

**FORMULAÇÃO PARA DETERMINAÇÃO DA FORÇA CORTANTE
RESISTENTE DE FLAMBAGEM DO MONTANTE DE ALMA EM
VIGAS CELULARES DE AÇO**

Lucas Figueiredo Grilo

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

**FORMULAÇÃO PARA DETERMINAÇÃO DA FORÇA CORTANTE RESISTENTE
DE FLAMBAGEM DO MONTANTE DE ALMA EM VIGAS CELULARES DE AÇO**

Lucas Figueiredo Grilo

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS, como requisito parcial para a obtenção do título de DOUTOR EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS.

Comissão Examinadora:

Prof. Dr. Ricardo Hallal Fakury
DEES – UFMG – (Orientador)

Profa. Dr. Ana Lydia Reis de Castro e Silva
DEES – UFMG – (Coorientadora)

Profa. Dr. Arlene Maria Cunha Sarmanho
DEES – UFMG

Prof. Dr. Francisco Carlos Rodrigues
DEES – UFMG

Prof. Dr. Gustavo de Souza Veríssimo
DEC – UFV

Prof. Dr. Hermes Carvalho
DEES – UFMG

Belo Horizonte, 23 de abril de 2018

G859f

Grilo, Lucas Figueiredo.

Formulação para determinação da força cortante resistente de flambagem do montante de alma em vigas celulares de aço [manuscrito] / Lucas Figueiredo Grilo. - 2018.
xv, 199 f., enc.: il.

Orientador: Ricardo Hallal Fakury.
Coorientadora: Ana Lydia Reis de Castro e Silva.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Minas Gerais,
Escola de Engenharia.

Apêndices: f. 163-199.

Bibliografia: f. 157-162.

1. Engenharia de estruturas - Teses. 2. Aço - Estruturas - Teses.
3. Vigas - Teses. 4. Análise numérica - Teses. I. Fakury, Ricardo Hallal.
II. Castro e Silva, Ana Lydia Reis de. III. Universidade Federal de Minas
Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU: 624(043)

AGRADECIMENTOS

Ao orientador deste trabalho, Professor Ricardo Hallal Fakury, por proporcionar todas as condições para sua execução, sendo responsável direto pelo que considero terem sido os melhores anos do meu percurso profissional. Em poucas palavras, tendo sido para mim um ideal de orientador, o qual almejo um dia ser para alguém.

À coorientadora deste trabalho, professora Ana Lydia Reis Castro e Silva, por ter viabilizado o projeto de pesquisa, confiado em mim para executá-lo, e estar sempre disponível para o que fosse necessário.

À Professora Ana Maria Gontijo Figueiredo e ao Engenheiro Charles Rodrigues Grilo, meus pais, que sempre me apoiaram de todas as formas possíveis nesta caminhada.

À minha esposa, Patrícia Resende Soares, não só pelas revisões e traduções, mas por todo o convívio, carinho, compreensão, aconselhamentos, e por sempre me impulsionar em direção aos meus objetivos, independentemente de quais sejam.

Ao professor Gustavo de Souza Veríssimo, por compartilhar sua experiência em laboratório e aos professores Francisco Carlos Rodrigues e Rodrigo Barreto Caldas pela execução dos ensaios no LAEES. Aos alunos Victor Pereira Daldegan e Márcio Luiz de Castro Filho, pelas imprescindíveis ajudas nos ensaios e modelos numéricos e ao Engenheiro Armando Aguiar Souza-Cruz Neto pela ajuda na programação dos modelos paramétricos.

Aos companheiros de doutorado, em especial os engenheiros Danilo Bento Oliveira, Juliano dos Santos Becho, Leandro Lopes da Silva e Tiago de Souza Mendonça, sem os quais, embora eles se recusem a aceitar, eu tenho certeza que não teria conseguido chegar até aqui.

Às agências brasileiras CNPq, CAPES e FAPEMIG pelo apoio financeiro à pesquisa.

À Medabil Sistemas Construtivos S/A, em especial aos engenheiros Gilcimar Nogueira e Eduardo Piovezan, pelo apoio na fabricação dos modelos experimentais.

"Se cheguei até aqui, foi porque me apoiei nos ombros de gigantes."

Isaac Newton

RESUMO

Este trabalho trata do estudo do comportamento estrutural de vigas celulares de aço, com foco no estado-limite último de flambagem do montante de alma por cisalhamento. Seus objetivos principais são a avaliação do comportamento estrutural e o desenvolvimento de uma nova formulação para a determinação da força cortante resistente nas vigas sujeitas a esse fenômeno, a partir de ensaios de laboratório e análise numérica. É apresentado o estado da arte do dimensionamento de vigas celulares sujeitas à flambagem do montante de alma, e mostrada a divergência entre os resultados das formulações existentes e em relação aos ensaios em laboratório. Os ensaios foram realizados com quatorze vigas em tamanho real, que falharam devido à flambagem do montante de alma ou ao mecanismo Vierendeel. Nesses ensaios, foram medidos deslocamentos verticais, laterais e deformações, e determinadas as propriedades mecânicas do aço dessas vigas a partir de ensaios de tração. Foi analisada numericamente a influência da magnitude e da forma das imperfeições iniciais do montante de alma na força cortante resistente. Com base nessa análise e na experimental, foi proposto um modelo numérico, desenvolvido no programa ABAQUS, para realização de análise paramétrica. A partir desse modelo, com o processamento de 597 casos, uma nova formulação para a determinação da força cortante resistente em vigas sujeitas à flambagem do montante de alma foi proposta, baseada na utilização de curvas de resistência. A formulação apresentada foi verificada em diversas situações de geometria e propriedades de material, apresentando resultados compatíveis com os obtidos numericamente, e se mostrando mais precisa que as disponíveis na literatura.

Palavras-chaves: estruturas de aço, vigas celulares, flambagem do montante de alma, análise experimental, modelagem numérica.

ABSTRACT

This research presents a study about the structural behavior of cellular steel beams, focused on beams subjected to web-post buckling. The main objectives of this study are to analyze the structural behavior and propose a new formulation to calculate the shear resistance of cellular beams subjected to this phenomenon, based on laboratory tests and numerical analysis. The state of the art of cellular beams subjected to web-post buckling design is shown, and the divergences between the existing formulations between each other and between experimental results are presented. Series of laboratory tests of cellular beams are performed in this work, with real size beams subjected to web-post buckling and Vierendeel mechanism. In these experiments, vertical and lateral displacements are measured, as well as web-post deformations. The steel mechanical properties of these beams are determined by tensile testing. The influence of shape and magnitude of the web-post initial imperfection on shear resistance was numerically analyzed. Based on this analysis and experimental results, a numerical model was proposed, developed in ABAQUS software, to perform parametric analysis. From these numerical models, processing of 597 cases, a new formulation to determine the shear resistance in cellular beams subjected to web-post buckling was proposed, based on the determination of resistance curves. The proposed formulation was verified in several situations of geometry and material properties, presenting compatible results with those obtained numerically, and showing more accuracy than those available in the literature.

Key words: Cellular beam, web-post buckling, experimental analysis, numerical modelling, steel structures.

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	iii
RESUMO	iv
ABSTRACT	v
LISTA DE SÍMBOLOS	xi
LISTA DE ABREVIATURAS.....	xv
1. Introdução.....	1
1.1 Considerações gerais.....	1
1.2 Tipologia de vigas alveolares	3
1.2.1 Considerações iniciais	3
1.2.2 Vigas alveolares casteladas	3
1.2.3 Vigas alveolares celulares	4
1.2.4 Vigas alveolares senoidais (Angelina®)	5
1.3 Objetivos.....	6
1.4 Justificativa	6
1.5 Metodologia	6
2. Vigas Celulares	9
2.1 Considerações gerais.....	9
2.2 Nomenclatura.....	10
2.3 Fabricação.....	11
2.3.1 Considerações iniciais	11
2.3.2 Imperfeições iniciais.....	14
2.4 Tensões Residuais	15
2.4.1 Considerações iniciais	15
2.4.2 Perfis I laminados	16
2.4.3 Perfis alveolares.....	21
2.5 Modos de falha.....	25
2.5.1 Considerações iniciais	25
2.5.2 Flambagem lateral com torção (FLT).....	25
2.5.3 Formação de mecanismo plástico.....	25
2.5.4 Flambagem do montante de alma por compressão (FMAC).....	27

2.5.5	Flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV).....	27
2.5.6	Ruptura do montante de alma por cisalhamento.....	28
2.5.7	Flexão do montante de alma.....	29
2.5.8	Flambagem da alma por cisalhamento.....	29
2.5.9	Cisalhamento vertical da seção tê.....	30
2.6	Flambagem do montante de alma por cisalhamento – estado da arte.....	30
2.6.1	Considerações iniciais.....	30
2.6.2	Ward.....	32
2.6.3	Lawson <i>et al.</i>	33
2.6.4	Bitar <i>et al.</i>	36
2.6.5	Delesques e Veríssimo <i>et al.</i>	38
2.6.6	Panedpojaman <i>et al.</i>	39
2.6.7	Vieira <i>et al.</i>	42
2.6.8	Comparação entre as formulações.....	43
2.6.9	Resultados de análises experimentais encontrados na literatura.....	44
3.	Análise Experimental.....	47
3.1	Considerações gerais.....	47
3.2	Projeto dos modelos experimentais.....	48
3.3	Fabricação dos modelos experimentais.....	49
3.3.1	Considerações iniciais.....	49
3.3.2	Corte do perfil I.....	49
3.3.3	Separação e pré-montagem.....	51
3.3.4	Soldagem final.....	53
3.3.5	Preparação e pintura.....	56
3.4	Caracterização do material.....	56
3.4.1	Considerações iniciais.....	56
3.4.2	Preparação dos corpos de prova.....	57
3.4.3	Ensaio de tração.....	59
3.5	Preparação dos ensaios.....	60
3.5.1	Considerações iniciais.....	60
3.5.2	Medição da geometria.....	61
3.5.3	Montagem dos ensaios.....	62
3.5.4	Instrumentação.....	65

3.6	Resultados dos ensaios.....	67
3.6.1	Considerações iniciais	67
3.6.2	Vigas A1 e B1	68
3.6.3	Vigas A2, A3 e B2.....	73
3.6.4	Vigas A4 e B4	78
3.6.5	Viga B3.....	82
3.6.6	Vigas A5, B5 e B6.....	84
3.6.7	Viga A6	88
3.6.8	Vigas C1 e C2.....	90
3.6.9	Resumo dos Resultados	94
4.	Influência das Imperfeições Iniciais nos Modelos Numéricos.....	95
4.1	Considerações gerais.....	95
4.2	Premissas da modelagem numérica	95
4.2.1	Considerações iniciais	95
4.2.2	Modelagem da imperfeição inicial	97
4.2.3	Giro da seção central	99
4.3	Resultados	99
4.3.1	Considerações iniciais	99
4.3.2	Problemas ocorridos durante a modelagem.....	100
4.3.3	Modelos sujeitos à FMAV.....	100
4.3.4	Modelos sujeitos ao mecanismo Vierendeel	105
4.3.5	Conclusões.....	109
5.	Calibração dos Modelos Numéricos	110
5.1	Considerações gerais.....	110
5.2	Modelos de viga completa	111
5.2.1	Parâmetros utilizados.....	111
5.2.2	Vigas A1 e B1	112
5.2.3	Vigas A2, A3, A5, A6, B2, B5 e B6	114
5.2.4	Vigas A4, B4 e C2.....	118
5.2.5	Viga B3 e C1	119
5.2.6	Discussão dos resultados	120
5.3	Modelo localizado do montante de alma	121
5.4	Modelos de viga longa.....	123

5.5	Estudo qualitativo sobre o efeito de borda	124
5.6	Análise dos resultados	126
6.	Processamento Numérico	128
6.1	Considerações gerais	128
6.2	Modelos selecionados.....	129
6.3	Comportamento dos modelos sem imperfeições iniciais	130
6.4	Modelos para determinação da força cortante resistente.....	133
7.	Formulação Proposta	138
7.1	Considerações gerais	138
7.2	Cálculo da força cortante horizontal de plastificação	138
7.2.1	Considerações iniciais.....	138
7.2.2	Equacionamento da resistência ao escoamento equivalente	140
7.2.3	Equacionamento da resistência ao escoamento por cisalhamento equivalente	141
7.2.4	Interação das tensões normal e de cisalhamento.....	141
7.2.5	Determinação de y_p e b	142
7.3	Cálculo da força cortante resistente.....	144
7.4	Verificação da abrangência da formulação proposta	149
7.4.1	Considerações iniciais	149
7.4.2	Modelos com alteração no material e na geometria.....	149
7.4.3	Validação com vigas fabricadas no Brasil	150
7.5	Comparação dos resultados com formulações existentes.....	151
8.	Conclusões.....	154
8.1	Considerações gerais	154
8.2	Sugestões para estudos futuros.....	155
9.	Referências Bibliográficas.....	157
A.	Dimensões dos Modelos Experimentais	163
A.1	Dimensões nominais dos modelos experimentais	163
A.2	Dimensões reais dos modelos experimentais	164
B.	Resultados da Análise Experimental	167
B.1	Considerações gerais	167
B.2	Modelo A1.....	168
B.3	Modelo A2.....	170
B.4	Modelo A3.....	172

B.5	Modelo A4	174
B.6	Modelo A5	176
B.7	Modelo A6	178
B.8	Modelo B1	180
B.9	Modelo B2	182
B.10	Modelo B3	184
B.11	Modelo B4	186
B.12	Modelo B5	188
B.13	Modelo B6	190
B.14	Modelo C1	192
B.15	Modelo C2	194
C.	Exemplos de Aplicação da Formulação Proposta	195
C.1	Resumo da formulação proposta.....	195
C.2	Exemplo de aplicação em viga sem interpolação	197
C.3	Exemplo de aplicação em viga com interpolação.....	198

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras romanas

A_{alma}	Área da seção transversal da mesa da alma
A_{mesas}	Área da seção transversal das mesas inferior e superior somadas
B	Razão $b_f / (h - t_f)$
b	Largura do montante de alma da distância y
b_f	Largura da mesa
b_p	Largura do montante de alma da distância y_p
b_w	Largura mínima do montante de alma
C_1	Parâmetro adimensional para cálculo de $V_{v,Rk}$ ou $V_{h,cr}$
C_2	Parâmetro adimensional para cálculo de $V_{v,Rk}$
C_3	Parâmetro adimensional para cálculo de $V_{v,Rk}$
d	Altura da seção transversal do perfil
d_w	Altura da seção crítica
D_0	Diâmetro do alvéolo
$D_{0,v}$	Parâmetro adimensional para cálculo de $N_{w,cr}$
D_1	Parâmetro adimensional para cálculo de $N_{w,cr}$
d_g	Altura da seção transversal da viga alveolar
d_w	Localização da seção crítica
E	Módulo de elasticidade do aço
F	Resultante do carregamento
h_t	Altura total do tê
f_f	Valor da tensão residual na borda da mesa
f_{fw}	Valor da tensão residual na interseção entre a mesa e a alma
f_u	Resistência à ruptura do aço
$f_{u,med}$	Média dos valores medidos de f_u
$f_{vy,eq}$	Resistência ao escoamento do aço por cisalhamento equivalente
f_w	Valor da tensão residual no centro da alma
f_y	Resistência ao escoamento do aço
$f_{y,med}$	Média dos valores medidos de f_y
$f_{y,eq}$	Resistência ao escoamento do aço por cisalhamento equivalente

$f_{\Delta f}$	Valor simplificado da tensão residual na mesa
$f_{\Delta w}$	Valor simplificado da tensão residual na alma
h_t	altura total do tê
k	fator de correção de L_{ef} ou de σ_{rk} ou razão de expansão
L	Distância entre apoios da viga
L_A	Largura efetiva da seção rígida
L_{ef}	Comprimento efetivo
L_{ma}	Comprimento efetivo do montante de alma
L_w	Comprimento da seção crítica
M	Momento atuante
m	Fator de para o cálculo de V_p
M_b	Momento causado pela força cortante horizontal V_h
M_w	Momento na seção A-A devido à força de cisalhamento horizontal
$M_{pb,eq}$	Momento de plastificação equivalente
M_{pt}	Momento de plastificação da seção tê
$M_{w,r}$	Momento fletor correspondente ao início do escoamento da seção
$N_{w,cr}$	Força de compressão crítica de flambagem
$N_{w,e}$	Força crítica de flambagem analisada no comprimento da seção crítica L_w
p	Passo dos alvéolos
p_e	Tensão crítica de compressão para formulação da BS5950-1:2000
s_E	Desvio padrão amostral dos valores medidos de E
s_{f_u}	Desvio padrão amostral dos valores medidos de f_u
s_{f_y}	Desvio padrão amostral dos valores medidos de f_y
t_f	Espessura da mesa
t_{fs}	Espessura da mesa superior
t_{fi}	Espessura da mesa inferior
t_w	Espessura da alma
V_v	Força cortante vertical
V_{cr}	Força cortante crítica de flambagem do montante de alma
V_e	Força cortante de flambagem do montante de alma
V_h	Força cortante horizontal
$V_{h,cr}$	Força cortante crítica de flambagem

$V_{h,Rk}$	Força cortante horizontal resistente
$V_{h,p}$	Força cortante horizontal de plastificação
V_p	Esforço cortante de plastificação
$V_{v,Rk}$	Força cortante vertical resistente
$V_{v,Rk,2}$	Força cortante característica de escoamento do montante de alma por flexão
$V_{v,Rk,SL}$	Força cortante vertical obtida com modelo localizado do montante de alma
$V_{v,Rk,SM}$	Força cortante vertical obtida com modelo sem montante de alma
$V_{v,Rk,SM}$	Força cortante vertical obtida com modelo de viga completa
$V_{v,Rk}$	Força cortante vertical resistente
$V_{v,Rk}$	Força cortante vertical resistente
$V_{v,ym}$	Força cortante vertical que causa o início do escoamento devido à flexão do montante de alma, desprezando as tensões de cisalhamento
x_1	Fator adimensional para cálculo de χ_{cr}
x_2	Fator adimensional para cálculo de χ_{cr}
x_3	Fator adimensional para cálculo de χ_{cr}
W_w	Momento elástico da seção do montante de alma
y	Distância do ponto analisado à linha média do montante de alma
y_p	Distância do ponto de formação da rótula plástica à linha média do montante
y_0	Distância vertical do centroide do tê ao eixo da viga
\bar{y}	Distância para cálculo de y_0
Z	Módulo plástico

Letras gregas

α	Fator de para o cálculo de Φ ou Φ_B ou V_p
α_{cr}	Fator adimensional para cálculo de σ_{cr}
β_b	Coefficiente adimensional para cálculo de k
β	Fator de ajuste para o cálculo de V_p
γ_0	Coefficiente de ajuste empírico de $V_{v,Rk}$
δ_w	Magnitude da imperfeição inicial da alma
θ	Ângulo entre a horizontal e o ponto A
ε_1	Tensão principal máxima no plano
ε_2	Tensão principal mínima no plano

ε_{vm}	Deformação equivalente de von Mises para o estado plano de deformações
η_1	Coefficiente adimensional para cálculo de Φ_B
λ_{ma}	Índice de esbeltez do montante de alma
$\lambda_{ma,0}$	Índice de esbeltez reduzido do montante de alma
$\lambda_{0,B}$	Parâmetro de esbeltez para cálculo de η_1
ν	Coefficiente de Poisson do aço, igual à 0,3
ξ	Coefficiente adimensional para cálculo de σ_{Rk}
σ	Componente de tensão normal
σ_1	Tensão principal máxima no plano
σ_2	Tensão principal mínima no plano
σ_{cr}	Tensão crítica de flambagem
σ_{max}	Tensão de compressão resistente
σ_p	Tensão limite de proporcionalidade
σ_r	Tensão na qual se inicia o escoamento
σ_{Rk}	Tensão normal máxima
σ_{sd}	Tensão solicitante na seção crítica
τ	Componente de tensão de cisalhamento
τ_h	Tensão de cisalhamento horizontal
Φ	Coefficiente adimensional para cálculo de χ na formulação do EN 1993-1-1:2005
Φ_B	Coefficiente adimensional para cálculo de χ na formulação do BS5950-1:2000
χ	Fator de redução associado à resistência à compressão
χ_{cr}	Fator de força de flambagem elástica
χ_{inel}	Fator de força de flambagem inelástica
χ_{pl}	Fator de força de plastificação

LISTA DE ABREVIATURAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISC	<i>American Institute of Steel Construction</i>
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ANSI	<i>American National Standards Institute</i>
ASTM	<i>American Section of the International Association for Testing Materials</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
CNC	Comando numérico computadorizado
CRC	<i>Column Research Council</i>
CS1	<i>Cross section 1</i> (seção transversal 1)
CS2	<i>Cross section 2</i> (seção transversal 2)
CS3	<i>Cross section 3</i> (seção transversal 3)
CTICM	<i>Centre Technique Industriel de la Construction Métallique</i>
ECCS	<i>European Convention for Constructional Steelwork</i>
<i>Eurocode</i>	Código europeu
FCAW	<i>Flux-cored arc welding</i>
FLT	Flambagem lateral com torção
FMAV	Flambagem do montante de alma por cisalhamento
FMAC	Flambagem do montante de alma por compressão
IPE	<i>European I beams</i>
LSF	<i>Least-square fit</i> (mínimo dos múltiplos quadrados)
LVDT	<i>Linear variable differential transducer</i>
MAG	<i>Metal active gas</i>
MEF	Método dos elementos finitos
MIG	<i>Metal inert gas</i>
MV	Mecanismo Vierendeel
SSRC	<i>Structural Stability Research Council</i>

1

INTRODUÇÃO

1.1 Considerações gerais

No século XX, a melhoria dos processos de fabricação, bem como o desenvolvimento da solda elétrica, fez com que o aço se transformasse em uma alternativa técnica e economicamente viável para diversos tipos de estruturas. No mesmo período, observou-se um grande desenvolvimento da análise estrutural, que se estende até os dias de hoje, tornando possíveis estruturas cada vez mais otimizadas, tanto do ponto de vista de fabricação quanto de desempenho estrutural (VERÍSSIMO, 1996).

Nesse contexto surgiram as vigas alveolares, que são vigas de aço com grandes aberturas sequenciais na alma, usualmente feitas a partir do corte longitudinal periódico na alma de perfis I, de acordo com o padrão geométrico desejado. As metades obtidas após o corte são transladadas e suas almas soldadas, obtendo-se uma peça com aberturas sequenciais na alma, conforme a Figura 1.1, que mostra uma viga com aberturas hexagonais, chamada viga castelada. (SONCK; BELIS, 2016).

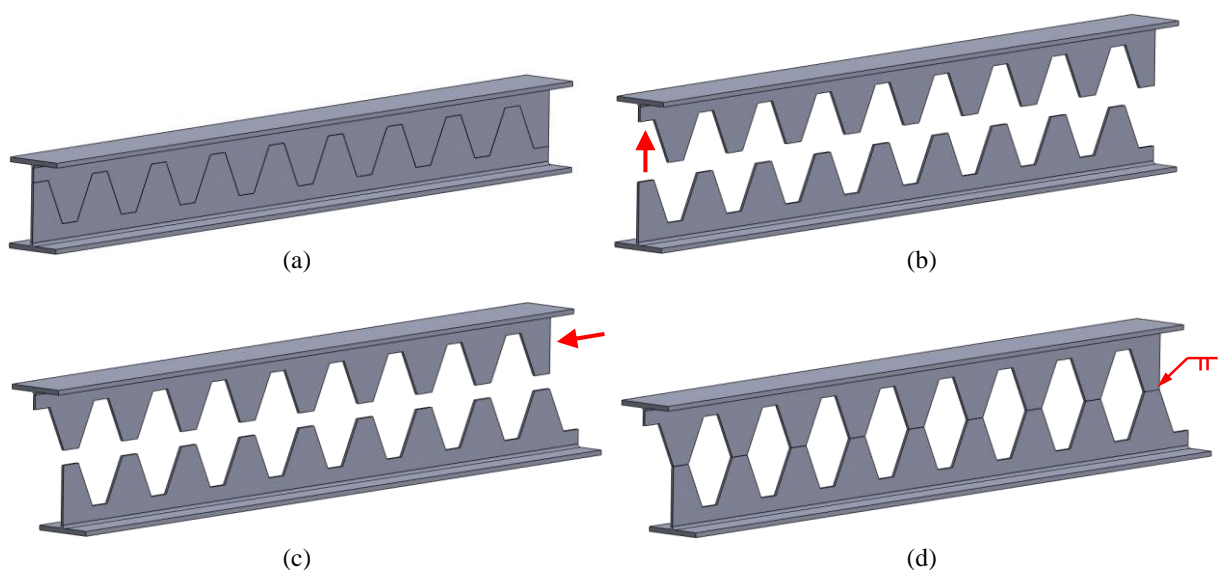


Figura 1.1 – Esquema do corte e montagem de vigas alveolares casteladas

O surgimento das vigas alveolares ocorreu na década de 1930, dentre outros fatores devido às limitações geométricas dos perfis laminados então produzidos, tendo sua primeira patente reconhecida em 1939. Nessa ocasião, esse tipo de viga recebeu o nome de Viga de Boyd, devido ao nome de seu inventor, Geoffrey Murray Boyd. A patente dessas vigas foi posteriormente cedida à *United Steel Companies Limited*, e comercializada sob o nome de *Appleby Frodingham Castellated Construction* (KNOWLES, 1991). Desde então, têm sido desenvolvidos diversos tipos de padrões de vigas alveolares, conforme descrito a seguir. Um histórico detalhado do desenvolvimento das vigas casteladas pode ser obtido na literatura, como em Oliveira (2012) e Vieira (2015).

Na literatura, são encontradas duas vertentes para a nomenclatura das vigas alveolares. Eventualmente é utilizado como sinônimo de “viga alveolar” a expressão “viga castelada”, provavelmente devido ao fato de vigas alveolares terem surgido inicialmente como vigas de aberturas formadas por alvéolos poligonais. Outra vertente, adotada neste texto, coloca as vigas casteladas como parte do grupo de vigas alveolares, podendo as vigas desse último grupo ter qualquer padrão geométrico nos alvéolos.

Sob as mesmas condições de contorno e carregamento, as vigas alveolares possuem maior rigidez e maior resistência ao momento fletor do que os perfis originais de alma cheia, sendo uma alternativa economicamente interessante (ABREU, 2011). Além da economia de material, as vigas alveolares permitem a passagem de dutos de serviço através da alma, o que pode reduzir a altura entre pavimentos, uma vez que os dutos não precisam passar sob as vigas, conforme ilustrado na Figura 1.2 (VERÍSSIMO, 1996).



Figura 1.2 – Vigas celulares com dutos de serviço (adaptado de www.steelconstruction.info, 2016)

Somando-se a essas características, as vigas alveolares também apresentam um apelo estético interessante, sendo cada vez mais utilizadas por arquitetos (HECHLER *et al.*, 2006). Observa-

se também que, em geral, nas vigas alveolares o ganho de rigidez é maior que o de capacidade resistente à flexão, quando comparadas às vigas de alma cheia, fazendo com que a eficiência dessas vigas seja maior quando a flecha é o fator predominante no dimensionamento (VIEIRA, 2014).

1.2 Tipologia de vigas alveolares

1.2.1 Considerações iniciais

As vigas alveolares podem ser fabricadas com diferentes geometrias, podendo variar a forma e o tamanho dos alvéolos. Atualmente diversos tipos de vigas alveolares são utilizados, dentre os quais os mais comuns estão descritos a seguir.

1.2.2 Vigas alveolares casteladas

Dentre os diversos padrões de corte de vigas alveolares, os historicamente mais estudados e empregados são os castelados. Essas vigas se caracterizam pelo corte periódico em zigue-zague, conferindo à viga final alvéolos poligonais, conforme pode ser visto na Figura 1.3. O nome dado a esse tipo de viga advém da geometria gerada após o corte, que remete às muralhas de castelos medievais (OLIVEIRA, 2012).



Figura 1.3 – Fabricação de vigas casteladas (fonte: BEZERRA *et al.*, 2013)

As vigas casteladas têm padrões geométricos definidos, que relacionam diversos parâmetros como a relação entre a altura da viga original e a altura da viga castelada, o passo, a altura e a largura do alvéolo. Dentre os padrões mais usuais, o padrão denominado anglo-saxão é definido pela norma britânica BS5950-1:2000. Outros padrões muito utilizados são o Peiner e o Litzka (VIEIRA, 2015). Em todos os padrões de vigas casteladas citados, é possível a inserção de chapas expansoras soldadas entre as metades superior e inferior, de forma a aumentar a altura final da viga, conforme pode ser observado na Figura 1.4.



Figura 1.4 – Vigas casteladas com chapas expansoras (fonte: www.hollandprofielplus.nl, 2014)

Outro padrão de vigas alveolares casteladas recentemente estudado é o padrão com cantos filetados, que pode ser visto na Figura 1.5. A abertura apresentada nesse padrão é derivada da hexagonal, na qual se faz um raio de concordância nas arestas para promover alívio de tensões (WANG *et al.*, 2014).

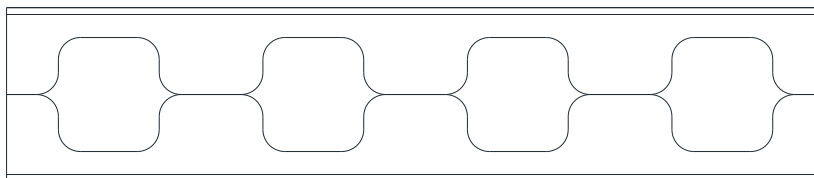


Figura 1.5 – Vigas casteladas com cantos filetados

1.2.3 Vigas alveolares celulares

As vigas alveolares celulares são fabricadas a partir de cortes semicirculares na alma, de maneira que sejam formadas aberturas circulares na viga final, conforme pode ser observado na Figura 1.6. A ausência de vértices nos alvéolos faz com que a concentração de tensões na alma seja reduzida quando comparada com vigas casteladas. Além dessa característica, as vigas celulares se apresentam como uma alternativa esteticamente agradável, sendo cada vez mais utilizadas por razões arquitetônicas. Por serem o escopo deste trabalho, as vigas celulares são detalhadamente discutidas no Capítulo 2.



Figura 1.6 – Vigas celulares (adaptado de www.wrap.org.uk, 2016)

1.2.4 Vigas alveolares senoidais (Angelina®)

Em 2007 foi desenvolvida pela ArcelorMittal, em parceria com o arquiteto francês Claude Vasconi, a viga alveolar com abertura senoidal, registrada com o nome de viga Angelina (CONSTRUCTALIA, 2016). Essas vigas se caracterizam por recortes com curvatura senoidal, somados a trechos retos, conforme pode ser observado na Figura 1.5.

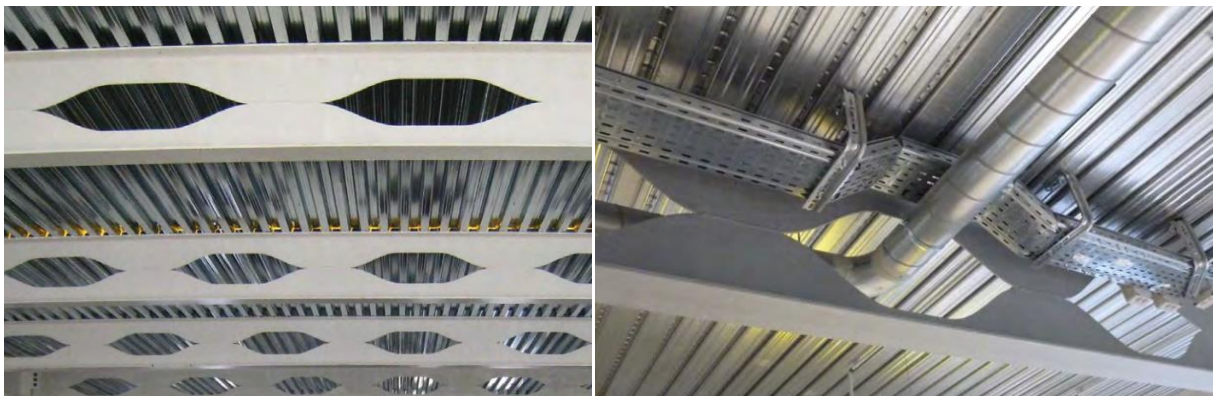


Figura 1.7 – Viga com cortes senoidais (Angelina) – (fonte: ARCELORMITTAL, 2016)

1.3 Objetivos

As vigas celulares podem sofrer diferentes modos de falha, conforme descrito no Capítulo 2. O objetivo deste trabalho é investigar o comportamento de vigas celulares de aço sujeitas ao modo de falha denominado Flambagem do Montante de Alma por cisalhamento (FMAV), avaliando o impacto da variação de parâmetros que influenciam esse comportamento, tais com imperfeição inicial do montante de alma, esbeltez da alma, diâmetro do alvéolo, razão de expansão e passo dos alvéolos. É também objetivo deste trabalho o desenvolvimento de uma metodologia de cálculo para determinação da força cortante resistente de vigas sujeitas à FMAV.

1.4 Justificativa

Na literatura existem alguns modelos diferentes para o dimensionamento de vigas celulares com relação à flambagem do montante de alma devida à força cortante, que levam, em algumas situações, a resultados discrepantes quando comparados entre si, conforme discutido no Capítulo 2, e não refletem resultados obtidos por análises experimentais ou numéricas de forma adequada. Além desse fato, não estão disponíveis na literatura uma quantidade satisfatória de estudos experimentais com vigas celulares de aço sujeitas ao fenômeno, além de não existirem medições do perfil de deslocamento do montante de alma de vigas celulares durante a ocorrência da flambagem. Também não são encontradas na literatura curvas de resistência relativas ao modo de colapso por FMAV que possam ser utilizadas em concordância com as formulações de esforço resistente para vigas sob cisalhamento apresentadas nas normas de projeto de estruturas de aço, como a ABNT NBR 8800:2008, o ANSI/AISC 360:2016 e o EN 1993-1-1:2005.

1.5 Metodologia

Para alcançar os objetivos propostos neste trabalho, as seguintes etapas foram cumpridas:

- a) estudo dos modelos existentes na literatura para descrição do comportamento e dimensionamento de vigas celulares, com foco em vigas sujeitas à flambagem do montante de alma, compreendendo:
 - (i) processos de fabricação, considerando imperfeições iniciais e tensões residuais presentes nas vigas;

- (ii) comportamento estrutural e modos de falha;
- b) estudo numérico sobre a influência das imperfeições iniciais do montante de alma no comportamento de vigas celulares, considerando as variações da magnitude e da forma da imperfeição;
- c) desenvolvimento de análise experimental, com vigas celulares de aço em tamanho real, considerando:
- (i) projeto dos modelos experimentais a serem fabricados, envolvendo simulações numéricas preliminares para previsão do comportamento estrutural durante os ensaios;
 - (ii) acompanhamento da fabricação dos modelos, utilizando o processo de fabricação usual, registrando as etapas do processo e identificando fatores que possam influenciar no desempenho estrutural;
 - (iii) medição das dimensões dos modelos fabricados para determinar as espessuras e comprimentos reais, bem como as imperfeições iniciais dos montantes de alma;
 - (iv) instrumentação dos modelos e montagem dos ensaios das vigas celulares;
 - (v) realização dos ensaios e tratamento dos dados obtidos;
 - (vi) realização de ensaios de caracterização de material, para identificação das propriedades mecânicas do aço utilizado na fabricação dos modelos;
- d) desenvolvimento de um modelo numérico em elementos finitos que corresponda aos resultados obtidos com os ensaios de laboratório, considerando:
- (i) modelagem dos ensaios com as dimensões reais de fabricação e propriedades mecânicas do aço obtidas nos ensaios de caracterização de material;
 - (ii) ajuste e validação dos modelos numéricos, de forma que, com ajustes parametrizados válidos em todos os modelos, os comportamentos obtidos numericamente sejam semelhantes aos observados nos ensaios;

- e) estudo paramétrico de modelos numéricos em elementos finitos de forma a se obter a força cortante resistente, com variação dos parâmetros de interesse para a flambagem do montante de alma, sendo eles:
- (i) relação entre o diâmetro e o passo dos alvéolos;
 - (ii) relação entre o diâmetro dos alvéolos e a altura total da viga;
 - (iii) esbeltez do montante de alma;
 - (iv) propriedades mecânicas do material;
- f) proposição de uma nova formulação para determinação da força cortante resistente à flambagem do montante de alma.

2

VIGAS CELULARES

2.1 Considerações gerais

Relativamente recente, a invenção da viga celular é creditada a Peter A. Walker, e seu método de fabricação teve a patente registrada em 1990, sendo a empresa inglesa *Wescol Structures Limited* sua detentora. Ao longo dos anos, os perfis celulares foram fabricados com a patente da companhia em todo o mundo pela sua subsidiária, a *Westok Structural Services*, até o final de 2008, quando a patente expirou (OLIVEIRA, 2012). Na patente, registrada sob o número US4894898-A, foram previstas diferentes geometrias dos alvéolos, denominadas circular, curvilínea, elíptica e circular chanfrada, além da possibilidade da fabricação de vigas com inércia variável, conforme mostrado na Figura 2.1.

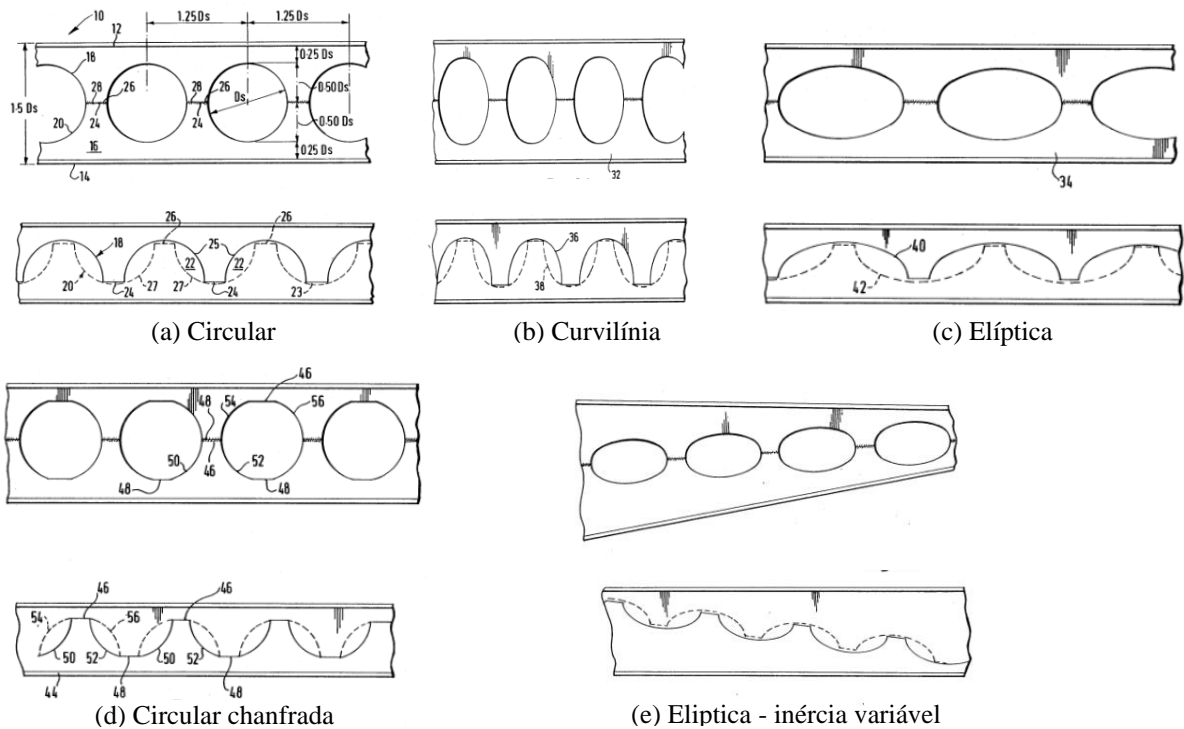


Figura 2.1 – Patente das vigas celulares (adaptado da patente US4894898-A)

Recentemente, a utilização de vigas celulares tem sido cada vez mais solicitada por arquitetos, pois apresentam uma estética atraente. Em comparação com as vigas casteladas, as vigas celulares não apresentam vértices nos alvéolos, o que diminui a presença de concentração de tensões na alma.

2.2 Nomenclatura

Para melhor entendimento do texto apresentado, neste item é mostrada a terminologia usualmente adotada no Brasil para os perfis celulares.

Denomina-se como montante de alma o trecho remanescente da alma no perfil alveolar, entre os alvéolos, e de tê superior e inferior os trechos da seção transversal remanescentes no ponto de maior altura do alvéolo, conforme mostrado na Figura 2.2.

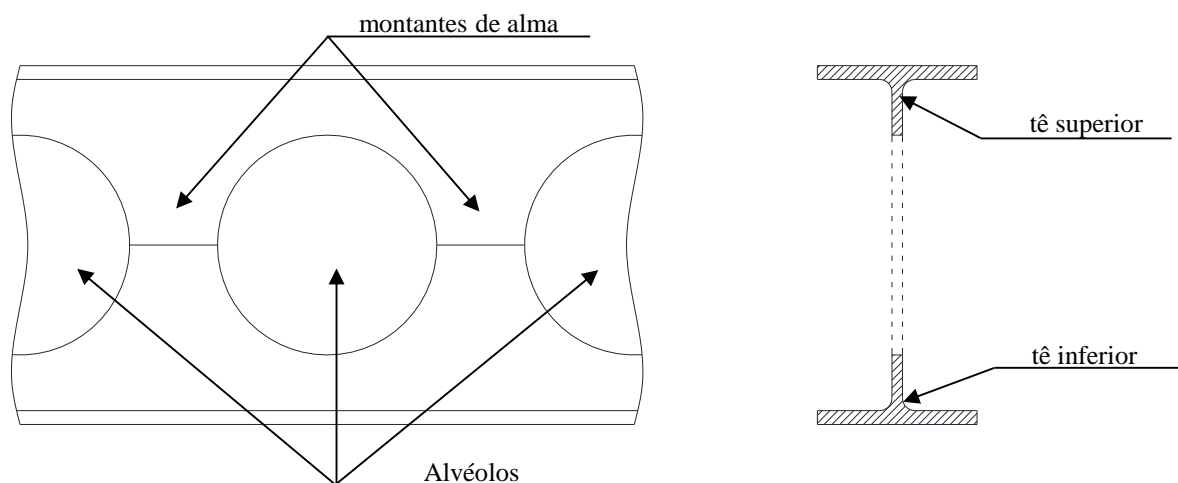


Figura 2.2 – Elementos das vigas celulares

Os demais parâmetros geométricos de importância para as vigas celulares estão mostrados na Figura 2.3, na qual p é o passo dos alvéolos, D_0 é o diâmetro das aberturas, d é a altura da seção transversal do perfil original, d_g é a altura da seção transversal da viga celular, b_w é a largura do montante de alma, b_f é a largura das mesas, t_f é a espessura das mesas, t_w é a espessura da alma, y_0 é a distância vertical do centroide do tê ao eixo da viga e h_t é altura total do tê. Um procedimento para verificar a compatibilidade geométrica entre d_g , d , p e d_0 está apresentado em Oliveira (2002).

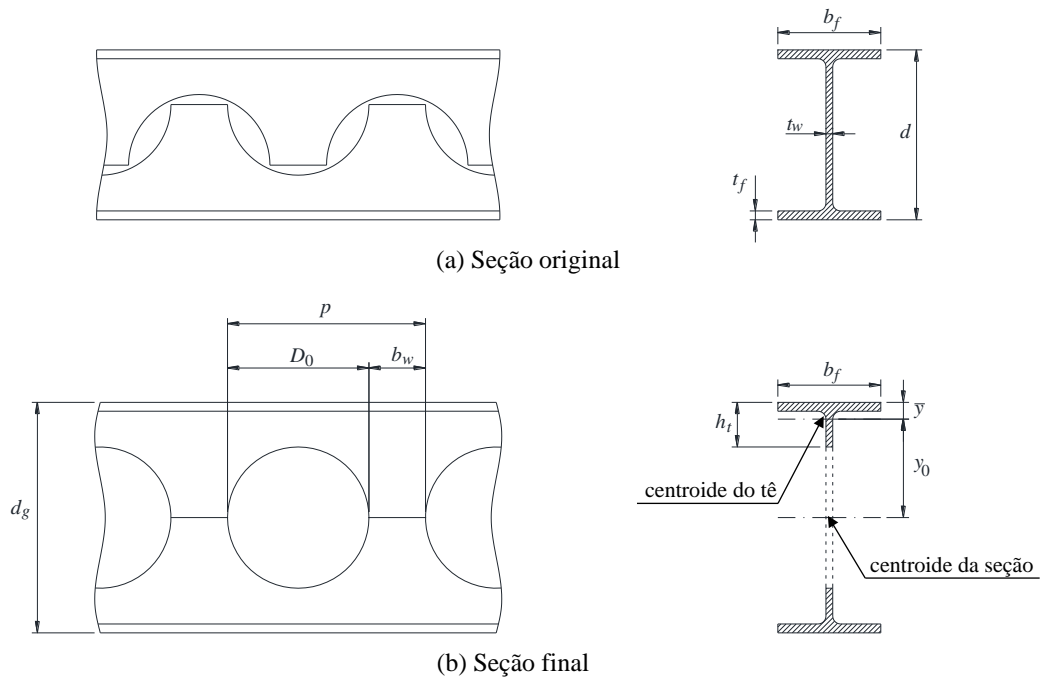


Figura 2.3 – Simbologia das vigas alveolares

2.3 Fabricação

2.3.1 Considerações iniciais

As vigas celulares podem ser fabricadas, assim como as demais vigas alveolares, a partir de chapas cortadas ou, mais usualmente, a partir de perfis I laminados. Classicamente, o processo de fabricação das vigas celulares é semelhante ao das vigas casteladas, porém são necessários dois cortes na alma da viga. Inicialmente é feito um corte longitudinal periódico, formado por um semicírculo seguido por um segmento reto (Figura 2.4), resultando no corte mostrado na Figura 2.5.

