte: Elaborado pela autora.

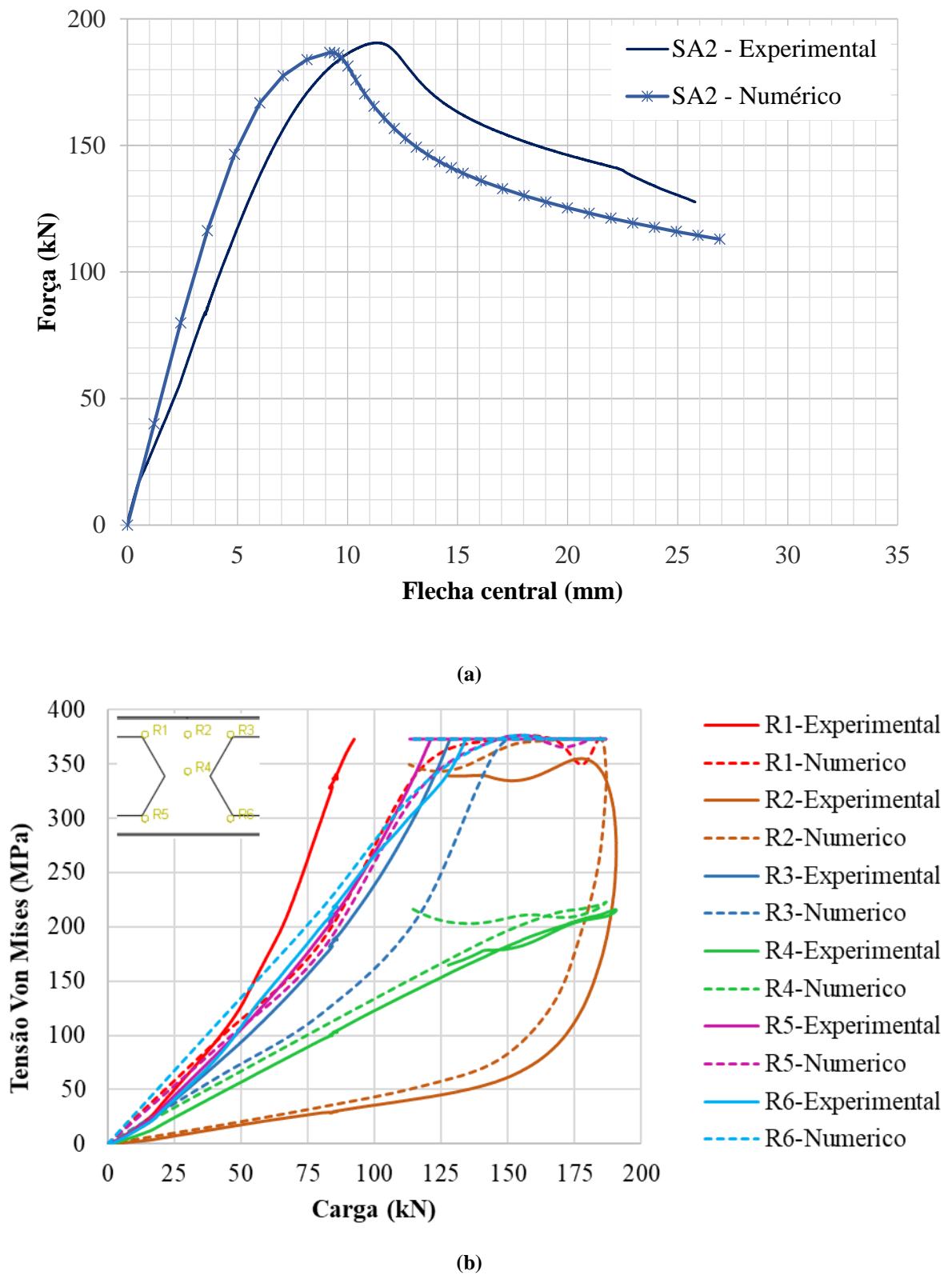
A partir do valor da média (\bar{x}) de $V_{máx.num}/V_{máx.exp}$, percebe-se que a simulação numérica foi capaz de estimar satisfatoriamente a resposta estrutural dos modelos ensaiados. Como o uso de f_y obtido na caracterização das amostras de aço proporcionou uma média mais próxima de 1,00 e o menor coeficiente de variação (Tabela 18), os resultados numéricos do modelo com f_y experimental foram os utilizados na elaboração dos gráficos e imagens comparativas da Figura 61 à Figura 72.

A coerência da resposta numérica com a medição dos transdutores é ilustrada pelas curvas ‘Força × Flecha central’ da Figura 61 à Figura 72. Até mesmo o comportamento pós-pico das curvas numéricas é coerente com o das curvas experimentais, com exceção das curvas referentes às vigas A2 e B5 (estas vigas apresentaram modos de colapso distintos da flambagem do montante de alma por cisalhamento, relatados no item 4.4.1).

Os valores experimentais da tensão equivalente de Von Mises apresentados nos gráficos da Figura 61 à Figura 72 foram calculados a partir das deformações medidas pelas rosetas, adotando $E = 200$ GPa. Em geral, nos cantos dos alvéolos, os valores de tensão atingiram o valor de f_y antes de se atingir o carregamento máximo, devido à concentração de tensões causada pela geometria dessas regiões. Por isto, houve maior aproveitamento das rosetas que foram instaladas mais afastadas dos cantos dos alvéolos.

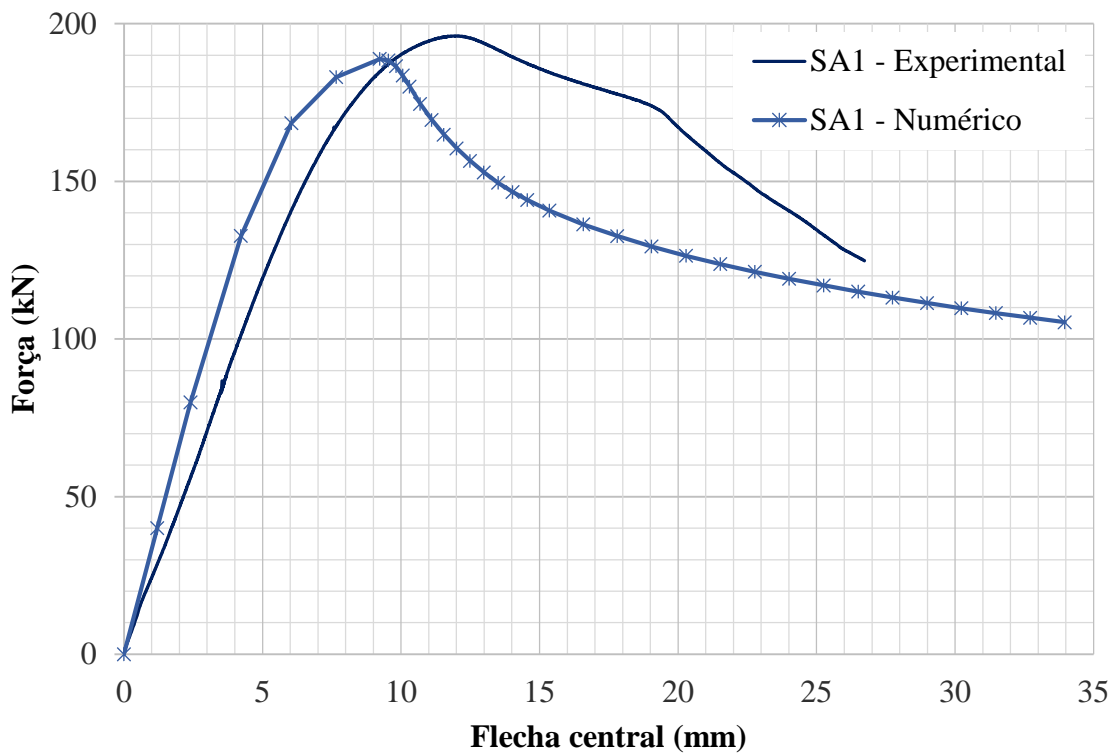
Como mencionado no item 4.4.1, era possível identificar a deformada típica de flambagem do montante de alma dos quatro montantes não enrijecidos das vigas das séries SE e SX, próximo à carga máxima do ensaio. Nas vigas SE1, SE2 e SX2, o lado cuja deformada progrediu até o final do ensaio coincidiu com o lado instrumentado com as rosetas e que recebia a maior parcela da força cortante gerada pelo carregamento, conforme planejado. Todavia, na viga SX1, a deformada progrediu no lado oposto e o conseqüente alívio das tensões no lado instrumentado pode ser verificado no trecho final das curvas experimentais da Figura 71b.

Figura 61 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos da viga SA2. (a) Curvas Força×Flecha central. (b) Curvas de Tensão nos pontos instrumentados com rosetas × Força.

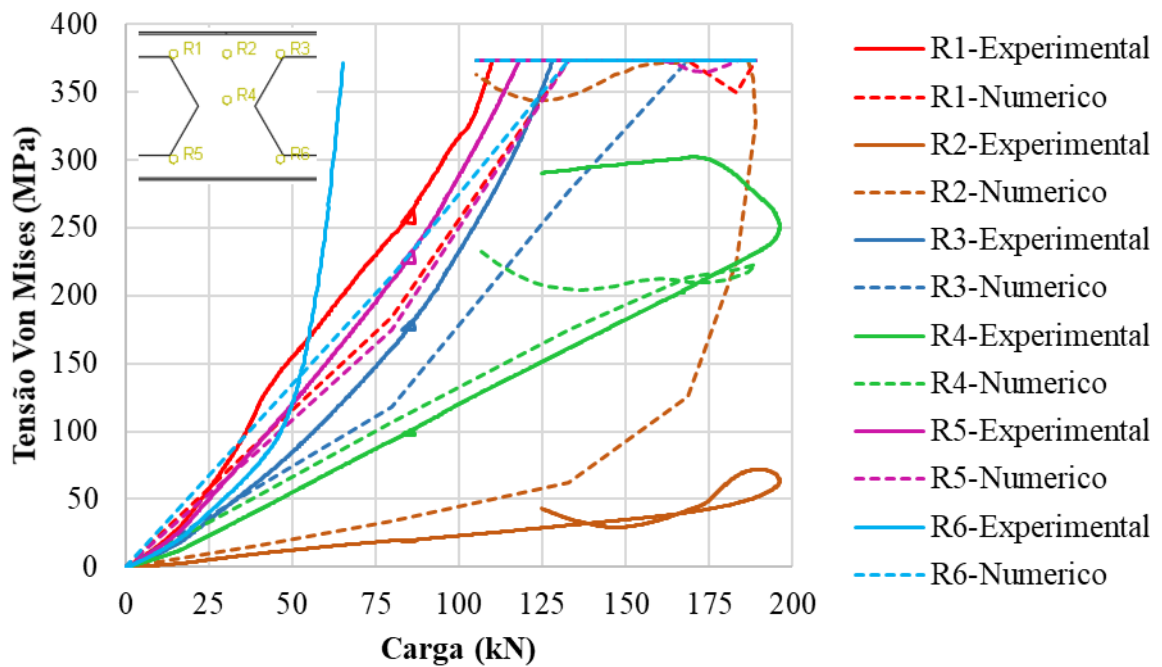


Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 62 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos da viga SA1. (a) Curvas Força×Flecha central. (b) Curvas de Tensão nos pontos instrumentados com rosetas × Força.