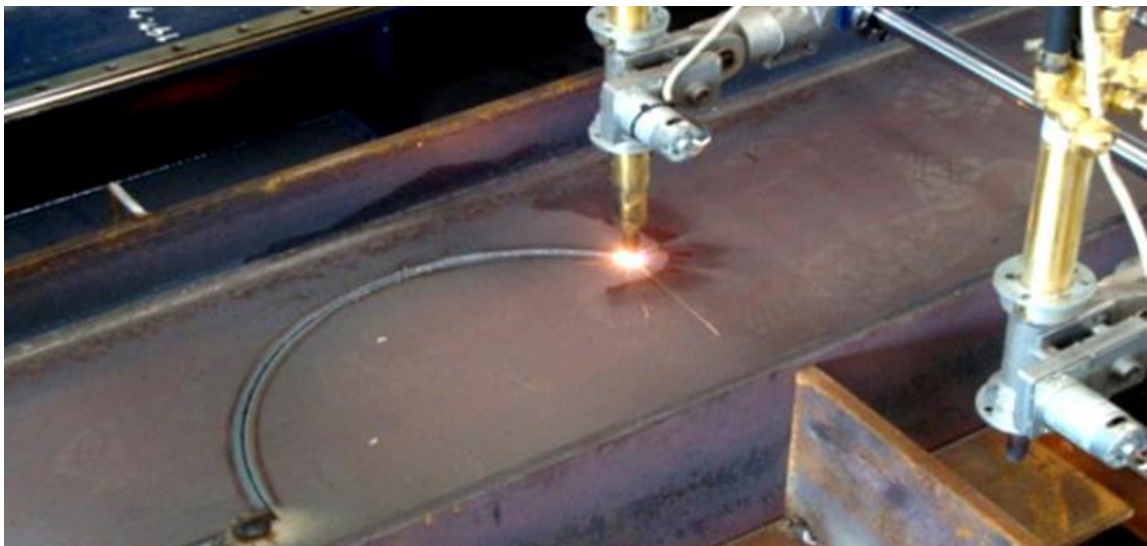


Figura 2.4 – Fabricação de vigas celulares – primeiro corte (fonte: www.kloeknermetalsuk.com, 2016)



Figura 2.5 – Primeiro corte completo (fonte: www.kloecknermetalsuk.com, 2016)

Na sequência, é feito um segundo corte, simétrico em relação ao primeiro, conforme mostrado na Figura 2.6.

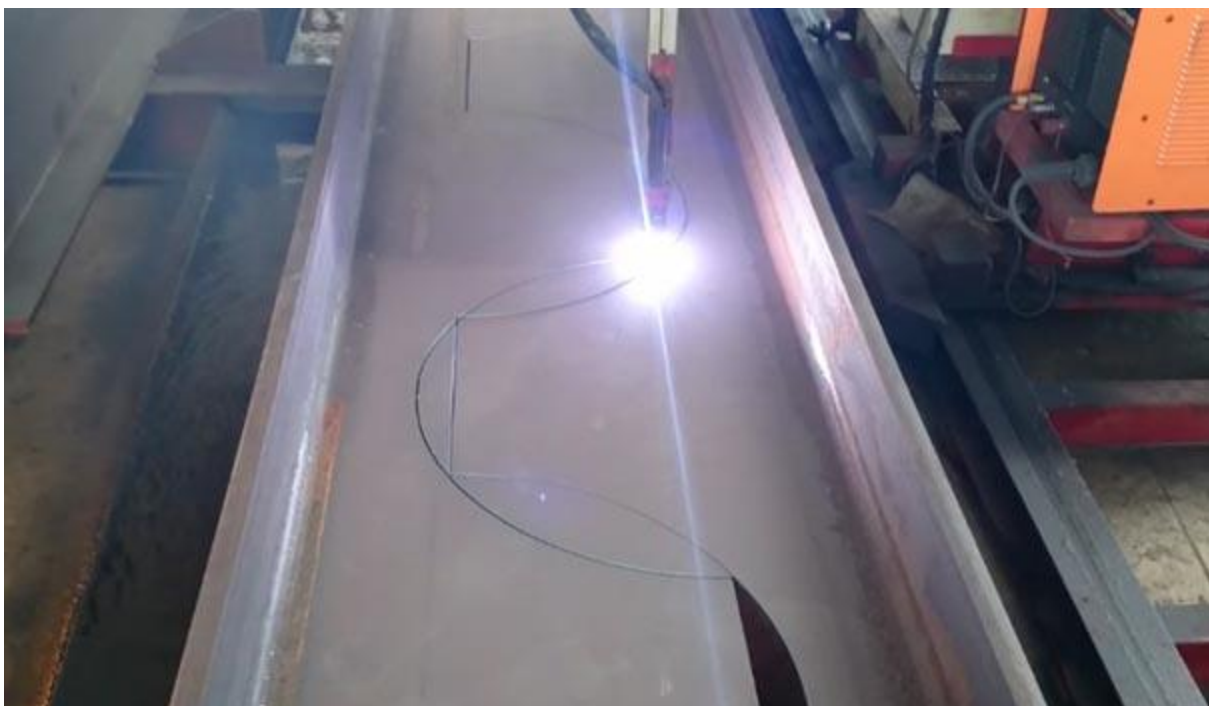


Figura 2.6 – Fabricação de vigas celulares – segundo corte (fonte: www.kloecknermetalsuk.com, 2016)

Após a execução do segundo corte, uma parcela do material é descartada no processo, conforme pode ser observado na Figura 2.7.



Figura 2.7 – Fabricação de vigas celulares – Material descartado

Após o reposicionamento das partes superior e inferior, é realizada a soldagem longitudinal dos montantes de alma, conforme ilustrado na Figura 2.8.



Figura 2.8 – Solda na alma dos montantes de alma

Outra opção existente para a fabricação de vigas celulares é a partir de cortes retos, na qual é realizada a fabricação de uma viga castelada, e posteriormente são feitos os cortes complementares para tornar os alvéolos circulares, conforme mostrado na Figura 2.9.



Figura 2.9 – Fabricação a partir da viga castelada (fonte: SONCK *et al.*, 2014)

Uma terceira opção de fabricação teve sua patente publicada em 2001, sob a numeração WO 01/59229-A, na qual é realizado apenas um corte longitudinal, assim como em vigas casteladas, sendo necessários pequenos cortes complementares após a montagem, conforme pode ser visto na Figura 2.10, na qual os números indicam elementos geométricos da patente original. (OLIVEIRA, 2012).

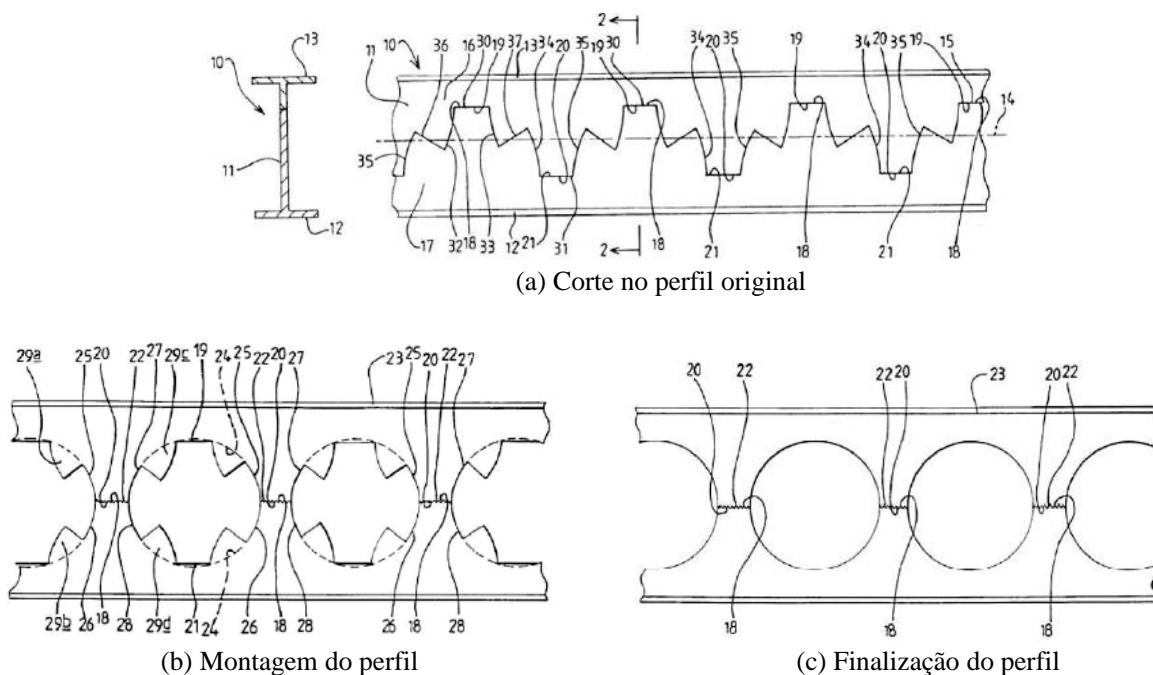


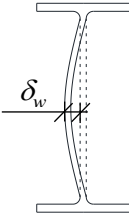
Figura 2.10 – Fabricação alternativa de viga celular (fonte: patente WO 01/59229-A1)

2.3.2 Imperfeições iniciais

Um fator importante para a determinação da força resistente em vigas celulares, em especial para modos de colapso relacionados à perda de estabilidade, são as imperfeições iniciais introduzidas pela a fabricação do perfil alveolar. A norma brasileira ABNT NBR 5884:2013 trata da fabricação de perfis soldados e, de forma geral, preconiza as seguintes tolerâncias dimensionais para a alma de perfis I, na qual o padrão de tolerância I deve ser utilizado para

elementos estruturais sujeitos a ações cíclicas, o padrão II para estruturas convencionais e o padrão III para estruturas secundárias e complementares, como estacas e postes, conforme mostrado na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 – Tolerância dimensional (adaptado ABNT NBR 5884:2005)

	Parâmetro	Padrão I	Padrão II	Padrão III
	δ_w	$h/200$ ou 2 mm O que for maior, porém no máximo 6 mm	$h/150$ ou 3 mm O que for maior, porém no máximo 8 mm	$h/130$ ou 3 mm O que for maior, porém no máximo 9 mm

No catálogo disponibilizado pela fabricante europeia de vigas alveolares ArcelorMittal (ARCELORMITTAL, 2016), são preconizadas tolerâncias δ_w de no máximo 4 mm para vigas com altura d_g de até 600 mm e de no máximo um centésimo de d_g para vigas com d_g igual ou superior a 600 mm. Adicionalmente, o catálogo também apresenta uma tolerância para o desalinhamento transversal na região da solda do montante de alma máxima de 2 mm.

De acordo com Vieira (2015), foi observado que vigas casteladas com controle de fabricação razoável produzidas no Brasil apresentam imperfeições iniciais na alma (δ_w) da ordem de $d_g/200$, enquanto em vigas com pouco controle de fabricação apresentam imperfeições da ordem de $d_g/100$.

2.4 Tensões Residuais

2.4.1 Considerações iniciais

A presença de tensões residuais é um fator relevante no comportamento de barras sujeitas a fenômenos como instabilidade, fadiga, corrosão e fratura frágil. Essas tensões surgem como resultado dos processos de fabricação dos elementos estruturais de aço, como, por exemplo, laminação a quente, laminação a frio, conformação ou soldagem.

Pesquisas sobre a distribuição de tensões residuais em perfis celulares não são encontradas facilmente na literatura, não existindo, ainda, um modelo consolidado para essa distribuição. Devido a esse contexto, serão apresentados a seguir modelos de distribuição de tensões residuais em perfis I laminados de alma cheia (usados normalmente na fabricação dos alveolares), e posteriormente, o estado da arte nos próprios perfis alveolares.

2.4.2 Perfis I laminados

Em perfis laminados a quente as tensões residuais são de grande relevância no comportamento estrutural. Nesses perfis, as tensões surgem devido a um processo de resfriamento não uniforme ao longo da seção (ALPSTEN, 1968), sendo, portanto, tensões térmicas resultantes desse processo (LAW; GARDNER, 2012). Esse resfriamento gera um gradiente de temperatura, que faz com que cada parcela do material esteja submetida a uma temperatura diferente enquanto se resfria. O efeito da dilatação e contração térmica faz com que as partes que resfriam mais rapidamente se contraíam, tracionando os trechos que são resfriados mais lentamente. O resultado desse fenômeno é um gradiente de tensões longitudinais autoequilibradas na seção transversal, que varia desde a compressão até a tração.

Desde meados do século XX, quando o *Column Reseach Council* (CRC) recomendou que as tensões residuais fossem estudadas de forma mais aprofundada, foram feitos diversos estudos sobre o tema, contemplando seus impactos no comportamento estrutural dos perfis de aço (BEEDLE, 1951). Segundo Galambos (1963), desprezar a perda de rigidez da barra devido à plastificação precoce da seção nos trechos onde a tensão residual é de compressão pode levar a resultados com erros de até 30% contra a segurança. Na seção transversal de um perfil I laminado, tipicamente as bordas das mesas ficam sob compressão, enquanto o trecho mais próximo à alma fica sob tração (Figura 2.11). Já na alma, as tensões residuais podem variar o sentido de acordo com o processo de resfriamento e a geometria da seção transversal (SONCK *et al.*, 2014).

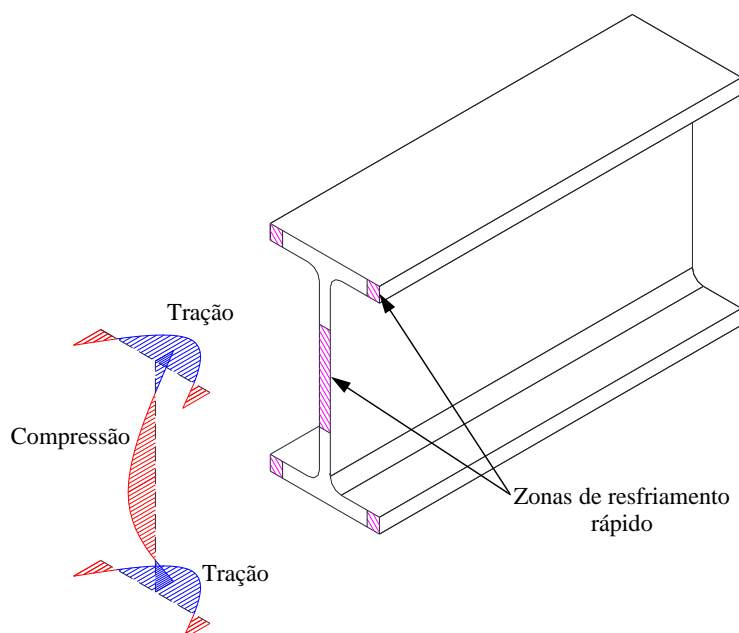


Figura 2.11 – Exemplo de distribuição das tensões residuais em perfis I laminados

A distribuição de tensões residuais afeta a relação tensão-deformação da seção transversal, uma vez que trechos da seção transversal iniciam o escoamento precocemente, fazendo com que a transição do trecho elástico para o plástico na curva média de tensão-deformação seja suavizada, conforme mostrado na Figura 2.12. Esse comportamento não influencia no valor da resistência plástica da peça, que tenderá para o mesmo valor do material sem tensões residuais (BEEDLE; TALL, 1960).

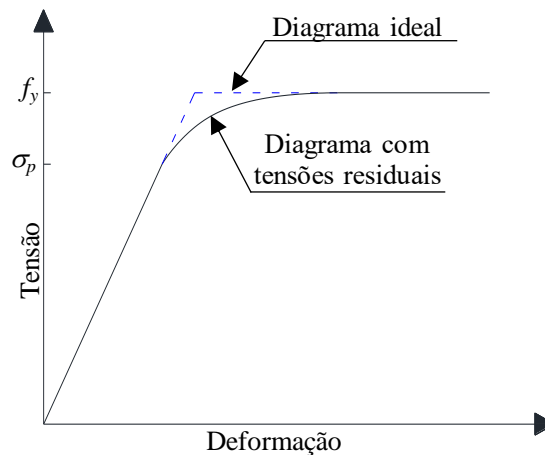


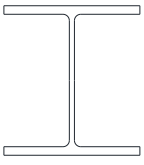
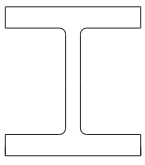

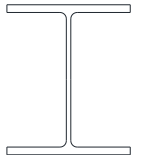
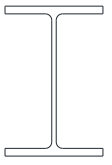

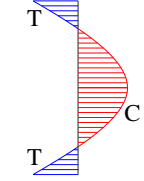
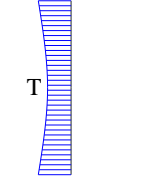
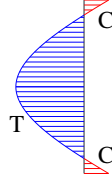
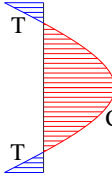
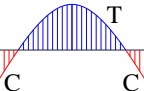
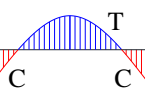
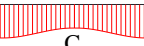
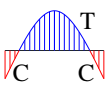
Figura 2.12 – Influência das tensões residuais no diagrama tensão-deformação

A variação das tensões residuais ao longo do comprimento da peça não é significativa em perfis laminados, uma vez que a variação da velocidade de resfriamento ao longo do perfil é desprezável. Não há também relação entre a magnitude das tensões residuais e a resistência ao escoamento do aço (f_y), sendo os fatores de maior importância a geometria da seção e as condições de resfriamento (YOUNG, 1975). No entanto, é comum utilizar a resistência ao escoamento do aço como parâmetro de predição da magnitude das tensões residuais em diversas formulações, pela facilidade de se equacionar a distribuição de tensões em função desse parâmetro.

De forma geral, pode-se dizer que existe uma variação considerável entre os resultados de medição de tensões residuais, sendo difícil determinar um modelo preciso de predição da distribuição das tensões residuais genérico para todos os tipos de perfis I. Contudo, é possível observar que a distribuição das tensões residuais em perfis I laminados está predominantemente ligada às relações geométricas de comprimento e espessura dos elementos da seção. Essa variação na distribuição das tensões está mostrada conceitualmente na Tabela 2.2, que sintetiza resultados de muitos testes americanos e europeus encontrados na

literatura, para diversas relações geométricas (BALLIO; MAZZOLANI, 1983), na qual d é a altura da seção transversal, b_f é a largura da mesa, t_w é a espessura da alma e t_f é a espessura da mesa do perfil laminado.

Tabela 2.2 – Distribuição das tensões residuais em perfis laminados

	$d/b_f \leq 1,2$			$1,2 < d/b_f < 1,7$	$d/b_f \geq 1,7$	
Perfil						
	(a)	(b)	(c)	(d)	(e)	(f)
Alma						
Mesa						
t_w/d	0,032 a 0,040	0,075 a 0,100	0,062 a 0,068	0,031 a 0,032	0,030	0,018 a 0,028
t_w/b_f	0,032 a 0,040	0,078 a 0,112	0,068 a 0,073	0,042 a 0,048	0,046	0,039 a 0,056
t_f/d	0,045 a 0,061	0,091 a 0,162	0,104 a 0,114	0,048 a 0,051	0,051	0,025 a 0,043
t_f/b_f	0,045 a 0,080	0,093 a 0,182	0,113 a 0,121	0,062 a 0,080	0,077	0,063 a 0,085

Os perfis laminados comumente utilizados como vigas, foco deste trabalho, possuem elevada relação d/b_f , apresentando predominantemente a distribuição semelhante à dos perfis do tipo (e) e (f) apresentados na tabela.

Existem atualmente diversos modelos matemáticos de distribuição de tensões residuais para perfis I laminados a quente. Dentre eles, destacam-se alguns, que serão detalhados a seguir. Como exemplos, podem ser citados os modelos americano, inglês e australiano, ilustrados na Figura 2.13.

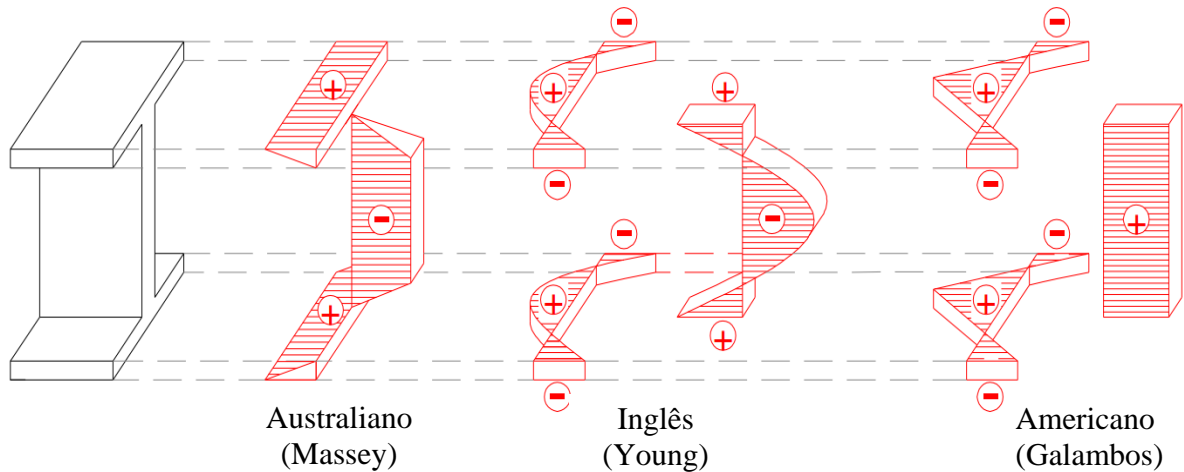


Figura 2.13 – Modelos de distribuição das tensões residuais (adaptado de Gomes, 2003)

O modelo adotado pelo *European Convention for Constructional Steelwork* (ECCS) apresenta uma distribuição parabólica na mesa e na alma, autoequilibradas, na qual os valores encontrados experimentalmente de f_f e f_w determinam o valor de f_{fw} de acordo com as equações a seguir:

$$(3A + 8B)f_{fw}^3 + (16Bf_w + 1,5A f_f)f_{fw}^2 - (2B f_f^2 + 8A f_w^2)f_{fw} = 6B f_f^2 f_w + 4A f_f f_w^2 \quad (2.1)$$

com

$$A = \frac{t_w}{t_f} \quad (2.2)$$

e

$$B = \frac{b_f}{h - t_f} \quad (2.3)$$

onde f_w é o valor da tensão residual no centro da alma, f_f é o valor da tensão residual na borda da mesa e f_{fw} é o valor da tensão residual na interseção entre a mesa e a alma.

O equacionamento adotado pelo ECCS foi feito de forma que seu resultado ficasse dentro da envoltória de tensões mostrada na Figura 2.14.

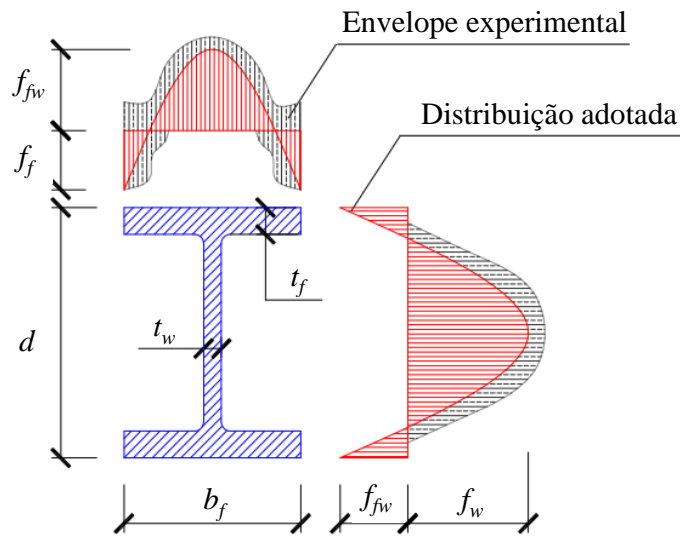


Figura 2.14 – Modelo de distribuição das tensões residuais adotado pelo ECCS (adaptado de Gomes, 2003)

De acordo com Young (1975), um valor aproximado para os valores máximos de tensão residual em perfis I, para uma distribuição parabólica nas mesas e almas, pode ser determinado pelas equações apresentadas na Tabela 2.3, na qual A_{mesas} é a área da seção transversal das mesas do perfil e A_{alma} é a área da seção transversal da alma do perfil.

Tabela 2.3 – Valores de tensões residuais (YOUNG, 1975)

	$f_{fw} = 100 \left(0,7 + \frac{A_{alma}}{A_{mesas}} \right) \text{ MPa} \quad (2.4)$
	$f_f = -165 \left(1 - \frac{A_{alma}}{1,2 \cdot A_{mesas}} \right) \text{ MPa} \quad (2.5)$
	$f_w = -100 \left(1,5 + \frac{A_{alma}}{1,2 \cdot A_{mesas}} \right) \text{ MPa} \quad (2.6)$

Para utilização em programas computacionais, o ECCS (1984) apresentou uma distribuição simplificada de tensões residuais, na qual a variação da tensão é linear na mesa e na alma. A formulação proposta é apresentada, por simplicidade, como função da resistência ao escoamento do aço. O diagrama proposto está mostrado na Figura 2.15, na qual os valores positivos são de tensão de tração e os negativos de compressão.

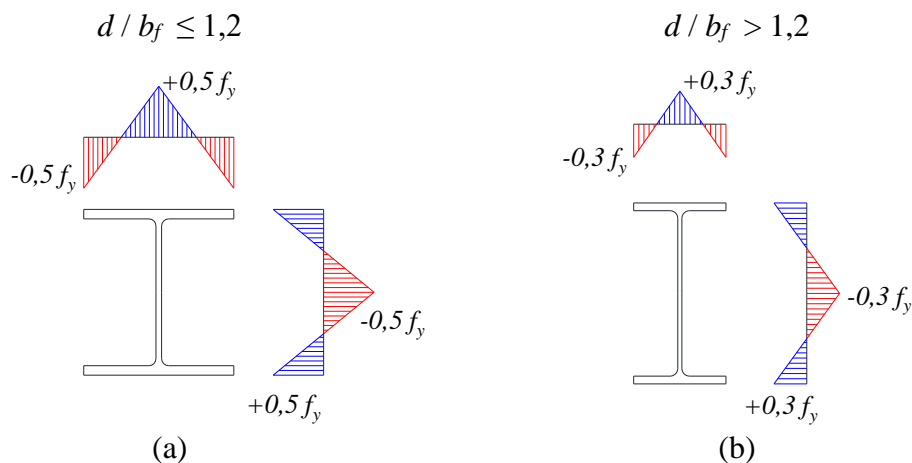


Figura 2.15 – Modelo simplificado de tensões residuais (adaptado de ECCS, 1984).

2.4.3 Perfis alveolares

Conforme já discutido, os perfis alveolares têm uma fabricação que envolve o corte e a solda do perfil, posteriores à laminação a quente. Esses processos alteram a distribuição das tensões residuais, uma vez que o corte ao longo do comprimento do perfil faz com que haja alívio das tensões, e sua consequente redistribuição na seção transversal. A solda que é realizada para unir as duas partes do perfil cortado também altera a distribuição de tensões, inserindo novas deformações residuais na seção, uma vez que causa um novo gradiente de temperatura e resfriamento no perfil. Como o perfil passa a ter a alma descontínua, além de ocorrer a soldagem em partes da alma, a distribuição das tensões residuais deixa de ser constante ao longo do perfil.

Embora a utilização de perfis alveolares, principalmente castelados, não seja recente, estudos sobre a distribuição de tensões residuais nesses perfis não são facilmente encontrados na literatura. Para as vigas casteladas, Vieira *et al.* (2011) propuseram a utilização de um modelo simplificado para tensões residuais em simulações numéricas. Esse modelo, foi posteriormente validado por Vieira (2015), que chegou a bons resultados na análise de vigas casteladas sujeitas à FMAV, com algumas ressalvas relacionadas às situações em que existem imperfeições iniciais geométricas muito grandes. Esse modelo proposto é baseado na simplificação do modelo de distribuição parabólico de tensões residuais de Young, e consiste na linearização das tensões, de forma que cada elemento da seção transversal tenha um valor constante de tensão residual. O equacionamento foi efetuado para que a força resultante em cada elemento da seção transversal fosse igual à força resultante desse mesmo elemento,

quando utilizada a distribuição de Young. Dessa forma a alma fica sujeita a uma tensão constante de compressão, enquanto atua nas mesas uma tensão constante de tração, conforme é mostrado na Figura 2.16.

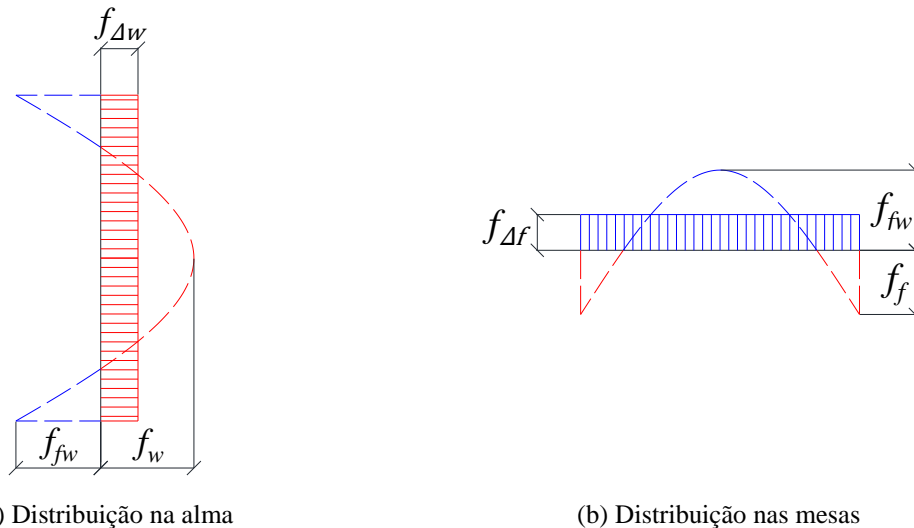


Figura 2.16 – Modelo simplificado de tensões residuais (adaptado de Vieira, 2015)

No modelo simplificado de Vieira (2015), os valores das tensões residuais nos elementos são dados, em MPa, pelas equações a seguir:

$$f_{\Delta w} = \frac{100}{9} \left[\frac{t_w(d - t_f)}{t_f b_f} \right] + \frac{230}{3} \quad (2.7)$$

$$f_{\Delta f} = \frac{225}{4} \left[\frac{t_w(d - t_f)}{t_f b_f} \right] - \frac{25}{3} \quad (2.8)$$

Sonck *et al.* (2014) apresentaram um trabalho no qual foram medidas experimentalmente as tensões residuais em perfis castelados e celulares. Nesse estudo foram medidas as tensões residuais de dois pares de perfis castelados e um par de perfis celulares, conforme mostrado na Figura 2.17. A metodologia utilizada na medição está detalhadamente descrita em Sonck (2013).

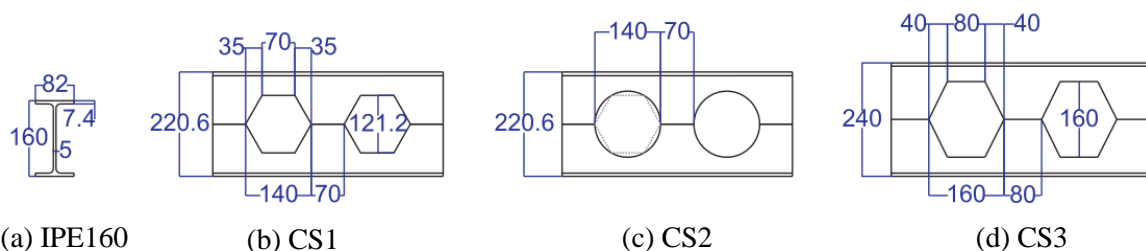


Figura 2.17 – Modelos ensaiados por Sonck *et al.* (2014)

O processo de fabricação utilizado para os perfis celulares do trabalho citado não foi o convencional, sendo feita primeiramente a montagem de um perfil castelado, e, após a soldagem, um novo corte nos alvéolos para transformá-los em perfis celulares, conforme mostrado na Figura 2.9.

O corte realizado nos perfis posteriormente à soldagem perturba as tensões residuais presentes na viga. Dessa forma, acredita-se que as tensões residuais presentes em perfis celulares fabricados pelo processo convencional, no qual o corte é feito de forma circular e não há cortes posteriores à soldagem, sejam mais próximas das medidas nos perfis castelados do que das medidas em perfis celulares fabricados da forma não convencional.

Sonck mediu os valores de tensão residual no montante de alma e na seção t \hat{e} , os quais estão mostrados nas figuras 2.18 e 2.19. Também tentou-se medir nesse trabalho as propriedades mecânicas do aço dos modelos. Os resultados obtidos para o módulo de elasticidade foram considerados insatisfatórios, possivelmente por erros de medição, e foi adotado o valor de 210 GPa para os cálculos. A medição da resistência ao escoamento do aço nos modelos resultou em um f_y médio de 332 MPa nas mesas e 346 MPa na alma.

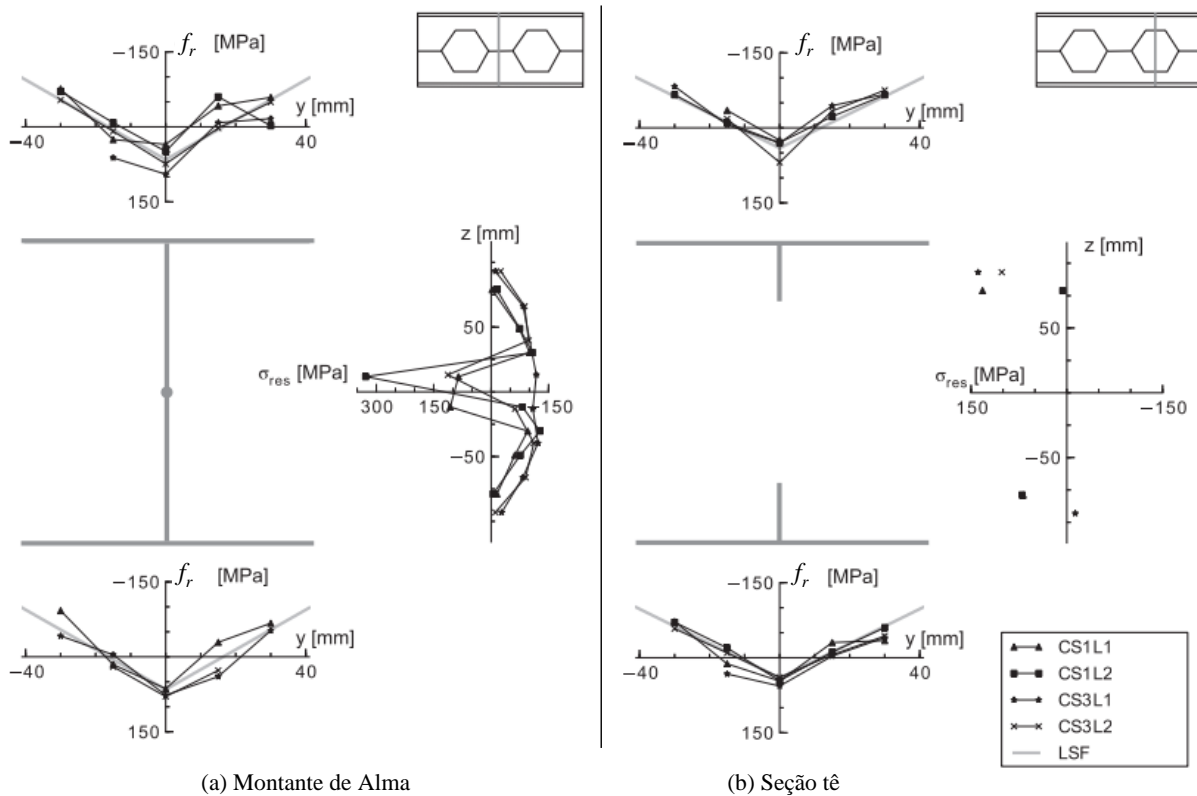


Figura 2.18 – Tensões medidas nos perfis castelados (adaptado de Sonck *et al.*, 2014)

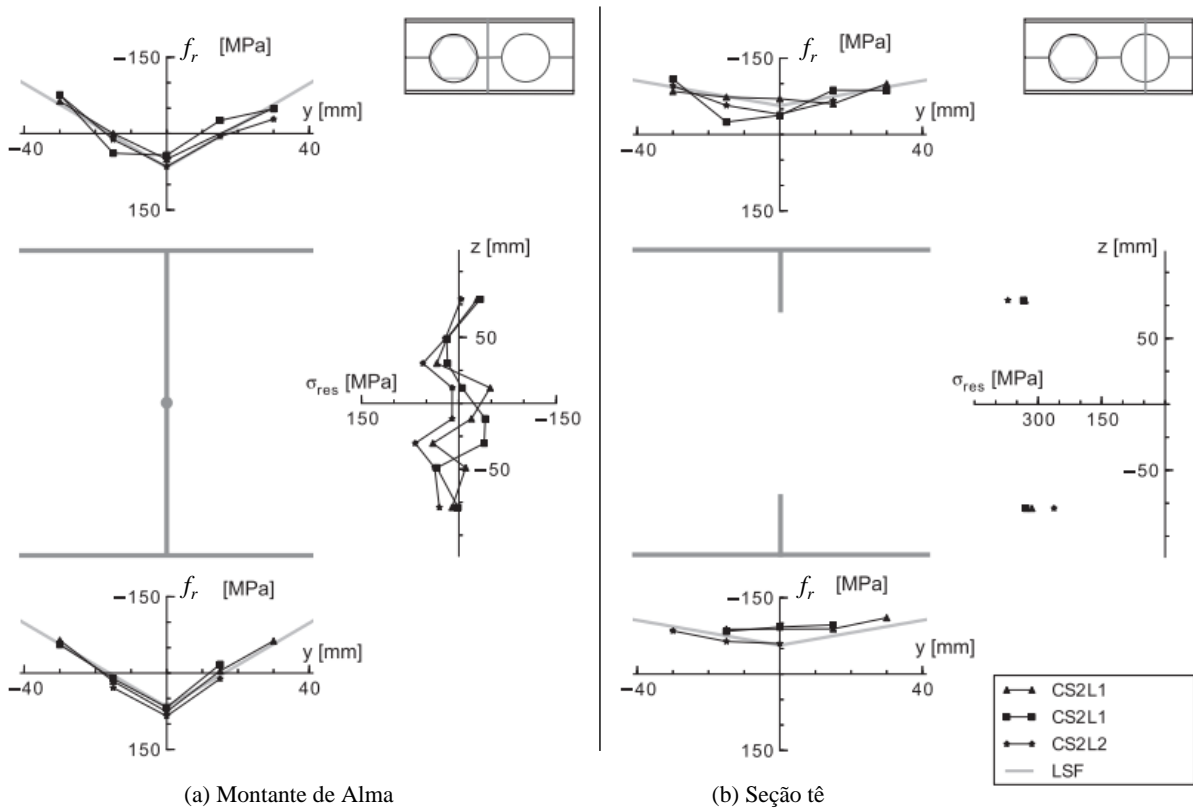


Figura 2.19 – Tensões medidas nos perfis celulares (adaptado de Sonck *et al.*, 2014)

Os resultados das medições das tensões residuais apresentados podem ser considerados coerentes qualitativamente. Nos perfis castelados, na região próxima à solda na alma, fica evidente uma concentração de tensões de tração, conforme era de se esperar, e consequente redistribuição de tensões ao longo da seção. Já nos perfis celulares ocorre um alívio das tensões de tração na região central da alma, também esperado, devido ao corte posterior à soldagem.

Os resultados obtidos, contudo, se mostram incoerentes em alguns casos, tendo sido estimado um valor de tensão residual de tração superior à resistência ao escoamento do aço na região da solda do modelo CS1L1 (Figura 2.18). Essa incoerência foi explicada pelos autores pela adoção de um valor nominal para o módulo de elasticidade. Como as tensões foram calculadas de forma indireta, utilizando a Lei de Hooke, o emprego de um módulo de elasticidade superestimado pode ter levado ao cálculo de tensões superiores às reais (SONCK *et al.*, 2014).

2.5 Modos de falha

2.5.1 Considerações iniciais

O comportamento estrutural das vigas celulares é consideravelmente mais complexo que o das vigas de alma cheia. Os dois tipos de viga podem apresentar os mesmos modos de falha, porém, com algumas alterações nas celulares devido à presença dos alvéolos. Além desses, as vigas celulares podem apresentar modos de falha específicos, conforme explanado a seguir.

2.5.2 Flambagem lateral com torção (FLT)

O comportamento das vigas celulares quanto à flambagem lateral com torção é semelhante ao de vigas de alma cheia, com a mesa superior, sob compressão devido ao momento fletor, passível de perda de estabilidade (Figura 2.20).

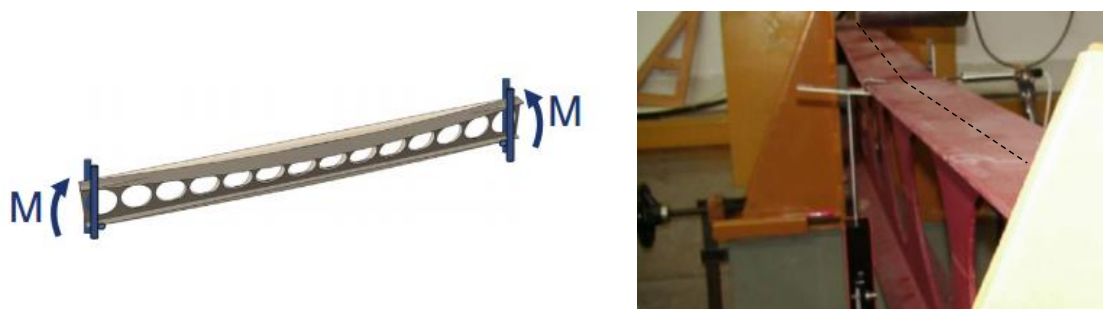


Figura 2.20 – Flambagem lateral com torção (fontes: Sonck e Belis, 2015 / Erdal e Saka, 2013)

A determinação dos esforços resistentes à flambagem lateral com torção pode ser feita de forma similar à de vigas de alma cheia, sendo necessário adequar parâmetros de esbeltez e propriedades geométricas para aplicação às vigas celulares (VERÍSSIMO *et al.*, 2013). Mais estudos relacionados a esse modo de colapso podem ser encontrados em Sonck (2013) e Abreu (2011).

2.5.3 Formação de mecanismo plástico

A formação do mecanismo plástico na flexão pode ocorrer devido ao momento puro ou devido à combinação de momento e força cortante atuantes na viga. Na ausência de força cortante, pode ocorrer a formação de rótulas plásticas assim que o momento solicitante na viga atinge o valor do momento de plastificação da seção transversal. Nessa situação, a seção da barra na qual o mecanismo plástico ocorrerá será a de menor valor de momento de

plastificação, quais sejam, as seções t \hat{e} , conforme mostrado na Figura 2.21 (SONCK, 2013, DEMIRDJIAN, 1999).

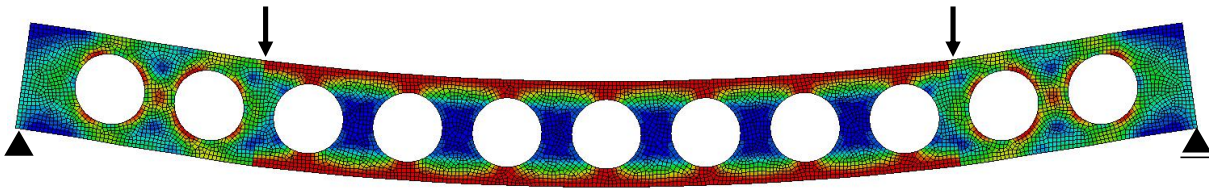


Figura 2.21 – Formação do mecanismo plástico

Na presença de força cortante, pode ocorrer a formação de rótulas plásticas simultaneamente em quatro pontos no entorno do alvéolo, gerando o fenômeno conhecido como mecanismo Vierendeel (MV), em analogia ao tipo de viga de mesmo nome (Figura 2.22).

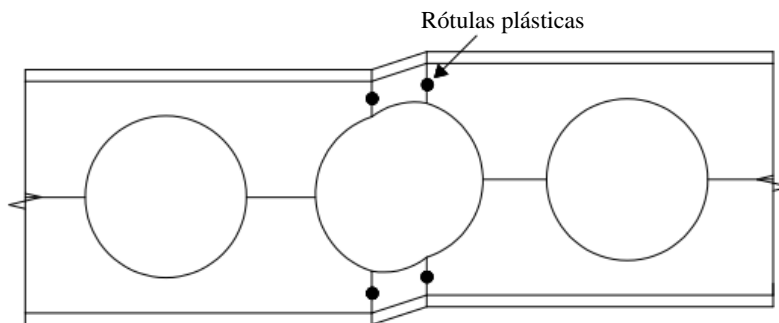


Figura 2.22 – Formação do mecanismo Vierendeel (adaptado de Erdal, 2011)

Conforme pode ser observado na Figura 2.23, o mecanismo Vierendeel se forma nos trechos superior e inferior dos alvéolos que recebem o maior esforço, não chegando o trecho a ficar totalmente plastificado, mas muito próximo de se plastificar por completo.

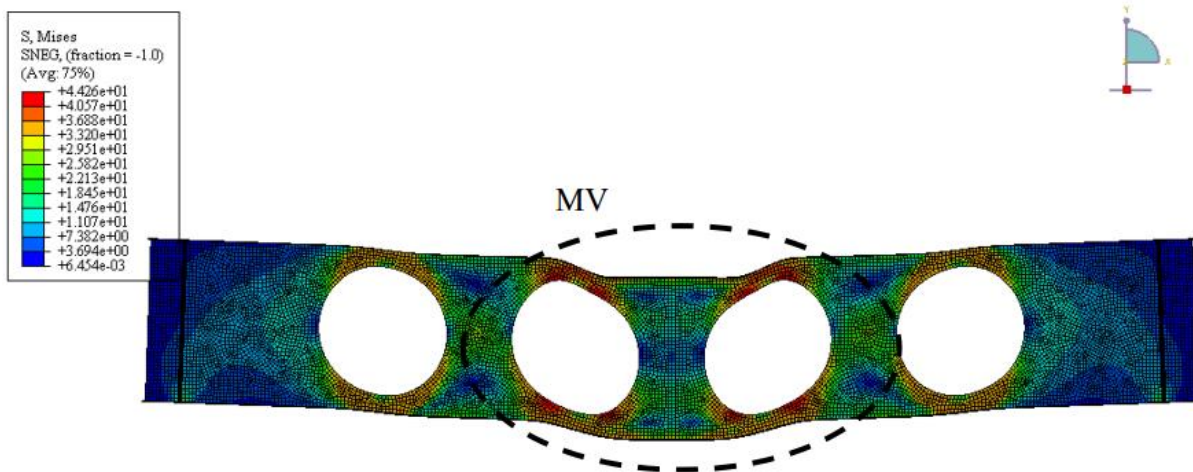


Figura 2.23 – Formação do mecanismo Vierendeel (fonte: Vieira, 2014)

Estudos específicos sobre o comportamento do mecanismo Vierendeel em vigas celulares podem ser encontrados em Chung *et al.* (2001), Erdal (2011), Silveira (2011), Lawson e Saverirajan (2011).

2.5.4 Flambagem do montante de alma por compressão (FMAC)

Em situações nas quais são aplicadas forças sobre o montante de alma é possível que o montante colapse devido à compressão. Esse modo de falha é análogo ao de uma barra sob compressão, no qual a barra é o montante de alma, conforme pode ser visto na Figura 2.24. Esse comportamento pode ser evitado ao se colocar um enrijecedor transversal nos pontos de aplicação de força, ou preenchendo as aberturas (WARD, 1990).

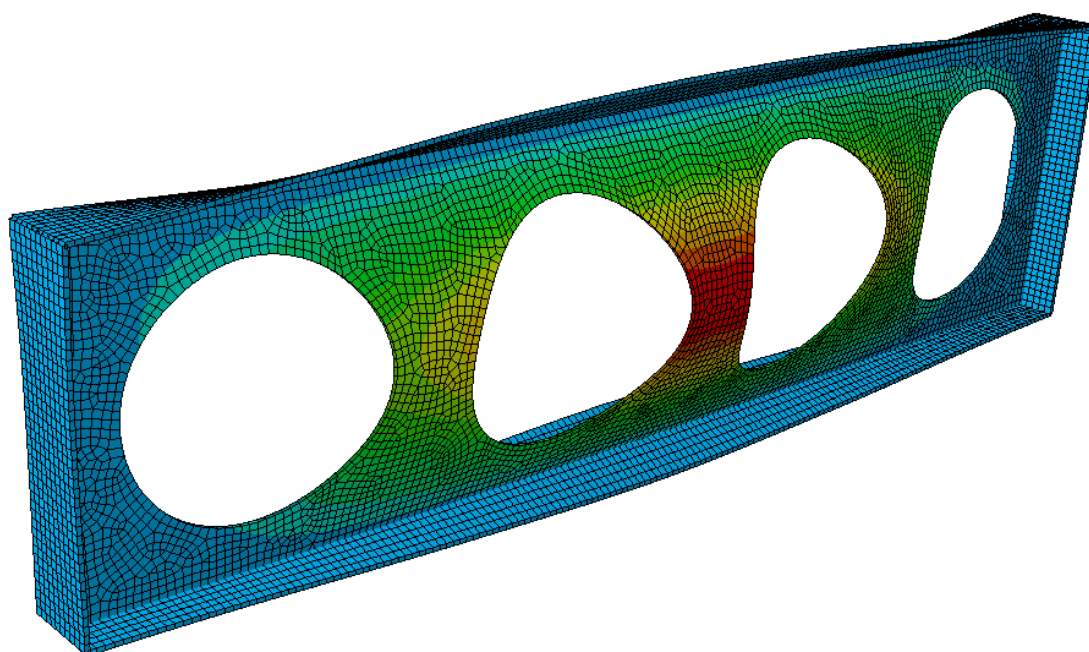


Figura 2.24 – Flambagem do montante de alma por compressão (FMAC)

2.5.5 Flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV)

A flambagem do montante de alma devida ao cisalhamento (FMAV) é um fenômeno que ocorre devido à perda de estabilidade do montante de alma, em função da força cortante. Durante a ocorrência desse fenômeno, o montante de alma sofre uma torção em relação ao seu eixo vertical, assumindo uma configuração típica, conforme pode ser observado na Figura 2.25.



Figura 2.25 – Flambagem do montante de alma devido ao cisalhamento (FMAV)

Esse modo de colapso, por ser o foco principal desse trabalho, é melhor explicado no Item 2.6.

2.5.6 Ruptura do montante de alma por cisalhamento

Em algumas vigas, nas quais a largura do montante de alma é relativamente reduzida, é possível que ocorra a ruptura desse montante na região da solda entre as partes superior e inferior da viga, conforme pode ser observado na Figura 2.26.

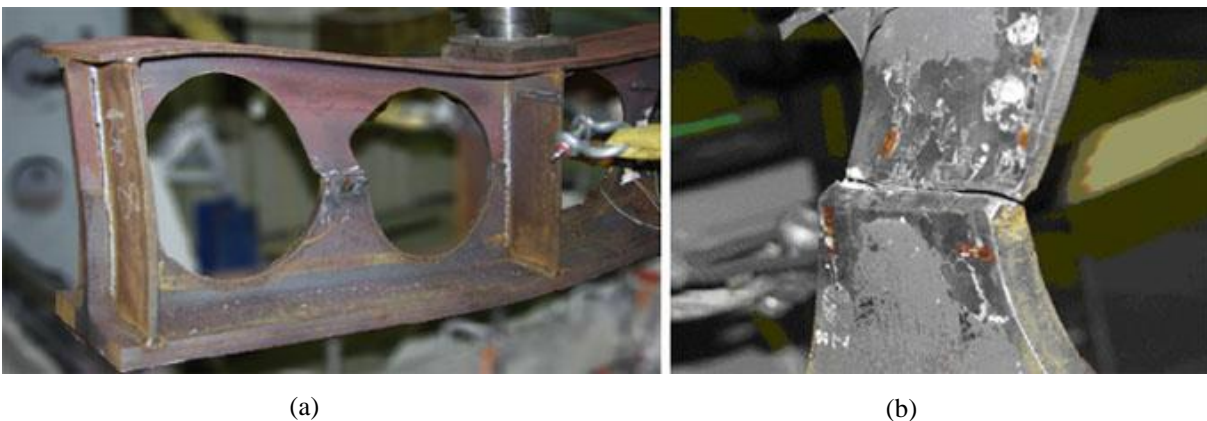


Figura 2.26 – Ruptura do montante de alma por cisalhamento (adaptado de Verweij, 2010)

Estudos sobre o dimensionamento de vigas celulares sujeitas a esse fenômeno podem ser encontrados em Lawson e Hicks (2001), Erdal (2011) e Veríssimo *et al.* (2013).

2.5.7 Flexão do montante de alma

A força de cisalhamento, causadora dos fenômenos de flambagem do montante de alma por cisalhamento e por compressão, também pode ocasionar o escoamento do montante de alma devido ao esforço de flexão que ela causa no plano da alma (Figura 2.27). De acordo com Feldmann *et al.* (2006) *apud* Sonck (2013), em geral esse mecanismo de falha não governa o comportamento de vigas celulares, devido ao fato de a largura do montante de alma ir aumentando à medida que se afasta verticalmente do centro da viga.

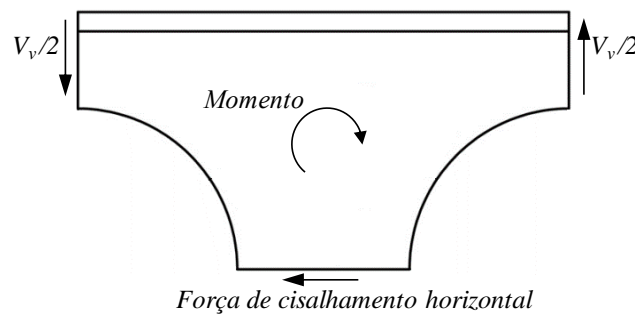


Figura 2.27 – Momento causado pela força de cisalhamento

Com base no equilíbrio dos esforços no montante de alma, Silveira (2011), determinou a força cortante vertical (V_v) teórica para a qual o momento advindo da força de cisalhamento horizontal (Figura 2.27) causa o início do escoamento do material, dada pela seguinte equação:

$$V_{v,ym} = \frac{y_0 t_w f_y}{6 D_0 p} \frac{\left(3 p - \sqrt{p^2 + 8 D_0^2}\right)^2}{\sqrt{1 - \frac{\left(p - \sqrt{p^2 + 8 D_0^2}\right)^2}{4 D_0^2}}} \quad (2.9)$$

Essa equação, embora seja a solução teórica exata, leva em consideração somente as tensões normais oriundas da flexão, desprezando as tensões de cisalhamento e desconsiderando a plastificação total da seção.

2.5.8 Flambagem da alma por cisalhamento

Assim como em vigas de alma cheia, as vigas celulares estão sujeitas à flambagem local da alma sob atuação de esforço cisalhante, porém com o comportamento alterado devido à presença dos alvéolos (Figura 2.28). Segundo Sonck (2013), esse modo de colapso pode

governar o comportamento da viga em situações nas quais os alvéolos sejam suficientemente afastados para que possam ser considerados como aberturas isoladas, ou em situações em que enrijecedores compartimentem os alvéolos. Estudos específicos sobre esse fenômeno podem ser encontrados em Shanmugam *et al.* (2002), Lian e Shanmugam (2003), Hagen *et al.* (2009) e Hagen e Larsen (2009).

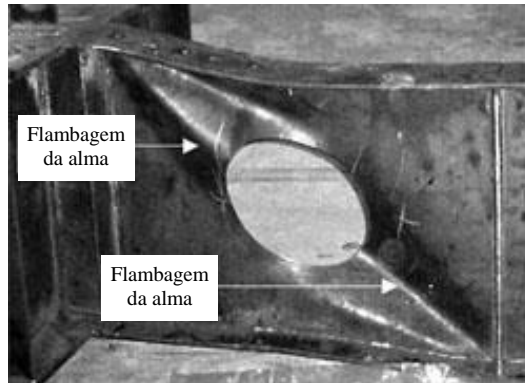


Figura 2.28 – Flambagem da alma por cisalhamento (adaptado de Lian e Shanmugam, 2003)

2.5.9 Cisalhamento vertical da seção tê

Vigas celulares, assim como vigas de alma cheia, estão sujeitas ao colapso devido ao cisalhamento vertical da seção transversal. No caso das vigas celulares a seção crítica é localizada no trecho de menor área da seção transversal, qual seja, a seção tê. Em geral, a força resistente ao cisalhamento de uma seção I é considerada como função somente da área da seção transversal da alma, porém, em vigas celulares, essa consideração pode se apresentar muito conservadora, devido à possibilidade de a espessura da mesa não ser desprezável em relação ao comprimento efetivo da alma na seção tê. Um estudo específico sobre esse modo de colapso pode ser encontrado em Liu e Chung (2003).

2.6 Flambagem do montante de alma por cisalhamento – estado da arte

2.6.1 Considerações iniciais

Segundo Mahamadi (2010), a flambagem do montante de alma por cisalhamento é descrita na literatura como um dos modos de falhas predominantes em vigas celulares, e tem sido objeto de pesquisa no desenvolvimento das formulações de dimensionamento de vigas celulares, com diversos estudos publicados a partir de 1990.

A flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV) ocorre devido a tensões de compressão, que levam esse elemento ao colapso por perda de estabilidade. Para o estudo

desse fenômeno, é necessário compreender as forças que atuam na seção do montante de alma, que estão descritas em Veríssimo *et al.* (2013), e podem ser observadas na Figura 2.29.

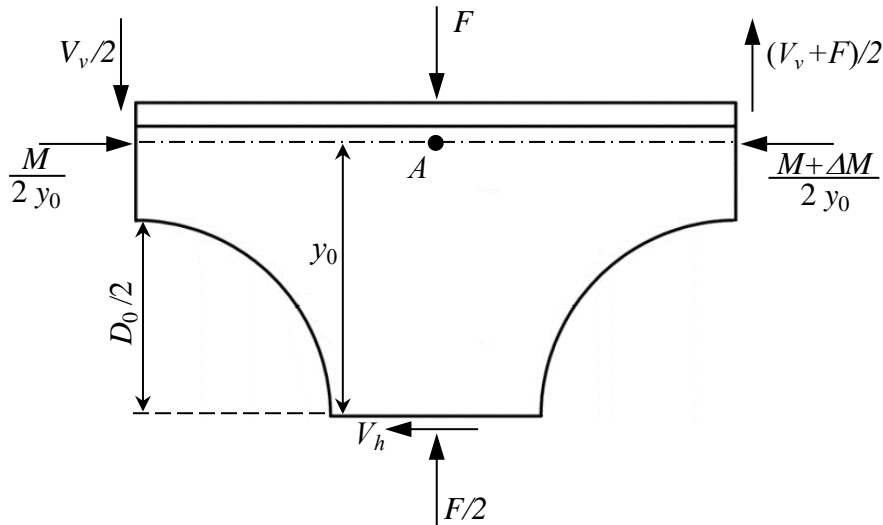


Figura 2.29 – Equilíbrio de forças (Adaptado de Veríssimo *et al.*, 2013)

Para um carregamento uniformemente distribuído, a força cortante horizontal (V_h), que atua à meia altura do montante de alma, pode ser obtida pelo equilíbrio de momentos em torno do ponto A , sendo dada por:

$$V_h = \left[V_v + \frac{F}{2} \right] \frac{p}{2 y_0} \quad (2.10)$$

onde F é a resultante do carregamento uniformemente distribuído aplicado no passo analisado e y_0 é a distância vertical do centro do montante de alma até o centroide da seção $tê$, igual a

$$y_0 = \frac{d_g}{2} - \bar{y} \quad (2.11)$$

com

$$\bar{y} = \frac{b_f t_f^2 + t_w h_t^2 - t_w t_f^2}{2(b_f t_f + t_w h_t - t_w t_f)} \quad (2.12)$$

A seguir apresenta-se uma revisão dos principais métodos de dimensionamento de vigas celulares sujeitas à flambagem de montante de alma por cisalhamento encontrados na literatura.

2.6.2 Ward

Em 1990, foi apresentado pelo *The Steel Construction Institute* (WARD, 1990) o primeiro método internacionalmente aceito para dimensionamento de vigas celulares quanto à FMAV, com seção transversal com dupla simetria, em que $1,08 \leq p/D_0 \leq 1,5$ e $0,57 \leq D_0/d_g \leq 0,80$. Essa formulação foi posteriormente adotada pelo AISC, sendo incorporada ao *Steel Design Guide 31 – Castelled and Celullar Beam Design* (FARES *et al.*, 2016).

O equacionamento apresentado nessa publicação baseou-se no estudo paramétrico das relações geométricas p/D_0 e D_0/t_w , com modelos calibrados experimentalmente, chegando à seguinte formulação:

$$\frac{M_w}{M_{w,r}} = C_1 \left(\frac{p}{D_0} \right) - C_2 \left(\frac{p}{D_0} \right)^2 - C_3 \quad (2.13)$$

onde C_1 , C_2 e C_3 são fatores dados por

$$C_1 = 5,097 + 0,1464 \left(\frac{D_0}{t_w} \right) - 0,001734 \left(\frac{D_0}{t_w} \right)^2 \quad (2.14)$$

$$C_2 = 1,441 + 0,0625 \left(\frac{D_0}{t_w} \right) - 0,000683 \left(\frac{D_0}{t_w} \right)^2 \quad (2.15)$$

$$C_3 = 3,645 + 0,0853 \left(\frac{D_0}{t_w} \right) - 0,00108 \left(\frac{D_0}{t_w} \right)^2 \quad (2.16)$$

$M_{w,r}$ é o momento fletor correspondente ao início do escoamento da seção A-A (Figura 2.30), igual a:

$$M_{w,r} = W_w f_y \quad (2.17)$$

onde

$$W_w = \frac{t_w L_A^2}{6} \quad (2.18)$$

com

$$L_A = b_w + 0,564 D_0 \quad (2.19)$$

M_w é o momento na seção A-A devido à força V_h , dado por:

$$M_w = 0,45 D_0 V_h \quad (2.20)$$

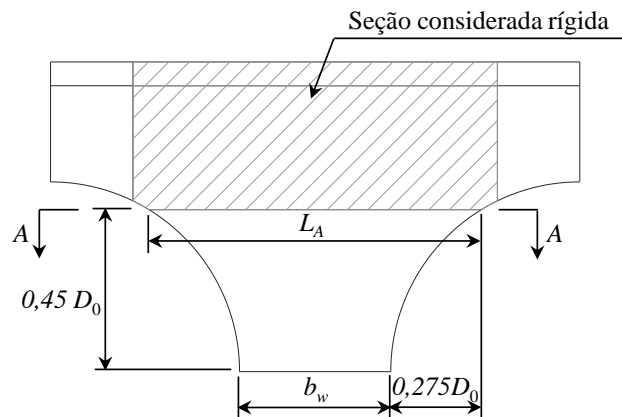


Figura 2.30 – Modelo de área rígida (Adaptado de Ward, 1990)

Reorganizando as equações mostradas anteriormente, chega-se à força cortante horizontal resistente nominal:

$$V_{h,Rk} = \frac{\left[C_1 \left(\frac{p}{D_0} \right) - C_2 \left(\frac{p}{D_0} \right)^2 - C_3 \right] M_{w,r}}{0,45 D_0} \quad (2.21)$$

Para cortante constante ao longo do passo dos alvéolos, a força cortante vertical resistente é dada por:

$$V_{v,Rk} = \left\{ \frac{\left[C_1 \left(\frac{p}{D_0} \right) - C_2 \left(\frac{p}{D_0} \right)^2 - C_3 \right] M_{w,r}}{0,45 D_0} \right\} \left(\frac{2 y_0}{p} \right) \quad (2.22)$$

2.6.3 Lawson *et al.*

Lawson *et al.* (2002) apresentaram uma metodologia baseada na analogia com a biela de compressão, denominada *Strut Model*. Nessa metodologia considera-se que a parcela do montante de alma que resiste ao esforço de compressão oriundo da força de cisalhamento V_h é uma faixa, que é analisada de forma análoga a uma barra sob compressão. Nesse modelo, válido para o intervalo $1,2 \leq p/D_0 \leq 2,0$, é determinado um comprimento efetivo de flambagem e sua respectiva tensão de compressão solicitante, que causa a flambagem do montante de alma, conforme mostrado na Figura 2.31.

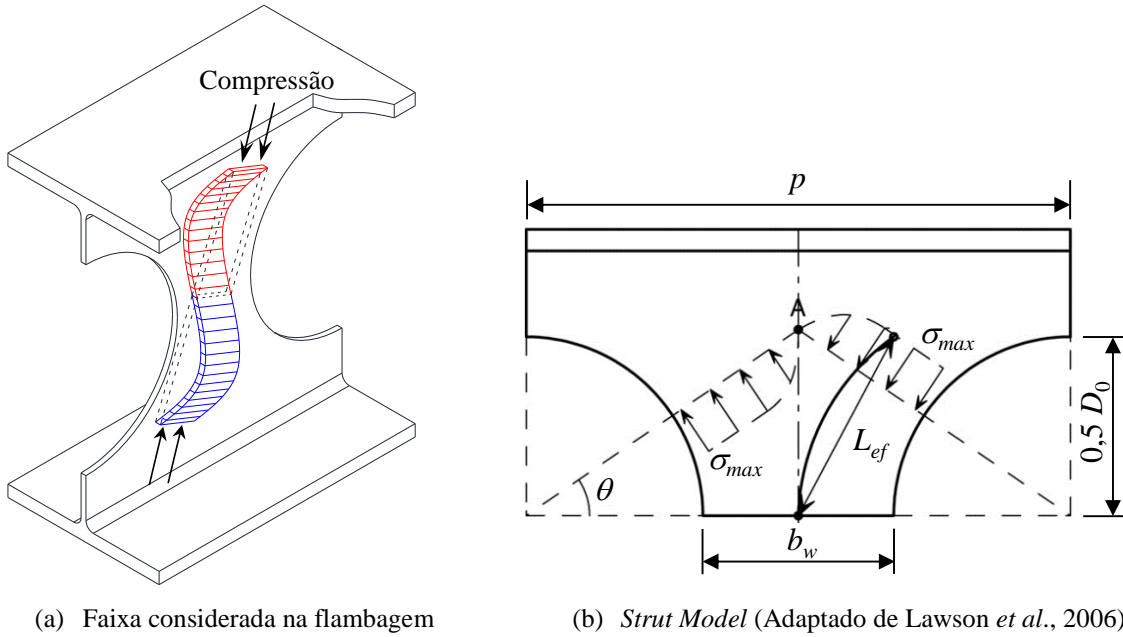


Figura 2.31 – Biela de Compressão (*Strut Model*)

Segundo esse estudo, a força de cisalhamento horizontal (V_h) atuante na seção central do montante de alma provoca tensões de tração e compressão no montante, que variam ao longo da abertura. O ângulo θ crítico de máxima tensão de compressão varia em função da largura do montante de alma, situando-se entre 25 e 40 graus com a horizontal, conforme a expressão:

$$\cos \theta = \frac{D_0}{4p} + \sqrt{\left(\frac{D_0}{4p}\right)^2 + 0,5} \quad (2.23)$$

A tensão de compressão máxima (σ_{max}) devida à tensão de cisalhamento ocorre à meia altura do montante, sendo dada por:

$$\sigma_{max} = \tau_h \left[\frac{(p - D_0) \cos \theta}{(p - D_0 \cos \theta) \sin \theta} \right] \quad (2.24)$$

Como é possível observar, a tensão máxima de compressão é, portanto, um fator que depende da geometria, multiplicado pela tensão horizontal de cisalhamento (τ_h). Por simplicidade, esse modelo adota na formulação a tensão de cisalhamento horizontal calculada no trecho mais estreito do montante de alma, tendo sido os efeitos de concentração de tensões levados em consideração na calibração do comprimento efetivo (L_{ef}), dado por (Lawson *et al.*, 2006):

$$L_{ef} = 0,5 \sqrt{b_w^2 + D_0^2} \leq 0,7 D_0 \quad (2.25)$$

Uma vez determinado o comprimento efetivo, utiliza-se o dimensionamento previsto na norma BS 5950-1:2000 para barras sob compressão, no qual deve-se usar o valor da esbeltez da faixa considerada do montante de alma na seção média, dada por:

$$\lambda_{ma} = \frac{L_{ef} \sqrt{12}}{t_w} \quad (2.26)$$

A partir desses fatores, determina-se o valor da tensão de compressão resistente como igual a:

$$\sigma_{Rk} = \chi f_y = \left(\frac{p_e}{\phi_B + \sqrt{\phi_B^2 - p_e f_y}} \right) f_y \quad (2.27)$$

com

$$p_e = \frac{\pi^2 E}{\lambda_{ma}^2} \quad (2.28)$$

$$\phi_B = \frac{f_y + (\eta_1 + 1)p_e}{2} \quad (2.29)$$

$$\eta_1 = \frac{\alpha(\lambda_{ma} - \lambda_{0,B})}{1000} \quad (2.30)$$

sendo

$$\lambda_{0,B} = 0,2\pi \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.31)$$

onde α é o valor correspondente à curva “c” da norma BS 5950-1:2000, igual a 5,5.

Uma vez encontrado σ_{Rk} , o valor da força cortante vertical resistente é dado por:

$$V_{v,Rk} = \sigma_{Rk} t_w b_w \quad (2.32)$$

Essa metodologia foi formulada com base na norma britânica BS 5950-1:2000, que foi extinta e substituída pela norma europeia EN 1993-1-1:2005. Contudo, a mesma metodologia pode ser aplicada utilizando a formulação apresentada na norma atual, fazendo-se as adequações

necessárias na determinação de χ , utilizando o valor de α correspondente também à curva c , o que leva a uma diferença pouco significativa nos resultados.

2.6.4 Bitar *et al.*

Bitar *et al.* (2005) publicaram um trabalho em que a força cortante resistente para a flambagem do montante de alma é obtida determinando-se um comprimento de flambagem com base em uma largura da seção crítica do montante de alma (L_w), conforme mostrado na Figura 2.32:

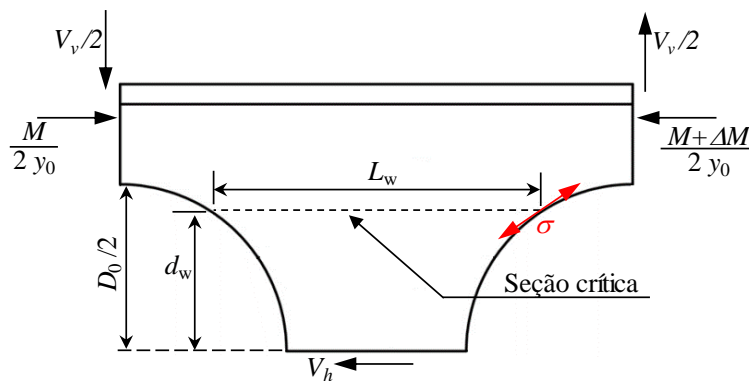


Figura 2.32 – Modelo proposta (Adaptado de Vassart, 2008)

A localização da seção crítica (d_w) e seu comprimento (L_w) são dados por (Figura 2.32):

$$d_w = \frac{D_0}{2} \sqrt{\frac{\sqrt{\eta^4 + 8\eta^2} - \eta^2 - 2}{2}} \quad (2.33)$$

$$L_w = D_0 \left[\eta - \sqrt{1 - \left(\frac{2d_w}{D_0}\right)^2} \right] \quad (2.34)$$

O método apresentado por Bitar *et al.* utiliza a formulação de dimensionamento de barras sob compressão, prevista na EN 1993-1-1:2005, porém com o fator associado à imperfeição (α) igual à 0,21, referente à curva “a” dessa norma, e fatores de correção k e ξ , além de λ_0 , calculados conforme mostrado a seguir, sendo a tensão de compressão resistente (σ_{rk}) dada por:

$$\sigma_{Rk} = k \xi \chi f_y \quad (2.35)$$

onde ξ é um fator geométrico dado por

$$\xi = 1,5 + \frac{2 \times 10^{-5}}{(1 - \eta)^4} \quad (2.36)$$

e k é um fator de correção que pode variar de 1 a 1,25, dado por

$$k = \begin{cases} 1 & \text{se } \beta_B \leq 0,3 \\ 0,625 \beta_B + 0,8125 & \text{se } 0,3 < \beta_B \leq 1,25 \end{cases} \quad (2.37)$$

e β_B é um fator dependente do momento de plastificação do tê superior, dado por

$$\beta_B = \frac{V p}{2 M_{pt}} \quad (2.38)$$

onde M_{pt} é o momento de plastificação da seção tê.

Para a determinação do valor de χ , a esbeltez reduzida é calculada por

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{\xi f_y}{\sigma_{cr}}} \quad (2.39)$$

onde σ_{cr} é a tensão normal crítica de flambagem. Essa tensão é dada por:

$$\sigma_{cr} = \alpha_{cr} \sigma_{Sd} \quad (2.40)$$

com

$$\alpha_{cr} = \frac{1}{\frac{V_h}{V_{h,cr}} + \frac{N_w}{N_{w,cr}}} \quad (2.41)$$

onde $V_{h,cr}$ e $N_{w,cr}$ são as forças críticas de flambagem, calculadas conforme mostrado a seguir

$$V_{h,cr} = N_{w,e} (C_0 + C_1 t_w) \quad (2.42)$$

$$N_{w,cr} = N_{w,e} (D_{0,v} + D_1 t_w) \quad (2.43)$$

$N_{w,e}$ é a força crítica de flambagem analisada no comprimento da seção crítica L_w , dada por (VASSART, 2009):

$$N_{w,e} = \frac{\pi^2 E b_w t_w^3}{D_0^2} \quad (2.44)$$

σ_{sd} é a tensão solicitante na seção crítica, dada por:

$$\sigma_{sd} = \frac{3}{2} \frac{V d_w}{L_w^2 t_w} + \sqrt{\frac{9}{2} \left[\frac{V d_w}{2 L_w^2 t_w} \right]^2 + \frac{1}{2} \left(\frac{3 V_h}{2 L_w t_w} \right)} \quad (2.45)$$

Finalmente:

$$\sigma_{sd} \leq \sigma_{rk} \quad (2.46)$$

A formulação desenvolvida por Bitar *et al.* é implementada no programa computacional de dimensionamento de vigas celulares ACB+, fornecido pela empresa ArcelorMittal. Essa formulação é função dos coeficientes C_0 , C_1 , $D_{0,v}$ e D_1 , que foram obtidos com base em modelos numéricos, e estão apresentados em Martin (2003), que cobriu valores de p/D_0 variando de 1,08 a 1,5. Essa publicação, contudo, é de acesso restringido. De acordo com Verweij (2010), essa formulação é dita como o modelo de cálculo mais avançado atualmente, tendo sido baseada em uma gama de ensaios realizados pelo CTICM, em parceria com a ArcelorMittal. Contudo, ainda segundo Verweij, os valores dos seus coeficientes são mantidos sob sigilo pela ArcelorMittal, inviabilizando a livre utilização do método.

2.6.5 Delesques e Veríssimo *et al.*

Em 2013 foi publicado um trabalho brasileiro, no qual é apresentada uma formulação para o dimensionamento quanto à FMAV, mostrada a seguir (VERÍSSIMO *et al.*, 2013). Essa formulação é a adaptação, para vigas celulares, da formulação desenvolvida por Delesques (1968) para vigas casteladas, dada por:

se $V_{cr} / V_{v,Rk2} \leq 1$:

$$V_{v,sd} \leq \frac{2}{3} V_{cr} \quad (2.47)$$

se $1 < V_{cr} / V_{v,Rk2} \leq 2$:

$$V_{v,Sd} \leq \frac{V_{v,Rk2} + V_{cr}}{3} \quad (2.48)$$

se $V_{cr} / V_{v,Rk2} > 2$:

$$V_{Sd} \leq V_{v,Rk2} \quad (2.49)$$

Nessas equações, V_{cr} e $V_{v,Rk2}$ são dados por:

$$V_{v,Rk2} = \frac{y_0 t_w f_y}{3 \eta} \frac{(3\eta - \sqrt{\eta^2 + 8})}{\sqrt{4 - (\eta - \sqrt{\eta^2 + 8})^2}} \quad (2.50)$$

$$V_{cr} = \frac{E [y_0 - 0,2(2 - \eta)D_0] t_w^3}{0,59 \eta y_0^2} \quad (2.51)$$

sendo V_{cr} a força crítica de cisalhamento de flambagem do montante de alma, $V_{v,Rk2}$ a força cortante característica de escoamento do montante de alma por flexão, $V_{v,Sd}$ a força cortante vertical solicitante de cálculo e η a razão p/D_0 .

Um trabalho publicado pelo mesmo grupo de pesquisadores (Vieira *et al.*, 2012), mostrou diferenças de resultados de modelos numéricos em relação à formulação de Delesques. Esse estudo sugere que o valor de V_{cr} , calculado conforme a Equação (2.51) (2.61), deve ser multiplicado por 0,8 para melhorar a correlação com as respostas numéricas.

2.6.6 Panedpojaman *et al.*

Panedpojaman *et al.* (2014) apresentaram uma proposta de aprimoramento do modelo de biela de compressão de Lawson. Nesse modelo a formulação de Lawson foi adaptada para as normas ANSI/AISC 360:2010 e EN 1993-1-1:2005, e foi determinado um fator de ajuste (k) e uma nova forma de cálculo do comprimento efetivo (L_{ef}), que estão descritos a seguir. Os modelos numéricos utilizados nesse trabalho foram calibrados com resultados experimentais disponíveis na literatura.

O fator de ajuste considerado obtido a partir da análise de modelos numéricos e foi justificado pelo fato de que o montante de alma, como um todo, restringe parcialmente a flambagem da faixa comprimida do montante, conforme ilustrado na Figura 2.33.

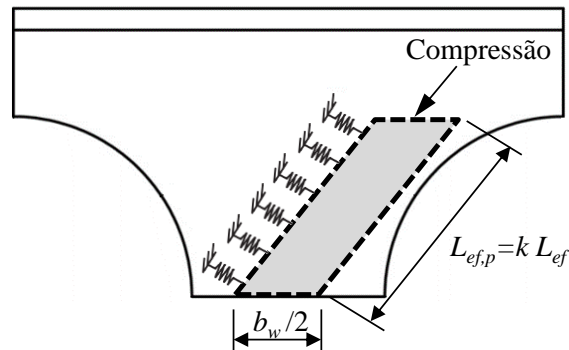


Figura 2.33 – Modelo proposto (Adaptado de Panedpojaman *et al.*, 2014)

O fator de ajuste k e o comprimento efetivo L_{ef} são dados, respectivamente, por:

$$k = 0,9 \frac{p}{D_0} \left(\frac{D_0}{d} \right)^2 \leq \min \left(1,15 \frac{D_0}{d}; 1,15 \right) \quad (2.52)$$

$$L_{ef} = k \, 0,5 \sqrt{p^2 - D_0^2} \quad (2.53)$$

O comprimento L_{ef} utilizado nessa formulação foi obtido conforme mostrado na Figura 2.34, aproximando o comprimento pela reta que liga as tangentes dos alvéolos. Esse comprimento de flambagem adotado evita distorções, que se tornam relevantes em vigas com razão p/D_0 muito baixa, ao se utilizar o comprimento de flambagem apresentado na formulação de Lawson (2002).

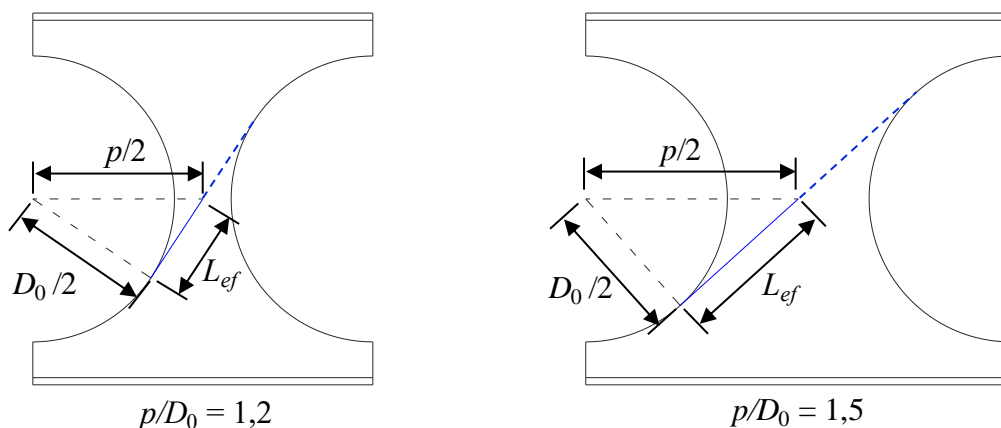


Figura 2.34 – Comprimento de flambagem

A partir da obtenção do comprimento efetivo, é determinada a tensão de compressão resistente (σ_{Rk}), podendo ser utilizadas as formulações apresentadas nas normas ANSI/AISC 360:2010 ou na EN 1993-1-1:2005, conforme mostrado a seguir:

$$\sigma_{Rk} = \chi f_y \quad (2.54)$$

$$\lambda_{ma,0} = \frac{\lambda_{ma}}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} \quad (2.55)$$

onde χ é o fator de redução associado à flambagem e $\lambda_{ma,0}$ é a esbeltez reduzida do elemento. Uma vez determinado $\lambda_{ma,0}$, utilizando as equações (2.26) e (2.53), calcula-se o fator χ de acordo com cada uma das normas, conforme segue:

- norma EN 1993-1-1:2005:

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \lambda_{ma,0}^2}} \leq 1,0 \quad (2.56)$$

$$\phi = 0,5[1 + \alpha(\lambda_0 - 0,2) + \lambda_{ma,0}^2] \quad (2.57)$$

onde α é o fator de imperfeição, tomado igual a 0,49 (curva “c”).

- norma ANSI/AISC 360:2010:

- para $\lambda_{ma,0} \leq 1,5$:

$$\chi = 0,658 \lambda_{ma,0}^2 \quad (2.58)$$

- para $\lambda_{ma,0} > 1,5$:

$$\chi = \frac{0,877}{\lambda_{ma,0}^2} \quad (2.59)$$

A força cortante vertical resistente é dada por:

$$V_{v,Rk} = \sigma_{Rk} t_w b_w \quad (2.60)$$

Os resultados encontrados nesse estudo se mostraram mais próximos aos ensaios usados como referência quando comparados com os obtidos pela formulação de Lawson *et al.* (2002),

sendo os resultados obtidos utilizando a norma ANSI/AISC 360:2010 melhores que os obtidos com a norma EN 1993-1-1:2005.

2.6.7 Vieira *et al.*

Vieira *et al.* (2014) realizaram um estudo numérico calibrado a partir de resultados experimentais disponíveis na literatura, contemplando vigas com $1,25 \leq d_g/d \leq 1,50$, $1,08 \leq p/D_0 \leq 1,50$ e $0,57 \leq D_0/d_g \leq 0,80$. Nesse trabalho, foi proposto um ajuste para a formulação de Lawson *et al.* (2002), chegando-se à formulação mostrada a seguir:

$$V_{v,Rk} = \frac{2 C_1 C_2 C_3 b_w t_w \gamma_0 \sigma_{Rk}}{p} \quad (2.61)$$

Nessa formulação, χ é obtido conforme a formulação da ABNT NBR 8800:2008, sendo $\lambda_{ma,0}$ dado por:

$$\lambda_{ma,0} = \frac{\lambda_{ma}}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} \quad (2.62)$$

com esbeltez (λ_{ma}) e o comprimento efetivo (L_{ef}) calculados conforme Lawson *et al.* (2002).

O fator C_1 , é igual a:

- 1,0 para $\lambda_{ma,0} \leq 0,2$;
- $0,8258 \lambda_{ma,0}^{-0,1651}$ para $0,2 < \lambda_{ma,0} < 1,3$;
- $0,7334 \lambda_{ma,0}^{0,2720}$ para $1,3 \leq \lambda_{ma,0} \leq 3,0$.

Os fatores C_2 e C_3 são:

- para $1,2 \leq p/D_0 \leq 1,25$ e $0,57 \leq D_0/d_g \leq 0,65$

$$C_2 = -2,0267 \left(\frac{p}{D_0} \right) + 3,7082 \quad \text{e} \quad C_3 = -1,5590 \left(\frac{D_0}{d_g} \right) + 2,1648$$

- para $1,2 \leq p/D_0 \leq 1,25$ e $0,65 \leq D_0/d_g \leq 0,75$

$$C_2 = 0,7334 \lambda_{ma,0}^{0,2720} \quad \text{e} \quad C_3 = 1,0$$

- para $1,25 \leq p/D_0 \leq 1,40$ e $0,57 \leq D_0 / d_g \leq 0,80$

$$C_2 = -0,8157 \left(\frac{p}{D_0} \right) + 2,1372 \quad \text{e} \quad C_3 = 1,0$$

2.6.8 Comparação entre as formulações

Para comparar os modelos de cálculo disponíveis para o cálculo da força cortante resistente quanto à FMAV, alguns gráficos foram gerados, nos quais as formulações foram sobrepostas. Como pode ser visto nas figuras 2.35 a 2.37, as formulações apresentam uma grande variação entre si, podendo ser observadas diferenças superiores a 50% entre os valores de força resistente.