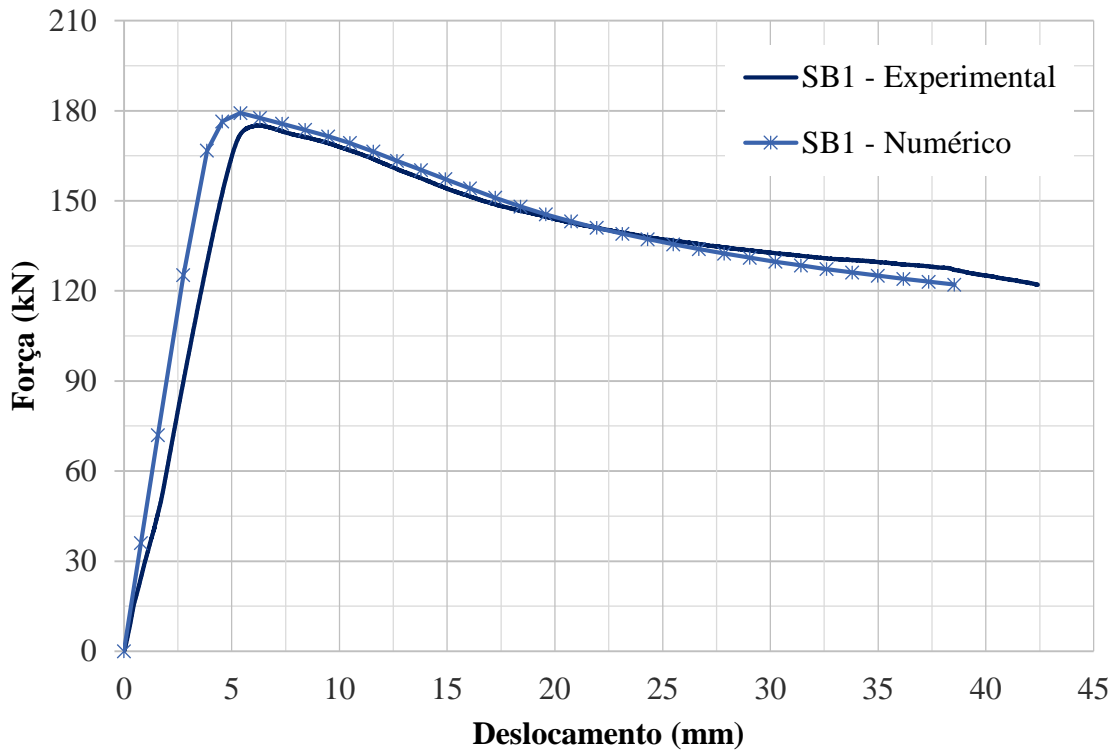
(a)



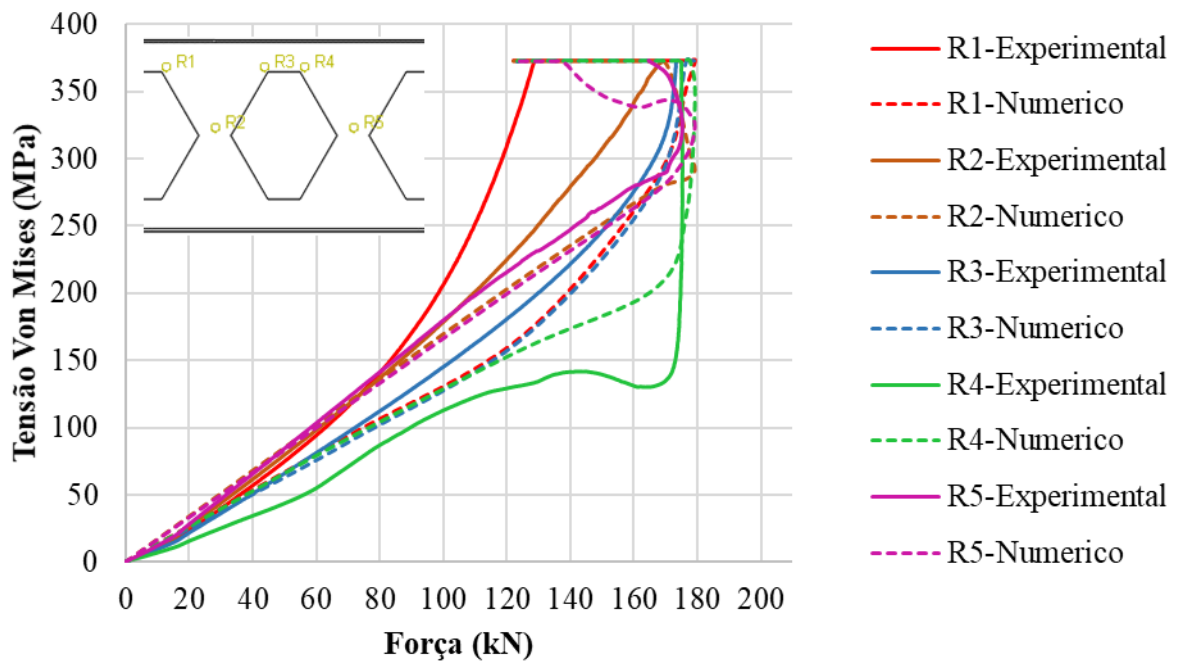
(b)

Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 63 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos da viga SB1. (a) Curvas Força×Flecha central. (b) Curvas de Tensão nos pontos instrumentados com rosetas × Força.



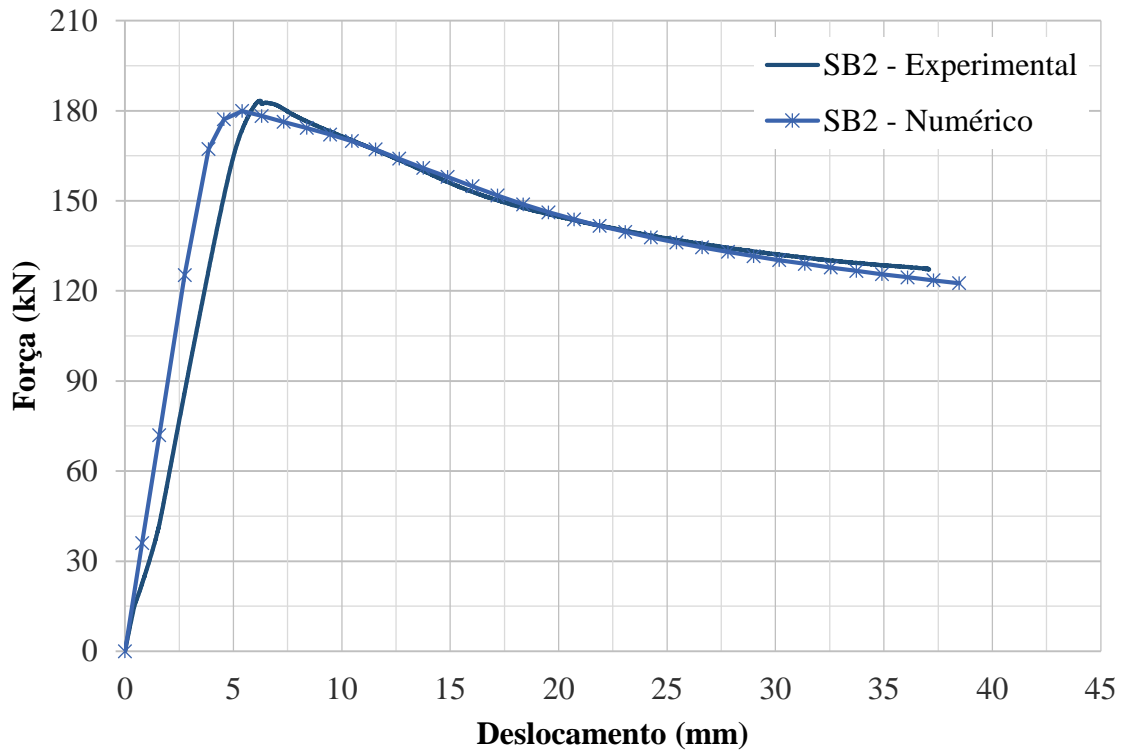
(a)



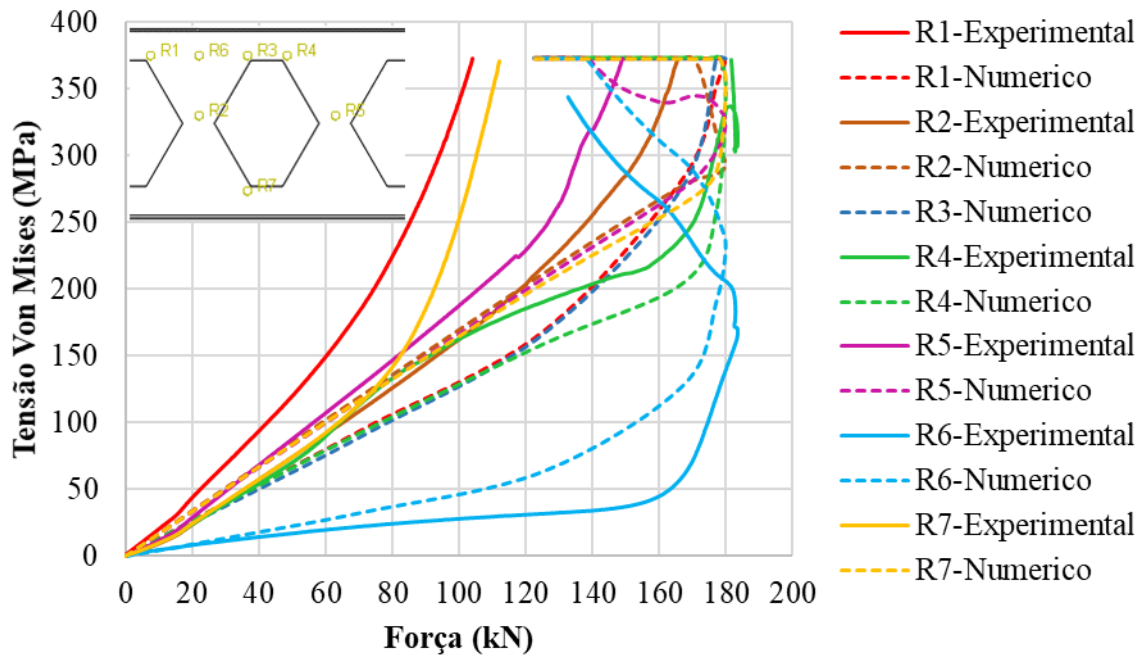
(b)

Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 64 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos da viga SB2. (a) Curvas Força×Flecha central. (b) Curvas de Tensão nos pontos instrumentados com rosetas × Força.



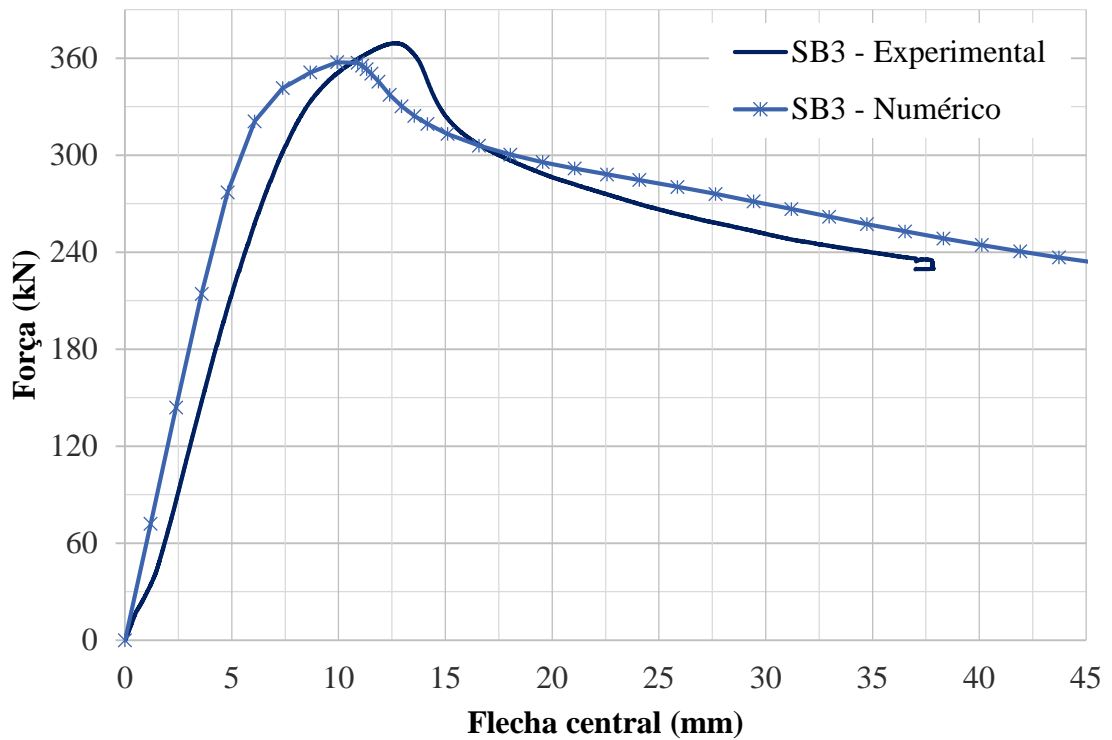
(a)