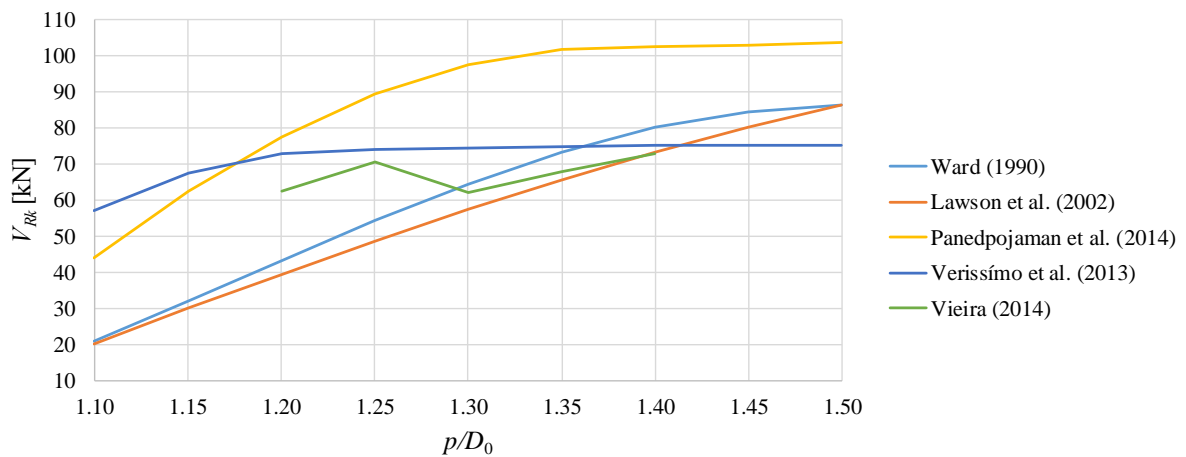


Figura 2.35 – Comparação entre as formulações – $D_0/d_g = 0,60$

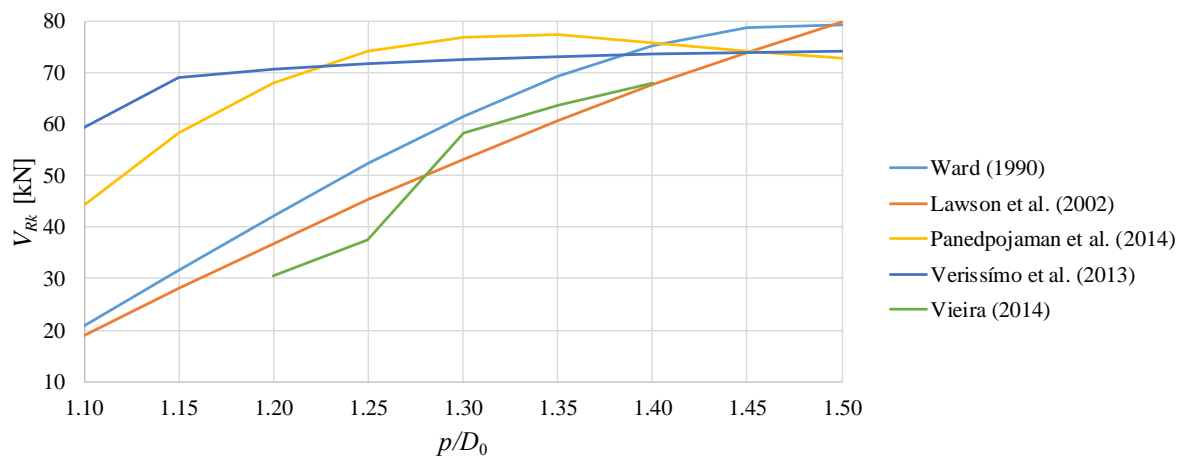


Figura 2.36 – Comparação entre as formulações – $D_0/d_g = 0,70$

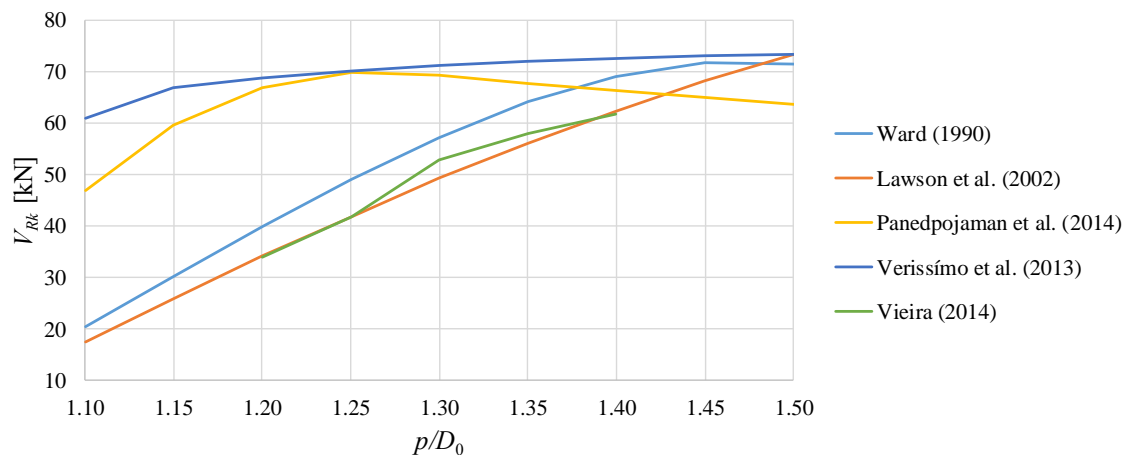


Figura 2.37 – Comparação entre as formulações – $D_0/d_g = 0,80$

A diferença apresentada pode ser explicada pelo fato de que as formulações foram obtidas, em sua maioria, a partir de considerações diferentes, e provavelmente calibradas para determinadas relações geométricas, e posteriormente expandidas para uma gama maior de relações.

2.6.9 Resultados de análises experimentais encontrados na literatura

Embora sejam importantes para a validação das formulações, os resultados de análises experimentais de vigas celulares disponíveis na literatura não são abundantes (ERDAL, 2011). Neste subitem estão listados os trabalhos encontrados na literatura que apresentam resultados de análises experimentais de vigas celulares de aço, suficientemente detalhados para que seus ensaios possam ser reproduzidos.

Warren (2001) publicou os resultados de 8 ensaios com vigas celulares de aço, sendo que 2 ensaios falharam por modo misto de mecanismo Vierendeel e FMAV, e os demais falharam por mecanismo Vierendeel.

Hechler *et al.* (2006) publicaram os resultados de 6 ensaios de vigas celulares mistas de aço e concreto, nos quais 3 falharam por FMAV, um por mecanismo Vierendeel e dois não chegaram a falhar.

Nadjai *et al.* (2007) publicaram os resultados de 2 ensaios de vigas celulares mistas de aço e concreto em temperatura elevada.

Tsavdaridis e D'Mello (2011) publicaram os resultados de sete ensaios de vigas de aço com formatos de alvéolos variados, dentre eles, 2 ensaios com vigas celulares. Contudo, as vigas desse trabalho foram fabricadas somente pelo corte circular na alma, sem solda e conseqüentemente sem alteração do tamanho final da viga. Dessa forma, provavelmente essas vigas apresentaram um perfil de tensões residuais bastante diferente do de vigas celulares fabricadas pelo processo usual de corte e solda.

Erdal e Saka (2013) apresentaram os resultados de 12 ensaios de vigas celulares de aço, sendo 3 conjuntos de 4 vigas com mesma geometria. Nos ensaios, seis modelos falharam por FMAV, dois falharam por FLT e quatro por mecanismo misto de FMAV e Vierendeel.

Tsavdaridis *et al.* (2013) publicaram os resultados de 4 ensaios de vigas mistas de aço e concreto, porém fabricadas apenas com o corte do alvéolo, sem solda posterior, e preenchidas por concreto entre as mesas.

Jamadar e Kumbhar (2015) publicaram o resultado de um ensaio com uma viga celular de aço, porém com poucas informações, e sem chegar ao colapso ou ser determinado o modo de falha.

Sonck e Belis (2015) publicaram os resultados de 3 ensaios com vigas celulares, fabricadas pelo processo em que primeiro se fabrica uma viga castelada, e posteriormente é feito o recorte das aberturas circulares. Todas as vigas desse estudo falharam por FLT.

A Tabela 2.4 apresenta o resumo dos ensaios com vigas celulares de aço encontrados na literatura, discriminados pelo modo de falha.

Tabela 2.4 – Resumos das análises experimentais com vigas celulares

Publicação	Total	Materia 1	Quantidade de ensaios por modo de falha				
			FMAV	FMAV + MV	MV	FLT	Outros
Warren (2001) ^(a)	8	Aço	0	2	6	-	-
Tsavdaridis e D'Mello (2011) ^(b)	2	Aço	2	-	-	-	-
Erdal e Saka (2013) ^(c)	12	Aço	6	4	-	2	-
Jamadar e Kumbhar (2015)	1	Aço	-	-	-	-	1
Sonck e Balis (2015)	3	Aço	-	-	-	3	3
Tsavdaridis <i>et al.</i> (2013) ^(b)	4	Misto	-	-	-	-	4
Hechler <i>et al.</i> (2006)	6	Misto	3	-	1	-	2
Nadjai <i>et al.</i> (2007)	2	Misto	2	-	-	-	-

^(a) Foram ensaiados pares de vigas com dimensões iguais, exceto o vão.

^(b) Vigas sem solda no montante de alma.

^(c) Foram ensaiados três grupos de quatro vigas com dimensões iguais.

Conforme pode ser observado na Tabela 2.4, foram encontrados na literatura apenas 8 ensaios de vigas celulares de aço que falharam por FMAV, sendo que desses 8, apenas 3 ensaios são de vigas geometricamente diferentes, e fabricadas pelo processo de corte e solda na alma. Além da pouca quantidade de ensaios específicos sobre FMAV, nenhum ensaio encontrado apresenta a medição dos deslocamentos laterais do montante de alma, tampouco a medição da geometria real dos modelos após a fabricação.

3

ANÁLISE EXPERIMENTAL

3.1 Considerações gerais

Para o estudo do comportamento de vigas sujeitas ao fenômeno da flambagem do montante de alma por cisalhamento, foi executada neste trabalho uma série de ensaios em laboratório, planejados para que na maioria das vigas o modo de falha fosse FMAV. Além da flambagem do montante de alma, alguns modelos experimentais foram planejados para falharem pelo mecanismo Vierendeel. Essa escolha se deve ao fato de que esses dois modos de colapso são, dependendo das relações geométricas da viga, limítrofes.

Na definição dos modelos experimentais, buscou-se manter constantes a maioria dos parâmetros geométricos em cada série de modelos, para que ficasse clara a influência dos parâmetros variados no comportamento dos modelos durante os ensaios. Foram premissas do projeto dos modelos que os perfis utilizados para a fabricação das vigas celulares fossem de acordo com o padrão de perfis I laminados produzidos no Brasil.

Seguindo essas premissas, foram projetados 14 modelos, todos com dimensões diferentes, para que fossem avaliadas várias relações geométricas. Com base em experiências pregressas (VIEIRA, 2014), ao contrário do mais comum em análises experimentais, optou-se por não fabricar modelos teoricamente iguais. Essa escolha se deveu ao fato de que um dos parâmetros de maior importância no comportamento da flambagem do montante de alma é sua imperfeição inicial que, por natureza, é diferente mesmo em vigas com projetos iguais. Sendo assim, como não haveriam de fato modelos iguais, mesmo que se tentasse fabricá-los, decidiu-se pela fabricação de modelos com projetos geometricamente diferentes, e dessa forma, ensaiar uma gama maior de relações geométricas. Assumiu-se então que, uma vez que os 14 ensaios diferentes fossem reproduzidos numericamente de forma satisfatória, com base

nos mesmos parâmetros de ajuste, os modelos numéricos poderiam ser considerados calibrados com os experimentais.

3.2 Projeto dos modelos experimentais

O projeto dos modelos previu a utilização dos perfis disponíveis no catálogo da empresa Gerdau, fabricados no Brasil, tendo sido selecionados os perfis W310 x 21,0, W310 x 28,3 e W310 x 52,0. O aço selecionado para os modelos foi o ASTM A572 grau 50, que tem resistência ao escoamento característica de 345 MPa.

Após a análise numérica preliminar de diversos modelos, foram especificadas as vigas celulares a serem fabricadas, com as dimensões mostradas na Tabela 3.1, na qual d é a altura do perfil I original, b_f é a largura da mesa do perfil, t_f é a espessura das mesas, t_w é a espessura da alma, d_g é a altura total da viga celular, D_0 é o diâmetro do alvéolo, k é a razão de expansão, dada por d_g/d , p é o passo dos alvéolos, b_w é largura mínima do montante de alma e L é a distância entre os apoios, conforme mostrado nas figuras 2.3 e 3.1.

Tabela 3.1 – Modelos selecionados para fabricação

Modelo	Perfil original	d	b_f	t_f	t_w	d_g	D_0	k	D_0/d_g	D_0/d	p	b_w	p/D_0	L
A1	W310 x 21,0	303	101	5,7	5,1	430	344	1,42	0,80	1,14	394	50	1,15	1626
A2											447	103	1,30	1891
A3											481	137	1,40	2061
A4											550	206	1,60	2406
A5											325	75	1,30	1375
A6											350	100	1,40	1500
B1	W310 x 28,3	309	291,2	8,9	6,0	440	352	1,42	0,8	1,14	402	50	1,14	1658
B2											458	106	1,30	1938
B3											493	141	1,40	2113
B4											562	210	1,60	2458
B5											318	73	1,30	1345
B6											343	98	1,40	1470
C1	W310 x 52,0	317	167	13,2	7,6	480	385	1,51	0,8	1,21	500	115	1,30	2115
C2											538	153	1,40	2305

Unidades das dimensões em milímetros

Em todos os modelos foram especificados enrijecedores transversais na região dos apoios e no ponto de inserção da força, para evitar deformações localizadas, resultando na configuração geométrica mostrada na Figura 3.1. Para colocação dos roletes de apoio sob a viga durante os

ensaios, foi especificado um comprimento de 75 milímetros além do comprimento L em cada uma das extremidades do modelo.

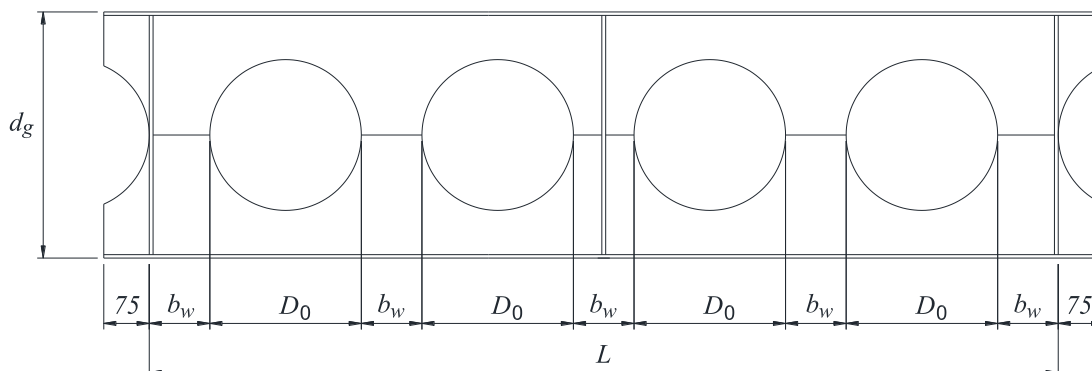


Figura 3.1 – Geometria típica dos modelos experimentais

Usualmente em vigas celulares eventuais alvéolos parciais, como os presentes na borda dos modelos experimentais, são preenchidos com uma chapa de forma a dar continuidade na alma. No caso desses ensaios, entendeu-se que a falta do preenchimento não interferiria nos resultados dos ensaios, optando-se então por manter os alvéolos parciais, simplificando a fabricação.

3.3 Fabricação dos modelos experimentais

3.3.1 Considerações iniciais

A fabricação dos modelos foi realizada pela Açotec Sistemas Estruturais, uma subsidiária da Medabil Sistemas Construtivos S/A, empresa com ampla experiência em fabricação de estruturas de aço e situada na cidade de Chapecó, no estado de Santa Catarina, Brasil. O acompanhamento da fabricação foi feito de forma a interferir o mínimo possível no processo, objetivando relatar o modo com que perfis celulares são fabricados no Brasil.

3.3.2 Corte do perfil I

Uma vez selecionados, os perfis I a serem utilizados na fabricação foram posicionados sobre a mesa de uma máquina de corte por plasma, controlada por comando numérico computadorizado (CNC), conforme pode ser visto na Figura 3.2. A opção de corte por plasma foi feita em função da espessura das almas, que eram inferiores a 25 mm.



Figura 3.2 – Máquina de corte CNC

Os modelos foram fabricados de forma a se aproveitar o máximo possível do material disponível, com várias vigas fabricadas a partir de um mesmo perfil I (Figura 3.3)



Figura 3.3 – Corte longitudinal nos perfis

3.3.3 Separação e pré-montagem

Após o corte longitudinal, os perfis foram posicionados sobre uma mesa para separação e pré-montagem dos perfis celulares. Inicialmente foi feita a separação de uma das metades de cada viga celular (Figura 3.4-a), e posteriormente foi retirado o material a ser descartado (Figura 3.4-b).



(a) Separação inicial



(b) Material a ser descartado

Figura 3.4 – Separação e descarte

Uma vez separadas, as duas partes de cada viga foram posicionadas na mesa de montagem e ponteadas com solda, para posterior soldagem completa. Inicialmente, as metades foram posicionadas com 2 mm de afastamento e o modelo foi ponteadado em uma das extremidades (Figura 3.5-a). Na sequência, a outra extremidade foi presa para que permanecesse na posição correta (Figura 3.5-b), e então ponteadado. Nessa fase fica evidente a deformação permanente que as partes têm após a separação, oriunda do alívio das tensões. Após o ponteadado com solda, os enrijecedores transversais foram posicionados e também ponteadados (Figura 3.6), e a viga levada para a mesa de soldagem final.



(a) Ponteamento da primeira extremidade



(b) Ponteamento da segunda extremidade

Figura 3.5 – Ponteamento com solda nos montantes de alma



Figura 3.6 – Viga ponteada finalizada

3.3.4 Soldagem final

Na mesa de soldagem, as juntas dos montantes de alma foram chanfradas com esmeril para garantir a qualidade da solda e, então, os montantes de alma e enrijecedores foram soldados. Uma vez que as soldas foram executadas em um dos lados da viga, o modelo foi reposicionado, e foram executados os cordões de solda também do lado oposto, para garantir a penetração total da solda. Na Figura 3.7-a está mostrado o montante de alma, já com a solda feita no lado oposto, e na Figura 3.7-b o montante da alma com o cordão de solda executado em ambos os lados.



(a) Lado oposto ao soldado

(b) Ambos os lados soldados

Figura 3.7 – Antes e depois da solda no montante de alma

Todos os passes de solda foram executados de forma manual (Figura 3.8), utilizando o processo de soldagem FCAW (*flux-cored arc welding*), com arame tubular de 1,6 mm, que atende à norma e especificações AWS A5.20:2005 E71T-1C / E71T-1M / E71T-9C / E71T-1M, garantindo resistências ao escoamento e ruptura mínimos iguais a 550 e 590 MPa, respectivamente. Esse processo de soldagem é eventualmente confundido com os processos MIG (*metal inert gas*) ou MAG (*metal active gas*), provavelmente pelo fato de a máquina utilizada em todos esses processos poder ser a mesma, sendo a diferença principal entre os processos os consumíveis utilizados.



Figura 3.8 – Soldagem manual com solda FCAW

Pelo fato do processo ter sido executado manualmente, o cordão de solda resultante é aproximadamente retilíneo, apresentando pequenas variações ao longo do comprimento (Figura 3.9), o que não prejudica o comportamento estrutural. Os cordões de solda não foram esmerilhados após a soldagem, operação considerada dispensável.



Figura 3.9 – Viga com soldas finalizadas

Inerente ao processo de fabricação de vigas celulares, o volume de material descartado após o corte e separação das partes das vigas pode ser substancial, dependendo das relações geométricas da viga a ser fabricada. Na Figura 3.10 pode ser visto parte do material descartado após a fabricação dos modelos, correspondente a uma massa entre 14% e 27% de cada viga original.



Figura 3.10 – Material descartado após a fabricação

3.3.5 Preparação e pintura

Após a finalização da soldagem foi realizado o jateamento com gralha de aço classe S-300 nos modelos, para preparação da superfície para pintura. Posteriormente os modelos foram levados à cabine de pintura para aplicação de tinta epóxi poliamida de espessura nominal de 100 μm . Após a pintura os modelos foram colocados em uma estufa de secagem (Figura 3.11), de onde saíram prontos para o transporte.



Figura 3.11 – Modelos na estufa de secagem

3.4 Caracterização do material

3.4.1 Considerações iniciais

Conforme explicado, o aço especificado no projeto de todos os modelos foi o ASTM A572 grau 50, que apresenta valores característicos de resistências ao escoamento e ruptura iguais a 345 e 450 MPa, respectivamente. Durante a análise experimental dos modelos, ficou evidente pelas estampas presentes nos modelos (Figura 3.12) que os perfis utilizados na fabricação das vigas celulares do conjunto A (perfil W310 x 21) foram produzidos por uma fábrica da Gerdau nos Estados Unidos. Nos perfis dos conjuntos B e C não foram encontradas estampas de identificação.



Figura 3.12 – Estampa de identificação da Gerdau USA

Com a finalidade de se obter o valor real da resistência ao escoamento e ruptura, bem como do módulo de elasticidade do aço dos perfis utilizados, foram realizados ensaios de caracterização de material, seguindo as normas ASTM E8/E8M:2011 e ABNT NBR 6892-1:2015.

3.4.2 Preparação dos corpos de prova

Foram retiradas três amostras longitudinais da alma de cada um dos perfis a partir dos quais foram fabricados os modelos. O corte foi realizado manualmente, utilizando oxicorte (Figura 3.13), e monitorado para garantir que as amostras fossem corretamente identificadas. Toda a preparação dos corpos de prova foi realizada na oficina mecânica do Colégio Técnico da UFMG.



(a) Retirada da primeira amostra

(b) Alma após a retirada de duas amostras

Figura 3.13 – Retirada de amostras para caracterização

Como foram utilizados, no total, 7 perfis para a fabricação das vigas celulares, foram retiradas 21 amostras, sendo identificadas conforme Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Identificação das amostras

Grupo amostral	Vigas celulares oriundas dos perfis das amostras	Amostras
1	A1	1A / 1B / 1C
2	A2 / A4 / A5	2A / 2B / 2C
3	A3 / A6	3A / 3B / 3C
4	B1 / B3 / B4 / B5 / B6	4A / 4B / 4C
5	B2	5A / 5B / 5C
6	C1	6A / 6B / 6C
7	C2	7A / 7B / 7C

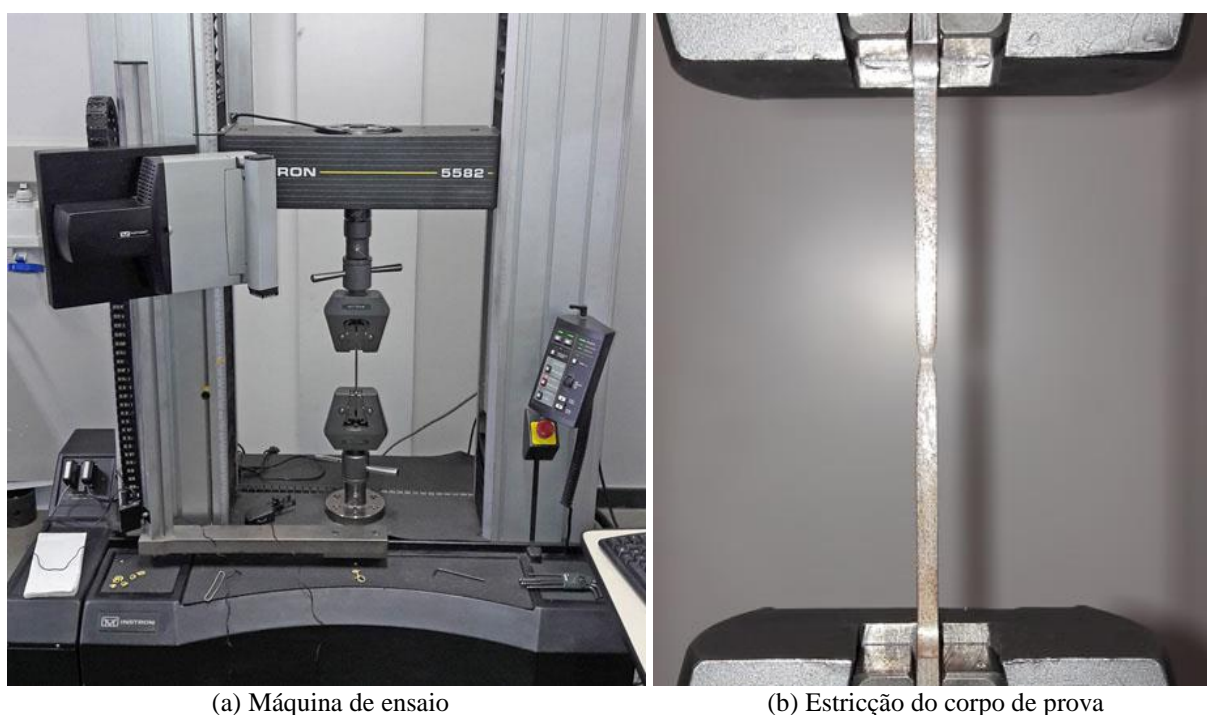
Uma vez identificadas, as amostras dos grupos 1 a 7 foram usinadas, e tiveram sua geometria adequada às especificações das normas de referência para o ensaio de tração. Inicialmente, essas amostras foram desbastadas em uma plaina, para redução da largura e comprimento da peça, e posteriormente foram usinadas em uma fresadora, com utilização de fluido refrigerante (Figura 3.14).



Figura 3.14 – Fresamento dos corpos de prova

3.4.3 Ensaios de tração

Para a determinação das propriedades mecânicas do aço, antes de serem realizados os ensaios de tração, cada corpo de prova foi medido, tendo sido tomados 6 valores da largura e espessura do trecho de interesse, determinando-se a área da seção transversal média, para posterior cálculo dos valores das propriedades mecânicas. Uma vez preparados os corpos de prova, foram realizados os ensaios de tração (Figura 3.15-b) no Laboratório de Caracterização de Materiais de Construção Civil e Mecânica da UFMG, em uma máquina Instron 5582, mostrada na Figura 3.15-a.



(a) Máquina de ensaio

(b) Estricção do corpo de prova

Figura 3.15 – Ensaio de caracterização de material

Os resultados obtidos a partir dos ensaios estão mostrados na Tabela 3.3, na qual $f_{y,med}$ e $f_{u,med}$ são, respectivamente, as médias dos valores da resistência ao escoamento de cada grupo amostral, e CV_{f_y} e CV_{f_u} são, respectivamente, os coeficientes de variação dos valores medidos de f_y e f_u de cada grupo amostral em relação à média. Conforme pode ser observado, os resultados obtidos para os valores de resistência ao escoamento e à ruptura tiveram uma dispersão baixa, denotando que os valores médios calculados são representativos.

Tabela 3.3 – Propriedades mecânicas medidas

Grupo amostral	Vigas	Amostra	f_y [MPa]	$f_{y,med}$ [MPa]	CV_{f_y}	f_u [MPa]	$f_{u,med}$	CV_{f_u} [MPa]	E [GPa]
1	A1	1A	430			481			
		1B	460	449	3,8%	501	495	2,4%	-
		1C	458			504			
2	A2, A4 e A5	2A	418			500			
		2B	414	416	0,5%	497	495	1,1%	-
		2C	415			489			
3	A3 e A6	3A	400			486			
		3B	395	397	0,7%	478	480	1,0%	-
		3C	395			478			
4	B1,B3, B4, B5 e B6	4A	402			503			
		4B	400	398	1,1%	520	511	1,7%	-
		4C	393			510			
5	B2	5A	370			409			
		5B	354	365	2,6%	429	422	2,7%	-
		5C	370			428			
6	C1	6A	416			551			206
		6B	413	416	0,5%	546	549	0,4%	209
		6C	417			550			-
7	C2	7A	379			511			209
		7B	368	378	2,3%	500	505	1,1%	200
		7C	386			203			210

A literatura mostra, embora não de forma explícita, que a medição do módulo de elasticidade em corpos de prova de aço pode ser complexa. Pode-se citar como exemplos Sonck *et al.* (2014), que assumiu que os valores medidos do módulo de elasticidade estavam provavelmente superestimados e Vieira (2015), que não determinou o módulo de elasticidade das amostras avaliadas. Neste trabalho foi medido o módulo de elasticidade de cinco corpos de prova, pertencentes aos grupos C1 e C2, com a utilização de extensômetros elétricos de resistência. Conforme pode ser observado, também na Tabela 3.3, os valores medidos ficaram próximos à 200 GPa, valor preconizado pela ABNT NBR 8800:2008.

3.5 Preparação dos ensaios

3.5.1 Considerações iniciais

Os ensaios das vigas celulares foram realizados no Laboratório de Análise Experimental de Estruturas (LAEES), do Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da UFMG.

3.5.2 Medição da geometria

Para verificar a conformidade dos modelos com o projeto, e permitir posteriormente uma correta modelagem numérica dos ensaios, foi realizada a medição da geometria de todas as vigas. Para a medição das espessuras das almas e mesas, a tinta dos pontos de medição foi removida com lixa.

A medição das espessuras foi feita a partir de três leituras de cada elemento, em pontos diferentes do modelo, com a utilização de um paquímetro digital de resolução igual a 0,01 mm. Posteriormente foi realizada a medição dos comprimentos, sendo tomadas, nos casos onde se julgou ser relevante a variação do valor medido ao longo da viga, três medidas de cada dimensão desejada. Por fim, foram medidas as imperfeições iniciais dos montantes de alma, utilizando um fio de *nylon* e uma régua de metal, com graduação de 0,5 mm. Na medição, o fio de *nylon* foi esticado sobre o montante de alma, e a distância entre o fio e o centro do montante foi medida com a régua metálica, determinando, portanto, os valores das imperfeições iniciais de cada montante de alma. As principais medidas obtidas estão mostradas na Tabela 3.4, onde t_w é a espessura da alma, t_{fs} e t_{fi} são, respectivamente, as espessuras das mesas inferior e superior, b_f é a largura da mesa, d_g é a altura total da viga celular, L é a distância entre enrijecedores de apoio, D_0 é o diâmetro do alvéolo, p é o passo e δ_w é a imperfeição inicial do montante de alma. Os demais resultados das medições estão apresentados no Apêndice A.

Tabela 3.4 – Principais dimensões médias dos modelos, em milímetros

Modelo	t_w	t_{fs}	t_{fi}	b_f	p	d_g	L	D_0	δ_w (máxima)	d_g / δ_w (máxima)
A1	4,7	5,5	5,5	104	392,6	431	1607	345,3	5,0	$d_g / 86$
A2	4,8	5,6	5,6	102	445,8	433	1874	342,5	2,5	$d_g / 173$
A3	4,7	6,3	6,1	104	483,2	433	2044	343,9	4,0	$d_g / 108$
A4	4,8	6,1	5,9	102	549,5	434	2388	344,8	6,0	$d_g / 72$
A5	4,8	6,1	5,9	102	325,1	409	1370	248,8	8,0	$d_g / 51$
A6	4,9	5,8	5,7	103	350,1	407	1493	250,0	3,8	$d_g / 108$
B1	5,8	9,1	9,1	99	403,0	442	1642	351,8	2,0	$d_g / 221$
B2	5,4	8,8	9,2	101	458,3	440	1933	352,1	3,0	$d_g / 147$
B3	5,9	9,5	9,7	99	494,1	442	2100	352,1	1,5	$d_g / 295$
B4	6,0	9,9	9,8	99	526,7	443	2440	352,0	2,5	$d_g / 177$
B5	5,9	9,0	9,0	99	318,4	412	1346	243,8	7,2	$d_g / 57$
B6	6,0	9,3	9,0	98	343,0	409	1459	245,0	4,5	$d_g / 91$
C1	7,3	12,7	12,8	165	496,7	468	2106	384,5	2,0	$d_g / 234$
C2	8,1	12,1	12,4	167	537,2	470	2295	382,9	2,0	$d_g / 235$

Conforme pode ser observado na tabela, as imperfeições dos montantes de alma das vigas variam entre $d_g/235$ e $d_g/51$, ou em valores absolutos, de 1,5 a 8,0 mm. As imperfeições registradas em muitos dos modelos não atendem aos critérios estabelecidos pela norma ABNT NBR 5884:2013, tampouco aos critérios estabelecidos pelo catálogo da ArcelorMittal. A grande dispersão das imperfeições iniciais medidas evidencia a realidade da fabricação brasileira, indicando a necessidade de se determinar um limite específico para a imperfeição dos montantes de alma em vigas celulares.

3.5.3 Montagem dos ensaios

Os ensaios foram realizados em um pórtico com atuador hidráulico MTS, série 201.70T, com capacidade de força de compressão de 1.460 kN, curso do cilindro de 250 mm, sistema de controle de força e de deslocamento e sistema de aquisição e controle FlexTest GT Controller (Figura 3.16).

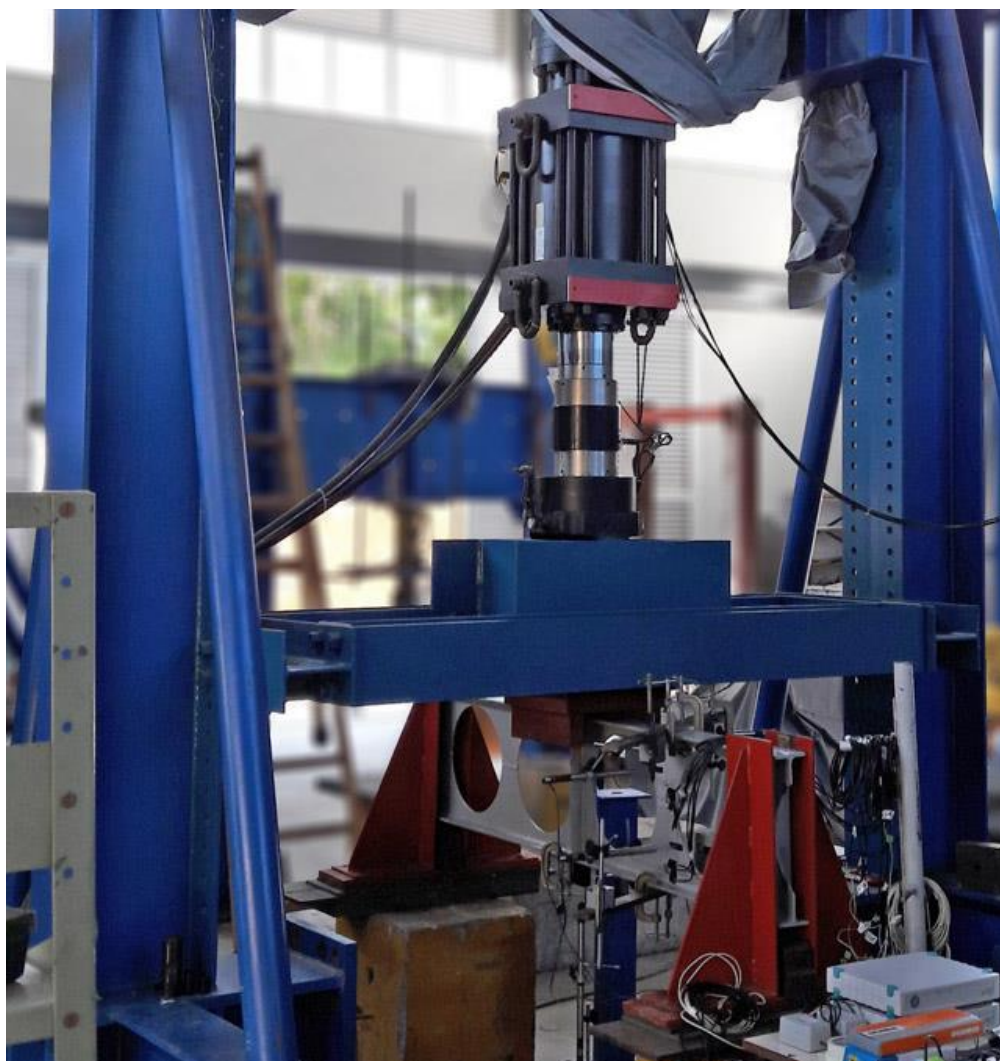


Figura 3.16 – Montagem dos ensaios

Os ensaios foram realizados utilizando controle de deslocamento, com velocidade nominal a 0,05 mm/s, baixa o suficiente para evitar efeitos dinâmicos. Essa velocidade é medida pelo controle do atuador, não sendo, portanto, a medida real do deslocamento da viga, uma vez que o pórtico no qual o atuador está fixado se deforma levemente no decorrer do ensaio.

Os ensaios foram realizados com as vigas biapoiadas, e força vertical aplicada aproximadamente no centro do vão, conforme será descrito a seguir. Os apoios utilizados nas extremidades da viga foram roletes de aço, colocados sob os enrijecedores transversais (Figura 3.17-a), de forma a permitir que a viga transladasse longitudinalmente nos dois apoios. Vínculos de garfo foram utilizados para impedir os deslocamentos transversais da viga nas extremidades, conforme pode ser observado na Figura 3.17-b.



(a) Roletes

(b) Vínculo de garfo

Figura 3.17 – Apoios de extremidade

Na região de aplicação da força foi utilizado um aparelho de interface, que distribuiu a força pela região de contato, transferindo somente força vertical, e garantiu o travamento das vigas quanto à flambagem lateral com torção (Figura 3.18). Esse travamento foi feito utilizando parafusos que compatibilizaram o deslocamento da alma ao atuador, na região próxima à mesa superior, que por sua vez é guiado pelo pórtico e não se movimento lateralmente.

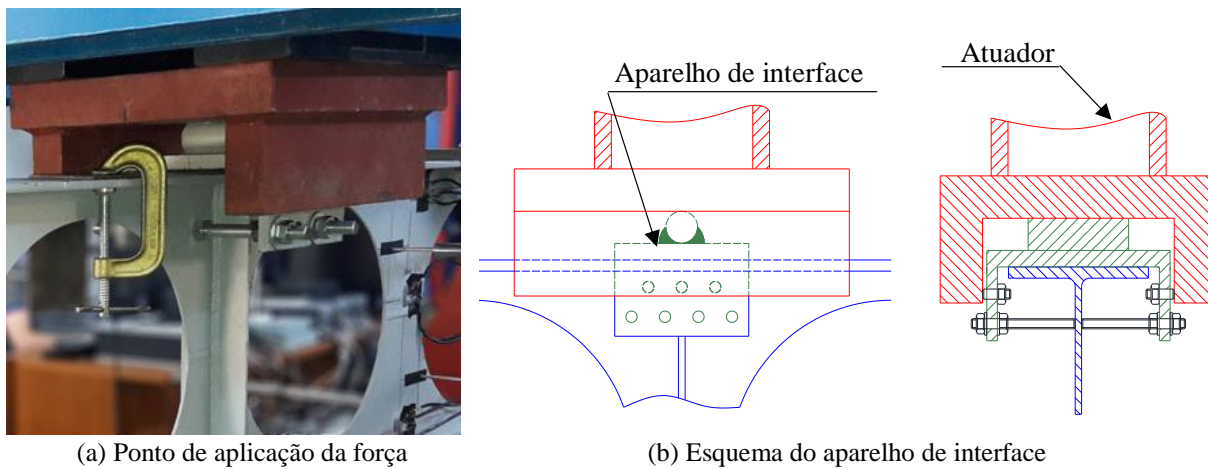


Figura 3.18 – Aparelho de interface central

Devido à impossibilidade de se prever em que metade do vão da viga ocorreria a flambagem do montante de alma primeiro, a força foi aplicada com uma excentricidade de 20 mm em relação à seção central (Figura 3.19). Dessa forma, foi induzido um esforço cortante ligeiramente maior em um dos lados, com a finalidade de fazer com que a flambagem do montante de alma ocorresse nesse mesmo lado. Esse valor de excentricidade foi definido com base em experiências anteriores (VIEIRA, 2015). Dessa maneira a instrumentação foi otimizada, sendo feita em apenas um dos lados, conforme será mostrado no Subitem 3.5.4.

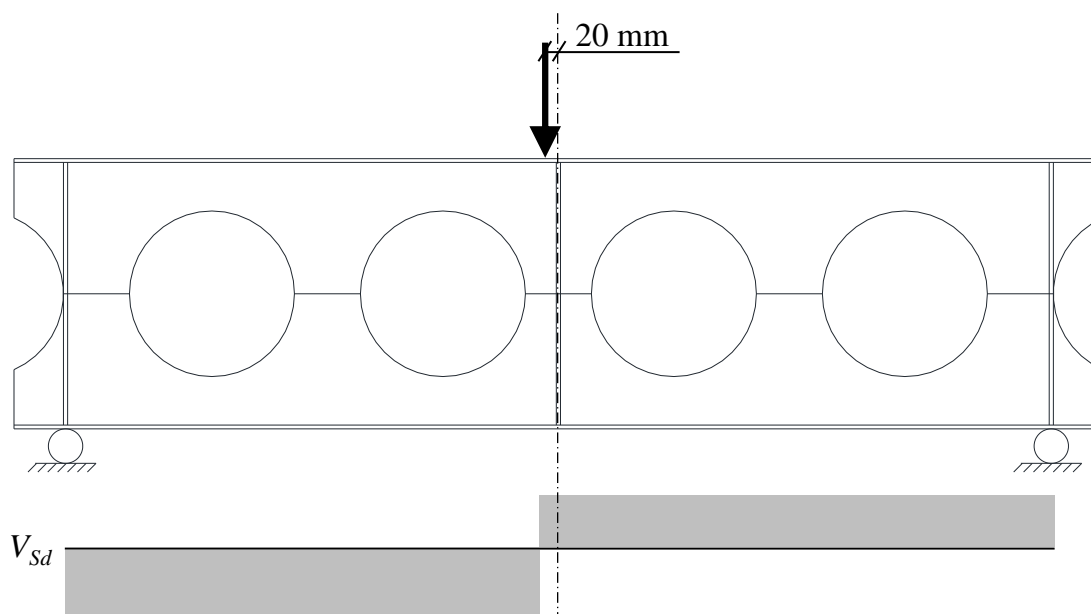


Figura 3.19 – Esquema do ensaio – Diagrama de força cortante

3.5.4 Instrumentação

Para obtenção dos resultados dos ensaios, foram utilizados transdutores de deslocamento (LVDTs) e rosetas de deformação (conjuntos de três extensômetros elétricos de resistência). Os LVDTs foram posicionados de forma a medir o deslocamento lateral em quatro pontos ao longo do montante de alma (DT 01 a 04), o deslocamento vertical no centro do vão (DT-07) e o deslocamento lateral próximo ao centro do vão, nas mesas superior e inferior (DT-05 e 06), conforme pode ser observado na Figura 3.20 e na Tabela 3.5.

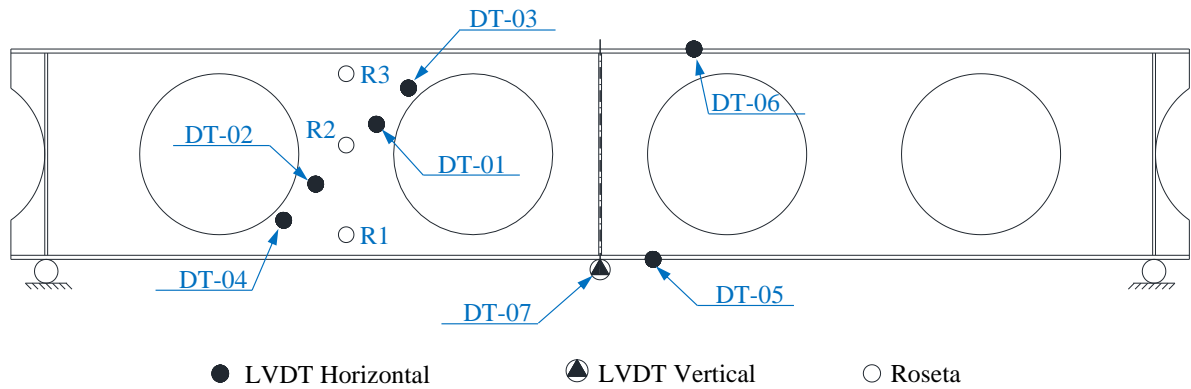
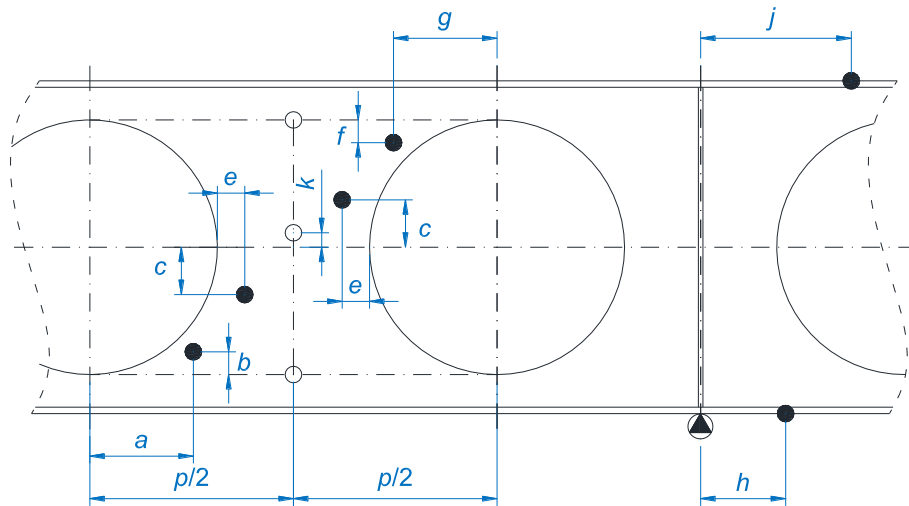


Figura 3.20 – Instrumentação

Tabela 3.5 – Posição dos instrumentos



Modelos	Dimensão [mm]								
	a	b	c	e	f	g	h	j	k
A1 / A2 / A3 / A4 B1 / B2 / B3 / B4	100	0	100	0	0	100	80	230	20
A5 / B5 / B6	75	0	75	0	0	75	80	230	20
A6	95	20	75	0	0	75	80	230	20
C1	160	40	100	15	40	160	80	230	20
C2	-	-	-	-	-	-	80	230	20

O posicionamento dos LVDTs horizontais e extensômetros no montante de alma foi feito com a finalidade de mapear o perfil de deformação e de deslocamentos laterais devido à flambagem do montante, bem como eventuais deslocamentos horizontais das mesas superior e inferior. A viga C2, última a ser ensaiada, não teve os deslocamentos horizontais do montante de alma medidos, e os respectivos LVDTs foram utilizados para monitorar os blocos de apoio.

O sistema de aquisição de dados utilizado para os LVDTs e rosetas foi o *Spider 8*, do fabricante HBM. A aquisição de dados referentes ao atuador foi feita com o sistema da própria MTS, e, posteriormente, os resultados sincronizados com o *Spider 8*. Todos os dados foram coletados com uma taxa de amostragem de 2 Hz.