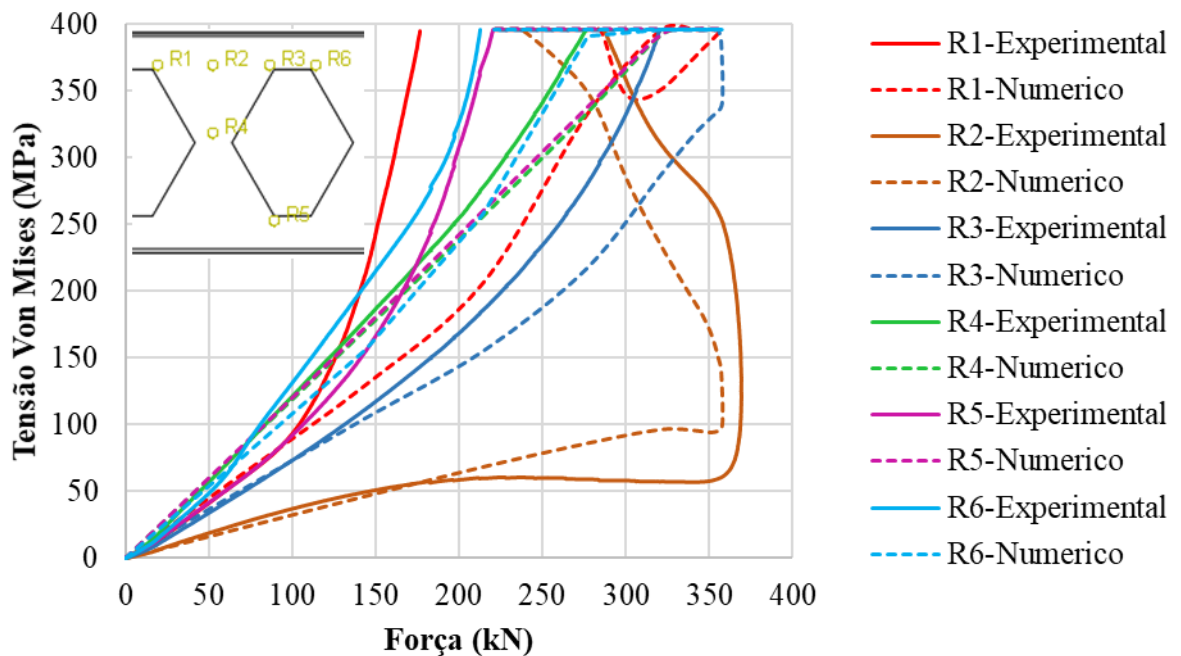
(b)

Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 65 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos da viga SB3. (a) Curvas Força×Flecha central. (b) Curvas de Tensão nos pontos instrumentados com rosetas × Força.



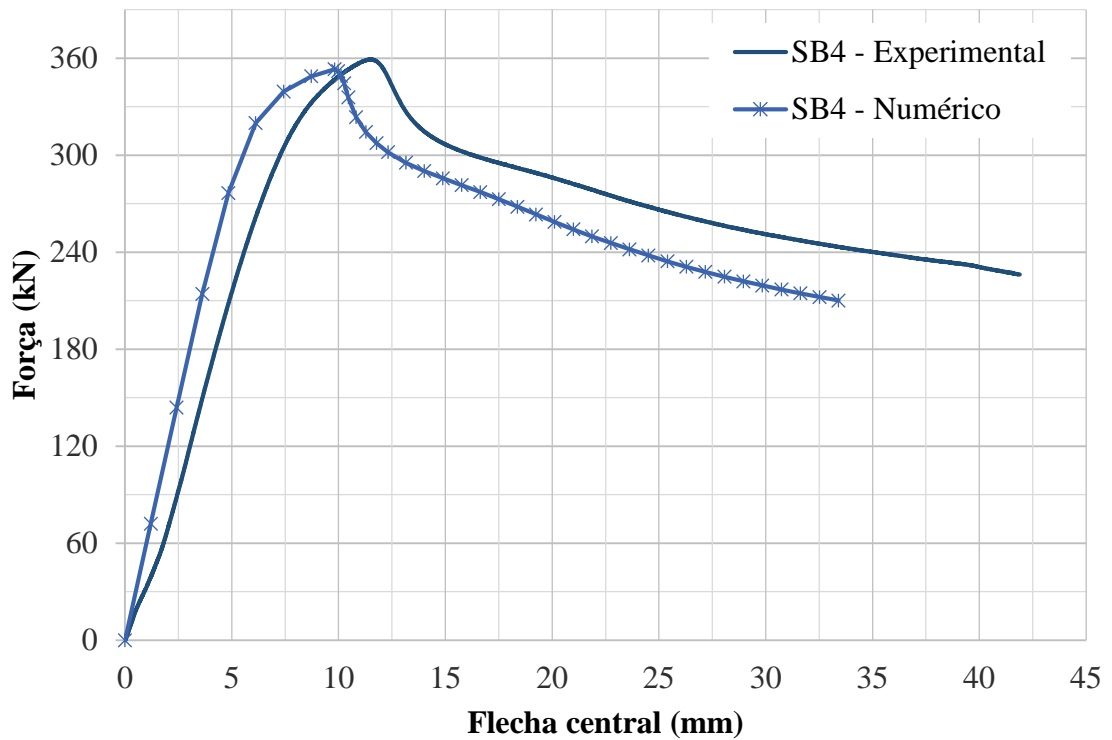
(a)



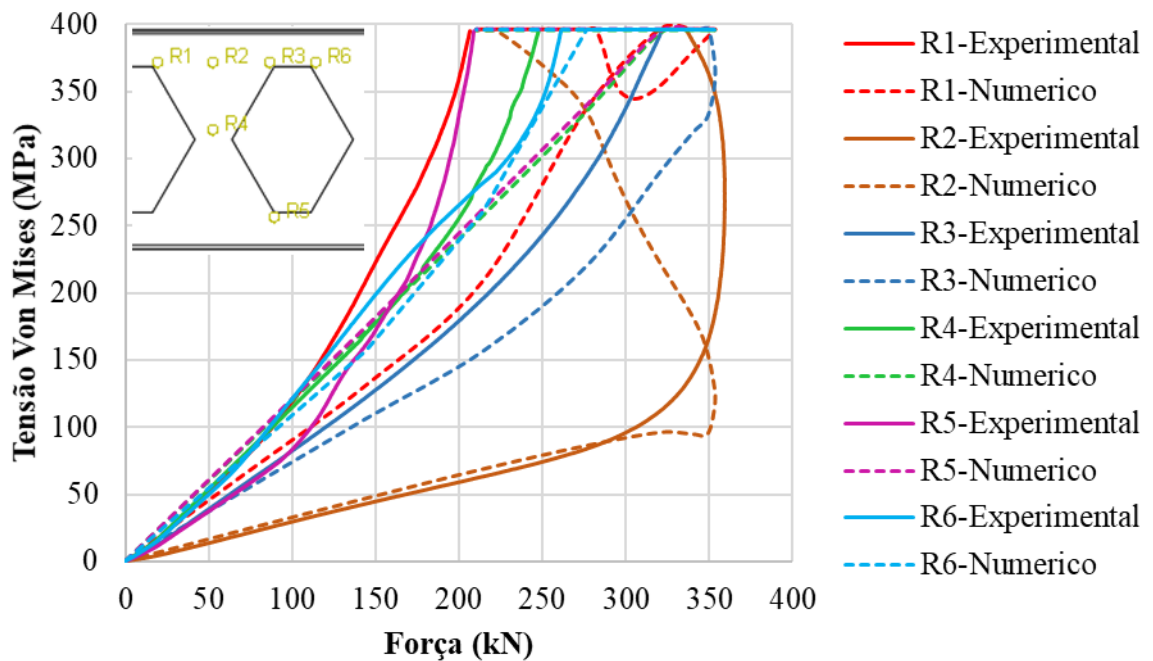
(b)

Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 66 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos da viga SB4. (a) Curvas Força×Flecha central. (b) Curvas de Tensão nos pontos instrumentados com rosetas × Força.



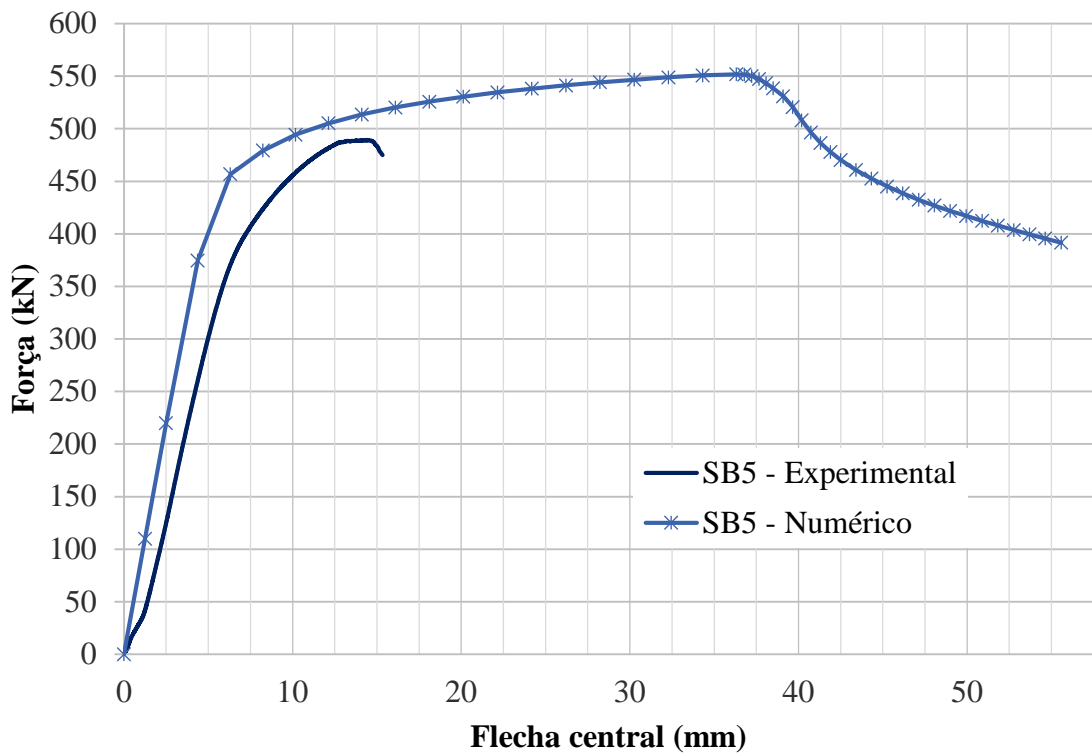
(a)



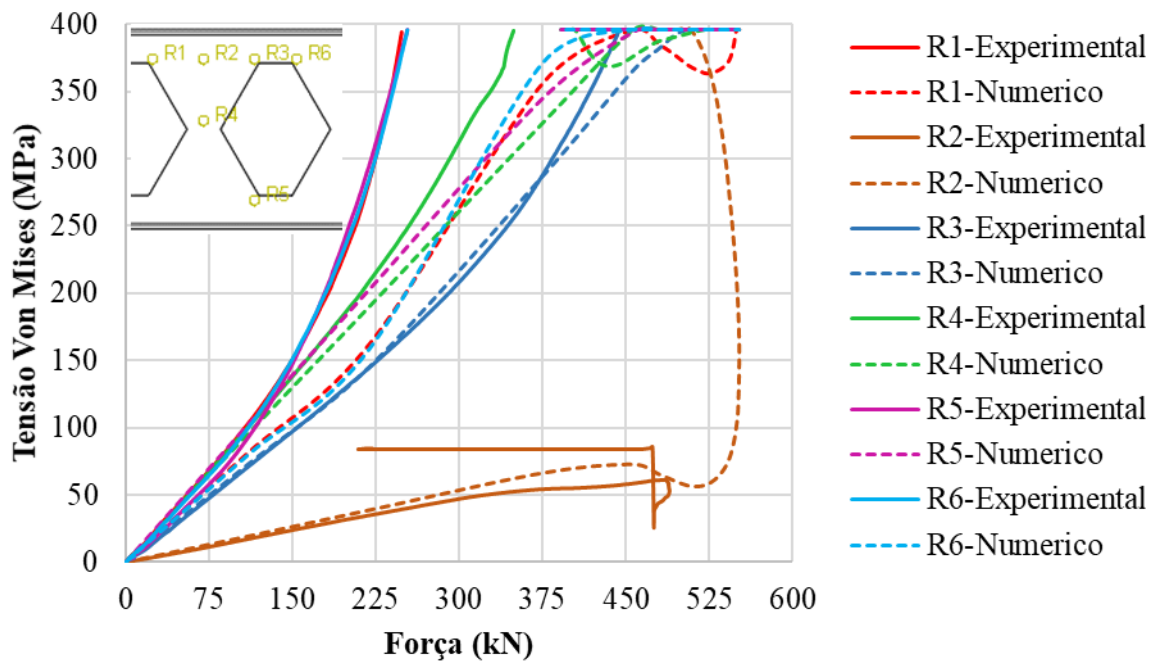
(b)

Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 67 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos da viga SB5. (a) Curvas Força×Flecha central. (b) Curvas de Tensão nos pontos instrumentados com rosetas × Força.



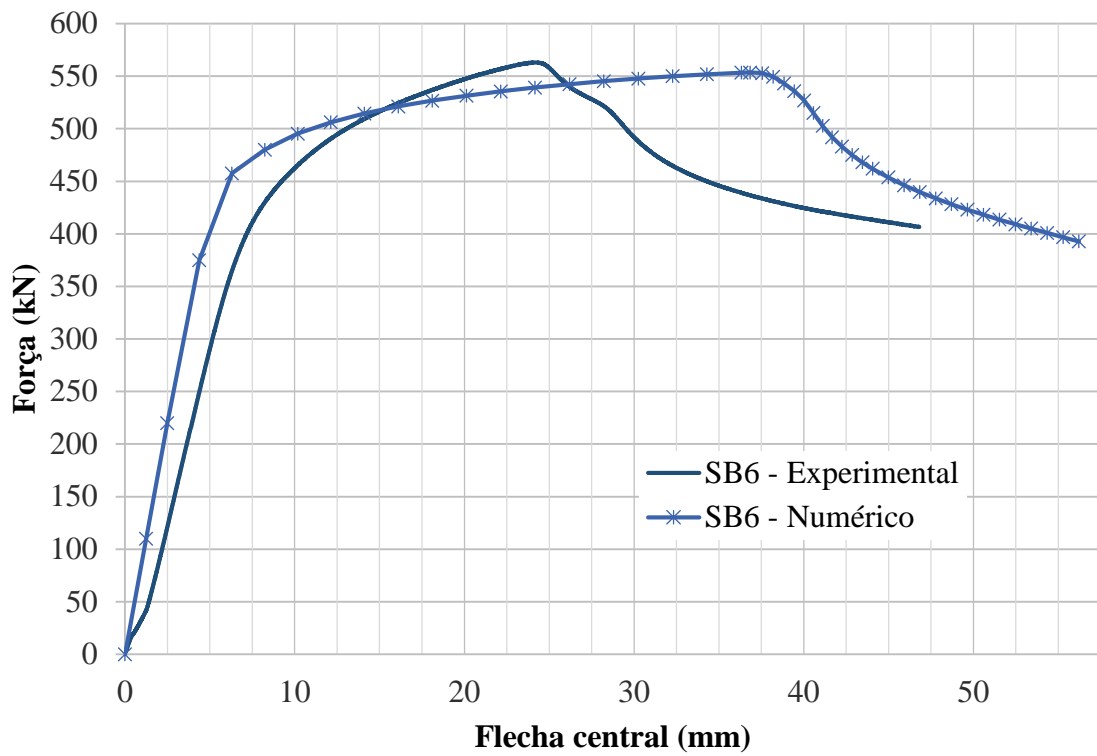
(a)



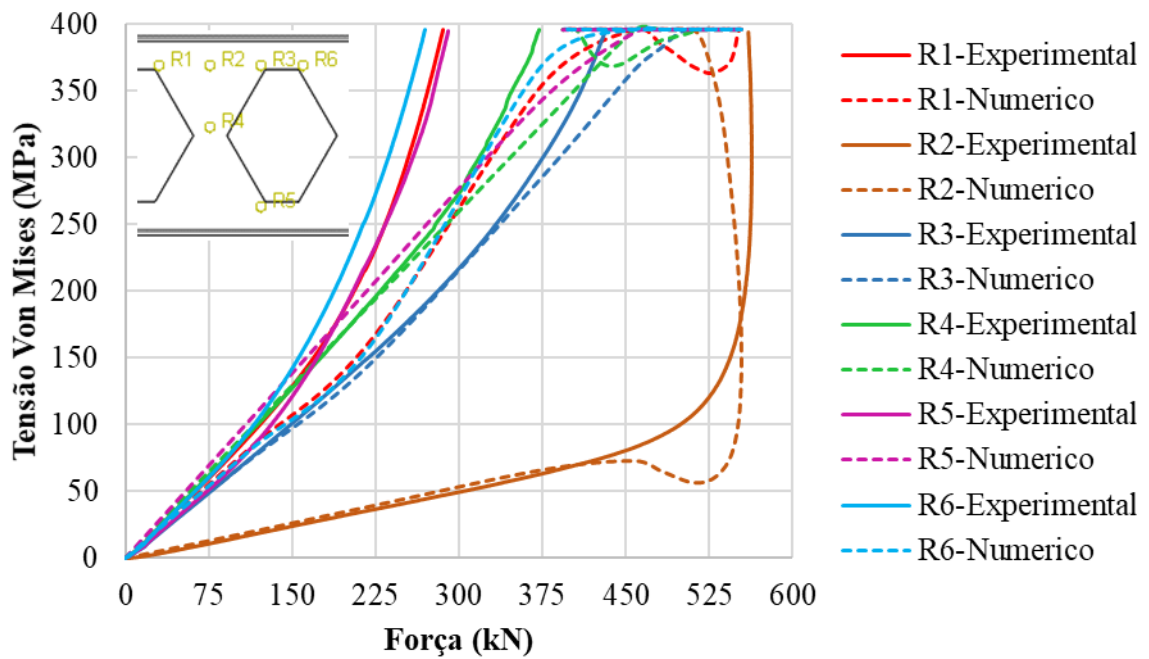
(b)

Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 68 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos da viga SB6. (a) Curvas Força×Flecha central. (b) Curvas de Tensão nos pontos instrumentados com rosetas × Força.



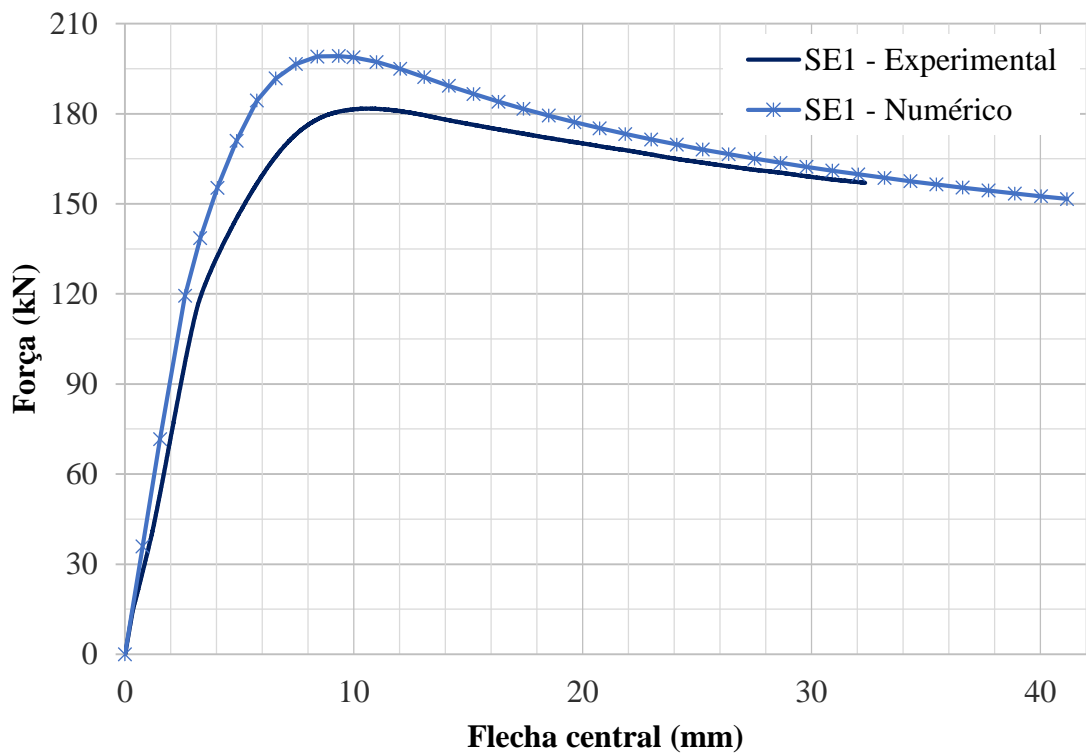
(a)



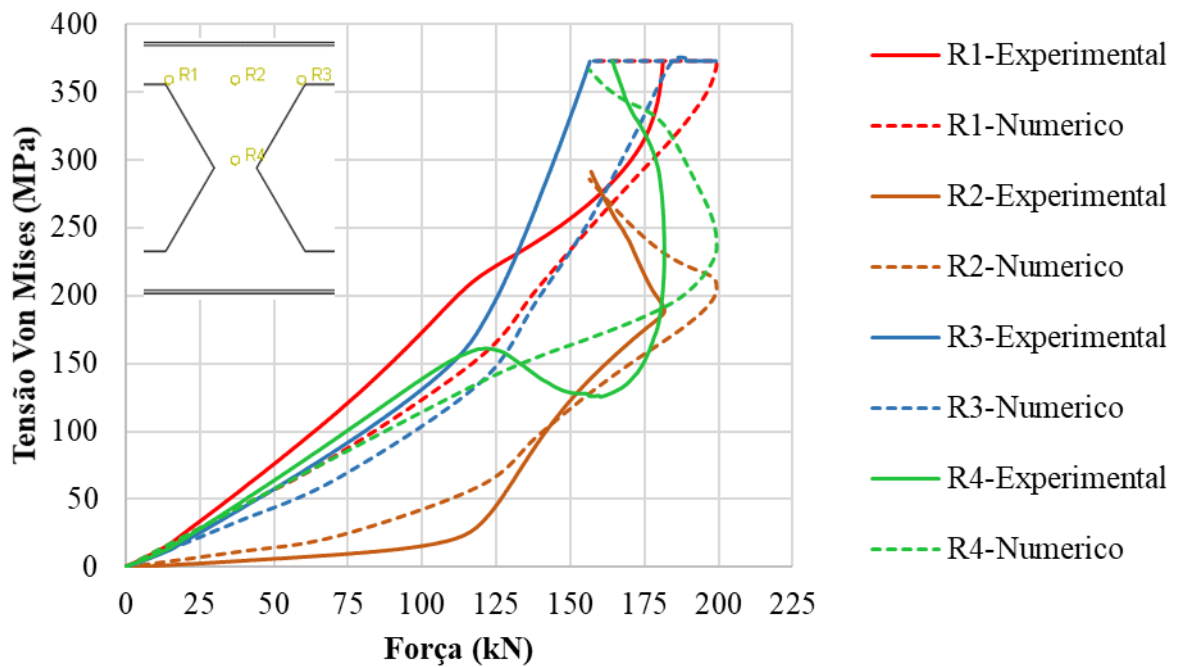
(b)

Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 69 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos da viga SE1. (a) Curvas Força×Flecha central. (b) Curvas de Tensão nos pontos instrumentados com rosetas × Força.