Conforme pode ser observado na montagem da instrumentação da viga B3 (figuras 3.21 e 3.22), os LVDTs 1 a 4, que medem o deslocamento lateral do montante de alma, foram fixados em barras presas às mesas das vigas, medindo, portanto, os deslocamentos relativos da alma com a mesa (prender esses LVDTs às mesas das vigas é interessante, pois faz com que eles acompanhem o deslocamento vertical da viga). Já os LVDTs 5 a 7, utilizados na medição da flecha e dos deslocamentos horizontais das mesas, foram fixados em suportes isolados da viga, medindo, portanto, os deslocamentos absolutos.

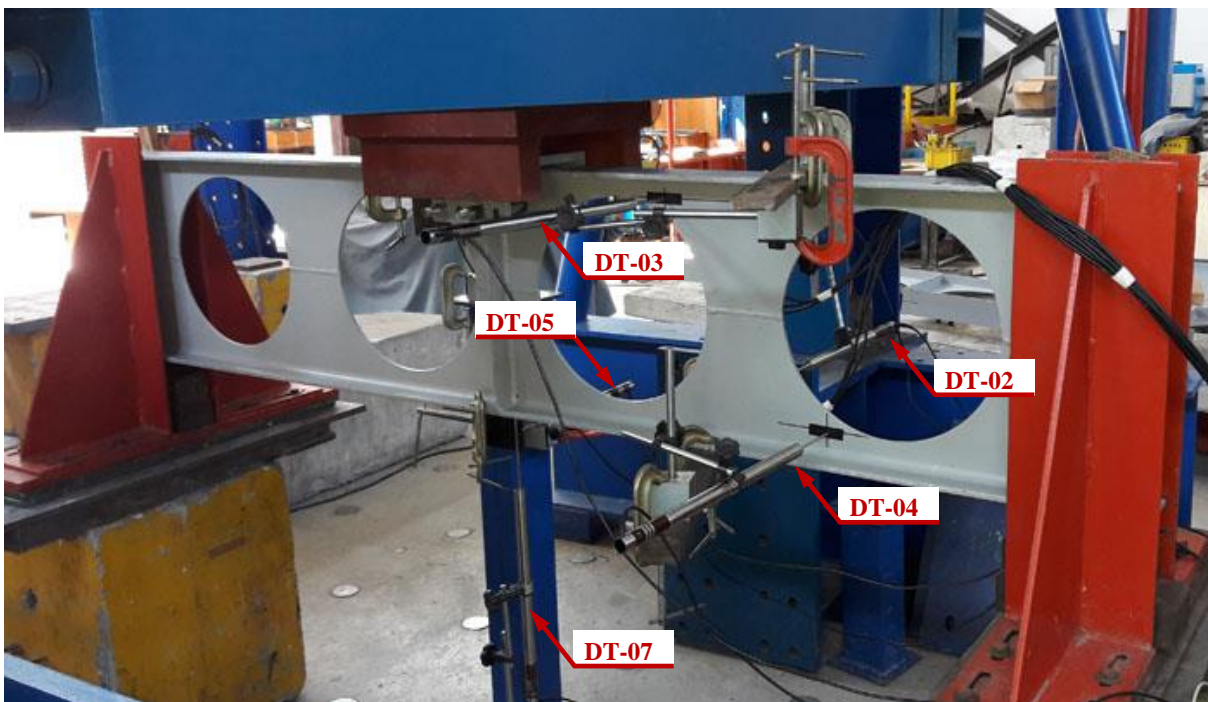


Figura 3.21 – Instrumentação do lado frontal da viga

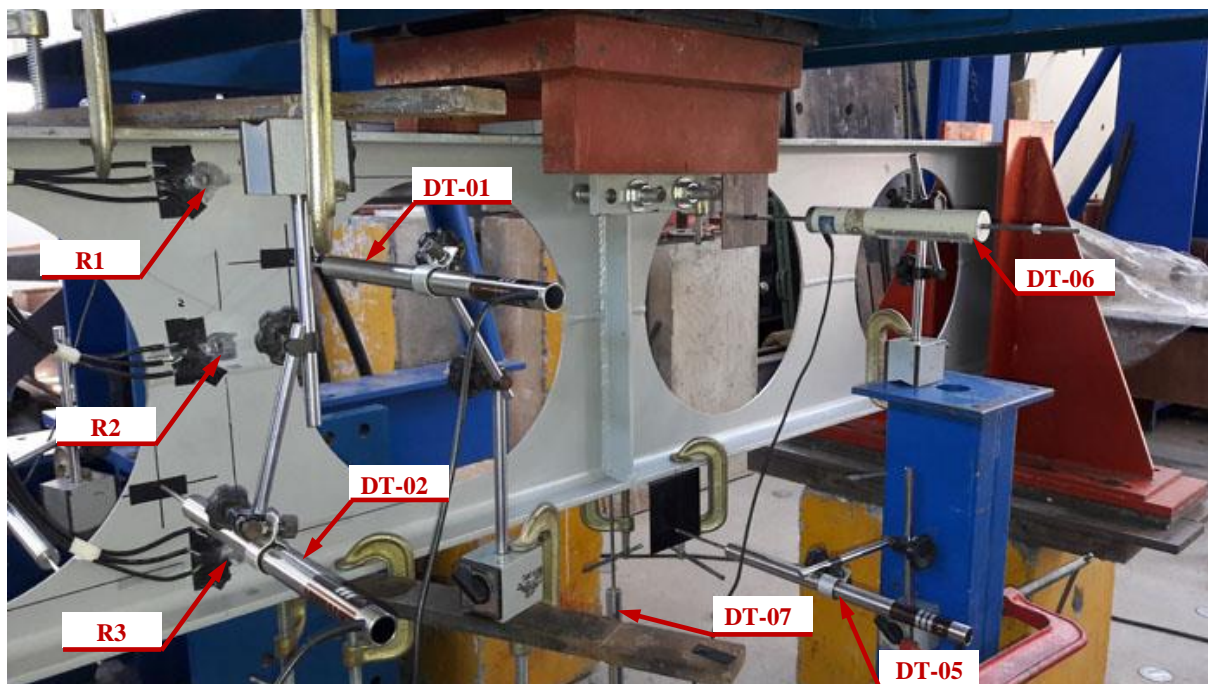


Figura 3.22 – Instrumentação do lado posterior da viga

3.6 Resultados dos ensaios

3.6.1 Considerações iniciais

Neste item estão apresentados os resultados obtidos nos ensaios, que foram realizados segundo a metodologia apresentada no Item 3.5. São mostrados aqui alguns gráficos, a título de exemplo para as demais vigas com comportamento qualitativo semelhante, que terão os resultados apresentados de forma parcial ao longo do texto, de acordo com a conveniência para explanação de fenômenos que ainda não tenham sido apresentados. Os resultados estão agrupados por comportamento, objetivando evitar a redundância de análises para ensaios com resultados qualitativamente semelhantes. Nos gráficos mostrados estão indicados os pontos em que foram detectados visualmente a flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV) e o mecanismo Vierendeel (MV). A totalidade dos resultados está apresentada no Apêndice B.

Conforme pode ser observado nos gráficos do deslocamento horizontal da mesa superior apresentados a seguir, à medida que ocorre a FMAV, o valor medido do deslocamento da mesa superior aumenta. Esse fato é devido, em parte, à metodologia de medição, na qual o giro da mesa faz com o DT-06 altere sua posição, gerando um erro que cresce à medida que a mesa sofre torção (Figura 3.23). Como as vigas estavam restritas em relação ao deslocamento

lateral na mesa superior, pode-se justificar um pequeno deslocamento lateral, sobretudo no início dos ensaios, pela ocorrência de alguma acomodação no aparelho de interface.

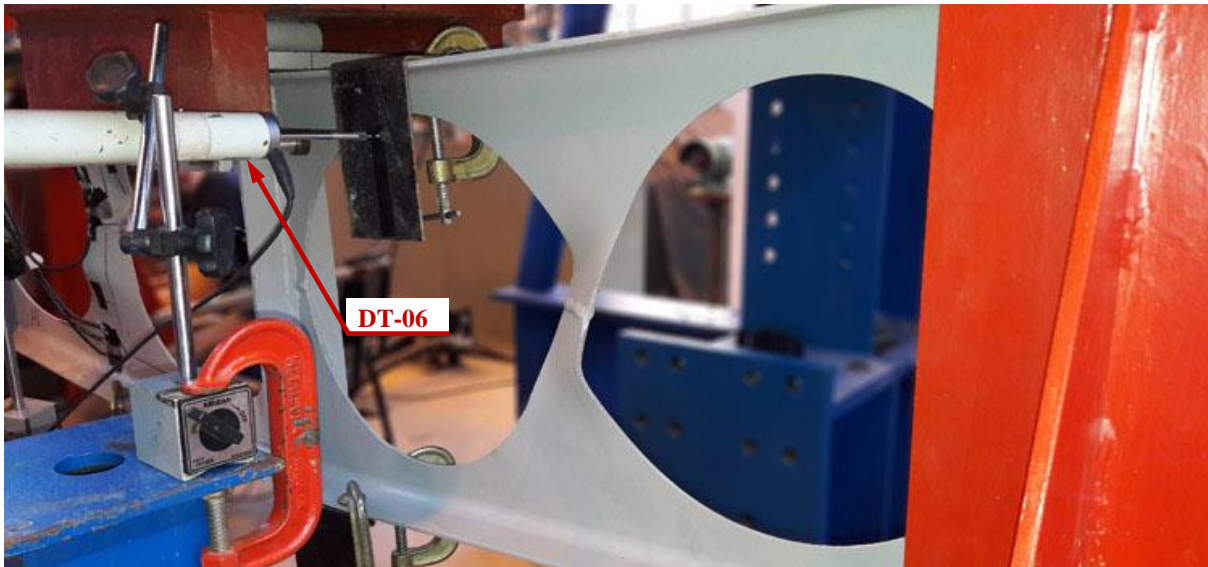


Figura 3.23 – Posicionamento do DT-06

3.6.2 Vigas A1 e B1

No ensaio da viga A1, inicialmente foi observada a ocorrência da FMAV no lado instrumentado, e posteriormente ficou evidente a flambagem do montante de alma no lado não instrumentado (Figura 3.24).



Figura 3.24 – Ensaio da viga A1

Apesar de ter ficado visível a flambagem dos dois montantes, a força atuante oscilou em uma trajetória quase horizontal ao final do ensaio, não tendo sido possível determinar um ponto de força máxima, conforme pode ser observado na curva de força *versus* flecha (Figura 3.25).

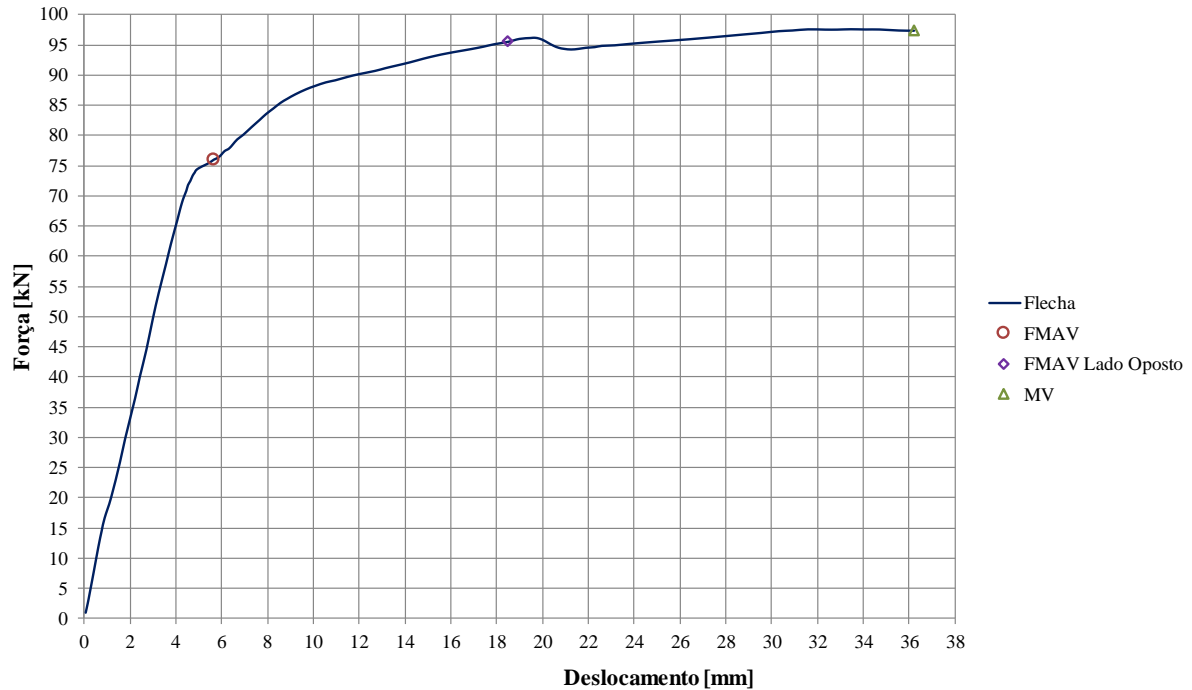


Figura 3.25 – Viga A1 - Força versus flecha

Analisando o gráfico, é possível inferir que, assim que ocorre a flambagem em um dos montantes, há uma redução na inclinação da curva, e quando ocorre a flambagem do segundo montante, há novamente uma redução na inclinação, porém menos acentuada, não chegando a tornar a trajetória global decrescente. Esse comportamento pode ser explicado pelo fato de essa viga apresentar a razão entre o passo e o diâmetro dos alvéolos muito pequena ($p/D_0 = 1,14$), além da alta razão entre o diâmetro e a altura da viga ($D_0/d_g = 0,8$), fazendo com que os montantes de alma contribuam pouco para a rigidez à flexão da viga. Dessa forma, uma vez que os montantes perdem a capacidade de absorver força após a flambagem, o quadro formado pelas seções tê e os montantes de alma enrijecidos passam a suportar o esforço, levando a um comportamento similar ao da viga Vierendeel (Figura 3.26).

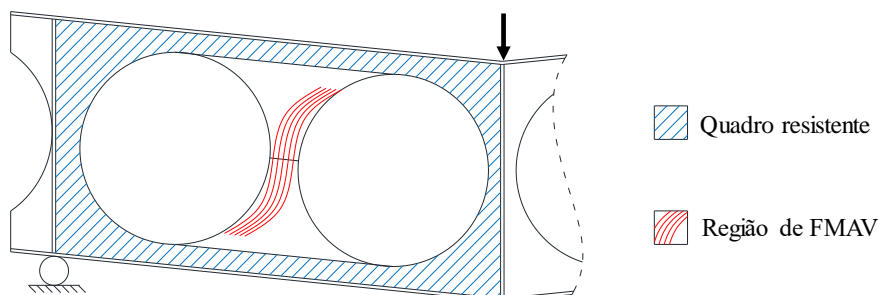


Figura 3.26 – Comportamento pós FMAV

Acredita-se que, se o ensaio tivesse sido continuado, a força máxima se daria logo antes de se formar a plastificação total da seção tê, posteriormente a força reduziria. O ensaio foi

paralisado no ponto mostrado no gráfico por questões de segurança, devido à excessiva deformação apresentada.

Os deslocamentos laterais dos montantes de alma estão mostrados na Figura 3.27. Conforme pode ser observado, as curvas dos LVDTs 01 e 02 apresentam a forma clássica de uma barra sofrendo perda de estabilidade por compressão, com resistência após a perda da estabilidade. Os LVDTs 03 e 04 apresentam deslocamento pequeno, o que se deve à proximidade do ponto de medição com as mesas, que restringem parcialmente o deslocamento do montante de alma nesses pontos.

Em todos os ensaios realizados os LVDTs de cada par foram posicionados em um mesmo lado da seção, conforme mostrado nas figuras 3.21 e 3.22, de forma que, por exemplo, o deslocamento negativo do DT-01 e o positivo do DT-02 mostram que os pontos medidos se deslocaram em direções opostas.

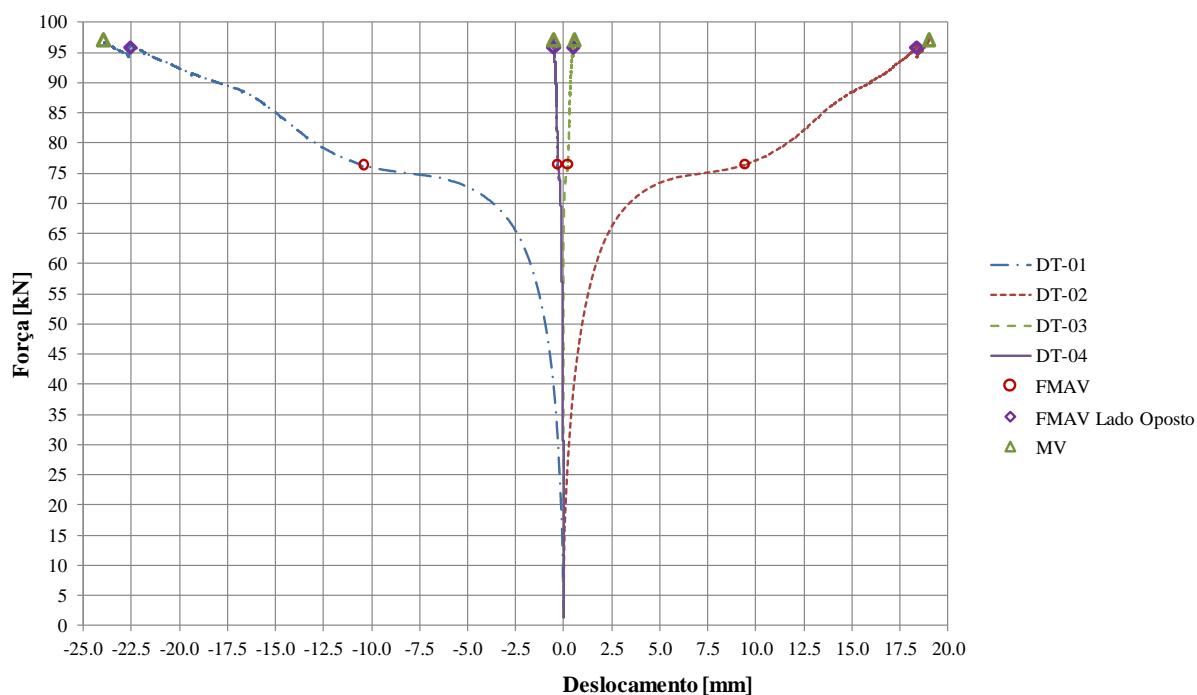


Figura 3.27 – Viga A1 – Deslocamento do montante de alma

Os deslocamentos laterais das mesas superior e inferior estão apresentados na Figura 3.28. Conforme pode ser observado, foram medidos nesse modelo deslocamentos relativamente pequenos das mesas, que podem ser atribuídos em parte a erros causados pela metodologia de medição, conforme citado no Subitem 3.6.1.

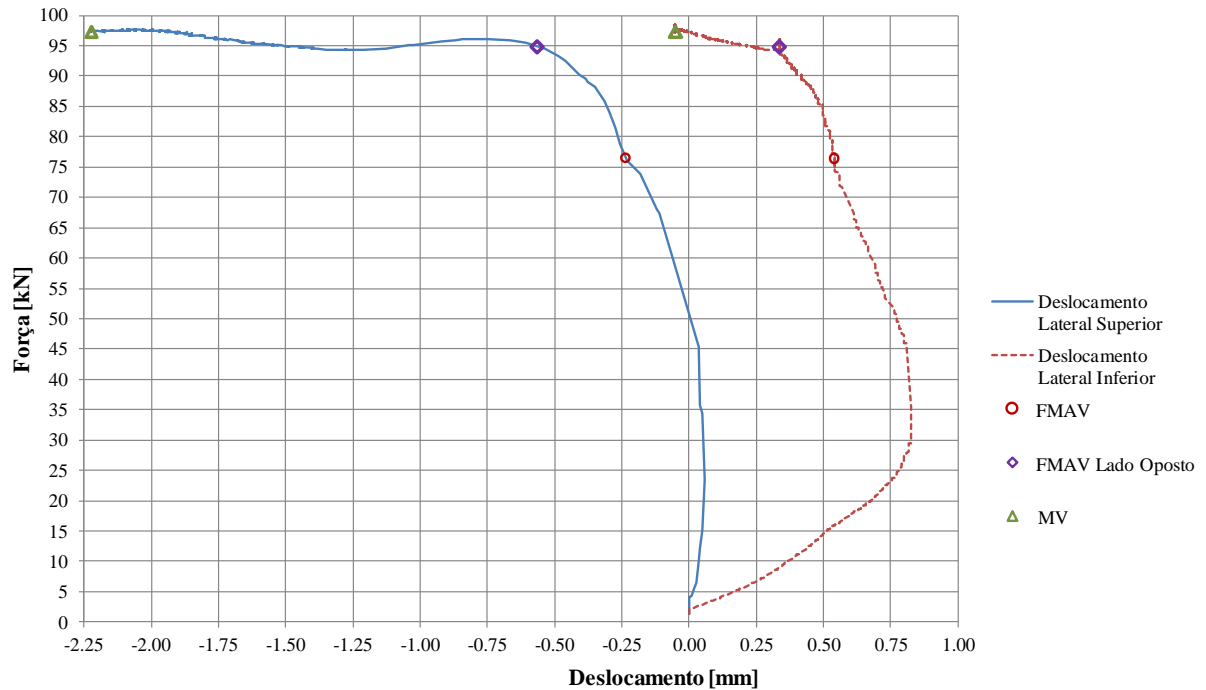


Figura 3.28 – Viga A1 – Deslocamento lateral das mesas

Para avaliar as deformações nos pontos de medição das rosetas, foi calculada a deformação equivalente de von Mises para o estado plano de tensões (ε_{vm}), dada pela equação a seguir:

$$\varepsilon_{vm} = \sqrt{\varepsilon_1^2 - \varepsilon_1 \varepsilon_2 + \varepsilon_2^2} \quad (3.1)$$

Para materiais isotrópicos em regime linear, essa deformação se relaciona com a tensão de von Mises de acordo com a expressão:

$$\sigma_{vm} = \varepsilon_{vm} \left(\frac{E}{\nu + 1} \right) = \sqrt{\sigma_1^2 - \sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2^2} \quad (3.2)$$

onde ν é o coeficiente de Poisson do aço e σ_1 , σ_2 , ε_1 e ε_2 são, respectivamente, as tensões e deformações principais máximas e mínimas no plano.

Conforme pode ser observado na Figura 3.29, as deformações medidas apresentam comportamento praticamente linear até o momento próximo à ocorrência da FMAV, e ao se iniciar a FMAV, as deformações aumentam consideravelmente.

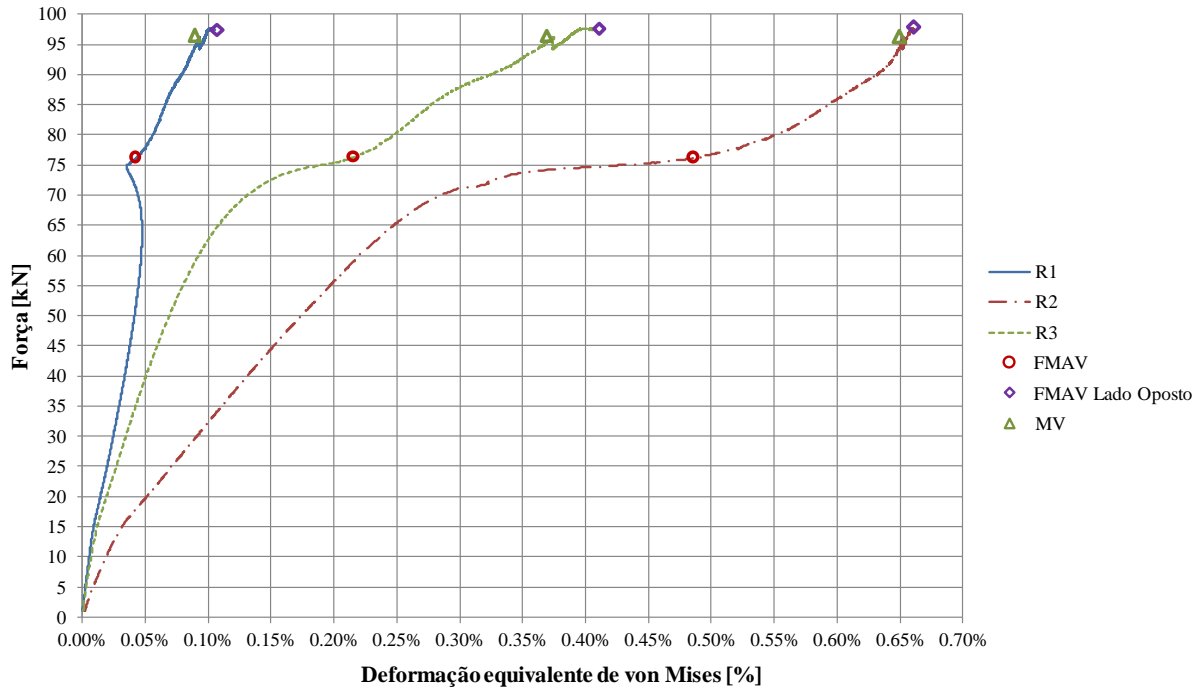


Figura 3.29 – Viga A1 – Deformações equivalentes de von Mises

A viga B1 apresentou comportamento qualitativo semelhante ao da viga A1, também tendo sofrido falha por FMAV e apresentado a flambagem nos dois montantes (Figura 3.30), com resistência após a ocorrência da perda de instabilidade, conforme pode ser observado no gráfico de força *versus* flecha apresentado na Figura 3.31.



Figura 3.30 – Ensaio da viga B1

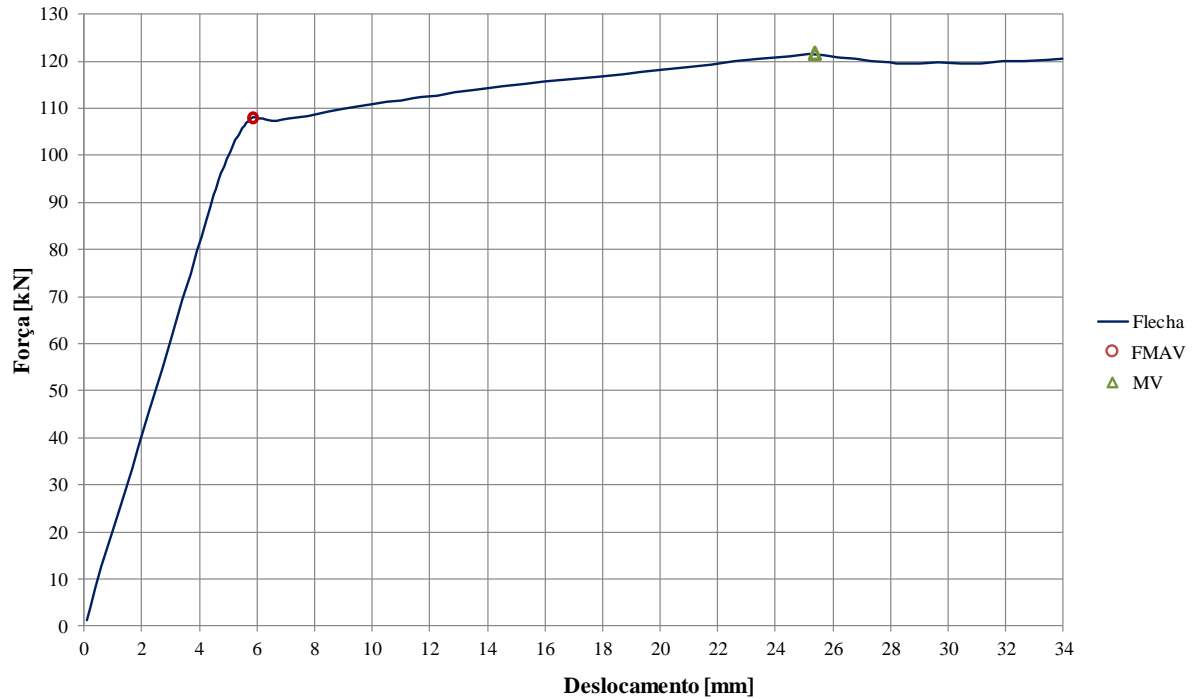


Figura 3.31 – Viga B1 – Força *versus* flecha

3.6.3 Vigas A2, A3 e B2

No ensaio da viga A2, o colapso ocorreu devido à FMAV, e a perda de rigidez da viga após esse fenômeno, diferentemente do ocorrido na viga A1, foi significativa, fazendo com que o diagrama de força *versus* deslocamento apresentasse uma queda brusca após a ocorrência da FMAV (Figura 3.32).

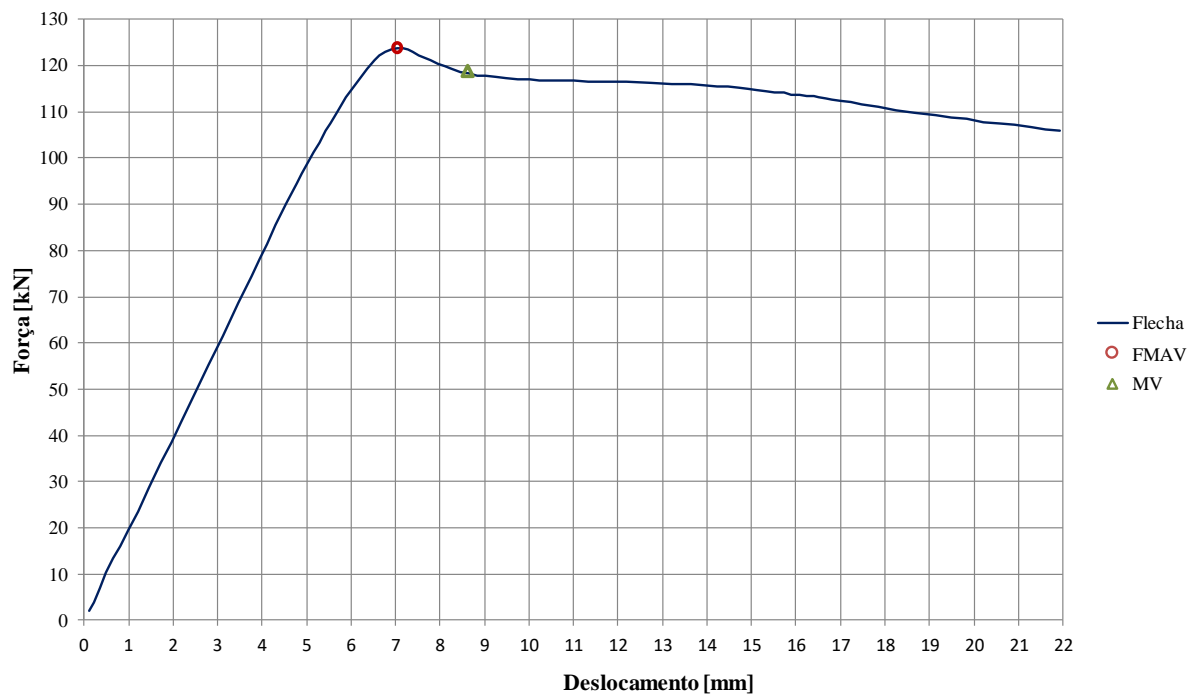


Figura 3.32 – Viga A2 – Força *versus* flecha



Figura 3.33 – Viga A2 – FMAV em um dos montantes

Após a ocorrência da FMAV, a viga sofreu uma queda de rigidez, e a força atuante passou a ser resistida majoritariamente pelo mecanismo Vierendeel, que fez com que a curva se tornasse suavemente decrescente. A viga A2 não apresentou FMAV aparente no montante de alma não instrumentado, conforme pode ser observado na Figura 3.33.

O diagrama de força *versus* deslocamento lateral dos montantes de alma apresenta, conforme pode ser observado na Figura 3.34, um valor praticamente linear de deslocamento até o ponto da ocorrência da FMAV, a partir do qual os deslocamentos aumentam consideravelmente.

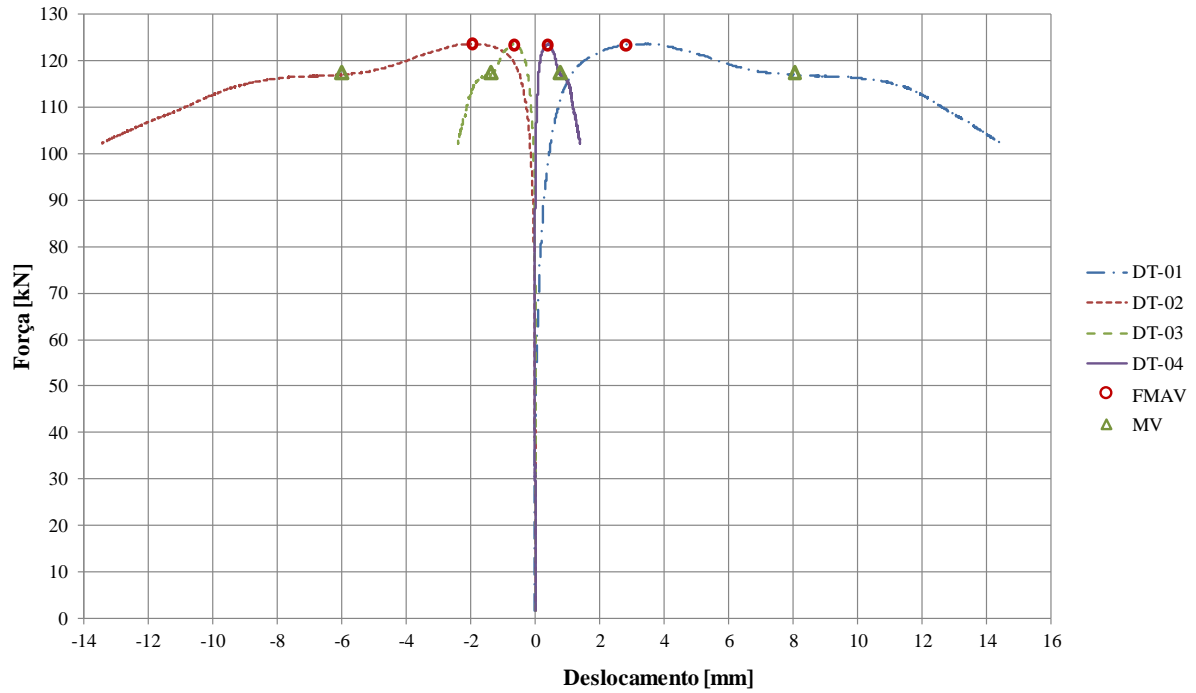


Figura 3.34 – Viga A2 – Deslocamento do montante de alma

Os deslocamentos laterais das mesas superior e inferior estão apresentados na Figura 3.35, para a qual cabem as mesmas considerações feitas para o gráfico da viga A1 (Figura 3.28). As deformações obtidas pelas rosetas no montante de alma estão mostradas na Figura 3.36, e apresentam, assim como na viga A1, um trecho linear antes da ocorrência da FMAV.

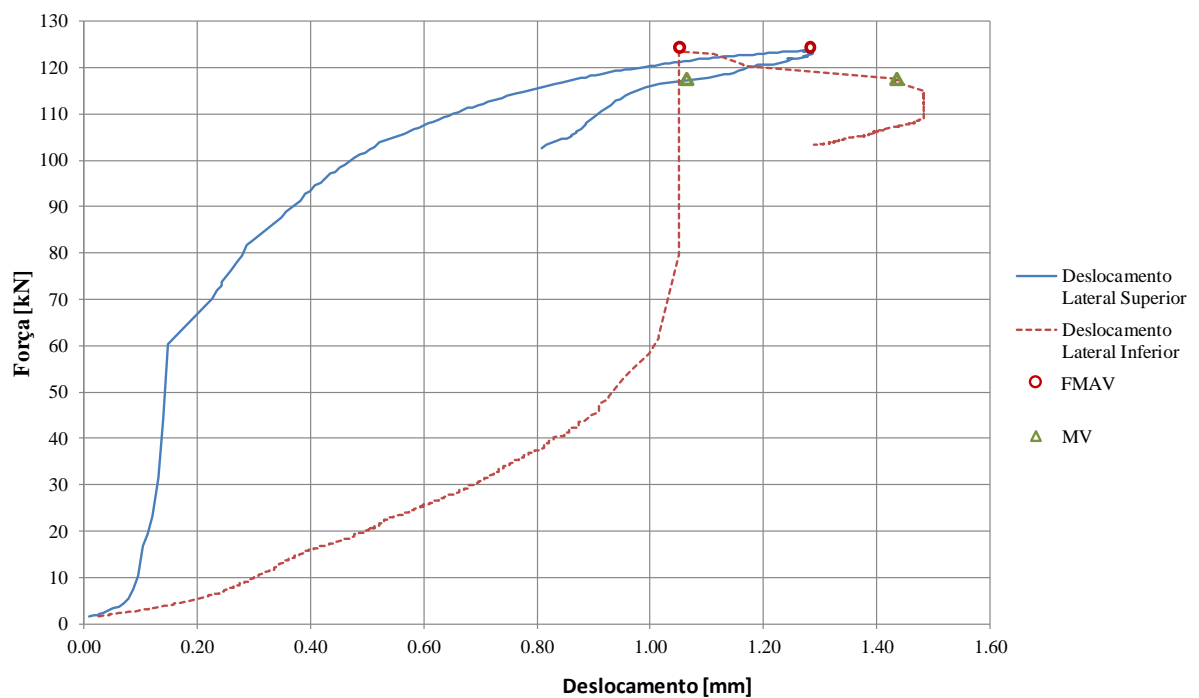


Figura 3.35 – Viga A2 – Deslocamento lateral das mesas

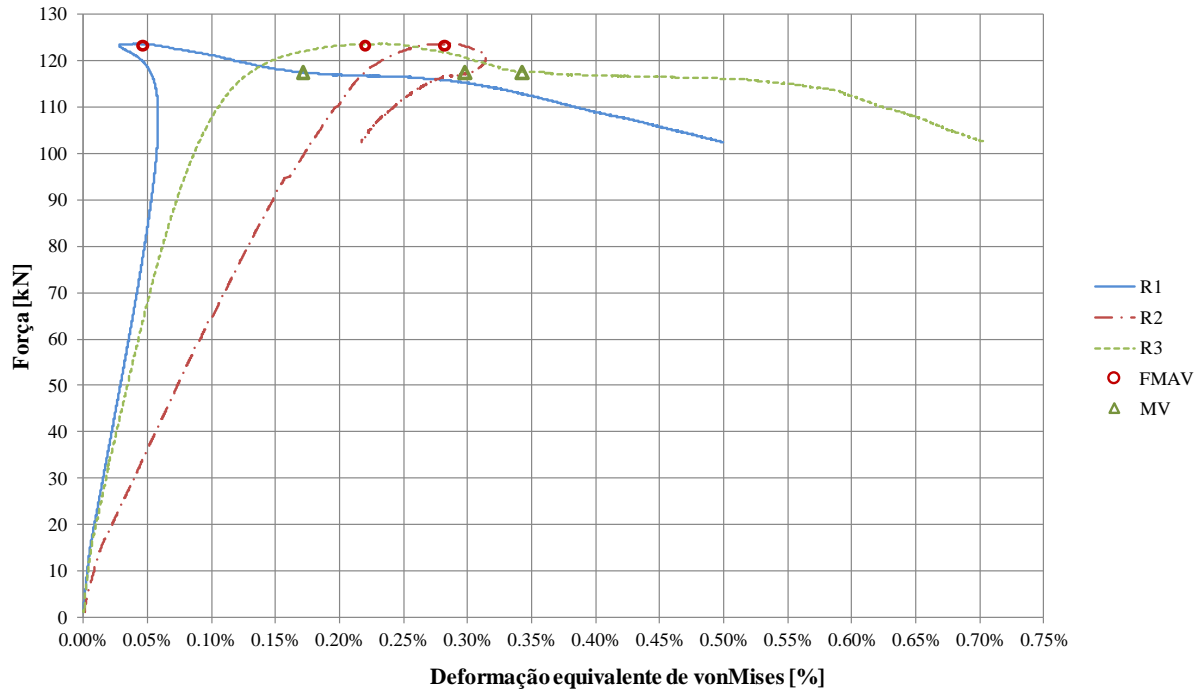


Figura 3.36 – Viga A2 – Deformações equivalentes de von Mises

As vigas A3 e B2 apresentaram comportamento qualitativo semelhante ao da viga A2, tendo entrado em colapso devido à FMAV, sendo visível a formação do mecanismo Vierendeel após a flambagem (figuras 3.37 e 3.38).



Figura 3.37 – Viga A3 – FMAV no montante instrumentado



Figura 3.38 – Viga B2 – FMAV no montante instrumentado

Conforme pode ser observado nos gráficos de força *versus* flecha, apresentados nas figuras 3.39 e 3.40, a curva da viga B2 sofre uma queda mais abrupta após a FMAV que a observada nas vigas A2 e A3. Esse fato pode ser explicado pela maior espessura do montante da viga B2, e conseqüente maior perda de rigidez global dessa viga ao ocorrer a FMAV.

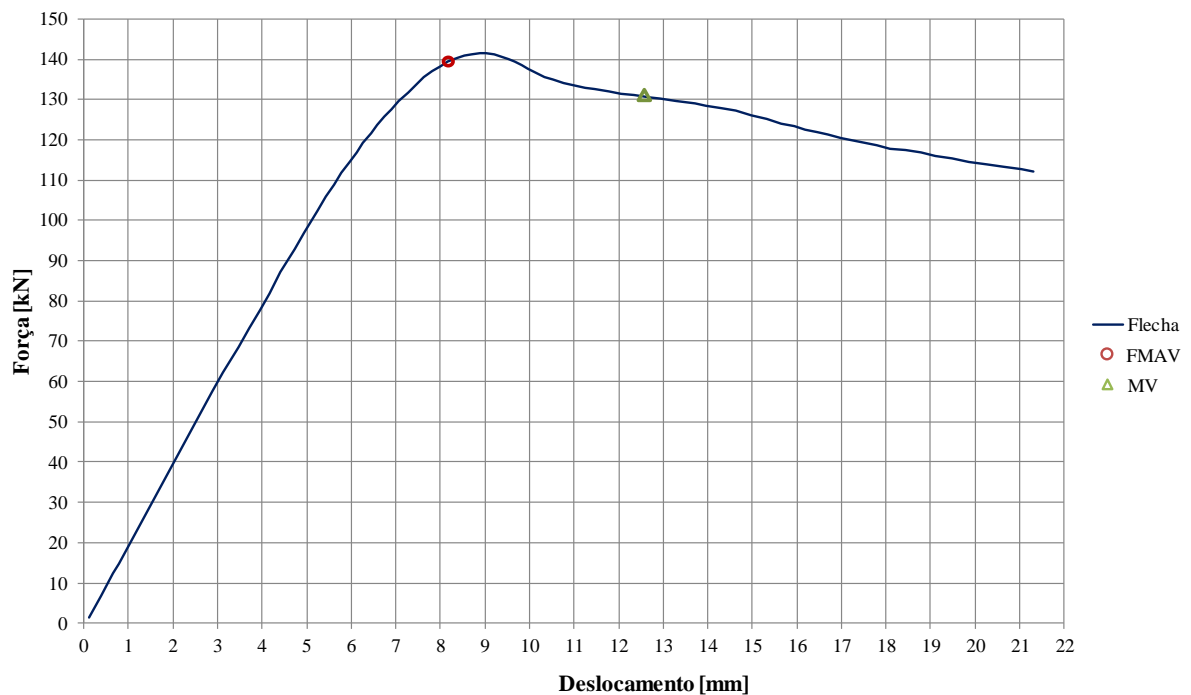


Figura 3.39 – Viga A3 – Força *versus* flecha

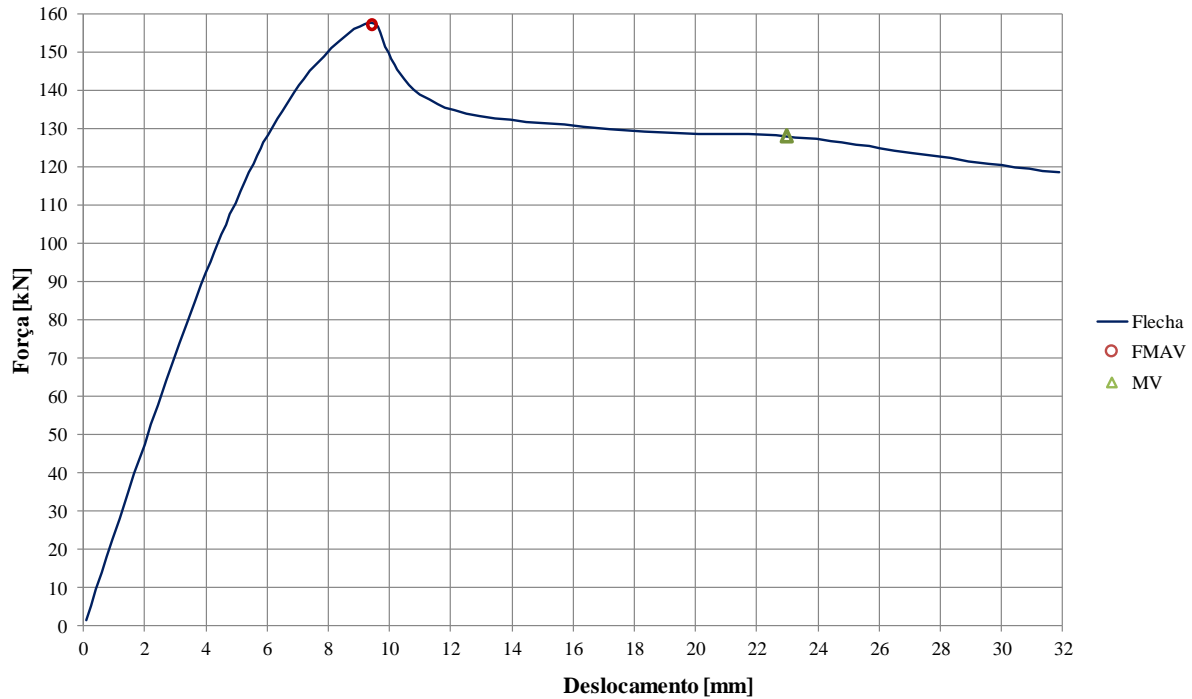


Figura 3.40 – Viga B2 – Força versus flecha

3.6.4 Vigas A4 e B4

As vigas A4 e B4 sofreram colapso devido ao mecanismo Vierendeel formado na seção t \hat{e} do alvéolo próximo ao centro do vão, não apresentando a perda de estabilidade do montante de alma durante o ensaio (figuras 3.41 e 3.42). Esse comportamento se deve ao elevado valor da razão entre o passo e o diâmetro dos alvéolos ($p/D_0 = 1,60$), que dificulta a instabilidade do montante de alma.