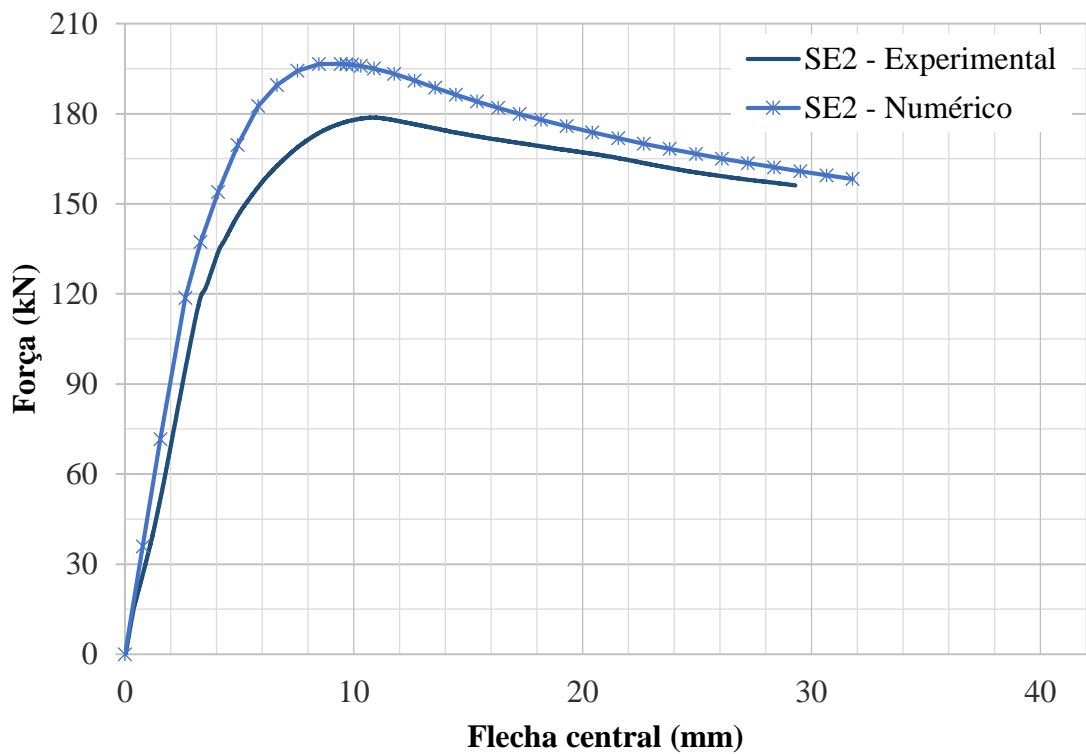
(a)



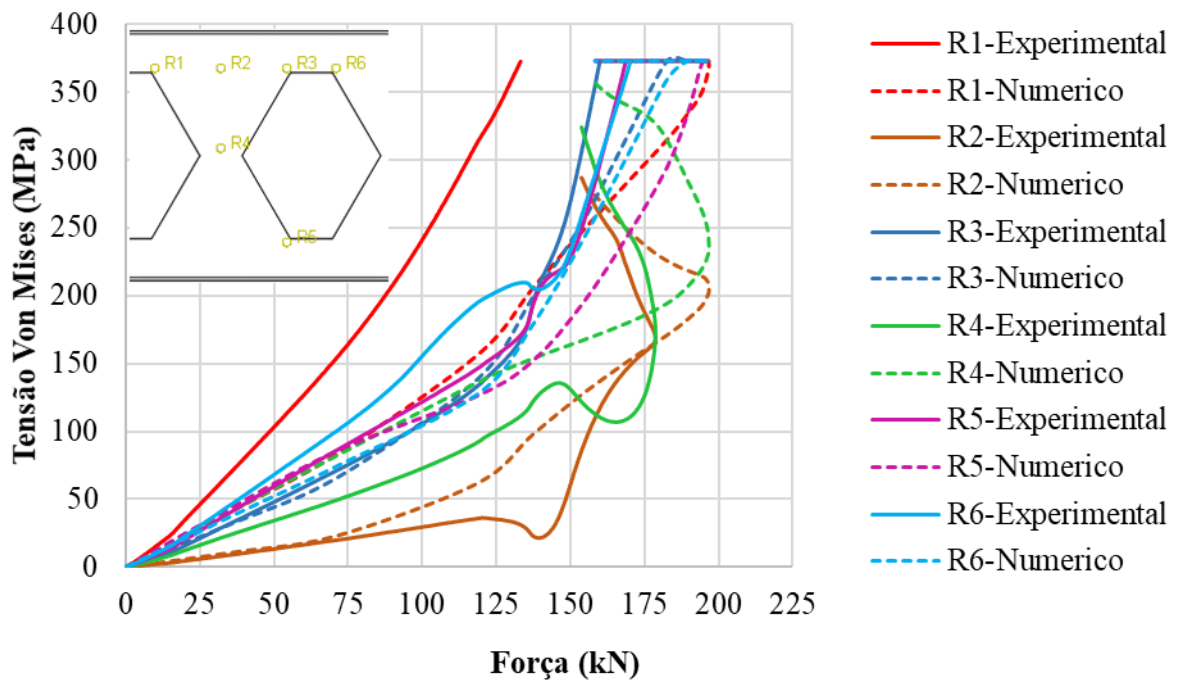
(b)

Fonte: Elaborado pela autora

Figura 70 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos da viga SE2. (a) Curvas Força×Flecha central. (b) Curvas de Tensão nos pontos instrumentados com rosetas × Força.



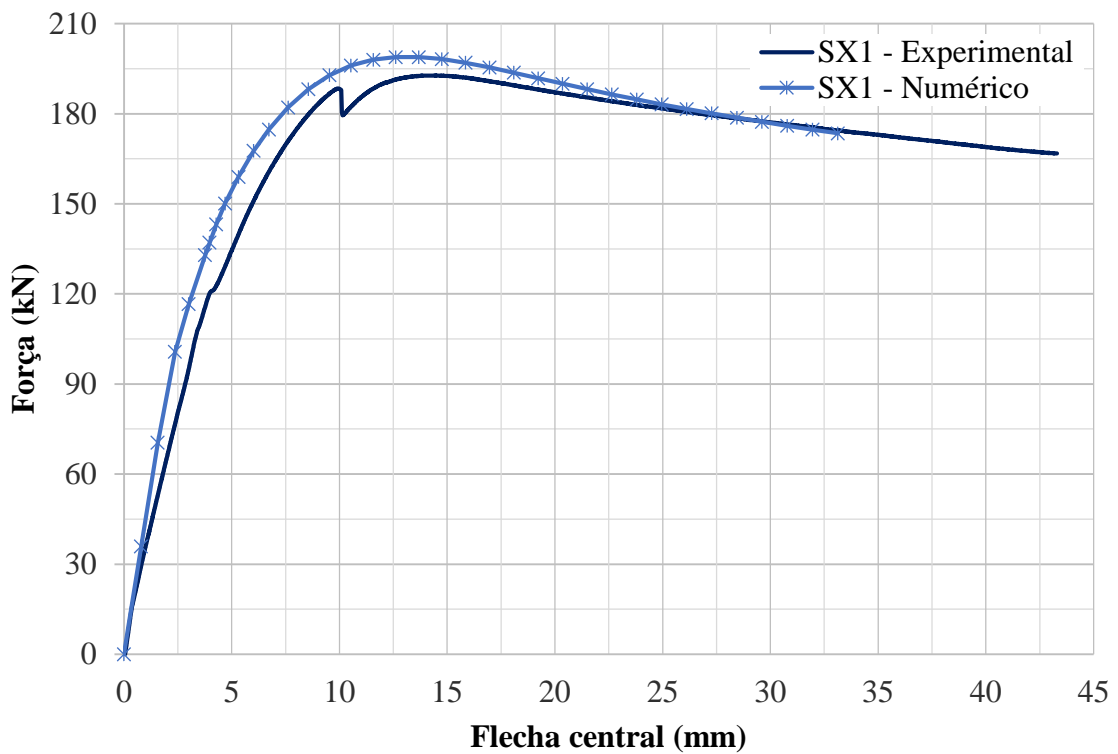
(a)



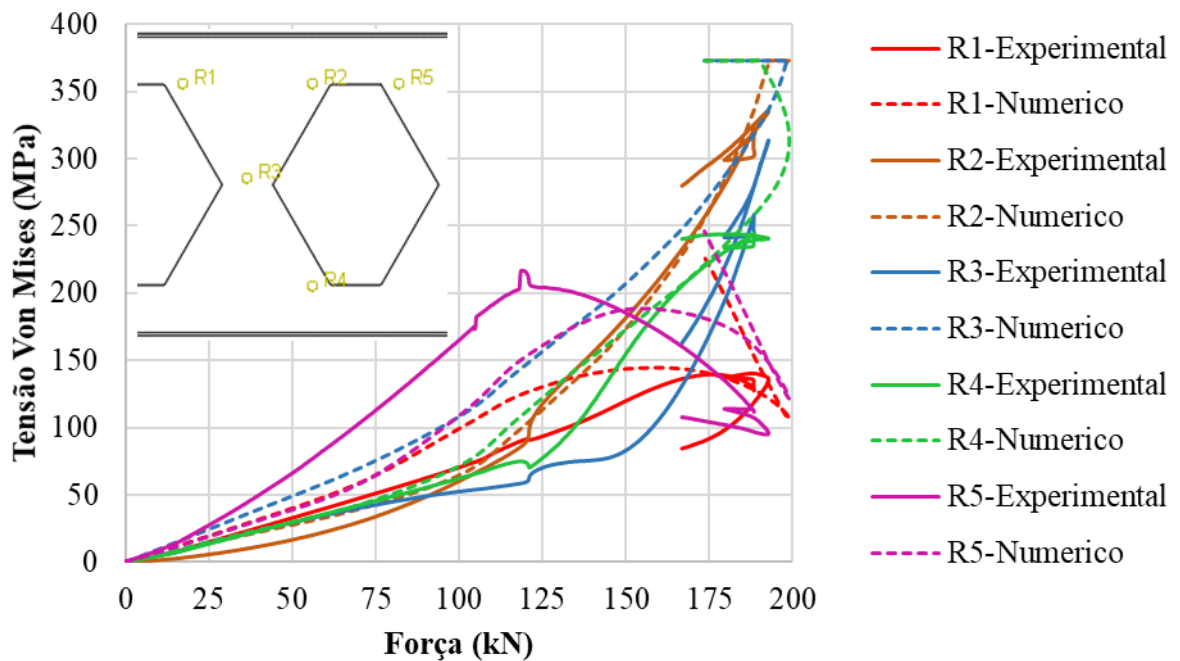
(b)

Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 71 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos da viga SX1. (a) Curvas Força×Flecha central. (b) Curvas de Tensão nos pontos instrumentados com rosetas × Força.



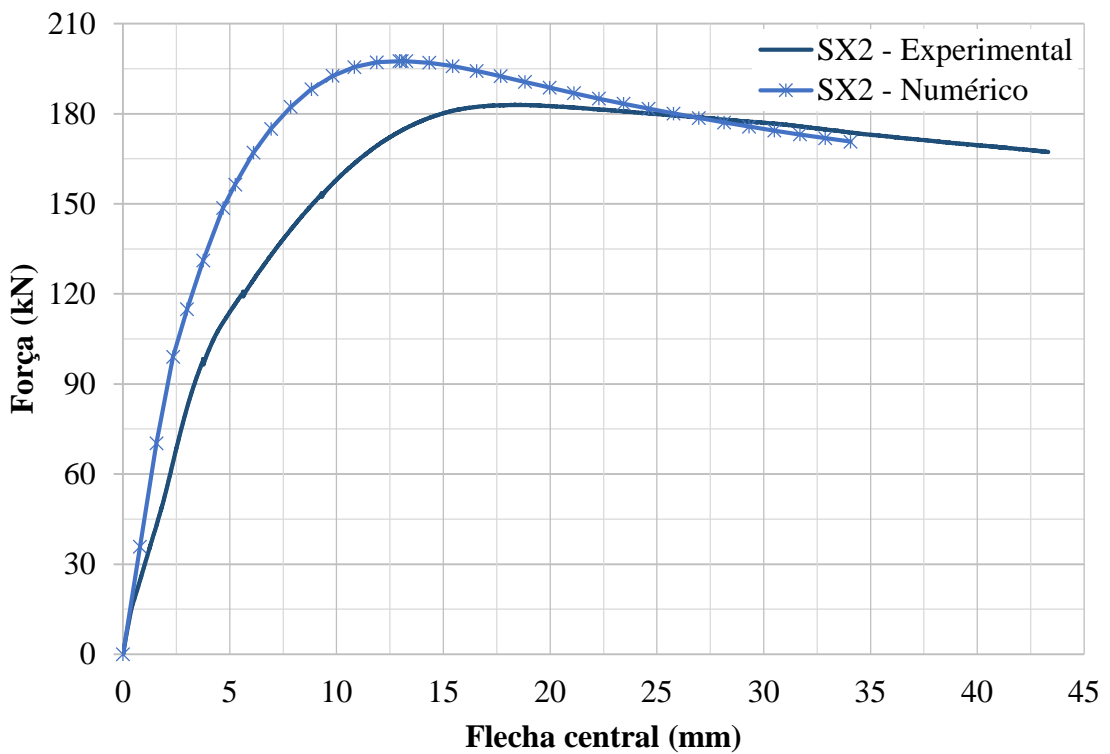
(a)



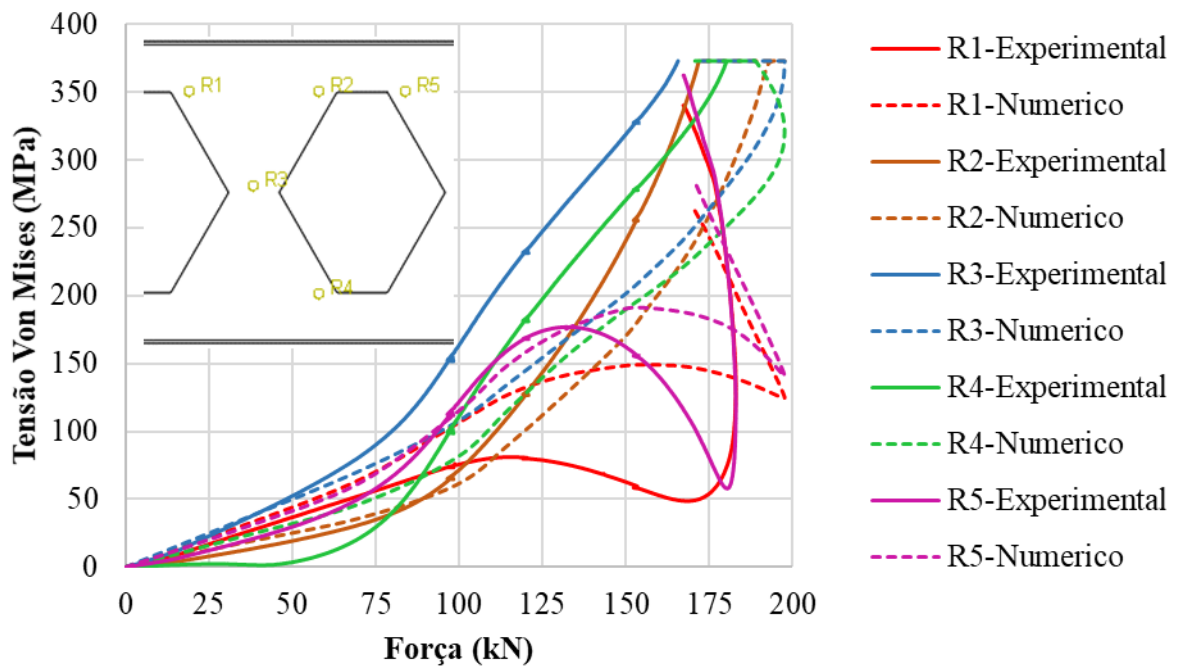
(b)

Fonte: Elaborado pela autora.

Figura 72 – Comparação entre resultados experimentais e numéricos da viga SX2. (a) Curvas Força×Flecha central. (b) Curvas de Tensão nos pontos instrumentados com rosetas × Força.



(a)



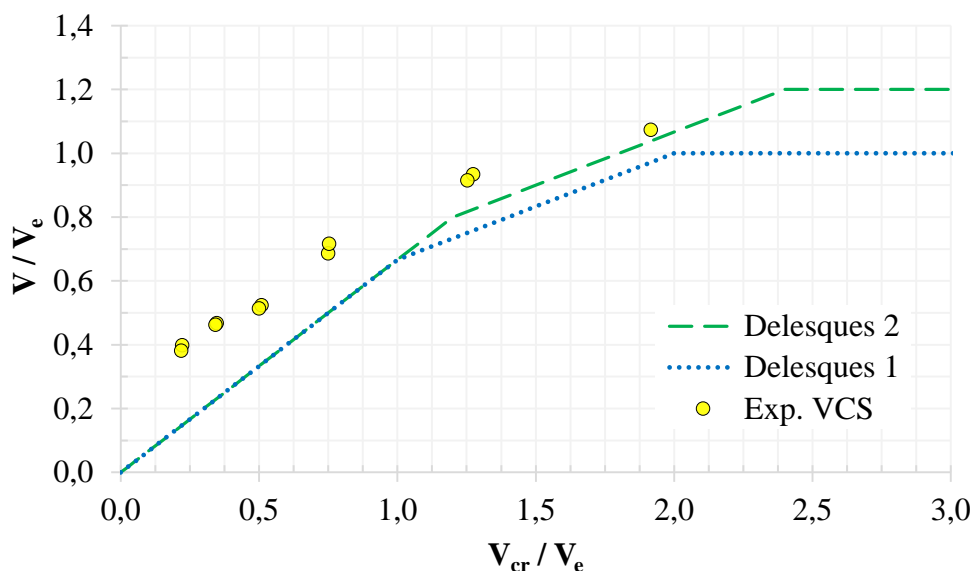
(b)

Fonte: Elaborado pela autora.

4.6. Formulação para esforço máximo cortante

No gráfico da Figura 73, apresenta-se a razão V/V_e no eixo das ordenadas e a razão V_{cr}/V_e no eixo da abscissas. Os valores de V_{cr} e V_e usados na construção das curvas foram obtidos por meio das equações (3) e (5). O valor da força cortante resistente V na curva ‘Delesques 1’ e na curva ‘Delesques 2’ é V_{Rk} obtido pela aplicação das equações (6) e (7), respectivamente, do modelo de Delesques descrito no item 2.3.2. Já para os pontos da série experimental VCS (vigas casteladas soldadas), os resultados experimentais de força cortante máxima entraram como valor da força cortante resistente, ou seja, $V = V_{máx.exp}$.

Figura 73 – $V/V_e \times V_{cr}/V_e$.

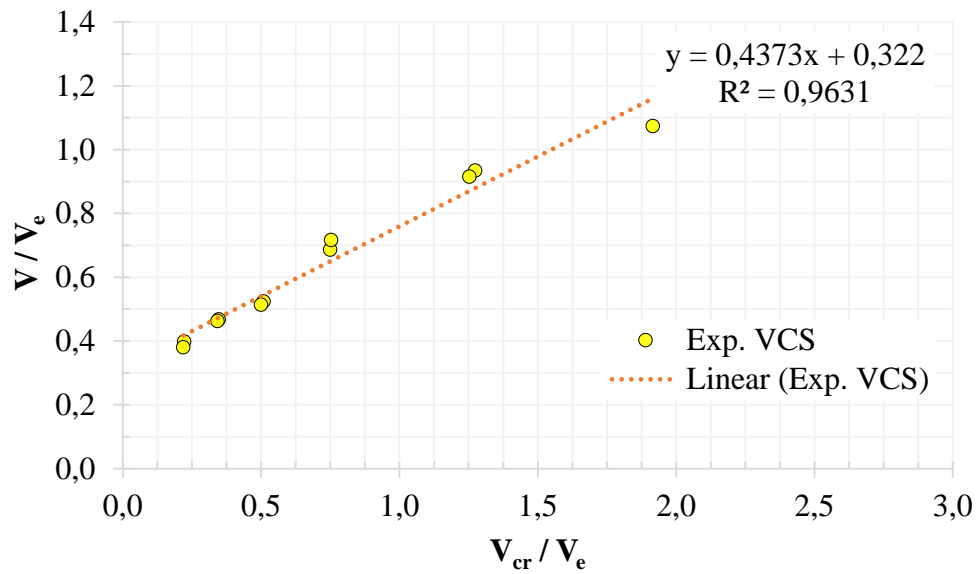


Fonte: Elaborado pela autora.

Observando a Figura 73, nota-se que a série experimental aponta uma tendência de comportamento linear entre as razões V/V_e e V_{cr}/V_e . Na Figura 74 é possível observar os coeficientes da linha de tendência linear aplicada à série experimental.

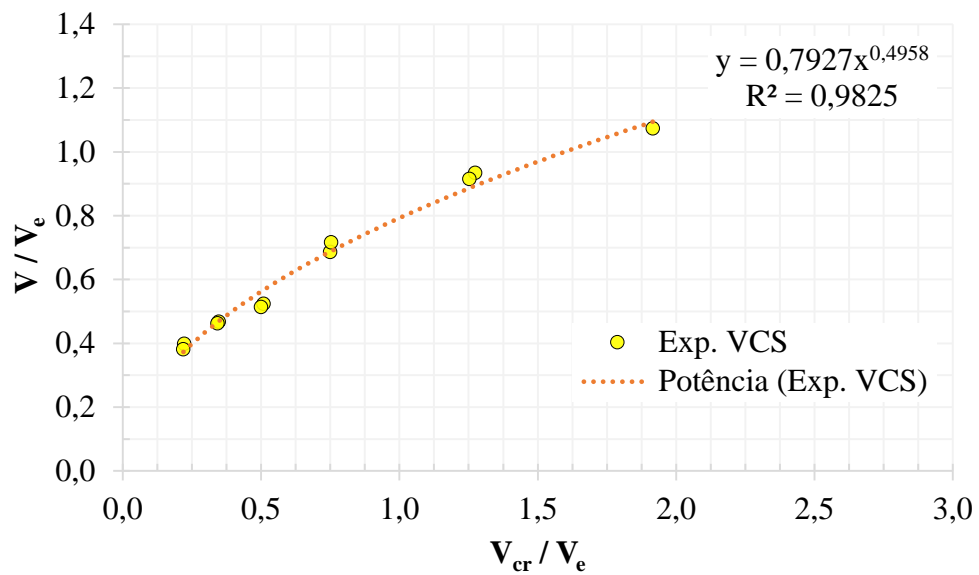
Entretanto, também é possível estabelecer uma tendência potencial entre as razões V/V_e e V_{cr}/V_e para a série experimental. Na Figura 75 é possível observar os coeficientes da equação de potência obtida a partir da série experimental.

Figura 74 – Linha de tendência linear.



Fonte: Elaborado pela autora.

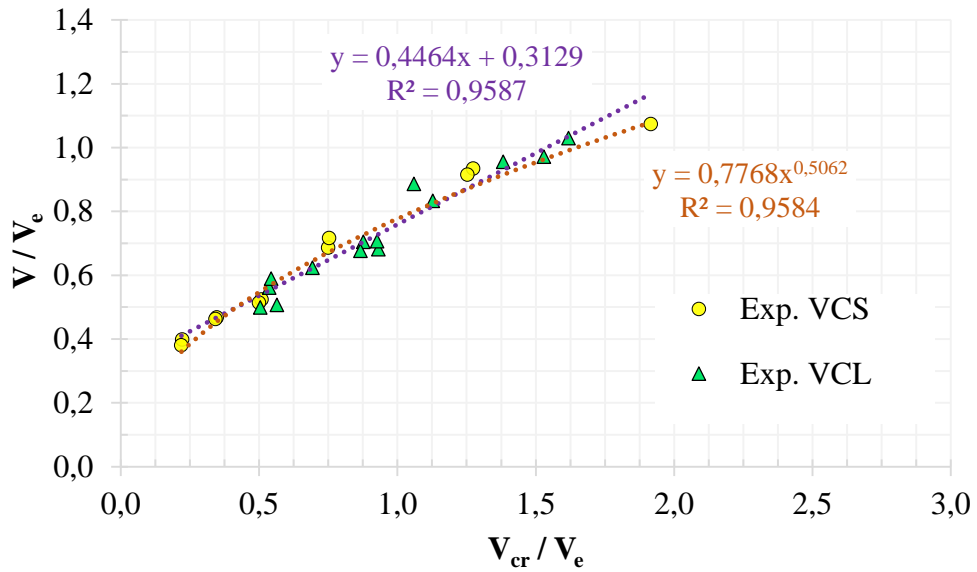
Figura 75 – Linha de tendência potencial.



Fonte: Elaborado pela autora.

Adicionando os resultados experimentais das vigas casteladas laminadas (VCL) de Vieira (2015), o conjunto experimental (VCS + VCL) continua a apresentar comportamentos linear ou de potência entre V/V_e e V_{cr}/V_e (Figura 76). Para a realização dos cálculos de V_e e V_{cr} da série experimental VCL, o valor de t_w utilizado foi o fornecido por Vieira (2015) subtraído de 0,3 mm (Tabela A.5), para levar em conta a espessura de tinta, que não foi aferida pelo autor.

Figura 76 – Linhas de tendência relativas ao conjunto experimental VCS + VCL.



Fonte: Elaborado pela autora.