Figura 3.41 – Viga A4 – Falha por mecanismo Vierendeel

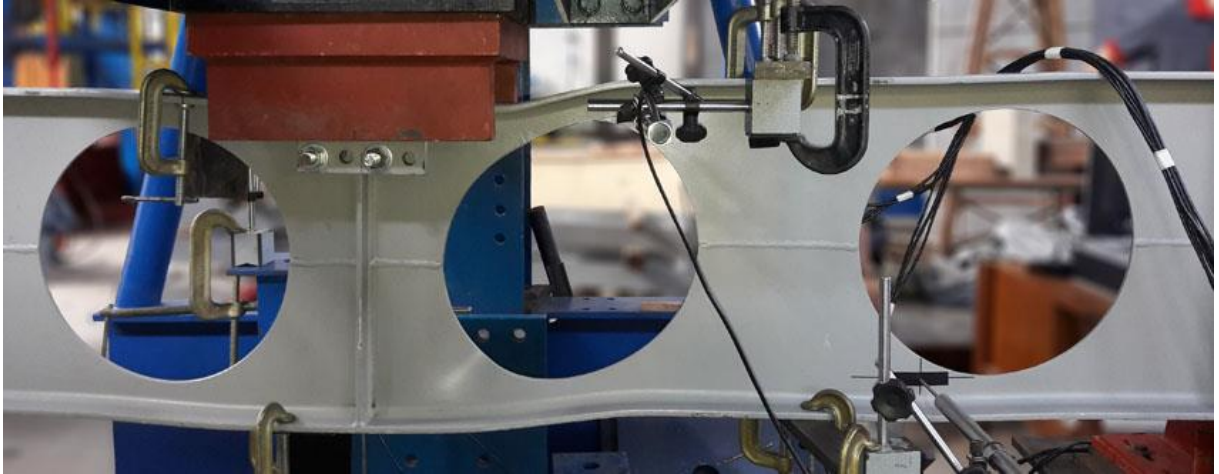


Figura 3.42 – Viga B4 – Falha por mecanismo Vierendeel

Conforme pode ser observado nos gráficos de força *versus* flecha (figuras 3.43 e 3.44), as curvas têm uma diminuição da inclinação quando ocorre o mecanismo Vierendeel, mas não ocorre a queda brusca na força, ao contrário do que pode ser observado nas vigas em que ocorreu FMAV. Isso se deve ao fato de o mecanismo Vierendeel ser um fenômeno ligado à plastificação da seção t \hat{e} , que ocorre progressivamente, enquanto a FMAV ocorre de forma repentina.

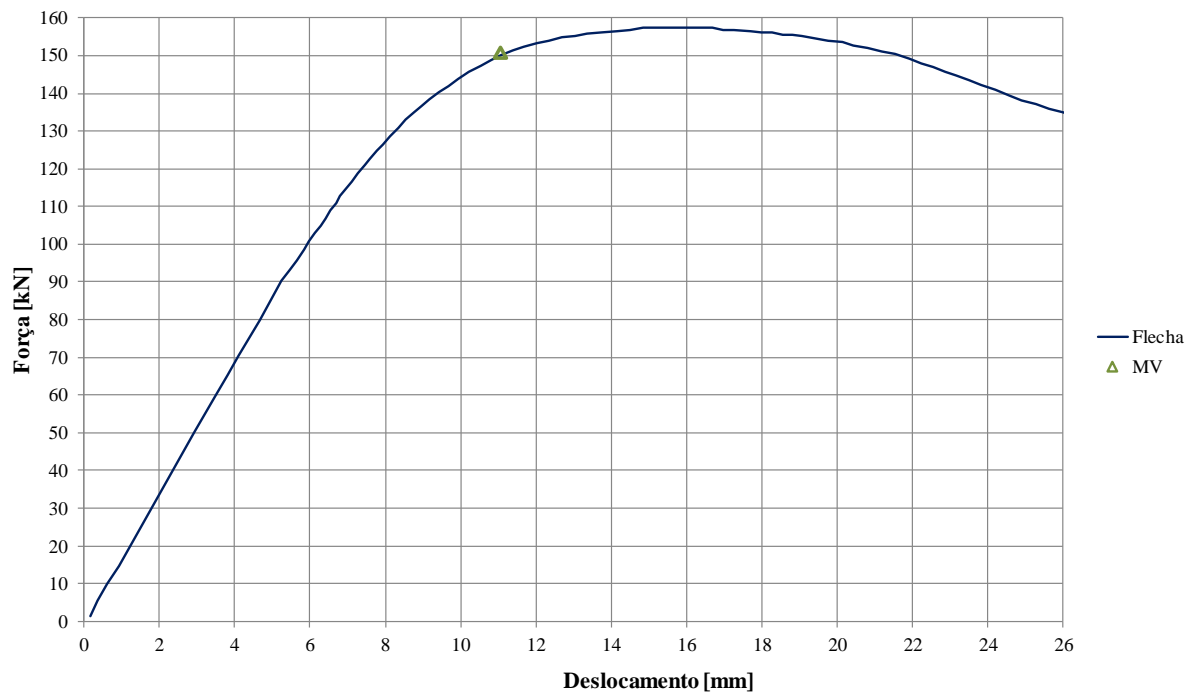


Figura 3.43 – Viga A4 – Falha por mecanismo Vierendeel

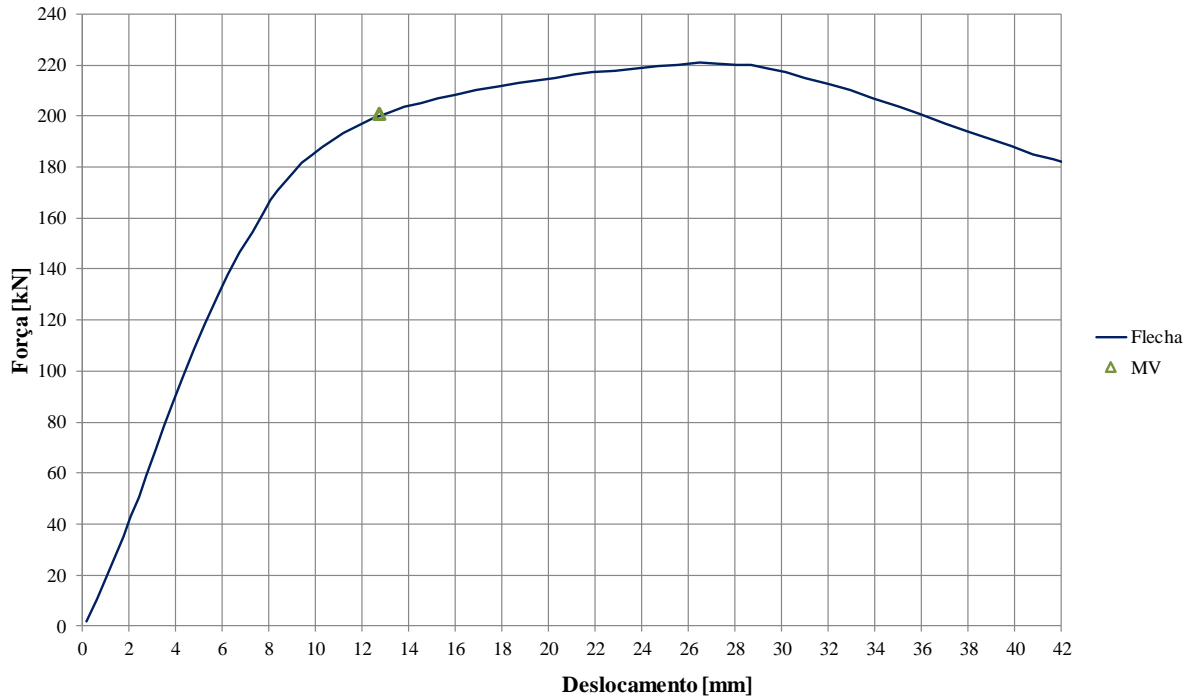


Figura 3.44 – Viga B4 – Falha por mecanismo Vierendeel

Como o mecanismo de falha observado não foi a FMAV, os deslocamentos laterais dos montantes são pequenos quando comparados às demais vigas, principalmente até o alcance da força última, conforme pode ser observado no gráfico do deslocamento lateral do montante da viga A4 (Figura 3.45).

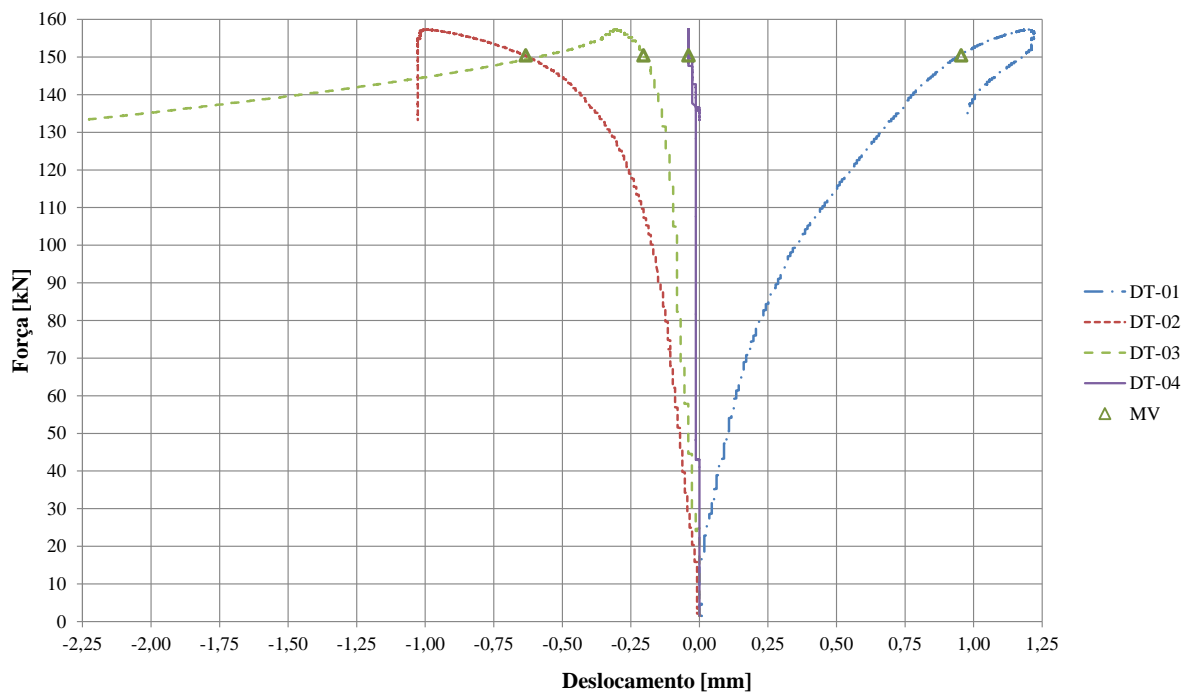


Figura 3.45 – Viga A4 – Deslocamento do montante de alma

Conforme pode ser observado na Figura 3.46, o deslocamento medido da mesa superior é inferior a 0,3 mm, que pode ser totalmente atribuído à acomodação do modelo. Como não há flambagem do montante de alma, não ocorre o giro da mesa superior, fazendo com que o erro de medição consequente da metodologia adotada para a fixação do LVDT seja muito reduzido.

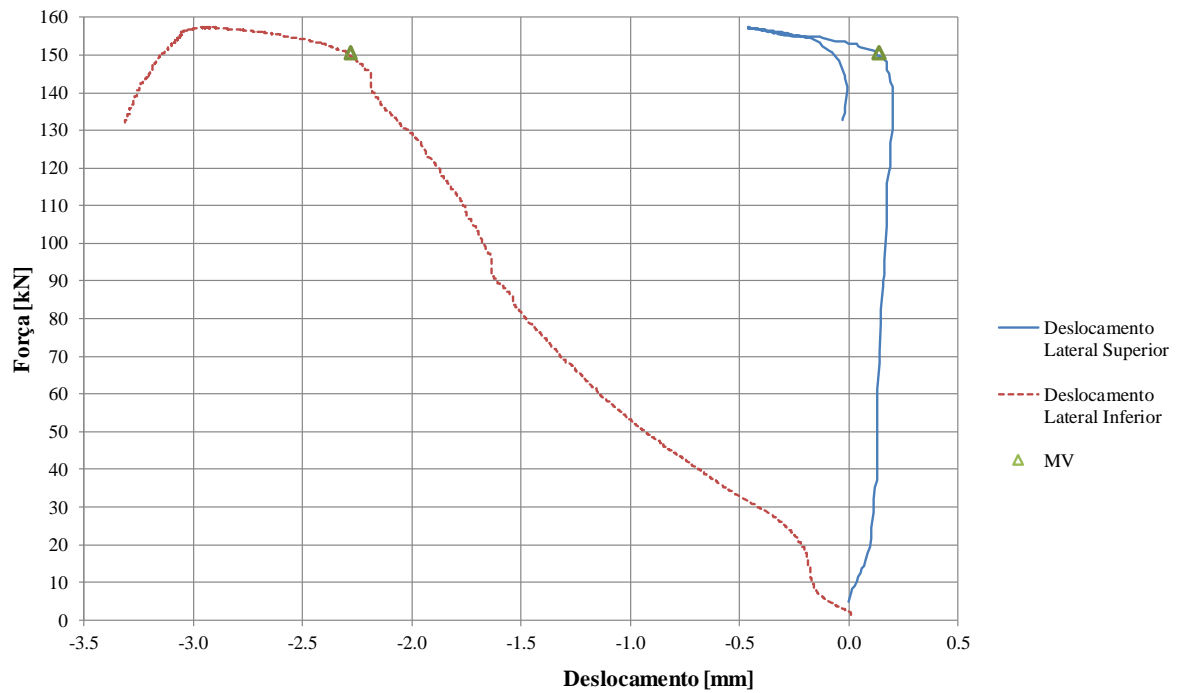


Figura 3.46 – Viga A4 – Deslocamento lateral das mesas

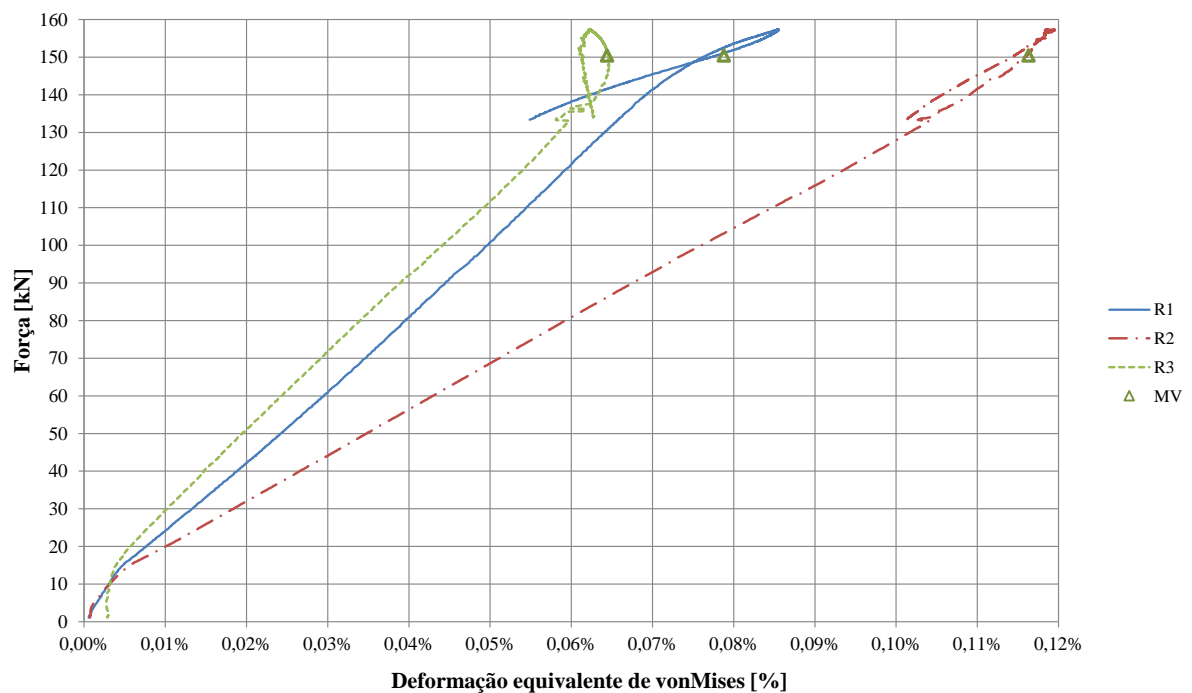


Figura 3.47 – Viga A4 – Deformações equivalentes de von Mises

As deformações equivalentes de von Mises, medidas pelas rosetas, demonstram um comportamento praticamente linear até a ocorrência do mecanismo Vierendeel. Esse comportamento se justifica pelo fato de que as maiores deformações do modelo ocorrem na região da seção $t\bar{e}$ que sofre a plastificação, e não nos pontos do montante onde foram colocadas as rosetas, indicando que não houve plastificação na região do montante instrumentado nos trechos lineares da curva, comportamento que também pode ser inferido devido à pequena deformação medida, inferior a 0,12%.

3.6.5 Viga B3

No ensaio da viga B3 a falha ocorreu devido à FMAV e ao mecanismo Vierendeel na região do primeiro alvéolo, tendo sido possível observar a ocorrência dos dois fenômenos simultaneamente durante o ensaio (Figura 3.48).

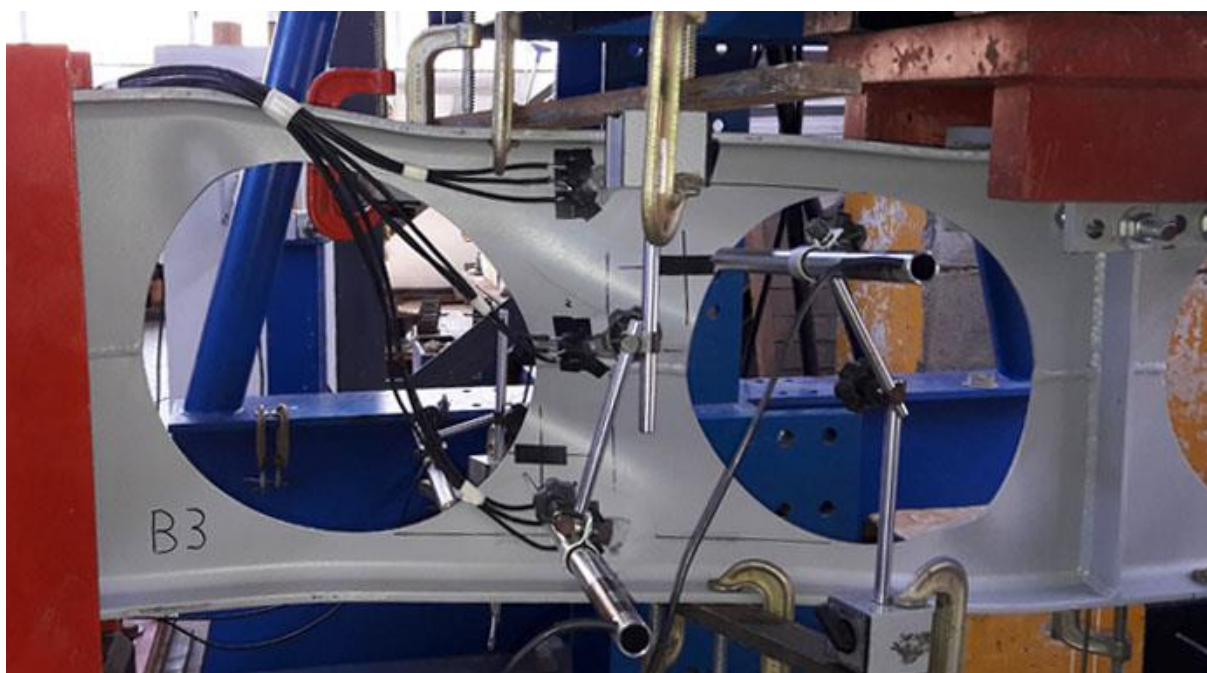


Figura 3.48 – Viga B3 – Mecanismo Vierendeel e FMAV

Segundo a Figura 3.49, primeiramente ocorre uma diminuição suave da inclinação da curva, que posteriormente cai abruptamente. A partir desse gráfico, é possível inferir que a plastificação típica do mecanismo Vierendeel se iniciou anteriormente à FMAV, causando a mudança na inclinação, e fazendo com que o montante de alma aumentasse sua contribuição relativa para a rigidez da viga, levando-a ao colapso por FMAV e fazendo com que a curva sofresse uma queda brusca.

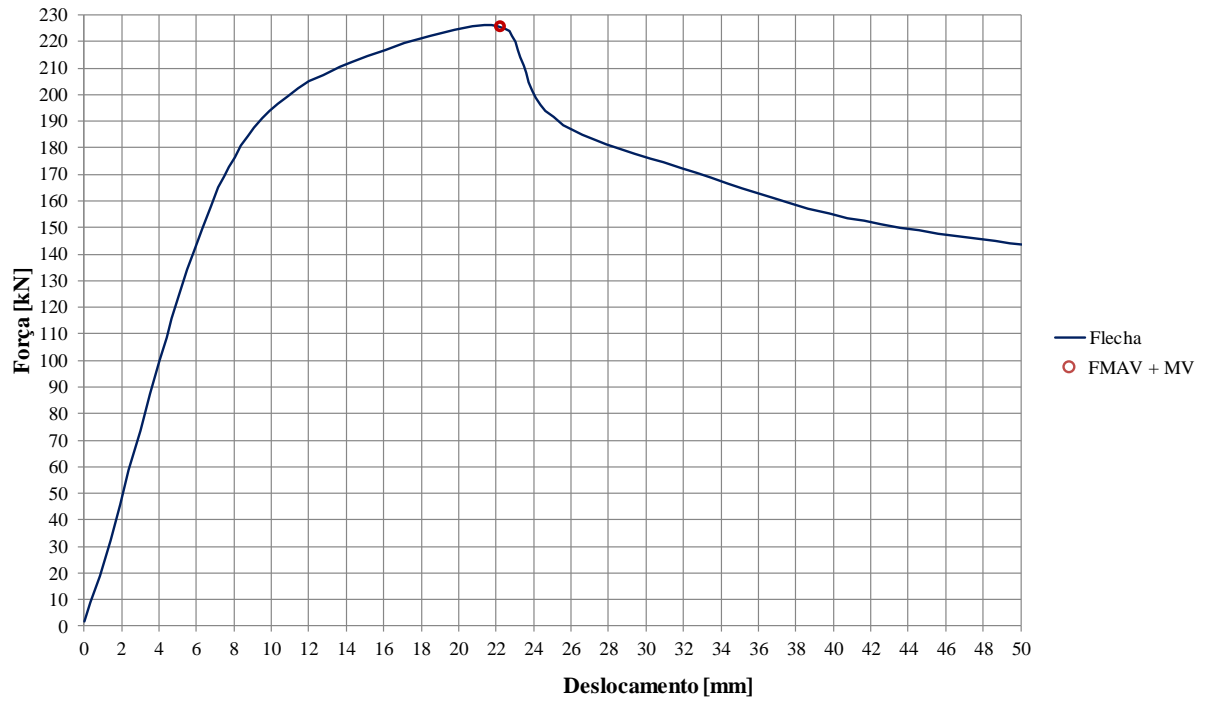


Figura 3.49 – Viga B3 – Força *versus* flecha

Os gráficos de deslocamento lateral do montante e das deformações equivalentes de von Mises medidos estão apresentados nas figuras 3.50 e 3.51.

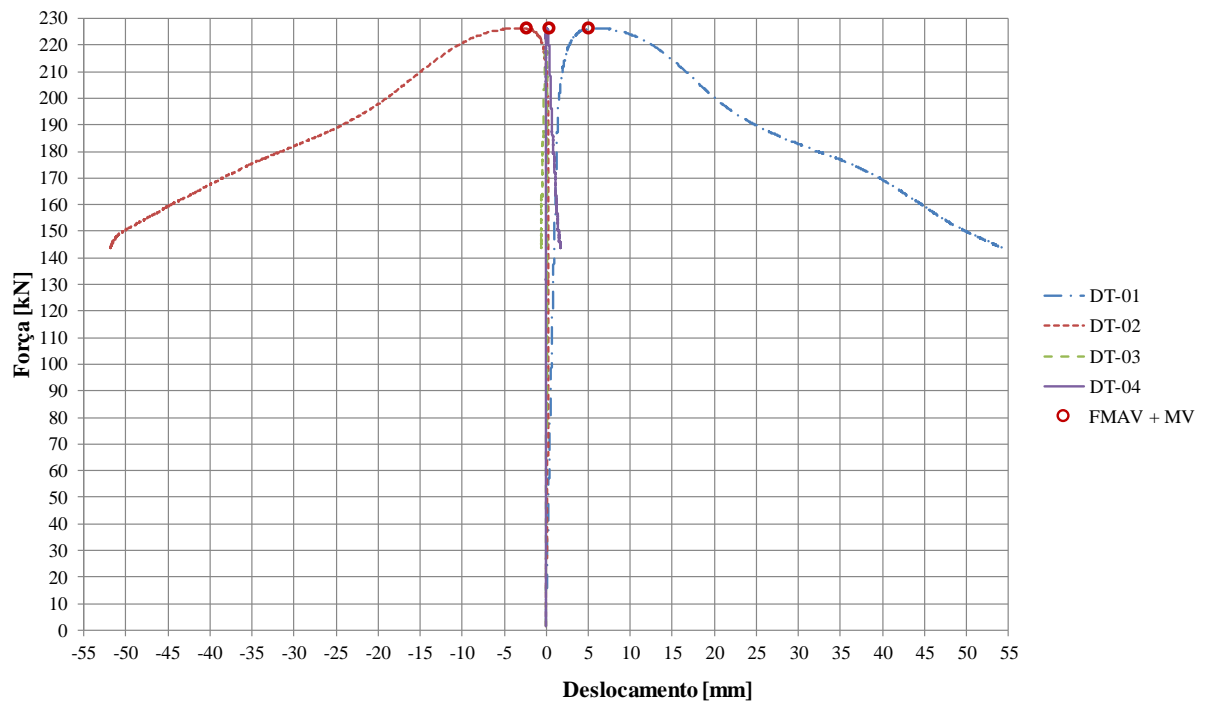


Figura 3.50 – Viga B3 – Força *versus* deslocamento lateral do montante

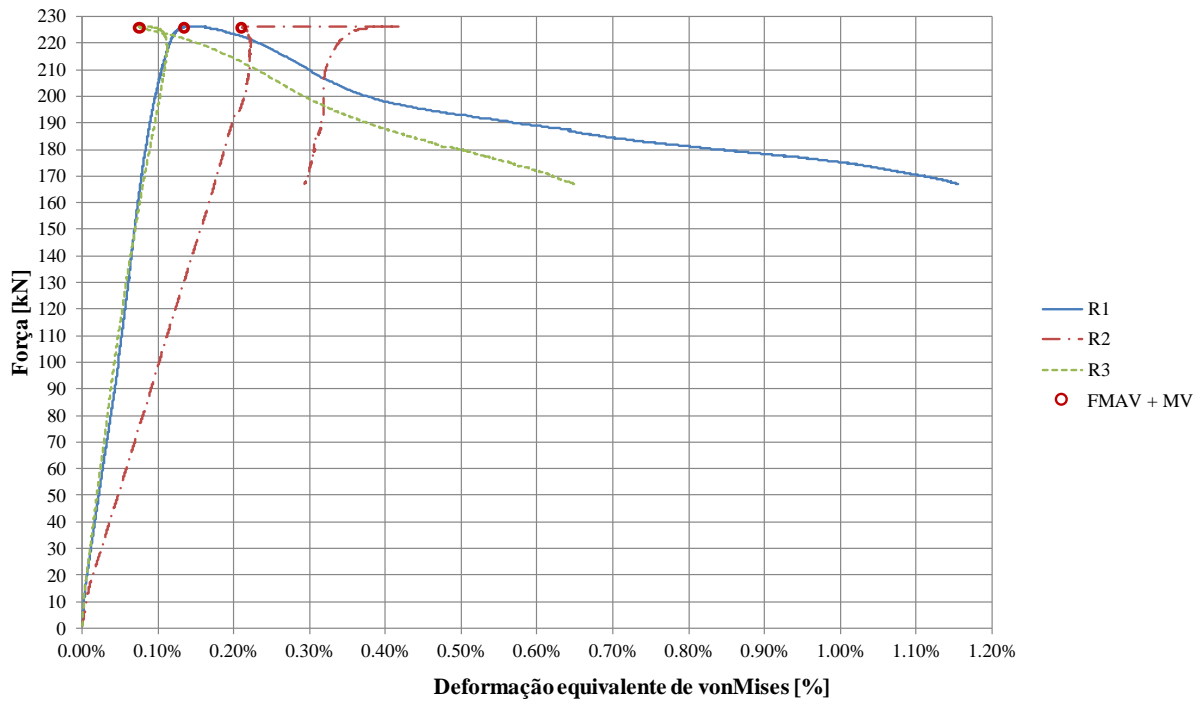


Figura 3.51 – Viga B3 – Deformações equivalentes de von Mises

3.6.6 Vigas A5, B5 e B6

As vigas A5, B5 e B6 apresentaram FMAV sem que fosse possível observar outro fenômeno concomitante durante o ensaio. Esse comportamento fez com que a curva de força *versus* flecha tivesse uma redução brusca de inclinação no momento da FMAV, mas não tivesse outras variações bruscas ao longo dos ensaios, conforme pode ser observado nas figuras 3.52 a 3.57.

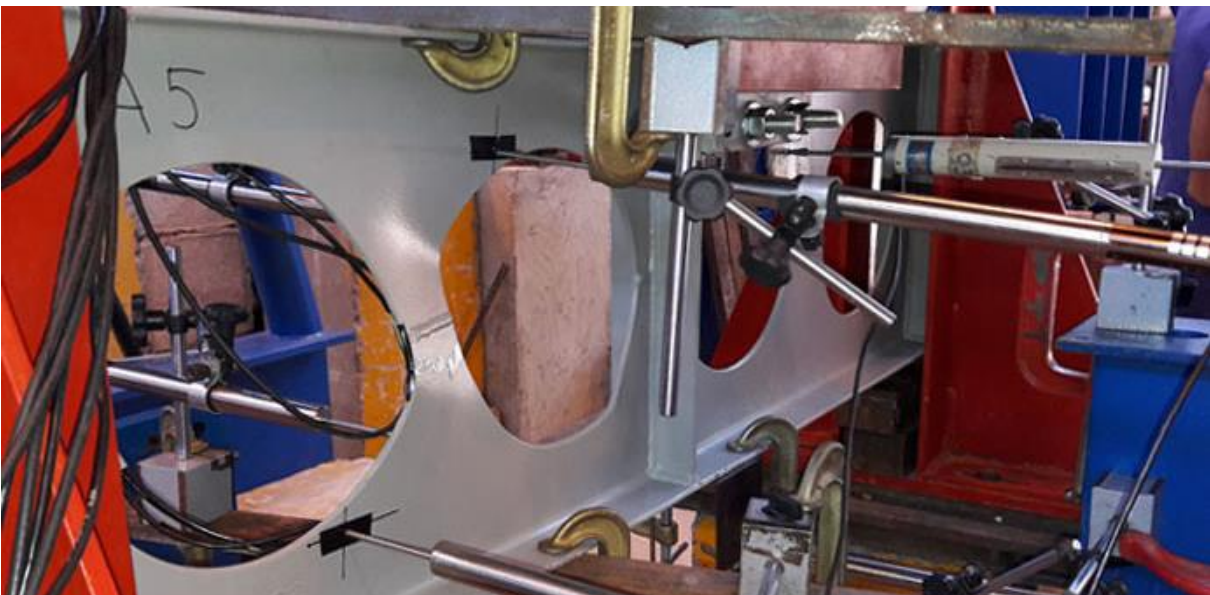


Figura 3.52 – Viga A5 – Ensaio

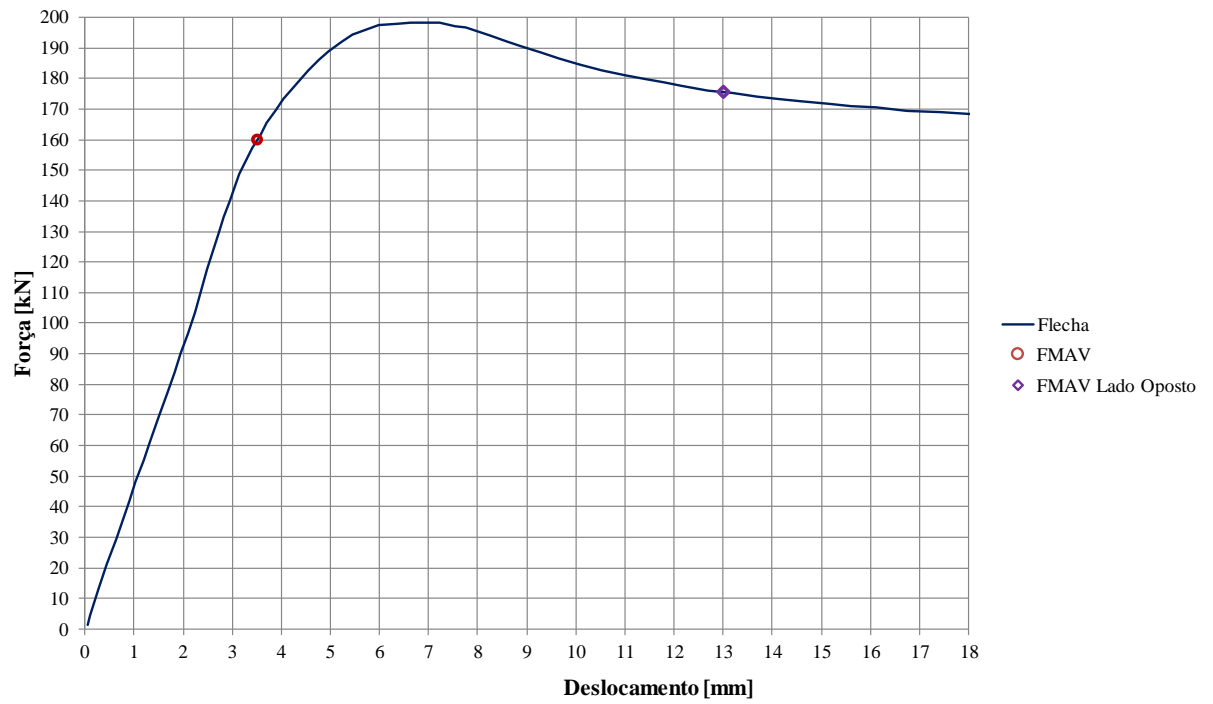


Figura 3.53 – Viga A5 – Força versus flecha

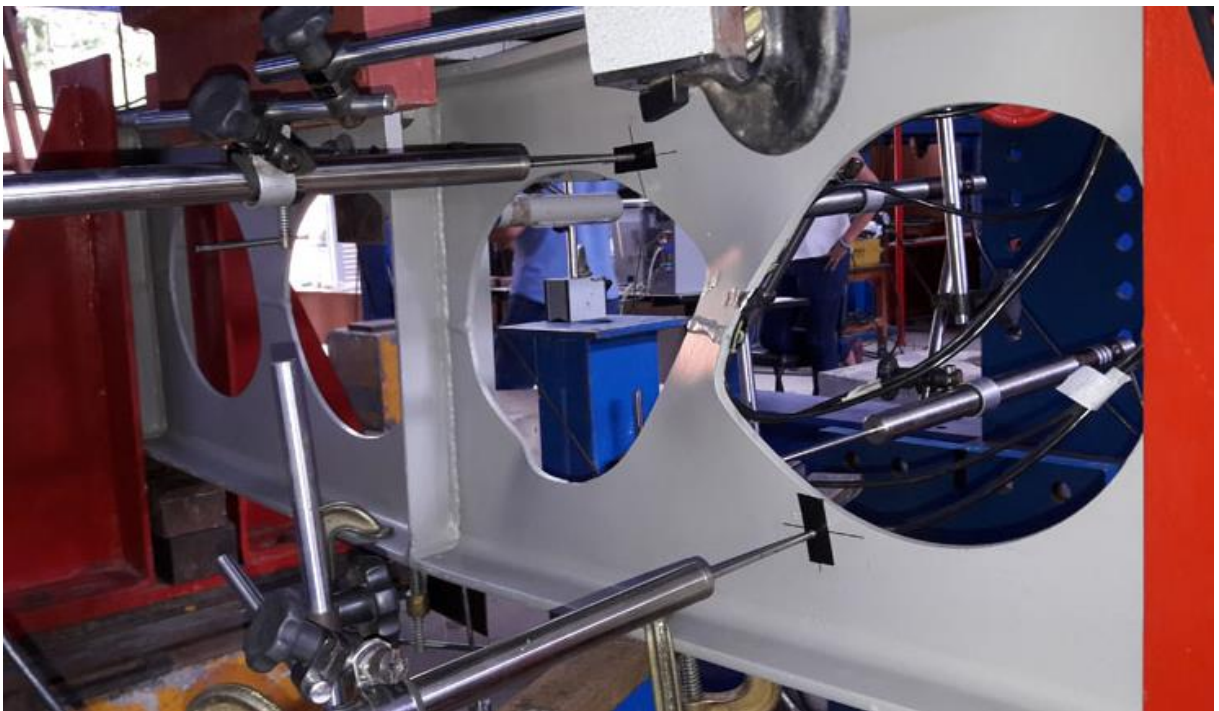


Figura 3.54 – Viga B5 – Ensaio

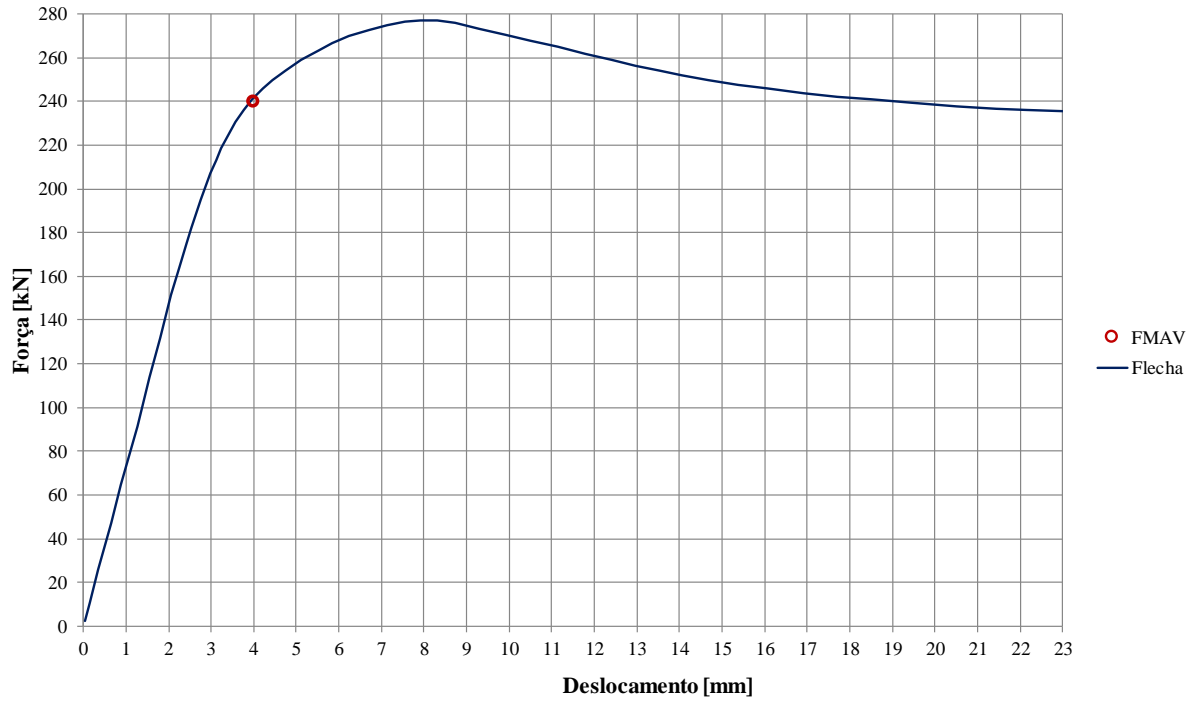


Figura 3.55 – Viga B5 – Força versus flecha



Figura 3.56 – Viga B6 – Ensaio

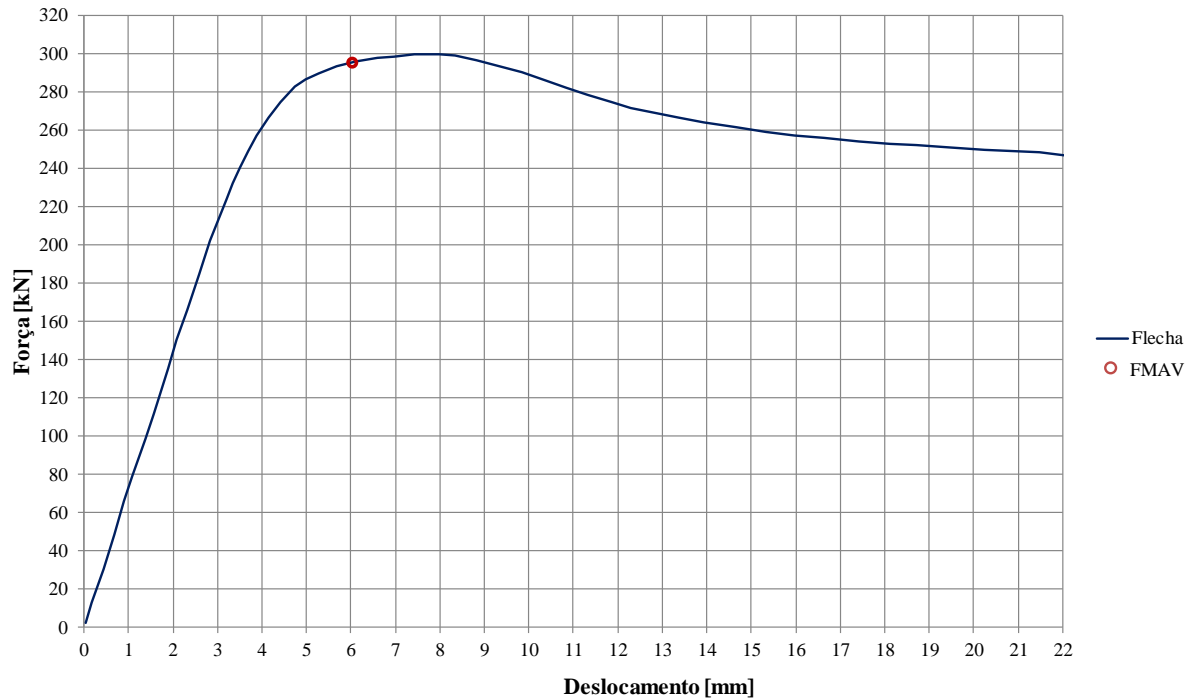


Figura 3.57 – Viga B6 – Força *versus* flecha

As medições dos deslocamentos do montante de alma mostram que, mesmo após a deformação dos montantes devido à FMAV ser visível, a viga continua a absorver força, até a força última ser atingida (Figura 3.58). Esse comportamento, em comparação com as vigas A2, A3 e B2, pode ser explicado pelo fato de o montante de alma ser menos esbelto, o que faz com que ele tenha uma resistência pós-flambagem maior.