Pela distribuição dos pontos das séries experimentais da Figura 76, conclui-se que praticamente não existem diferenças entre o comportamento de vigas alveolares soldadas e laminadas.

Ainda com base nos resultados experimentais, pode-se estabelecer duas propostas de verificação ao modo de colapso FMAV, obtidas a partir de modificações do procedimento proposto por Delesques. A Proposta 1 consiste na alteração dos valores dos limites e coeficientes da Eq. (6) ou (7), de acordo com o seguinte:

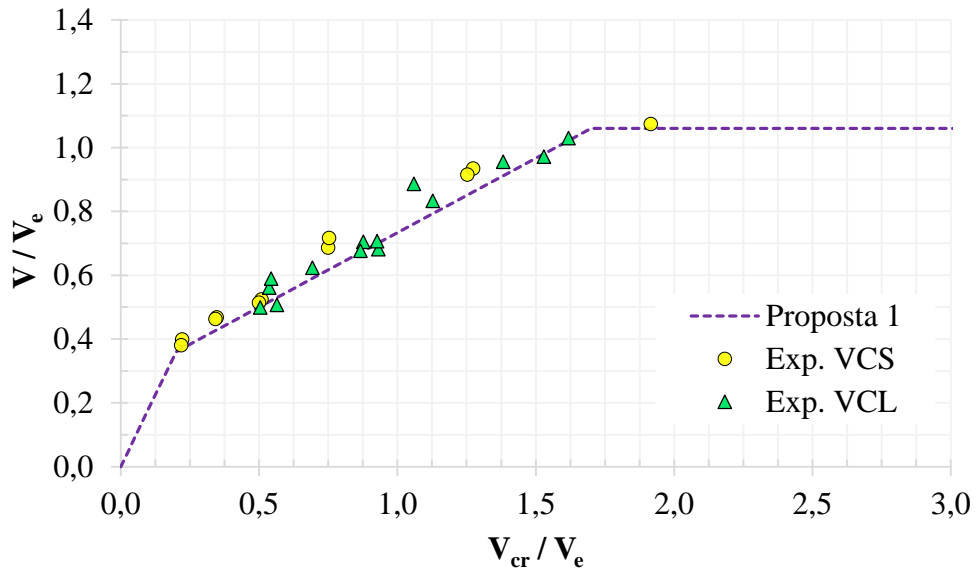
$$\text{se: } V_{cr} \leq 0,2V_e, \quad V_{Rk} \leq 1,8 V_{cr} \quad (8a)$$

$$\text{se: } 0,2V_e \leq V_{cr} \leq 1,7V_e, \quad V_{Rk} \leq \frac{1,4V_{cr} + 0,8V_e}{3} \quad (8b)$$

$$\text{se: } 1,7V_e \leq V_{cr}, \quad V_{Rk} \leq 1,06V_e \quad (8c)$$

A Figura 77 apresenta novamente os pontos referentes aos resultados experimentais e a curva tri-linear obtida usando as equações (8a), (8b) e (8c).

Figura 77 – Proposta 1.



Fonte: Elaborado pela autora.

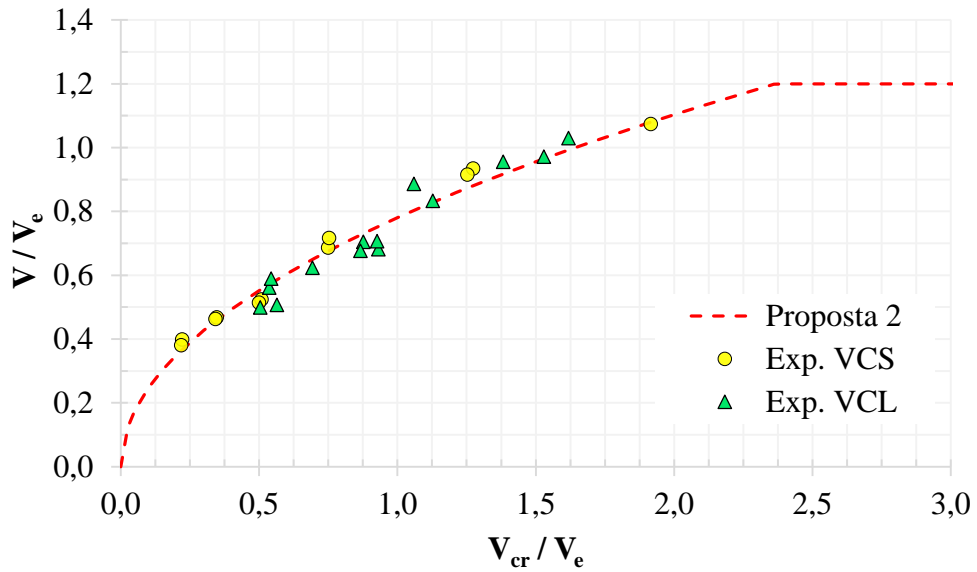
A Proposta 2 consiste em uma curva de potência até o limite de $V/V_e = 1,2$, de acordo com o seguinte:

$$\text{se: } V_{cr} \leq 2,36 V_e, \quad V_{Rk} \leq 0,78 V_e \times \left(\frac{V_{cr}}{V_e} \right)^{0,5} \quad (9a)$$

$$\text{se: } V_{cr} > 2,36 V_e, \quad V_{Rk} \leq 1,2 V_e \quad (9b)$$

Na Figura 78 apresentam-se os pontos referentes aos resultados experimentais e a curva obtida utilizando a Eq. (9a) e Eq. (9b).

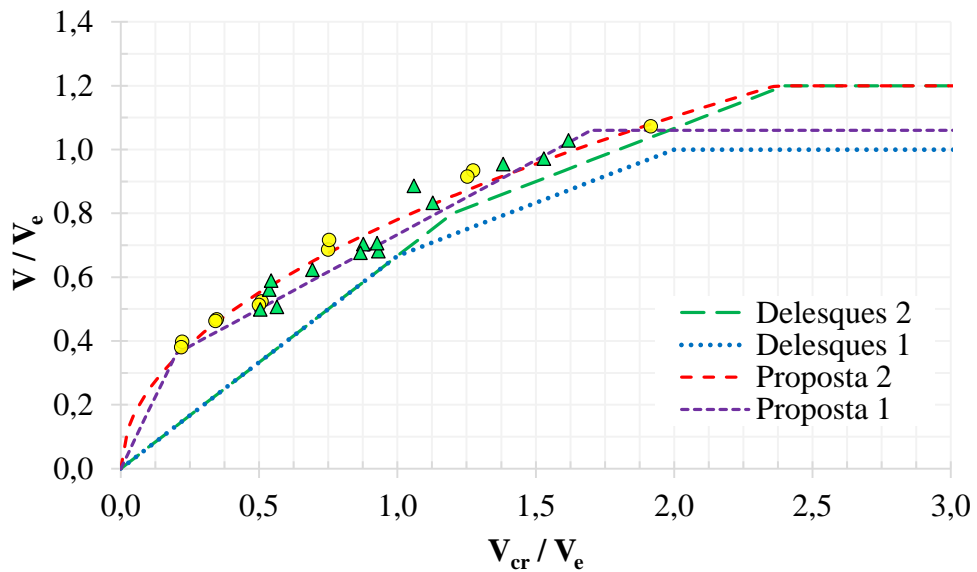
Figura 78 – Proposta 2.



Fonte: Elaborado pela autora.

Na Figura 79 reapresentam-se todas as curvas e ambas as séries de resultados experimentais consideradas. Percebe-se que a curva 'Proposta 2' apresenta maior suavidade inicial do que a curva 'Proposta 1' e também maior valor limite de V/V_e .

Figura 79 – Resumo das curvas propostas e séries experimentais.



Fonte: Elaborado pela autora.

Na Tabela 19 são apresentadas as razões entre os valores de V obtidos analiticamente e $V_{máx.exp}$, além da média, desvio padrão e coeficiente de variação para cada uma das equações. Na Tabela 19 também encontram-se os valores de V_{cr}/V_e utilizados nos cálculos e obtidos a partir dos resultados dados pelas Eq. (3) e (5).

Tabela 19 – V_{cr}/V_e e $V / V_{máx.exp}$.

Série	Modelo	V_{cr}/V_e Eq.(3)/Eq.(5)	$V/V_{máx.exp}$				
			Delesques 1 Eq. (6)	Delesques 2 Eq. (7)	Proposta 1 Eq. (8)	Proposta 2 Eq. (9)	
VCS	SA1	0,51	0,65	0,65	0,96	1,06	
	SA2	0,50	0,65	0,65	0,97	1,07	
	SB1	0,75	0,73	0,73	0,90	0,98	
	SB2	0,75	0,70	0,70	0,86	0,94	
	SB3	1,27	0,81	0,88	0,92	0,94	
	SB4	1,25	0,82	0,89	0,93	0,95	
	SB6	1,92	0,91	0,97	0,99	1,01	
	SE1	0,35	0,49	0,49	0,92	0,98	
	SE2	0,34	0,49	0,49	0,92	0,99	
	SX1	0,22	0,37	0,37	0,93	0,92	
SX2	0,22	0,38	0,38	0,97	0,96		
VCL	A1	0,50	0,67	0,67	1,01	1,11	
	A2	0,56	0,74	0,74	1,04	1,15	
	B1	1,06	0,77	0,80	0,86	0,91	
	B2	0,88	0,83	0,83	0,96	1,04	
	B3	1,38	0,83	0,90	0,95	0,96	
	B4	1,13	0,85	0,90	0,95	0,99	
	B5	1,53	0,87	0,94	1,01	0,99	
	B6	1,62	0,85	0,91	0,99	0,96	
	C1	0,54	0,64	0,64	0,92	1,02	
	C2	0,54	0,61	0,61	0,88	0,97	
	C3	0,87	0,85	0,85	0,99	1,07	
	C4	0,69	0,74	0,74	0,95	1,04	
	C5	0,93	0,91	0,91	1,03	1,10	
	C6	0,93	0,87	0,87	0,99	1,06	
		\bar{x}		0,72	0,74	0,95	1,01
		S		0,15	0,17	0,05	0,06
	c_v		21,1%	22,9%	5,0%	6,2%	

Fonte: Elaborado pela autora.

Como pode ser verificado na Tabela 19, a média dos valores da razão $V/V_{máx.exp}$ obtidos usando a Proposta 1 (Eq. 7) é de 0,95, com coeficiente de variação de 0,050. Já em relação à Proposta 2 (Eq. 8), esta média é de 1,01, com coeficiente de variação de 0,062. Portanto, no intervalo de V_{cr}/V_e abrangido pelo conjunto experimental (VCS + VCL), a Proposta 1 apresentou média mais conservadora e menor coeficiente de variação em relação aos da Proposta 2. Somando a isto a inexistência de pontos que seriam necessários para a confirmação do comportamento das curvas de verificação (Figura 67) para valores de V_{cr}/V_e menores que 0,22 e maiores que 1,92, opta-se pela recomendação do uso da Proposta 1, que é conservadora também para estas situações.

5. CONCLUSÕES

5.1. Conclusões gerais

A análise dos resultados experimentais e numéricos obtidos neste trabalho demonstra que a metodologia adotada foi plenamente adequada. A coerência e correlação entre os resultados de modelos pares e entre os resultados experimentais e numéricos evidenciam rigor na execução dos procedimentos de análise.

Pelo acompanhamento na fabricação dos modelos ensaiados, verificou-se que as imperfeições medidas nas vigas casteladas soldadas foram da mesma ordem de grandeza daquelas medidas nas vigas casteladas laminadas de Vieira (2015). Levando-se em conta que as metades dos montantes são unidas com solda em ambos os processos de fabricação de vigas casteladas, é possível compreender porque os desvios dos montantes de alma observados após o processo de solda das metades da alma foram similares aos observados nas vigas casteladas laminadas.

O acompanhamento da fabricação dos modelos também permitiu a confirmação da hipótese de que o processo de fabricação das vigas casteladas soldadas apresentaria a vantagem de não provocar empenamento nas peças após o corte da alma, como acontece nas vigas casteladas fabricadas a partir de perfis laminados, devido à distribuição de tensões residuais presentes nestes últimos.

Dez das doze vigas ensaiadas falharam por FMAV. Uma das vigas falhou por formação de mecanismo Vierendeel e outra por ruptura da junta soldada no montante de alma. De acordo com os resultados obtidos no presente trabalho, observou-se que praticamente não existem diferenças entre o comportamento de vigas alveolares soldadas e laminadas.

O programa experimental conduzido contribuiu para o estabelecimento de duas propostas de verificação da capacidade resistente de vigas casteladas para o modo de colapso FMAV, obtidas a partir de adaptações sobre a formulação de Delesques (1968). Os resultados experimentais de Vieira (2015) também foram utilizados na avaliação destas propostas, que se mostraram excelentes na previsão da força cortante máxima suportada pelo montante de alma

(Tabela 19). Recomenda-se o uso da Proposta 1 (Eq. 7), que se apresentou mais conservadora (média de $V/V_{máx.exp}$ igual a 0,95) e com menor coeficiente de variação (0,050).

Por fim, o modelo numérico, descrito no item 3.7 e utilizado para realização das análises numéricas prévias, utilizando as espessuras reais das chapas, os valores de f_y obtidos da caracterização do aço e uma imperfeição geométrica inicial de $d_g/1500$, foi capaz de estimar satisfatoriamente a resposta estrutural dos modelos ensaiados (Tabela 18) e auxiliar na compreensão do modo de colapso por FMAV.

5.2. Sugestões para trabalhos futuros

Como a redução da razão b_w/p (que diminui a susceptibilidade à formação de mecanismo Vierendeel) aumenta a susceptibilidade à ruptura da junta soldada no montante de alma, deve-se tomar todas as providências cabíveis à garantia da qualidade da solda. Recomenda-se evitar o esmerilhamento da solda da junta do montante de alma.

Para maior aproveitamento das medições de deformações, recomenda-se que a instrumentação com rosetas em ensaios como os realizados neste trabalho seja realizada em regiões afastadas dos cantos, que apresentam concentração de tensões.

Para efeitos de simulação numérica, uma metodologia de modelagem que considere a distribuição de tensões residuais provocadas pelo processo de solda merece ser investigada.

Sugere-se a obtenção de resultados experimentais ou numéricos de modelos de vigas que apresentem valores de V_{cr}/V_e menores que 0,22 e maiores que 1,92, para que seja possível adequar o comportamento da curva de verificação (Eq. 7 ou 8) abaixo e acima destes limites, respectivamente.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT - ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Perfil I estrutural de aço soldado por arco elétrico — Requisitos gerais**. Rio de Janeiro. 2013.

ABREU, L. M. P. **Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares**. Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte. 2011.

ARCELORMITTAL. **Angelina beams - A new generation of castellated beams**, 2013. Disponível em: <<http://corporate.arcelormittal.com/~media/Files/A/ArcelorMittal/what-we-do/Angelina-beams-EN.pdf>>. Acesso em: Dezembro 2017.

BEZERRA, E. M. **Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço casteladas**. Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte. 2011.

DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA CORP. **Abaqus 6.12 Documentation**. Providence, RI, EUA. 2012.

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

DEMIRDJIAN, S. **Stability of castellated beam webs**. Thesis (Master) - McGill University. Montreal. 1999.

ELLOBODY, E. Interaction of buckling modes in castellated steel beams. **Journal of Constructional Steel Research** 67, 2011. 814-825.

FERRARI, G. A. **Simulação numérica do comportamento estrutural de vigas alveolares mistas de aço e concreto**. Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Viçosa. Viçosa. 2013.

GONÇALVES, A. B. **Modelo analítico para dimensionamento de vigas alveolares mistas de aço e concreto**. Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Viçosa. Viçosa. 2015.

GRÜNBAUER BV. **What are castellated beams?** Disponível em: <<http://grunbauer.nl/eng/wat.htm>>. Acesso em: 26 dezembro 2017.

HOSAIN, M. U.; SPEIRS, W. G. Failure of Castellated Beams due to Rupture of Welded Joints. **Acier-Stahl-Steel**, 36 (1), janeiro 1971. 34-40.

HOSAIN, M. U.; SPEIRS, W. G. Experiments os Castellated Steel Beams. **Welding Journal**, 52 (8), Research Suppl., agosto 1973. 329-342.

KERDAL, D.; NETHERCOT, D. A. Failure modes for castellated beams. **Journal of Constructional Steel Research** 4, 1984. 295-315.

OLIVEIRA, L. B. **Procedimentos para definição das características geométricas de vigas alveolares de aço para sistemas de piso e de cobertura**. Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Viçosa. Viçosa. 2012.

QUEIROZ, G. **Elementos das Estruturas de Aço**. Belo Horizonte: Editora própria, 1986. 332 p.

S. MAALEK, F. M. B. Weld quality requirements for castellated beams. **The Structural Engineer** 69 (13), 2 julho 1991. 243-354.

SILVEIRA, E. G. **Avaliação do comportamento estrutural de vigas alveolares de aço com ênfase nos modos de colapso por plastificação**. Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Viçosa. Viçosa. 2011.

SONCK, D. **Global buckling of castellated and celular beams and columns**. Thesis (PhD) - Ghent University. Ghent. 2014.

STEELSSALG CONSULTING INC. **Structural, Mechanical, Electrical and Civil disciplines under one roof**. Disponível em: <<http://steelssalg.com/>>. Acesso em: maio 2013.

TEIXEIRA, F. B. **Análise numérica de vigas alveolares**. Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte. 2017.

VIEIRA, H. C. **Análise numérica da flambagem do montante de alma devida ao cisalhamento em vigas de aço celulares**. Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais. 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 (mestrado) - Universidade Federal de Viçosa. Viçosa. 2011.

VIEIRA, W. B. **Estudo numérico-experimental da flambagem do montante de alma em vigas casteladas de aço**. Tese (doutorado) - Universidade Federal de Viçosa. Viçosa. 2015.

ZIRAKIAN, T.; SHOWKATI, H. Distortional buckling of castellated beams. **Journal of Constructional Steel Research** **62**, 2006. 863-871.

APÊNDICE A

Nas Tabelas A.1 a A.4, apresentam-se informações detalhadas das medições de espessuras das chapas para cada série de vigas.

Na Tabela A.5 são apresentados os indicadores estatísticos das espessuras de tinta medidas nos modelos ensaiados, para cada espessura de chapa.

Tabela A.1 – Espessuras medidas nas vigas da série SA.

Viga	Espessura	Valor medido com paquímetro	Espessura de tinta			Espessura da chapa de aço		
			Lado 1	Lado 2	Soma			
SA1	t_w	5,00	0,139	0,124	0,263	4,74		
		4,98	0,130	0,136	0,266	4,71	Média	
		4,98	0,141	0,127	0,268	4,71	4,73	
		5,02	0,140	0,142	0,282	4,74		
	t_{fi}	6,83	0,187	0,231	0,418	6,41		
		6,81	0,126	0,243	0,369	6,44	Média	
	t_{fs}	6,78	0,189	0,162	0,351	6,43	6,43	
		6,74	0,172	0,114	0,286	6,45		
	SA2	t_w	5,00	0,141	0,139	0,280	4,72	
			4,95	0,145	0,127	0,272	4,68	Média
4,90			0,114	0,117	0,231	4,67	4,69	
4,92			0,113	0,127	0,240	4,68		
t_{fi}		6,75	0,166	0,152	0,318	6,43		
		6,66	0,137	0,093	0,230	6,43	Média	
t_{fs}		6,87	0,135	0,307	0,442	6,43	6,43	
		6,81	0,110	0,288	0,398	6,41		

Tabela A.2 – Espessuras medidas nas vigas da série SB.

Viga	Espessura	Valor medido com paquímetro	Espessura de tinta			Espessura da chapa de aço	
			Lado 1	Lado 2	Soma		
SB1	t_w	4,91	0,133	0,108	0,241	4,67	
		4,89	0,136	0,122	0,258	4,63	Média
		4,85	0,130	0,125	0,255	4,60	4,63
		4,87	0,131	0,129	0,260	4,61	
SB2	t_w	4,88	0,119	0,114	0,233	4,65	
		4,87	0,102	0,119	0,221	4,65	Média
		4,94	0,163	0,149	0,312	4,63	4,64
		4,95	0,161	0,160	0,321	4,63	
SB3	t_w	6,74	0,135	0,124	0,259	6,48	
		6,71	0,125	0,119	0,244	6,47	Média
		6,78	0,168	0,136	0,304	6,48	6,48
		6,77	0,155	0,137	0,292	6,48	
	t_{fi}	8,45	0,119	0,240	0,359	8,09	
		8,42	0,116	0,208	0,324	8,10	Média
	t_{fs}	8,42	0,132	0,141	0,273	8,15	8,10
		8,43	0,132	0,221	0,353	8,08	
SB4	t_w	6,75	0,172	0,158	0,330	6,42	
		6,69	0,171	0,128	0,299	6,39	Média
		6,73	0,152	0,122	0,274	6,46	6,43
		6,78	0,173	0,135	0,308	6,47	
	t_{fs}	8,41	0,225	0,107	0,332	8,08	Média
		8,35	0,204	0,128	0,332	8,02	8,05
SB5	t_w	8,52	0,149	0,143	0,292	8,23	
		8,50	0,142	0,135	0,277	8,22	Média
		8,53	0,133	0,136	0,269	8,26	8,24
		8,50	0,125	0,124	0,249	8,25	
	t_{fi}	13,20	0,128	0,205	0,333	12,87	
		13,17	0,149	0,203	0,352	12,82	Média
	t_{fs}	13,10	0,126	0,146	0,272	12,83	12,84
		13,12	0,156	0,120	0,276	12,84	
SB6	t_w	8,56	0,137	0,144	0,281	8,28	
		8,59	0,131	0,159	0,290	8,30	Média
		8,45	0,134	0,143	0,277	8,17	8,26
		8,58	0,134	0,168	0,302	8,28	
	t_{fi}	13,11	0,155	0,146	0,301	12,81	
		13,12	0,094	0,176	0,270	12,85	Média
	t_{fs}	13,21	0,257	0,163	0,420	12,79	12,81
		13,21	0,265	0,139	0,404	12,81	

Tabela A.3 – Espessuras medidas nas vigas da série SE.

Viga	Espessura	Valor medido com paquímetro	Espessura de tinta			Espessura da chapa de aço	
			Lado 1	Lado 2	Soma		
SE1	t_w	5,02	0,155	0,143	0,298	4,72	
		5,00	0,133	0,133	0,266	4,73	Média
		5,00	0,142	0,132	0,274	4,73	4,73
		5,00	0,133	0,136	0,269	4,73	
	t_{fs}	8,37	0,083	0,200	0,283	8,09	Média
		8,62	0,090	0,309	0,399	8,22	8,15
		4,92	0,113	0,118	0,231	4,69	
		5,02	0,150	0,154	0,304	4,72	Média
SE2	t_w	4,93	0,124	0,120	0,244	4,69	4,70
		4,98	0,133	0,152	0,285	4,70	
		8,34	0,154	0,109	0,263	8,08	Média
	t_{fi}	8,38	0,146	0,175	0,321	8,06	8,07

Tabela A.4 – Espessuras medidas nas vigas da série SX.

Viga	Espessura	Valor medido com paquímetro	Espessura de tinta			Espessura da chapa de aço	
			Lado 1	Lado 2	Soma		
SX1	t_w	5,00	0,145	0,140	0,285	4,72	
		4,98	0,146	0,143	0,289	4,69	Média
		5,08	0,177	0,166	0,343	4,74	4,71
		4,96	0,144	0,134	0,278	4,68	
	t_{fi}	8,69	0,171	0,233	0,404	8,29	
		8,67	0,174	0,235	0,409	8,26	Média
		8,66	0,185	0,250	0,435	8,23	8,24
		8,63	0,131	0,292	0,423	8,21	
SX2	t_w	4,94	0,147	0,129	0,276	4,66	
		4,94	0,133	0,132	0,265	4,68	Média
		4,92	0,136	0,126	0,262	4,66	4,67
		4,97	0,137	0,143	0,280	4,69	
	t_{fi}	8,58	0,106	0,177	0,283	8,30	Média
		8,55	0,104	0,175	0,279	8,27	8,28

Tabela A.5 – Estatística das espessuras de tinta aferidas.

Categoria	\bar{x} (mm)	S (mm)	c_v
4,75	0,14	0,01	10,7%
6,30	0,16	0,05	30,3%
8,00	0,16	0,05	31,3%
12,50	0,16	0,05	28,7%
Todos	0,15	0,04	26,7%
Soma 2 lados	0,30	0,05	17,8%