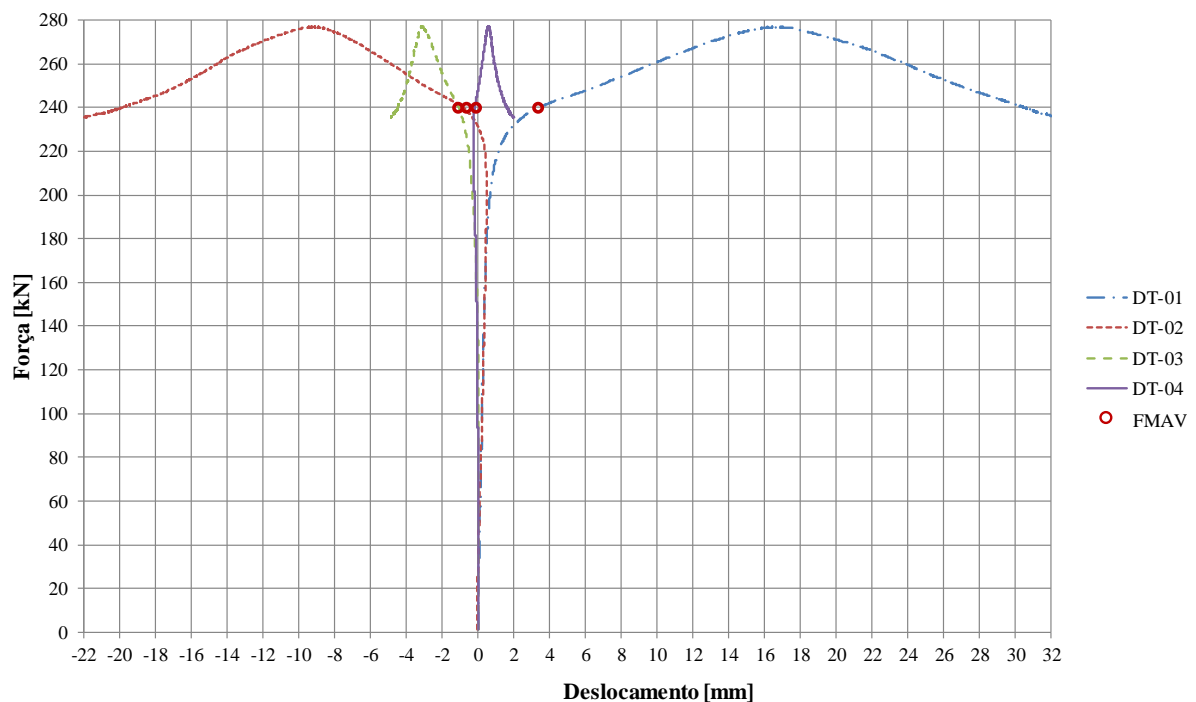


Figura 3.58 – Viga B5 – Força *versus* deslocamento lateral do montante

Na Figura 3.59 pode ser observada uma mudança abrupta nas curvas de força *versus* deformação, próxima aos pontos em que ocorre a FMAV, indicando a perda de estabilidade repentina do montante.

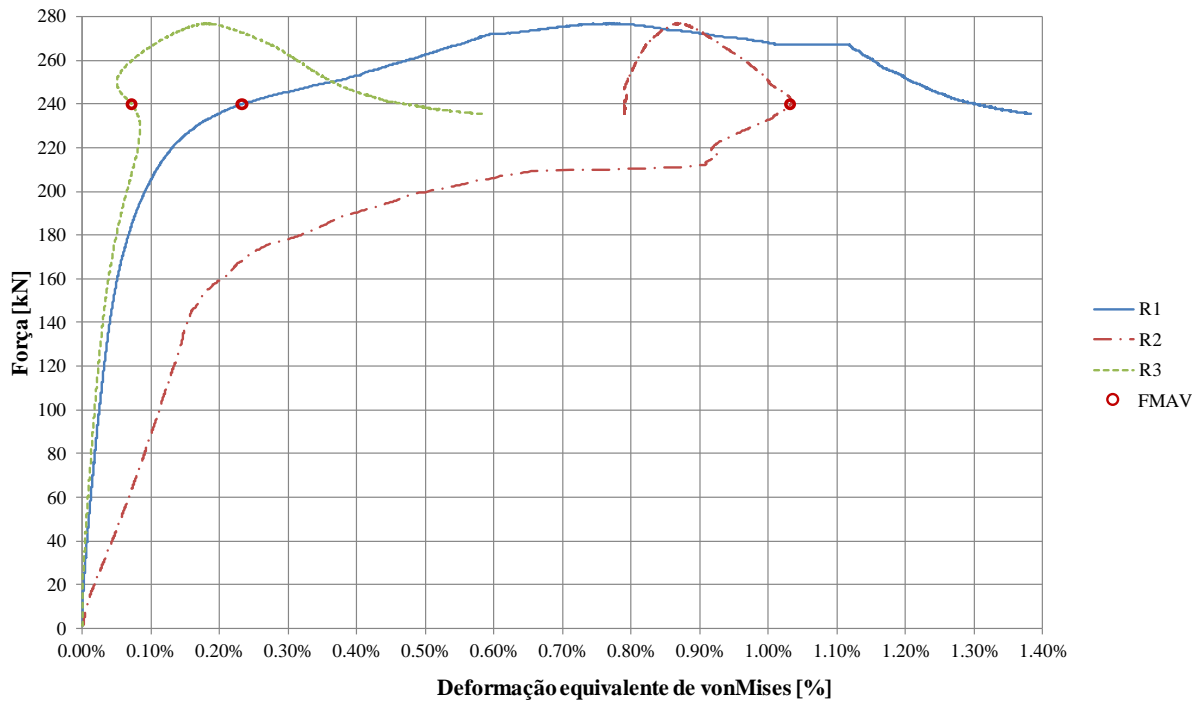


Figura 3.59 – Viga B5 – Força *versus* deformação equivalente de von Mises

3.6.7 Viga A6

Durante o ensaio da viga A6, ocorreu uma ruptura localizada no bloco de apoio de concreto. Essa ruptura aconteceu devido à concentração de tensões nesse bloco, advinda de puncionamento causado pela presença de um sobressalto metálico na laje, conforme pode ser observado na Figura 3.60.



Figura 3.60 – Ruptura localizada do bloco de apoio

A ruptura localizada do bloco de apoio fez com que toda a montagem se deslocasse, o que gerou uma descontinuidade nos gráficos em um trecho próximo à força máxima, impossibilitando a determinação precisa dessa força no ensaio (Figura 3.61). Contudo, apesar de parte da informação dos gráficos ter sido prejudicada pela ruptura, pode ser observado que o comportamento qualitativo é o mesmo da viga B6, assim como pode ser observado na Figura 3.62.

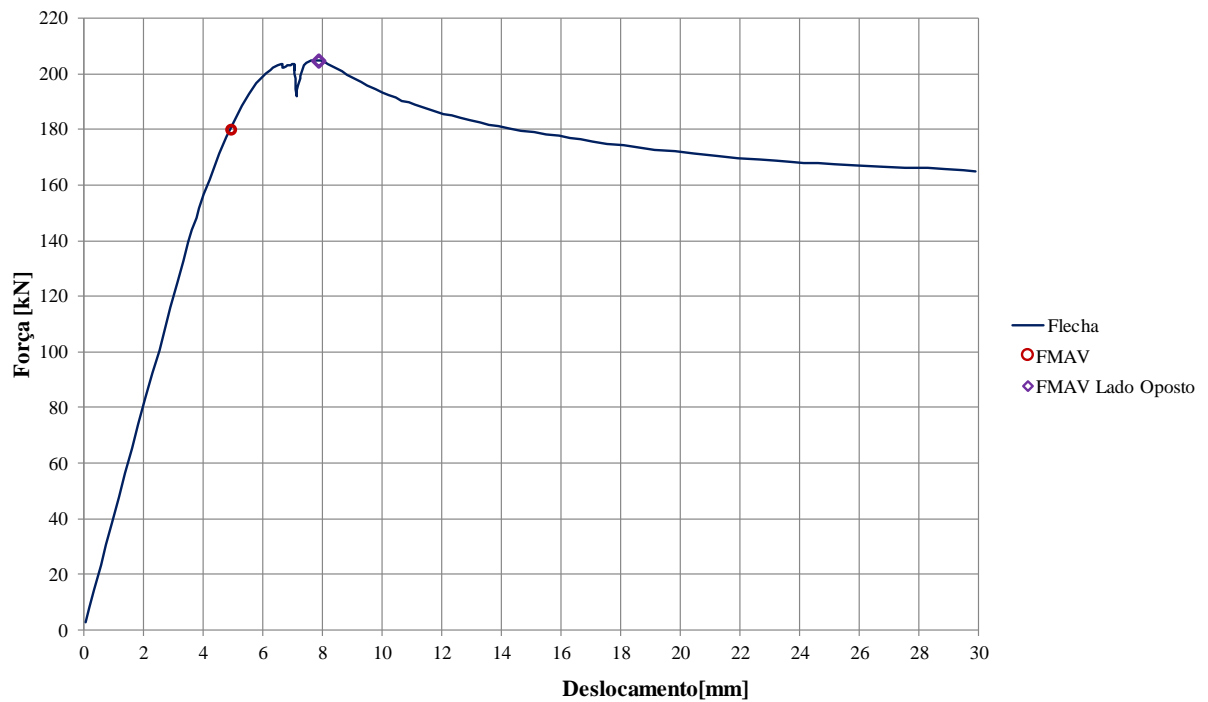


Figura 3.61 – Viga A6 – Força versus flecha



Figura 3.62 – Ensaio da viga A6

3.6.8 Vigas C1 e C2

Assim como nos outros ensaios, o ensaio da viga C1 foi realizado utilizando a mesma excentricidade longitudinal da força aplicada, qual seja, 20 mm de distância em relação ao centro do vão, conforme explicado no Subitem 3.5.3. Contudo, ao contrário do esperado, essa excentricidade não garantiu que a FMAV ocorresse no montante de alma instrumentado, tendo ocorrido no montante da outra metade da viga, conforme pode ser observado na Figura 3.63.



Figura 3.63 – Viga C1 – FMAV no montante da metade não instrumentada da viga

O principal fator geométrico da viga que faz com que haja a tendência de que um dos montantes de alma sofra FMAV preferencialmente em relação ao outro é a imperfeição inicial dos montantes. No caso da viga C1, as imperfeições eram inferiores às dos demais modelos, e com pequena diferença entre os montantes, possivelmente devido à espessura da alma do perfil utilizado ser superior à dos demais.

O fato de ter ocorrido a flambagem no lado oposto ao instrumentado, embora tenha feito com que os dados de deslocamento e deformação do montante não reflitam a flambagem do montante, proporcionou a leitura dos dados do lado em que não ocorre a flambagem.

Assim como na viga B3, o gráfico de força versus flecha da viga C1 sugere que ocorre perda de rigidez devido ao início do mecanismo Vierendeel, reduzindo suavemente a inclinação da curva e, posteriormente, ocorre a FMAV, fazendo com que a força se reduza abruptamente, conforme pode ser visto na Figura 3.64.

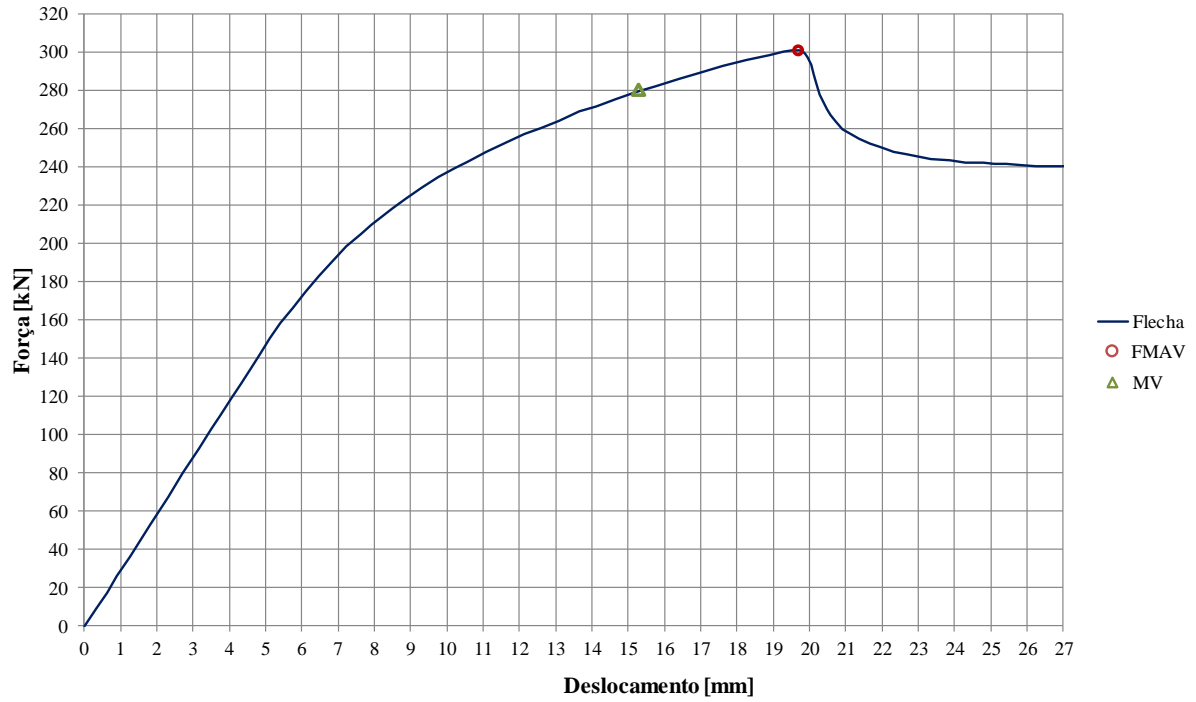


Figura 3.64 – Viga C1 – Força versus flecha

Como os deslocamentos laterais e deformações no montante foram medidos onde não houve a FMAV, os valores obtidos são pequenos, e as curvas não apresentaram a forma típica de perda de estabilidade, conforme pode ser observado nas figuras 3.65 e 3.66.

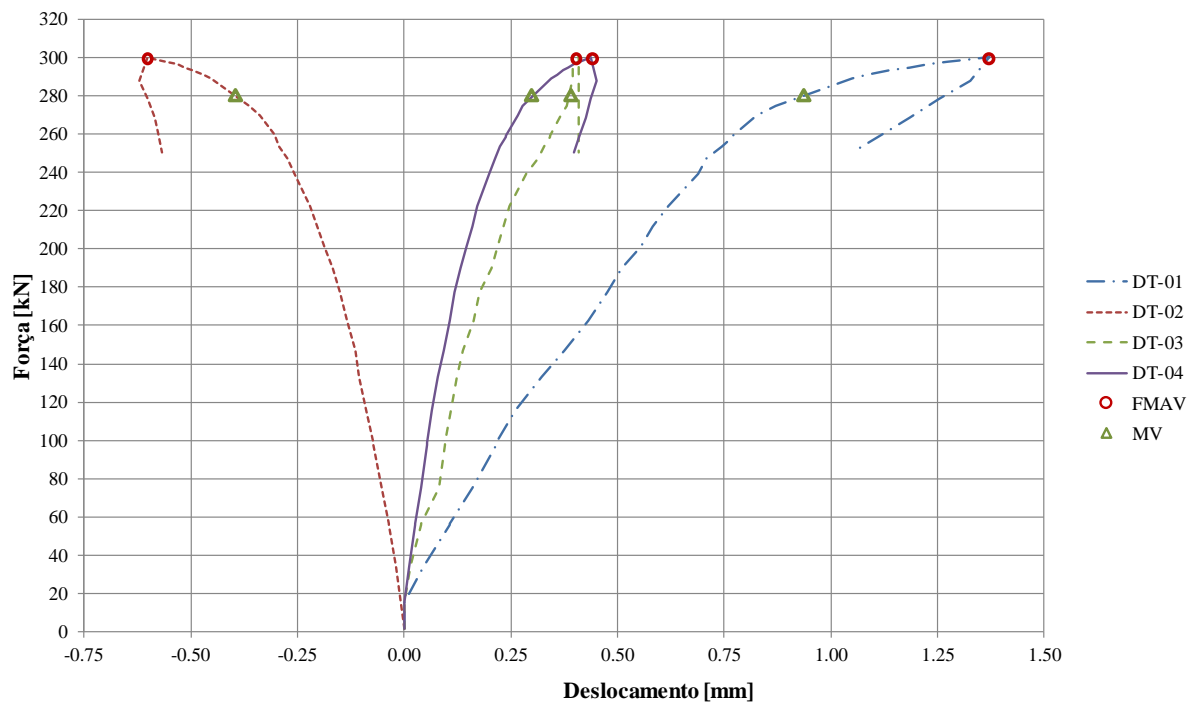


Figura 3.65 – Viga C1 – Deslocamento lateral do montante (lado que não sofreu FMAV)

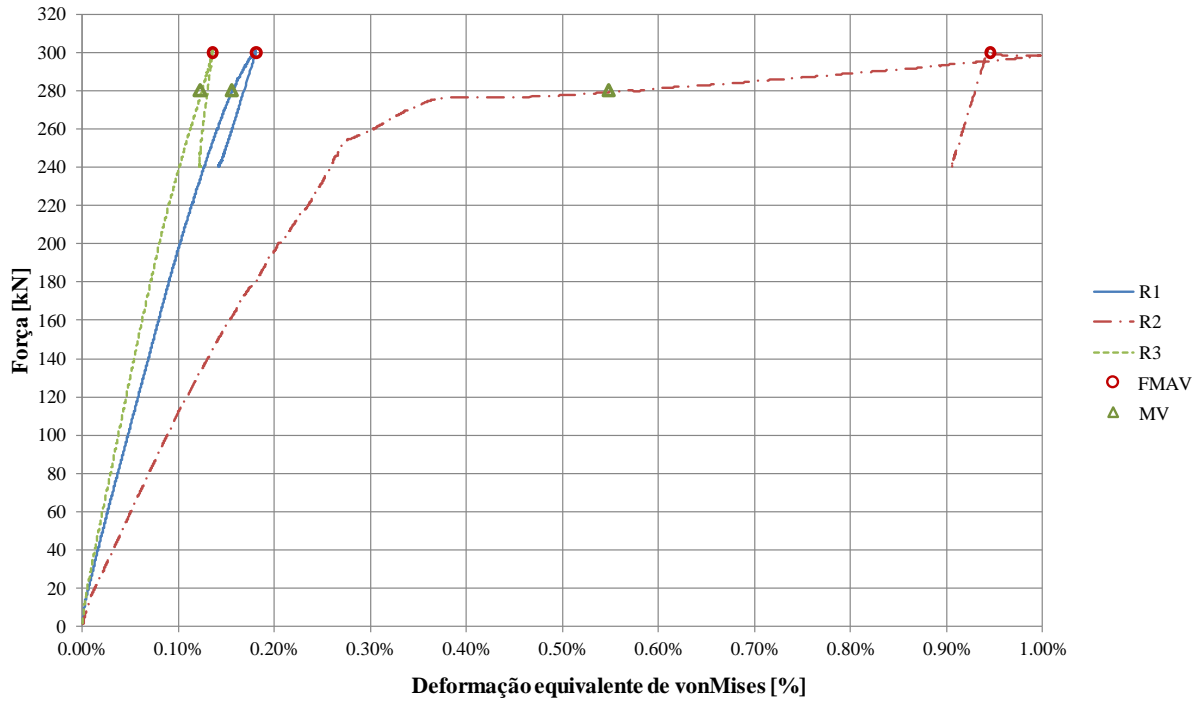


Figura 3.66 – Viga C1 – Deformações equivalentes de von Mises (lado que não sofreu FMAV)

A viga C2 apresentou um comportamento qualitativamente semelhante ao da viga C1, porém a falha por formação do mecanismo Vierendeel ficou mais evidente antes que ocorresse a FMAV, conforme pode ser observado na Figura 3.67.

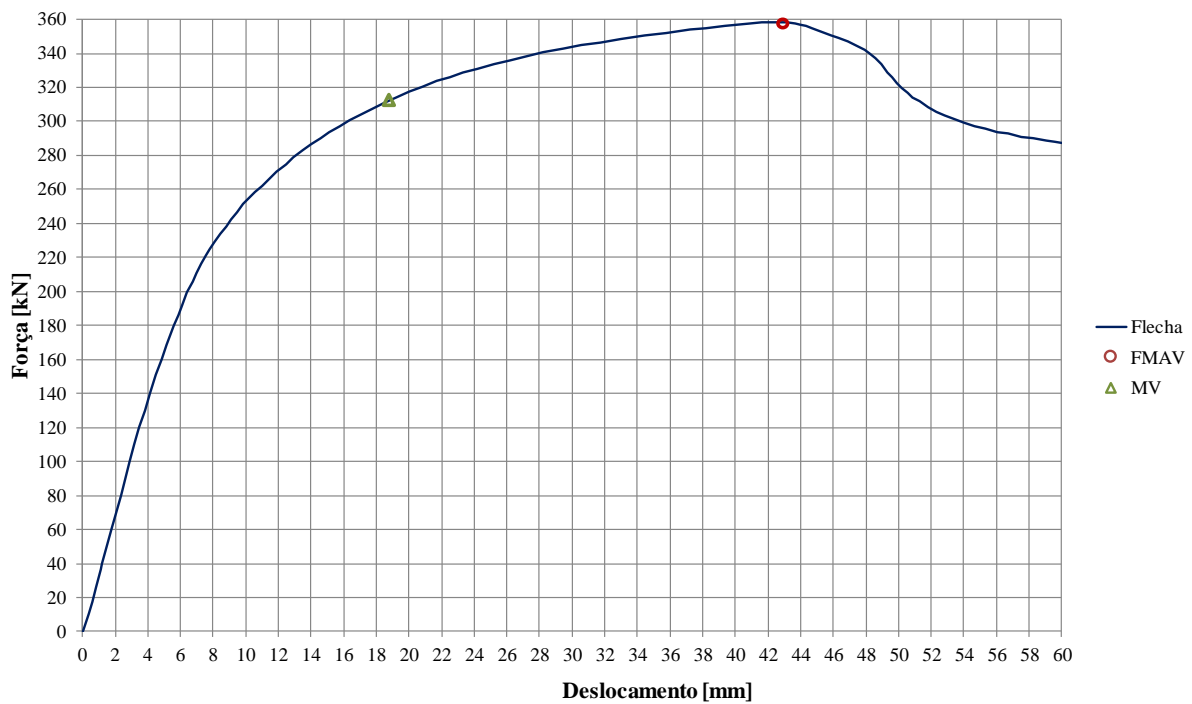


Figura 3.67 – Viga C2 – Força versus flecha

Nesse ensaio, ficou evidente que a FMAV ocorreu devido ao excesso de deformação da viga, oriundo do mecanismo Vierendeel, conforme pode ser observado nas figuras 3.68 e 3.69, nas quais está mostrada a viga antes do início da FMAV e após a ocorrência da FMAV.



Figura 3.68 – Viga C2 – Deformação anterior à FMAV



Figura 3.69 – Viga C2 – Deformação na força última

3.6.9 Resumo dos Resultados

A totalidade dos gráficos obtidos está apresentada no Apêndice B, e um resumo dos principais resultados está mostrado na Tabela 3.6.

Tabela 3.6 – Resumo dos resultados obtidos

Modelo	Mecanismo primário de falha	Força última kN	Flecha ^(a) mm (δ/L)		Deslocamento do montante de alma ^(a)				Deslocamento lateral das mesas ^(a)	
					DT-01	DT-02	DT-03	DT-04	DT-05	DT-06
A1 ^(b)	FMAV	76	5,6	287 / L	-10,0	9,0	0,2	0,5	0,5	-0,2
A2	FMAV	124	7,0	268 / L	3,5	-2,1	-0,7	0,4	1,1	1,3
A3	FMAV	142	8,9	230 / L	3,1	-2,0	-0,5	0,3	-1,3	0,2
A4	MV	158	15,8	151 / L	1,2	-1,0	-0,3	0,0	-3,0	-0,5
A5	FMAV	198	6,9	199 / L	7,72	-3,0	-2,4	1,0	-0,7	-1,9
A6	FMAV	205	7,6	196 / L	19,2	-17,0	-2,3	4,0	-5,4	0,4
B1 ^(b)	FMAV	108	7,5	219 / L	-2,6	1,4	0,2	-0,3	2,6	-0,2
B2	FMAV	158	9,3	208 / L	1,9	-2,0	-0,2	0,2	-4,2	0,5
B3	FMAV+MV	226	21,7	97 / L	6,6	-4	0,0	0,1	-4,8	0,5
B4	MV	221	26,5	92 / L	3,3	0,0	-0,3	-0,7	-4,6	-0,2
B5	FMAV	277	7,9	170 / L	16,7	-9,3	-3,1	0,6	-0,7	1,1
B6	FMAV	300	7,4	197 / L	-3,3	7,7	0,7	-3,2	-3,6	1,2
C1 ^(c)	FMAV + MV	301	19,5	108 / L	1,4	-0,6	0,4	0,4	-2,5	3,7
C2	MV	358	42,5	54 / L	-1,8	-2,0	-1,6	-2,0	-11,0	-0,2

^(a) Valores de deslocamento na força última

^(b) Não foi possível determinar a força máxima no ensaio. O valor apresentado na tabela corresponde ao valor da força no momento em que ocorre o início da FMAV, determinado visualmente durante o ensaio.

^(c) A FMAV ocorreu no lado não instrumentado da viga.

4

INFLUÊNCIA DAS IMPERFEIÇÕES INICIAIS NOS MODELOS NUMÉRICOS

4.1 Considerações gerais

A modelagem numérica de vigas celulares deve ser feita de forma a representar o comportamento real das vigas, o que pode ser algo complexo, devido à dificuldade de se medir e contemplar no modelo numérico todas as propriedades e fenômenos a que os modelos experimentais estão sujeitos. Usualmente, os modelos numéricos são calibrados a partir de resultados obtidos em análises experimentais, sendo que alguns parâmetros dos modelos numéricos são utilizados como variáveis de calibração, podendo ser alterados para levar o comportamento dos modelos numéricos a se assemelhar satisfatoriamente ao dos modelos experimentais.

Neste capítulo é abordada a variação no comportamento do modelo numérico devido à alteração de alguns parâmetros de modelagem, sendo eles a amplitude e a forma da imperfeição inicial, e o valor do módulo de elasticidade do aço. Não estão apresentadas neste capítulo comparações entre os resultados dos modelos numéricos e experimentais, uma vez que os modelos numéricos aqui estudados foram elaborados com os valores nominais das dimensões e propriedades de material dos modelos experimentais. A validação e calibração dos modelos numéricos com os experimentais estão apresentadas no Capítulo 5.

4.2 Premissas da modelagem numérica

4.2.1 Considerações iniciais

Os modelos numéricos foram gerados integralmente no programa ABAQUS 6.13 (SIMULIA, 2013), que utiliza o Método dos Elementos Finitos. Para a solução dos modelos das vigas celulares foi utilizado o método de Riks modificado (método do comprimento de arco), que

permite obter estados de equilíbrio estático durante a fase instável da estrutura (CASTRO E SILVA, 2006).

Após testes com elementos de casca S4, S4R, S3, S8R e STRI65, foi definida a utilização do elemento S4, o qual tem quatro nós, com seis graus de liberdade por nó, com quatro pontos de integração por elemento. Foram realizados testes de sensibilidade de malha, e foi definido que seria utilizada uma com tamanho médio do elemento igual 10 mm e uma quantidade mínima de 20 elementos entre os alvéolos (Figura 4.1).

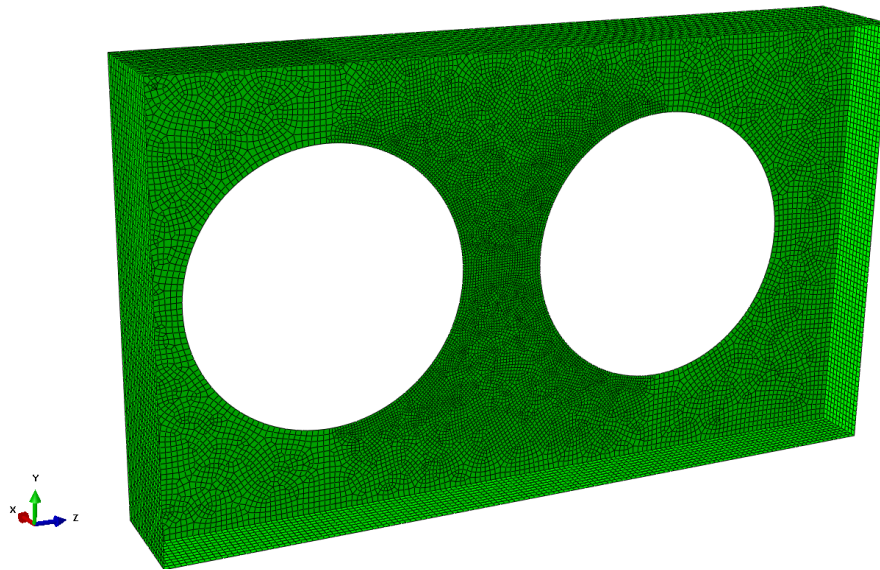


Figura 4.1 – Modelo com elementos S4R

Uma vez que neste estudo foram simulados modelos com diferentes imperfeições iniciais, mas com mesma imperfeição nos dois montantes de alma, foi utilizado modelo de simetria, no qual foi modelada apenas metade da viga, conforme esquematizado na Figura 4.2.

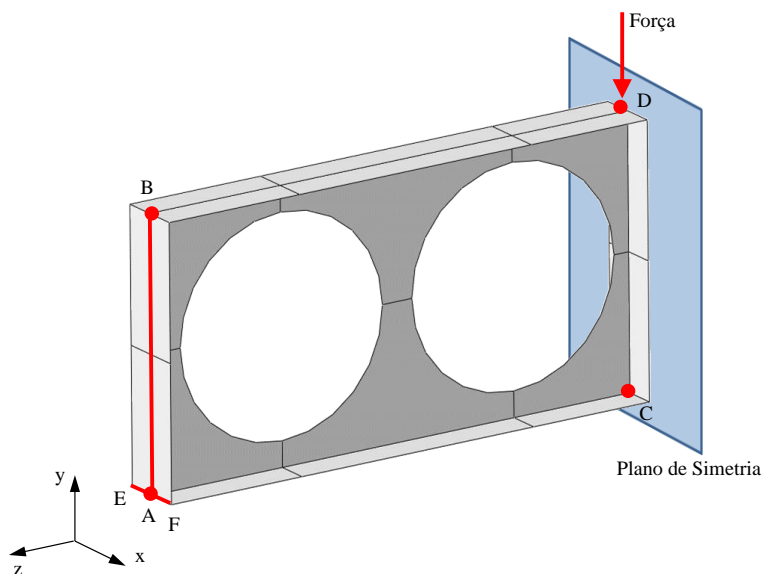


Figura 4.2 – Modelo de simetria

Os modelos foram gerados considerando a viga biapoiada, com carregamento centrado, de forma que o ponto A ficasse restringido em relação ao deslocamento nas direções dos eixos em x e y , a linha EF restrita em relação aos deslocamentos na direção do eixo y , a linha AB restrita em relação aos deslocamentos na direção do eixo x , o ponto D restringido em relação aos eixos z e x e todos os pontos no plano de simetria restringido em relação ao deslocamento na direção do eixo z e à rotação em torno dos eixos x e y . Além dessas restrições, o deslocamento do ponto C foi restringido na direção do eixo x em alguns dos modelos, conforme mostrado a seguir.

Os modelos escolhidos para a comparação foram iguais aos projetos dos modelos experimentais (Item 3.2). Inicialmente foram gerados gráficos de força *versus* flecha considerando o aço com resistência ao escoamento (f_y) igual a 345 MPa e módulo de elasticidade (E) igual a 200 GPa. Posteriormente o módulo de elasticidade foi alterado para 180 e 160 GPa, para avaliar a variação na resposta numérica. Em todos os modelos foi utilizado o modelo constitutivo bilinear para o aço (elastoplástico perfeito).

4.2.2 Modelagem da imperfeição inicial

A modelagem da imperfeição inicial do montante de alma é um fator determinante no comportamento da FMAV, e pouco se encontra na literatura a seu respeito. Usualmente a imperfeição inicial do montante é modelada numericamente a partir da geometria deformada do primeiro modo de flambagem do montante de alma, gerando uma imperfeição inicial com curvatura dupla (Figura 4.3-a), o que é relatado na literatura como prática que leva a bons resultados (VIEIRA, 2015) e (VIEIRA, 2014). Essa geometria, no entanto, não condiz com a forma usual da imperfeição real do montante de alma de vigas celulares. Comumente, a imperfeição observada em peças fabricadas apresenta com curvatura simples, conforme mostrado nas figuras 4.3-b ou 4.3-c.

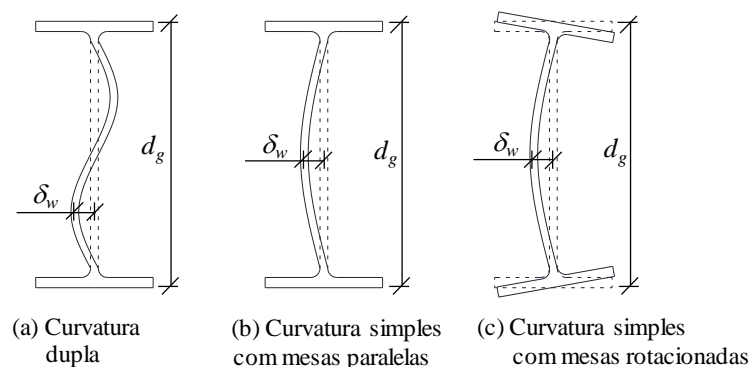


Figura 4.3 – Curvaturas das imperfeições iniciais

Para comparar as respostas dos modelos numéricos de acordo com a forma e amplitude da imperfeição inicial, foram simulados modelos numéricos de todas as vigas projetadas para fabricação, com as três formas de imperfeições, e valores de δ_w iguais a 0, $d_g/2.000$, $d_g/1.500$, $d_g/1.000$, $d_g/800$, $d_g/600$, $d_g/400$, $d_g/300$, $d_g/200$, $d_g/100$ e $d_g/50$.

Para a geração da geometria, foi adotada a seguinte metodologia no programa ABAQUS:

- Curvatura dupla (Figura 4.3-a)
Foi aplicada uma força concentrada vertical no centro do vão, na mesa superior, e por análise linear de estabilidade, obtida a geometria do primeiro modo de flambagem do montante de alma (Figura 4.4-a).
- Curvatura simples com mesas paralelas (Figura 4.3-b)
Foram engastados todos os nós na linha ABCD (Figura 4.2) e aplicada pressão em toda a alma, e obtendo-se a geometria deslocada da alma, conforme pode ser visto na Figura 4.4-b.
- Curvatura simples com mesas rotacionadas (Figura 4.3-c)
Foi aplicada restrição à translação transversal em todos os nós na linha ABCD (Figura 4.2), e aplicada uma pressão em toda a alma, e obtendo-se a geometria deformada do modelo, conforme pode ser visto na Figura 4.4-c.

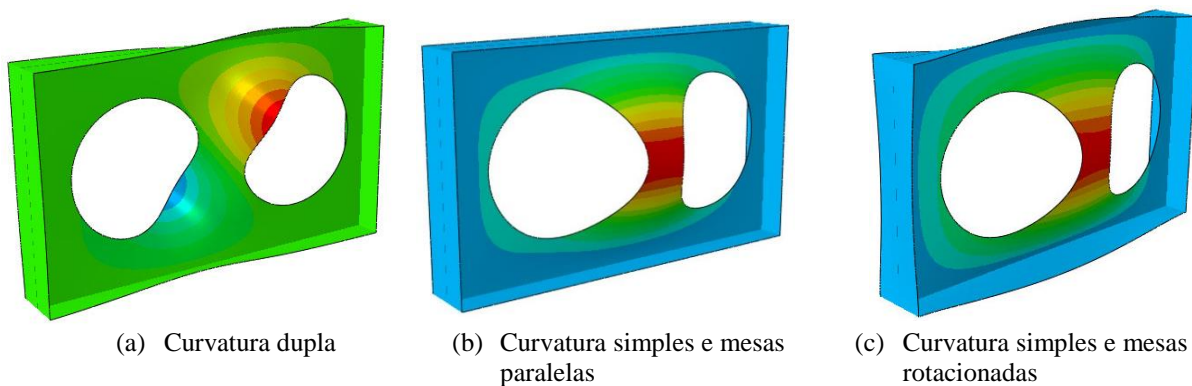


Figura 4.4 – Imperfeições iniciais geradas

Após a obtenção das geometrias a partir dos métodos mencionados, o modelo geométrico foi exportado para o modelo de análise, e a deformação inicial multiplicada por um fator de escala para adaptá-la ao valor máximo de imperfeição desejado.

4.2.3 Giro da seção central

Estudos numéricos executados neste trabalho demonstraram a tendência da seção central de girar, mesmo quando o deslocamento da mesa superior está restringido transversalmente, em um fenômeno conhecido como flambagem lateral da alma.



Figura 4.5 – Giro da seção central

Devido a esse comportamento, também foram modeladas algumas vigas com o ponto central inferior restringido ao deslocamento horizontal (ponto C – Figura 4.2) para que se pudesse avaliar seu impacto na força última.

4.3 Resultados

4.3.1 Considerações iniciais

A partir dos modelos numéricos, foram gerados gráficos de força *versus* flecha das 14 vigas, para diferentes combinações entre amplitudes e formas de imperfeições iniciais citadas (Tabela 4.1), totalizando 714 curvas. Estão apresentados neste item algumas curvas, que são representativas para todos os modelos.

Tabela 4.1 – Tipos de modelos simulados

Tipo	Curvatura da imperfeição no montante de alma	Imperfeição nas mesas	Ponto central inferior
(a)	Simples	Sem imperfeição	Livre
(b)	Simples	Sem imperfeição	Restringido
(c)	Simples	Com imperfeição	Livre
(d)	Simples	Com imperfeição	Restringido
(e)	Dupla	Com imperfeição	Livre

4.3.2 Problemas ocorridos durante a modelagem

Alguns modelos nos quais foram impostas imperfeições iniciais com curvatura simples, apresentaram problemas de convergência, a respeito dos quais não foram encontradas referências na literatura. Ao se utilizar a determinação do comprimento de arco automática disponibilizada no ABAQUS 6.13, de forma a otimizar o processo de solução numérico, ocasionalmente a análise converge para uma configuração irreal da geometria do montante de alma, e conseqüentemente para um valor errado de força última. Foi observado que, ao se impor um incremento pré-determinado um pouco menor que o definido automaticamente, a geometria e a força tendem para o mesmo valor anterior, aparentando convergência do resultado. Porém, ao se fazer tentativas com comprimentos de arco sucessivamente menores, foi observado que a partir de um determinado valor de incremento a geometria deformada passa a ser a esperada, bem como o valor de força crítica. Esse problema foi sanado ao se utilizar um incremento pequeno, fixo para toda a análise, o que conseqüentemente gerou arquivos demasiadamente grandes. Esse problema não foi observado em modelos com imperfeição inicial com curvatura dupla, o que pode explicar o fato de não terem sido encontrados relatos do problema em pesquisas anteriores, uma vez que a curvatura dupla é a geometria da imperfeição inicial usualmente utilizada.

Além do problema de convergência relatado, alguns modelos apresentaram um problema para continuar a análise após a força última, nos quais os incrementos de força foram reduzidos ao longo dos passos, mas nunca chegando a fazer com que a força reduzisse. Dessa forma, mesmo em modelos em que ocorriam FMAV, nos quais é sabido que a queda de força é brusca após o colapso, eventualmente a força não decresceu, ficando os incrementos de força, e, conseqüentemente, os deslocamentos, cada vez menores ao longo dos passos de força, formando um patamar até o bloqueio da solução pelo programa.

4.3.3 Modelos sujeitos à FMAV

O comportamento qualitativo dos modelos simulados sujeitos à FMAV pode ser bem representado pelo comportamento dos modelos da viga A2, explorada neste subitem. Os modelos dos tipos *a*, *b*, *c* e *d* (imperfeição inicial com curvatura simples) têm os comportamentos da curva força *versus* flecha similares, e podem ser descritos pela Figura 4.6.

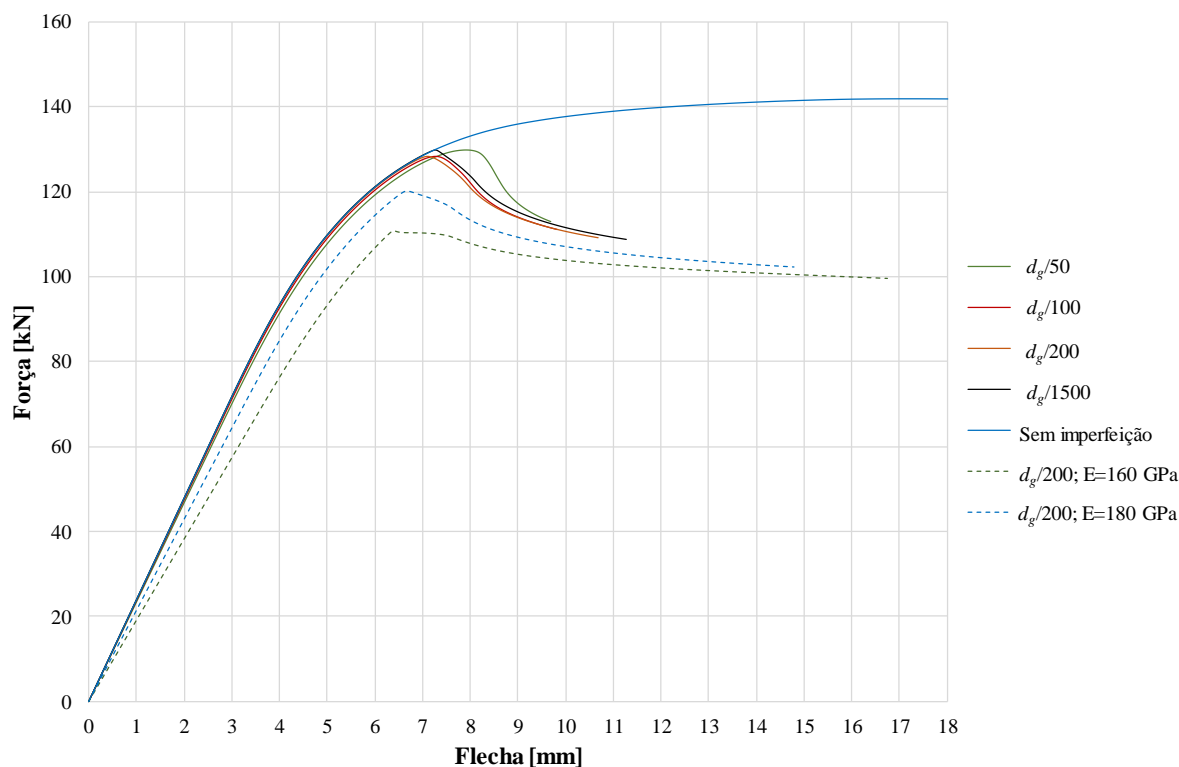


Figura 4.6 – Viga A2 – Modelo *a* – Força versus flecha (imperfeição com curvatura simples)

Conforme pode ser observado, quando se compara modelos com mesmo módulo de elasticidade, o trecho inicial da curva se altera muito pouco em função da variação da magnitude da imperfeição inicial. Os modelos com módulo de elasticidade reduzido apresentam um aumento generalizado da flexibilidade no comportamento, sendo a força última reduzida de forma considerável em relação aos modelos com módulo de elasticidade igual a 200 GPa.

Ao contrário do que era esperado inicialmente, nos modelos com as maiores imperfeições testadas ($d_g/50$), a força última pode ser superior à dos demais modelos com imperfeições menores. Esse comportamento foi encontrado sistematicamente em algumas vigas, e pode-se afirmar que não se trata de um erro numérico. Uma possível explicação para esse comportamento é o fato de que, como a FMAV de fato ocorre na forma de curvatura dupla, parte do montante de alma já está posicionado na direção correta da flambagem antes da aplicação da força, mas a outra parte está na posição contrária. Sendo assim é necessário que o sistema consuma energia para fazer com que o montante de alma tenha sua geometria reconfigurada para a forma de curvatura dupla, para seguir com o comportamento típico de FMAV. Esse fenômeno é abordado mais detalhadamente no Item 5.1.

Esse comportamento faz com que a curvatura inicial simples apresente uma característica que, se por um lado aumenta as excentricidades e facilita a perda de estabilidade, por outro pode fazer com que a energia despendida na reconfiguração da geometria para depois prosseguir com a perda de estabilidade aumente, existindo assim um valor de imperfeição que leve à força última mínima. Na Figura 4.7 pode ser observada a variação da força última em função da imperfeição inicial para os modelos com imperfeição inicial com curvatura simples, e o comportamento descrito pode ser constatado.

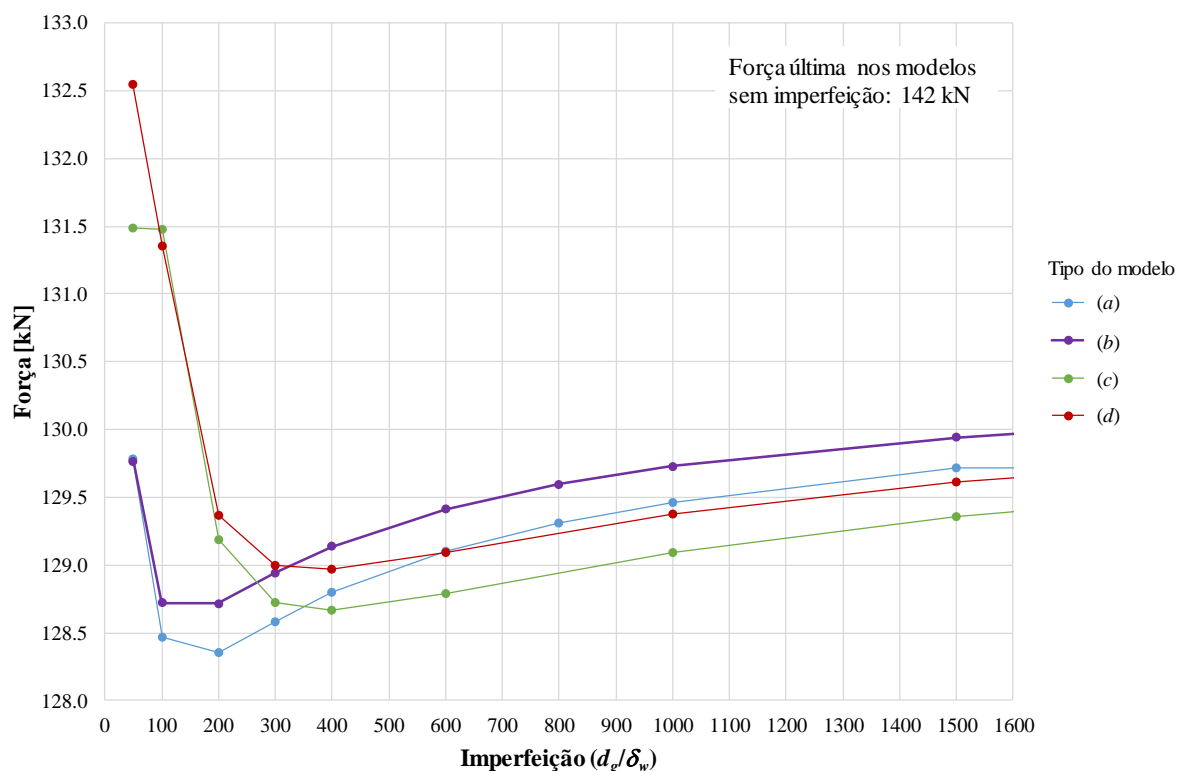


Figura 4.7 – Viga A2 – Força última em função da imperfeição

Embora a diferença percentual entre os valores mostrados em uma mesma curva na Figura 4.7 seja pequena (até cerca de 2%), este estudo mostra que, quando utilizada imperfeição inicial com curvatura simples, a imposição de uma imperfeição de magnitude muito grande pode levar a resultados não conservadores.

O comportamento dos modelos com imperfeição inicial dupla é mais previsível, sendo que, quanto maior a imperfeição inicial, menor a força última. Sendo assim, é possível atingir uma resposta bastante diferente em relação aos modelos com imperfeição inicial simples, nos casos em que a imperfeição imposta é de grande magnitude, havendo um decréscimo muito acentuado na força última à medida que as imperfeições se tornam maiores, e tendendo a

atingir o mesmo valor à medida que as imperfeições iniciais se tornam menores, conforme pode ser observado na Figura 4.8.

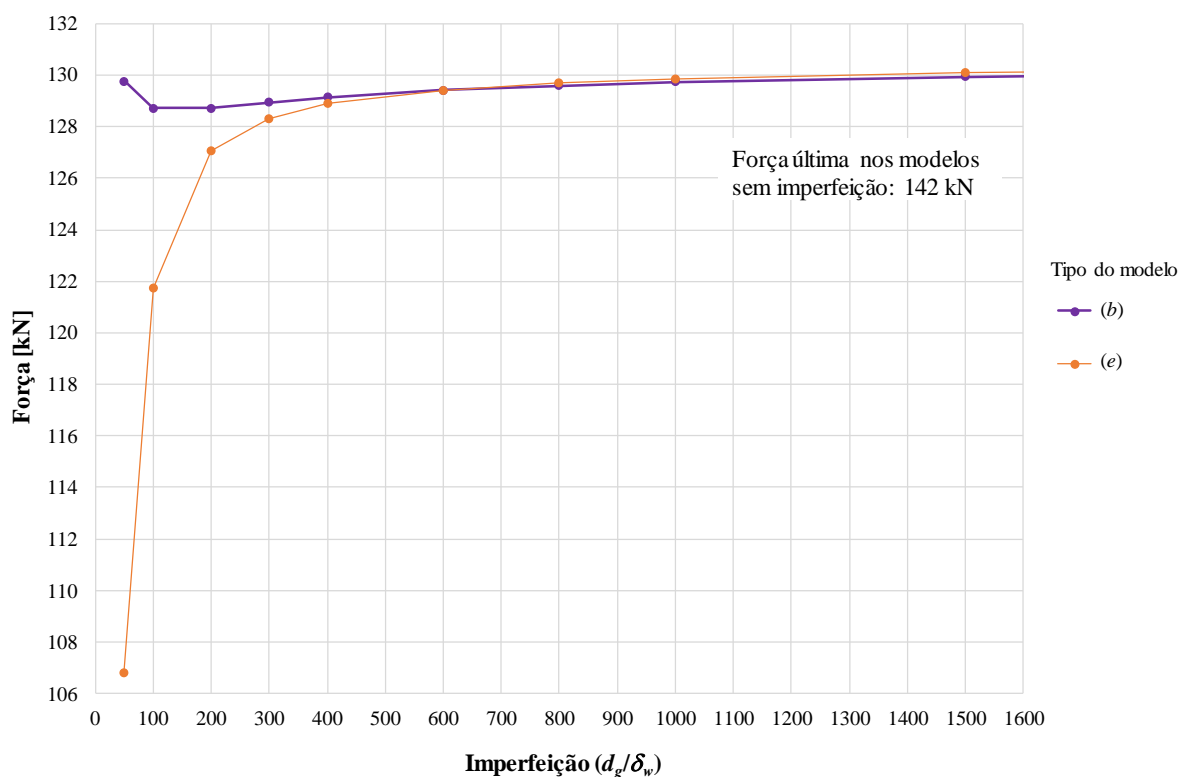


Figura 4.8 – Viga A2 – Força última em vigas com imperfeição inicial dupla

Ao se analisar o gráfico de força *versus* flecha da viga com imperfeição inicial dupla (Figura 4.9), pode-se observar que a diferença de comportamento entre os modelos com imperfeição com curvatura dupla é mais gradual que entre modelos com imperfeição com curvatura simples. Além desse fato, observa-se que o aumento da imperfeição inicial causa não só uma diminuição da força última, mas também um aumento da flexibilidade de todo o sistema, aumentando consideravelmente a inclinação do trecho inicial das curvas, podendo levar o modelo a ter rigidez e força última inferiores às do modelo simulado utilizando o módulo de elasticidade reduzido.

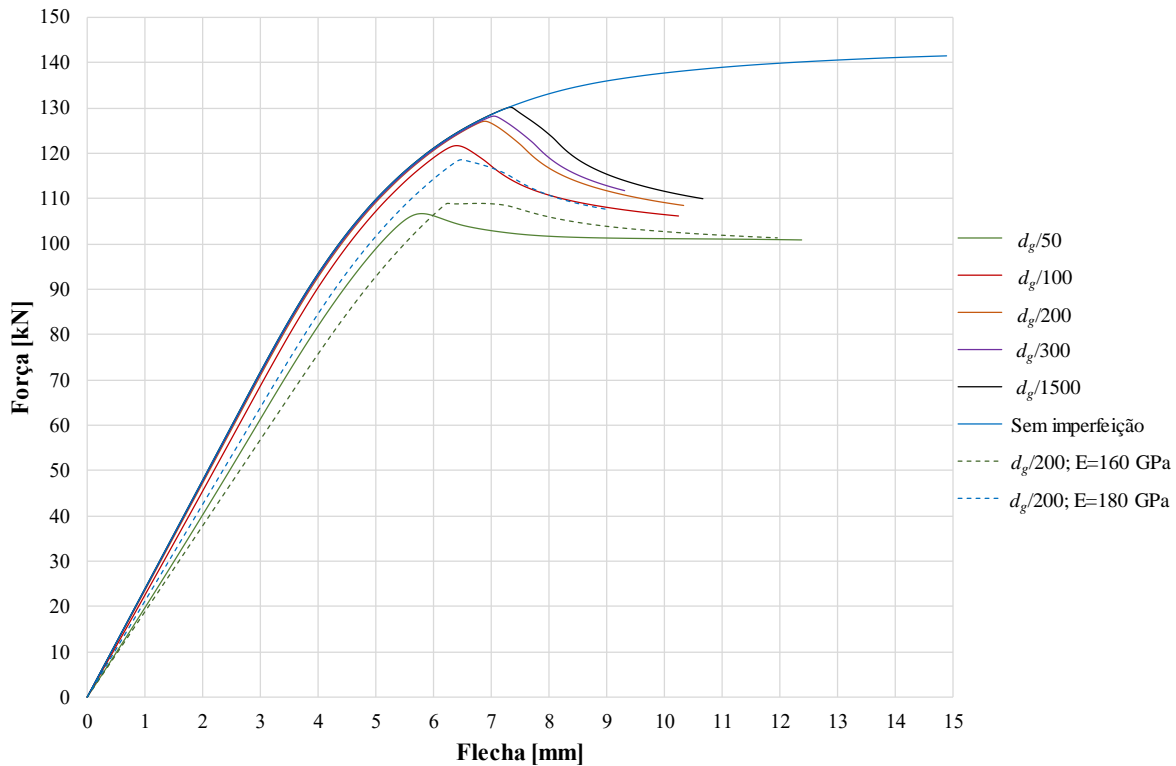


Figura 4.9 – Viga A2 – Modelo e – Força *versus* flecha (imperfeição com curvatura dupla)

Para se avaliar o impacto da modelagem da imperfeição com ou sem a rotação das mesas, foi traçado o gráfico de força *versus* flecha para os diferentes tipos de modelos, com magnitude da imperfeição inicial igual a $d_g/100$. Conforme pode ser observado na Figura 4.10, a diferença no comportamento dos modelos com imperfeição inicial de mesma geometria é desprezável (*a* e *b*; *c* e *d*), mesmo com a presença da restrição ao deslocamento lateral no ponto central inferior da viga. Ao se comparar o comportamento dos modelos sem imperfeição inicial na mesa com os que a tem (por exemplo modelos do tipo *a* e *c*), é possível observar que a torção inicial da mesa causa uma pequena diferença no comportamento, principalmente na magnitude da flecha no instante da força última. Quando se compara a força última nesses modelos, observa-se que a diferença apresentada é desprezável. Além dos modelos mencionados, que possuem imperfeição inicial com curvatura simples, a curva para o modelo com imperfeição inicial com curvatura dupla está apresentada no gráfico, para referência.

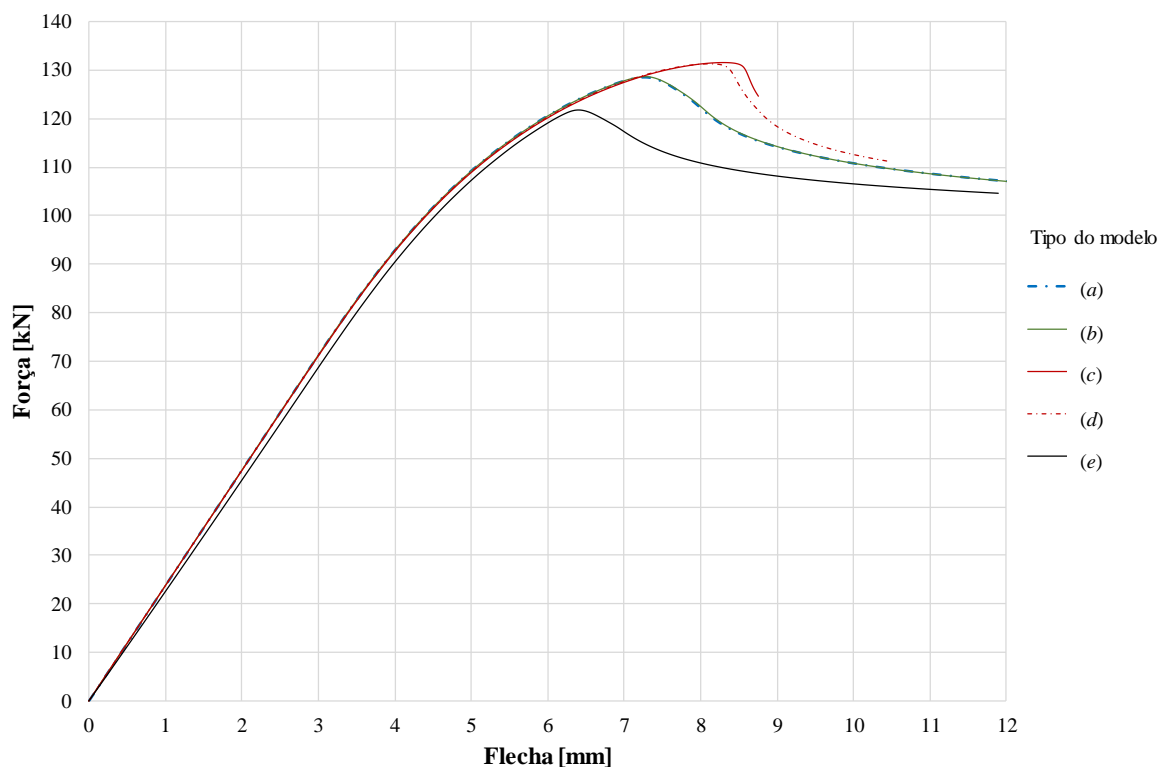


Figura 4.10 – Viga A2 – Resposta para diferentes formas de imperfeição inicial ($\delta_w=d_g/100$)

4.3.4 Modelos sujeitos ao mecanismo Vierendeel

Os modelos simulados sujeitos ao mecanismo Vierendeel apresentaram comportamentos qualitativos semelhantes entre si, e por essa razão estão apresentados neste subitem os resultados referentes ao modelo numérico da viga A4, que é representativo para os demais.

Assim como nos modelos sujeitos à FMAV, os modelos sujeitos ao mecanismo Vierendeel com curvatura simples apresentam resultados semelhantes quando comparados entre si. Contudo, diferentemente dos modelos sujeitos à FMAV, nos modelos com curvatura inicial simples a diferença entre modelos com diferentes magnitudes de curvatura inicial não é significativa, pelo menos até o alcance da força última (Figura 4.11). Também pode ser observado que a variação do módulo de elasticidade dos modelos resultou em uma maior flexibilidade do sistema, mas com pouca alteração na força última. Esse comportamento era esperado, uma vez que a formação das regiões de plastificação do mecanismo Vierendeel tem pouca ligação com as imperfeições iniciais.

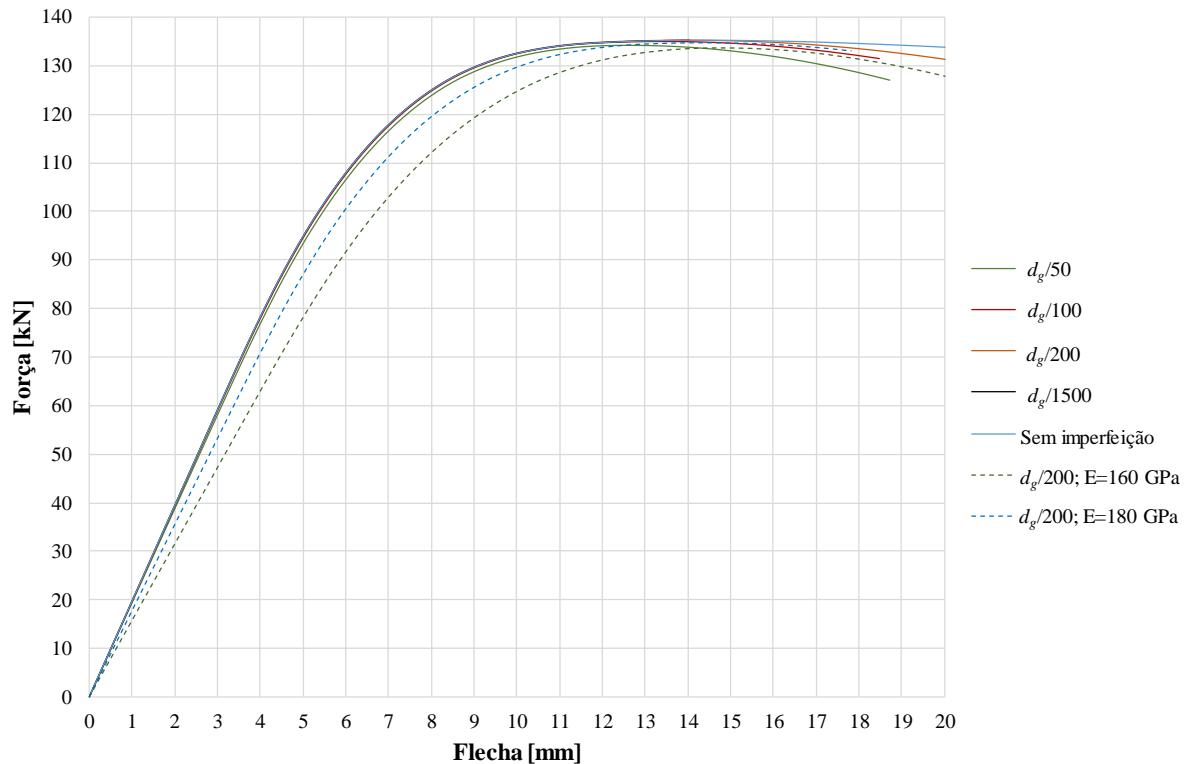


Figura 4.11 – Viga A4 – Modelo a – Força versus flecha (imperfeição com curvatura simples)

Nos modelos com imperfeição inicial dupla sujeitos ao mecanismo Vierendeel, pode ser observado que existe uma variação maior do comportamento à medida que se aumenta a magnitude da imperfeição inicial. Conforme se vê na Figura 4.12, para que essa diferença seja significativa, é necessário que a imperfeição inicial seja grande, sendo observado que, para imperfeições com magnitude inferiores à $d_g/100$, essas diferenças se tornam muito pouco significativas. A variação no comportamento apresentada ao se utilizar valores altos de imperfeições iniciais faz com que, assim como quando é reduzido o módulo de elasticidade, ocorra um aumento na flexibilidade do modelo, mas não alterando significativamente a força última.

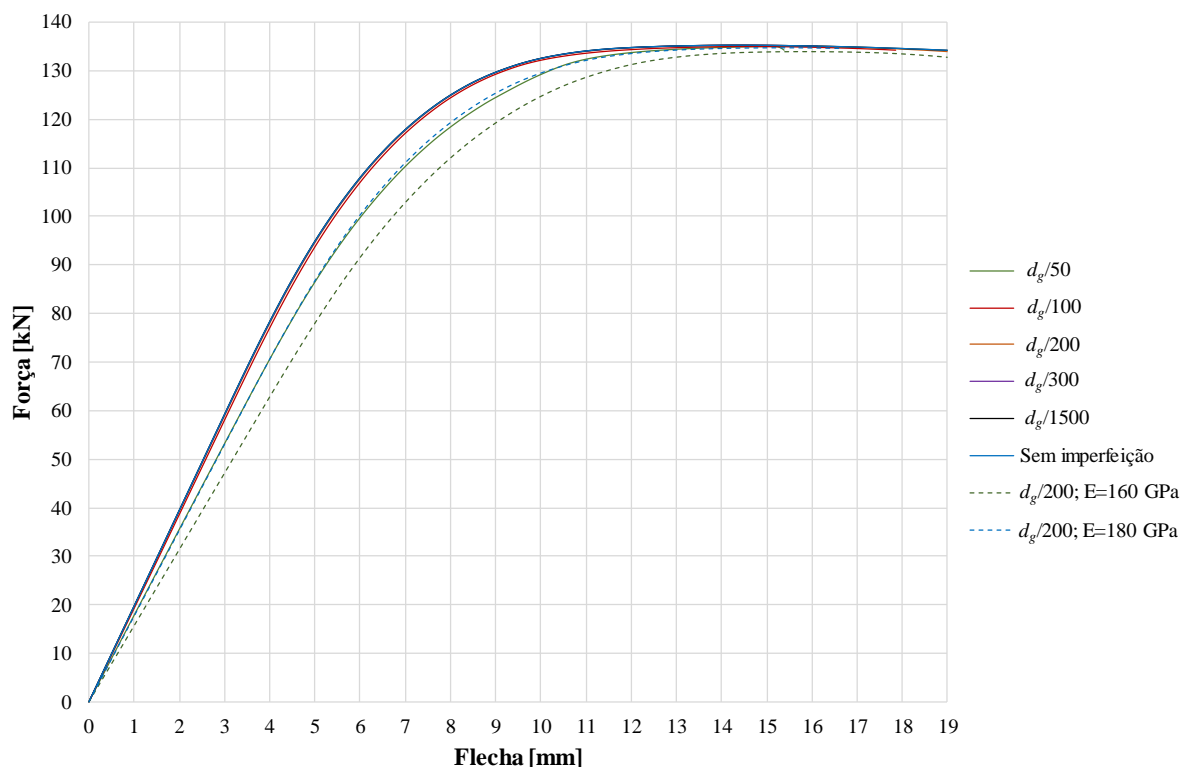


Figura 4.12 – Viga A4 – Modelo e – Força *versus* flecha (imperfeição com curvatura dupla)

De acordo com o que se verifica na Figura 4.13, diferentemente do que ocorre em vigas sujeitas à FMAV, os modelos sujeitos ao mecanismo Vierendeel com curvatura dupla apresentam valor de força última superior ao dos modelos com curvatura simples, além de ser possível observar que não ocorre um aumento da força última em modelos com deformação inicial com magnitudes elevadas, sendo o comportamento da variação da força última em relação à imperfeição inicial monotônico. Esse comportamento, apesar de poder constatado claramente, não tem, para os modelos estudados, impacto significativo no valor da força última, sendo a maior diferença entre modelos igual a 2%. Essa diferença de comportamento em relação aos modelos sujeitos à FMAV corrobora a tese de que o aumento da força última, em modelos sujeitos à FMAV com grandes magnitudes de imperfeição inicial, é causado pela energia despendida ao se reconfigurar os montantes de alma para a geometria com curvatura dupla, uma vez que essa reconfiguração não ocorre nos modelos sujeitos ao mecanismo Vierendeel.

Contudo, quando são consideradas imperfeições iniciais inferiores à $d_g/100$, os comportamentos de todos os tipos de modelos passam a ser muito semelhantes (Figura 4.14), tendo a maior diferença após a força última, mas, ainda assim, não tendo diferenças significativas.

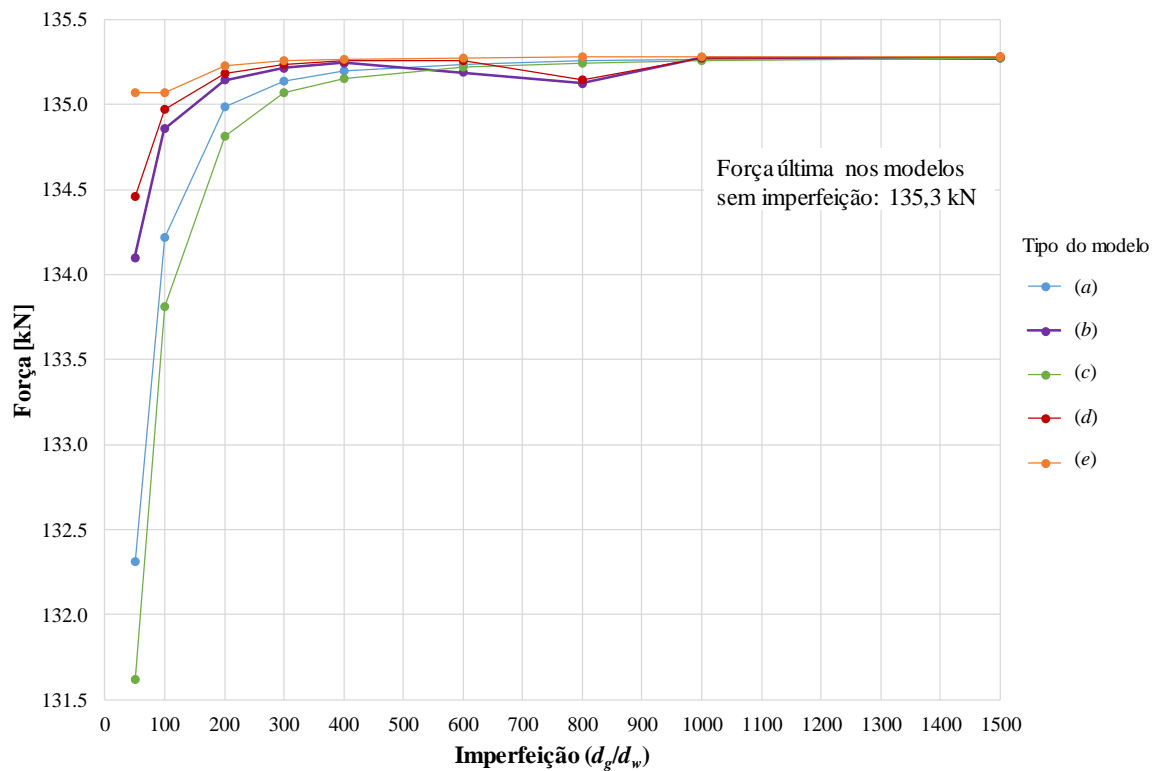


Figura 4.13 – Viga A4 – Força última em função da imperfeição inicial para colapso por Mecanismo Vierendeel

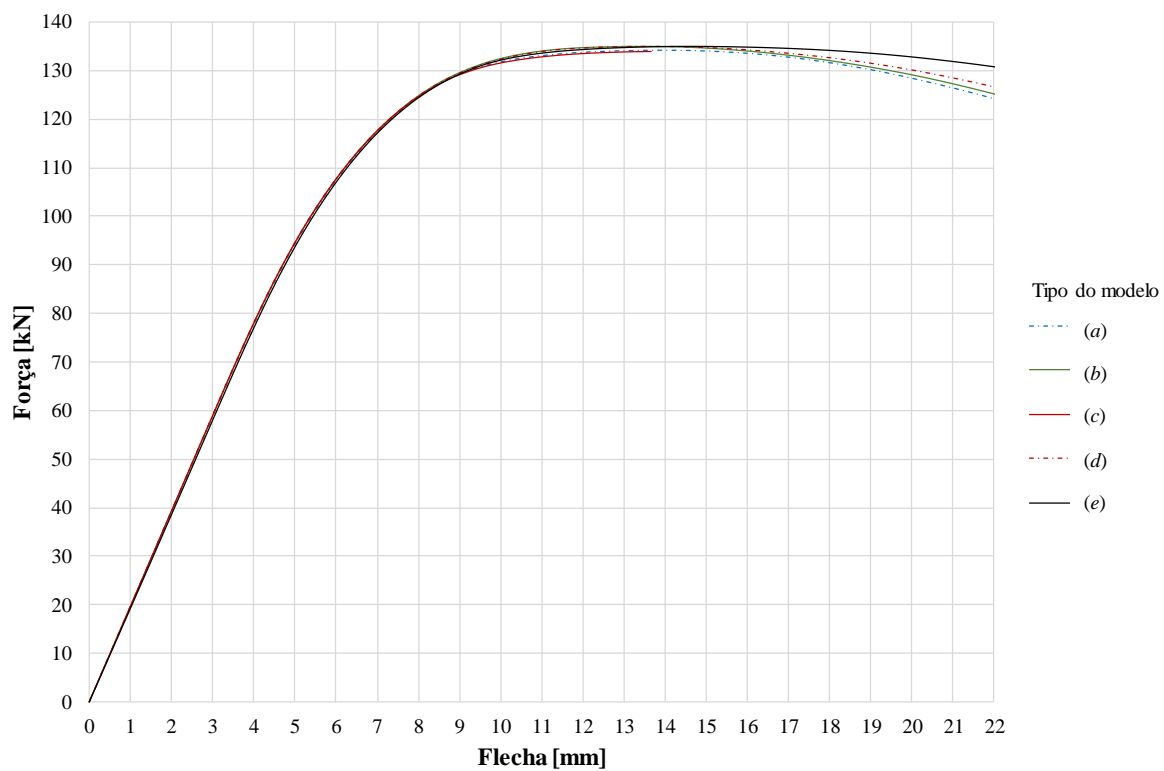


Figura 4.14 – Viga A4 – Resposta para diferentes formas de imperfeição inicial ($\delta_w=d_g/100$)

4.3.5 Conclusões

Neste estudo da influência das imperfeições iniciais geométricas nos modelos numéricos foram simulados 714 modelos, os quais representavam os modelos experimentais, com propriedades e dimensões nominais. Foi constatado que, em modelos com imperfeição inicial com curvatura simples, o fato de se fixar o ponto central inferior da viga, assim como o de se liberar a rotação ou não das mesas nas imperfeições iniciais, não altera de forma significativa o comportamento dos modelos.

A modelagem de vigas celulares com imperfeição inicial do montante de alma com curvatura simples, embora represente melhor a geometria real dos modelos experimentais, incorre em uma série de complicações numéricas, sendo necessário verificar a geometria deformada das vigas para validar o resultado.

Além desse fato, com essa metodologia a malha necessária para garantir a confiabilidade dos resultados é demasiadamente refinada, além de que os incrementos de força utilizados na solução numérica pelo método do comprimento de arco precisam ser muito pequenos, combinação de fatores que levam os modelos terem custo computacional elevado.

Os resultados mostraram que, a partir de uma determinada magnitude de imperfeição inicial, as forças últimas de modelos com diferentes formas de imperfeição convergem. Dessa forma, este estudo sugere que os modelos numéricos sejam feitos utilizando imperfeição inicial com curvatura dupla, e aferidos a partir das análises experimentais.

5

CALIBRAÇÃO DOS MODELOS NUMÉRICOS

5.1 Considerações gerais

Para que se possa utilizar resultados obtidos em um estudo numérico paramétrico é preciso garantir que esse modelo reproduza, com uma margem de confiabilidade aceitável, o comportamento obtido em laboratório. Nos modelos experimentais, a imperfeição inicial do montante de alma não tem forma semelhante à sua geometria deformada após a perda da estabilidade. Em função disso, parte da energia de deformação é consumida para que o montante adquira a forma final, fazendo com que, no caso mostrado na Figura 5.1, a parte superior do montante inverta sua posição, comportamento esse que foi constatado visualmente em algumas vigas ensaiadas.

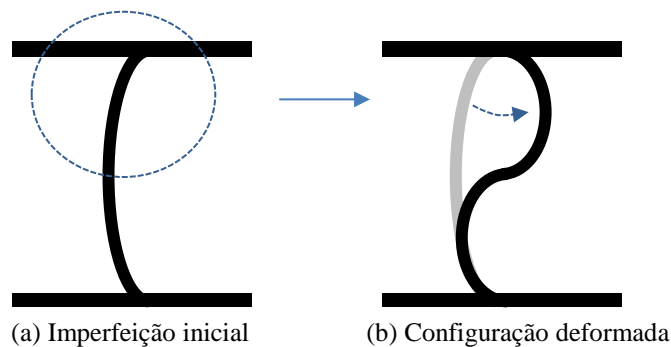


Figura 5.1 – Alteração na forma durante a aplicação da força

Conforme discutido no Capítulo 4, a imperfeição inicial adotada nos modelos numéricos foi obtida por análise linear de flambagem, não tendo, portanto, a forma da imperfeição real das vigas fabricadas. Entretanto, essa imperfeição adotada apresenta geometria semelhante à configuração deformada após o início do processo de perda de estabilidade (Figura 5.1-b), fato que faz com que seja necessária uma minoração da magnitude da imperfeição em relação à medida em laboratório. Fica, portanto, evidente que se for utilizada a mesma magnitude da imperfeição real, a força última obtida numericamente tenderá a ser inferior à obtida nos ensaios, o que foi comprovado nas análises numéricas.

A respeito das tensões residuais, existem poucos dados disponíveis na literatura, tendo sido a introdução das tensões residuais nos modelos numéricos descartada e seus efeitos contemplados na calibração da imperfeição geométrica adotada.

Com base no que foi exposto, a magnitude da imperfeição inicial a ser adotada foi determinada, chegando a resultados adequados para o problema estudado neste trabalho. Esses resultados foram obtidos a partir da modelagem das vigas ensaiadas em laboratório, contemplando as diferenças de geometria e propriedades do aço dos modelos em relação ao projeto, conforme apresentado no Item 5.2. Para que o efeito de borda das vigas pudesse ser minimizado no estudo paramétrico da FMAV, um modelo localizado do montante de alma foi proposto, e seus resultados estão apresentados Item 5.3.

5.2 Modelos de viga completa

5.2.1 Parâmetros utilizados

As vigas ensaiadas em laboratório foram modeladas no programa ABAQUS, de acordo com a geometria medida dos protótipos fabricados. Foram adotados os valores de resistência ao escoamento médios de cada grupo amostral obtidos nos ensaios de tração, conforme a Tabela 3.3. Devido à pouca amostragem referente ao módulo de elasticidade do aço nos ensaios, o valor adotado em todos modelos numéricos foi igual à 200 GPa, conforme preconizado pela norma ABNT NBR 8800:2008. Essa consideração é razoável, uma vez que os valores de E medidos nos ensaios de tração diferem, no máximo, 5% em relação a esse valor.

Assim como nos modelos apresentados no Capítulo 4, foi utilizado o diagrama bilinear (elastoplástico perfeito) para o aço, elemento S4 e método de Riks modificado (método do comprimento de arco). Foi feito o estudo de sensibilidade de malha, concluindo-se que, para esses modelos, a malha de tamanho máximo do lado do elemento igual à 10 mm levava a bons resultados.

A viga foi considerada como biapoiada com carregamento centrado, e as condições de contorno foram semelhantes às adotadas nos modelos apresentados no Capítulo 4. Contudo, devido à falta de simetria, oriunda das imperfeições de fabricação das vigas, foram modeladas as vigas completas, e suas condições de contorno adaptadas para essa situação. Para evitar a

deformação excessiva sob o ponto de aplicação da força concentrada, foi adicionado ao modelo a compatibilização do deslocamento vertical do nó de aplicação da força com os demais nós colineares, simbolizado pela linha em vermelho na Figura 5.2. Embora nos ensaios a força tenha sido aplicada com uma excentricidade de 20 mm em relação ao centro, nesses modelos numéricos ela foi aplicada no ponto central, uma vez que a excentricidade levaria a diferenças pouco significativas nos resultados, e implicaria em complicações do ponto de vista numérico.

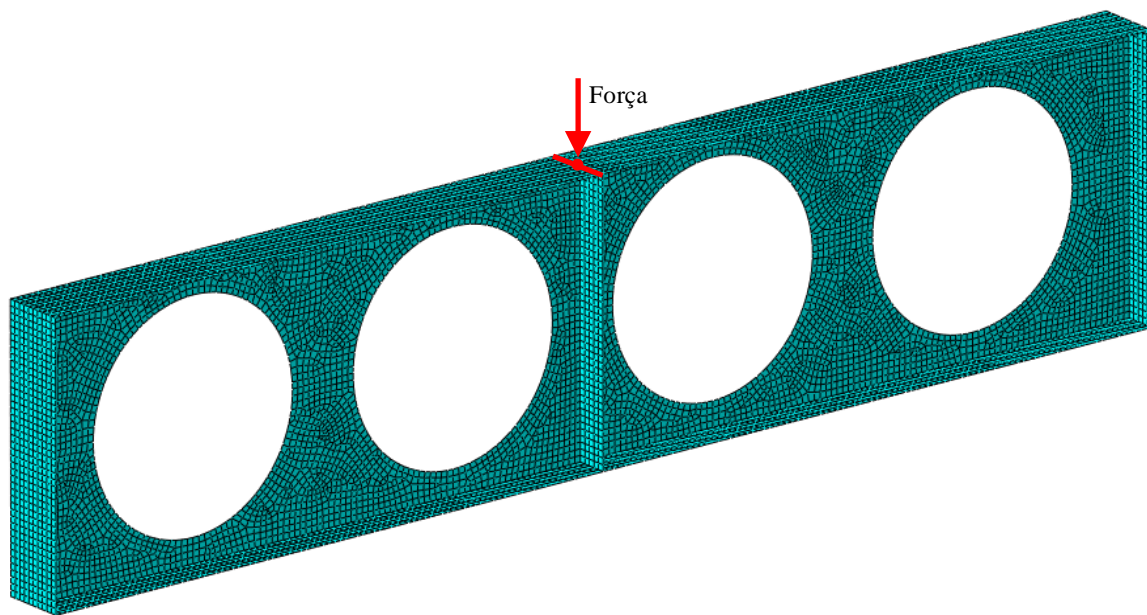


Figura 5.2 – Modelo de viga completa

Conforme explanado no Item 5.1, devido à imperfeição adotada nos modelos numéricos ser com curvatura dupla (já com a forma semelhante à geometria pós-flambagem) e a imperfeição real ser com curvatura simples, é necessário que a magnitude da imperfeição introduzida no modelo numérico seja inferior à real. Para que se pudesse definir um modelo numérico parametrizável, buscou-se determinar um valor da magnitude da imperfeição para calibração dos modelos que fosse função da imperfeição real medida em laboratório (δ_w). Dessa forma, foram processados modelos com imperfeições iguais à $\delta_w/100$, $\delta_w/50$, $\delta_w/25$ e $\delta_w/10$, e seus resultados comparados com os obtidos nos ensaios, estando os gráficos força *versus* flecha apresentados nos subitens 5.2.2 a 5.2.5.

5.2.2 Vigas A1 e B1

Conforme explanado no Subitem 3.6, as vigas A1 e B1 apresentaram uma grande resistência pós-flambagem, devido ao fato de montantes de alma contribuírem pouco com a rigidez da

viga. Pode ser observado nas figuras 5.3 e 5.4 que os modelos numéricos apresentaram uma compatibilidade razoável com os resultados experimentais até o momento em que ocorre a flambagem do primeiro montante de alma.

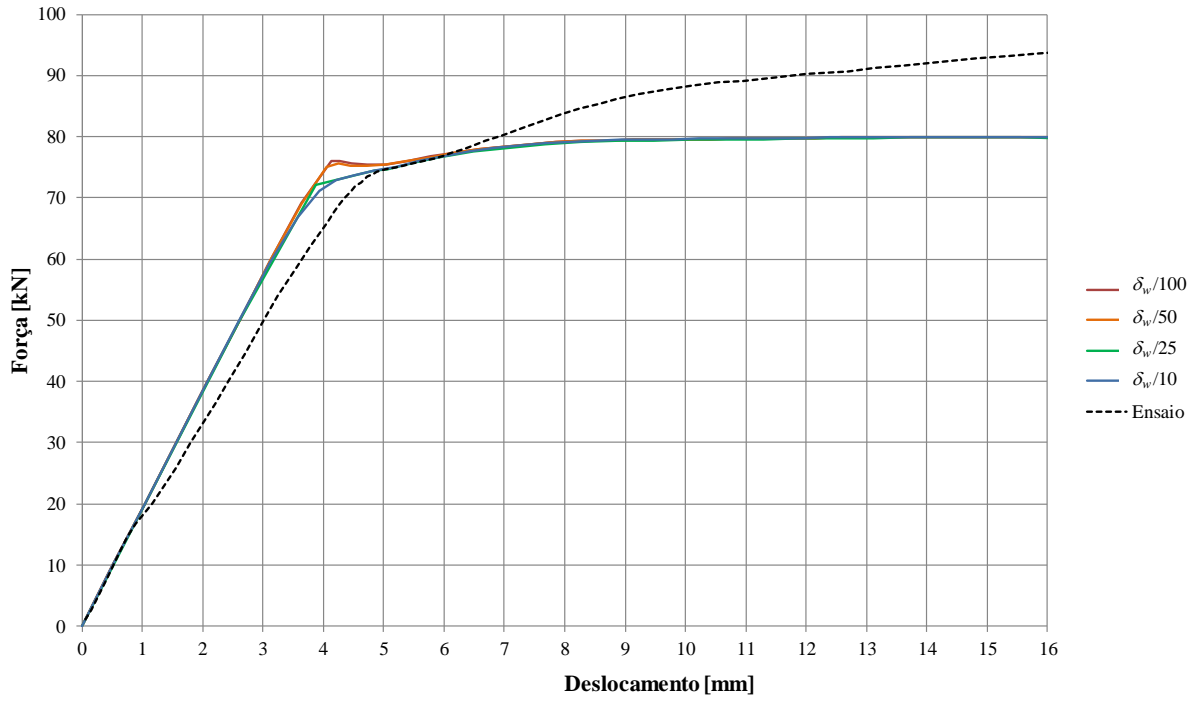


Figura 5.3 – Viga A1 – Força versus flecha – Modelos numéricos

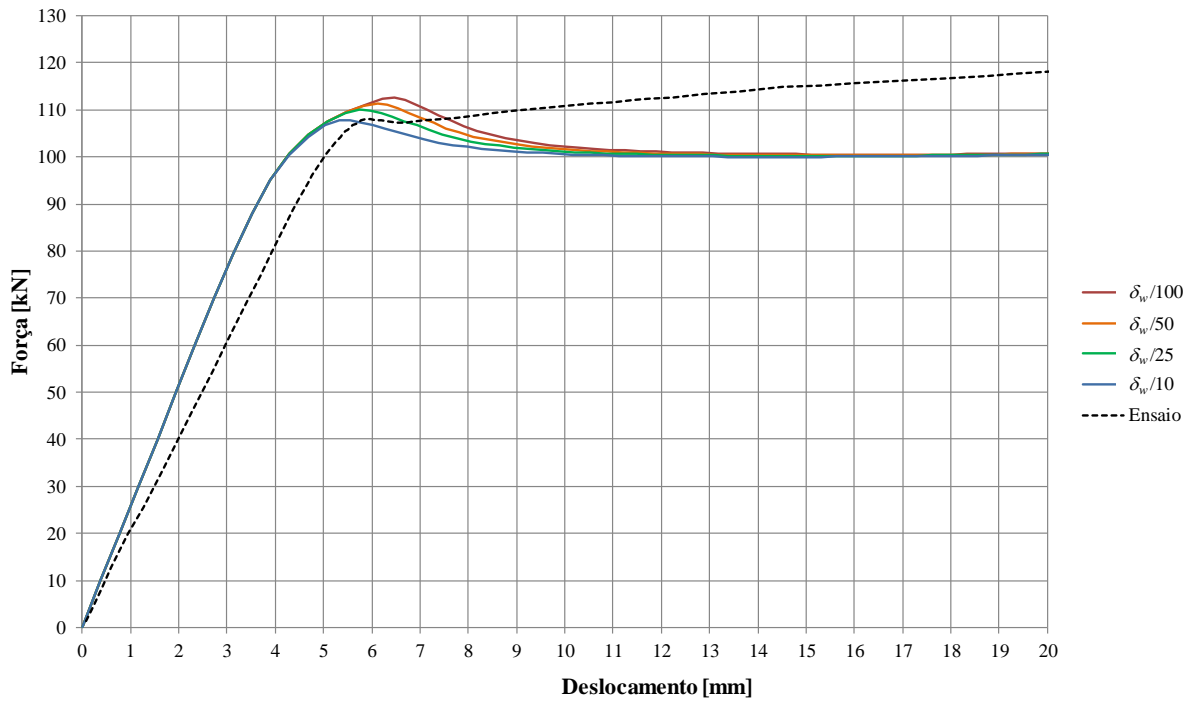


Figura 5.4 – Viga B1 – Força versus flecha – Modelos numéricos

Apesar do comportamento numérico pós-flambagem dessas duas vigas ter diferido do obtido nos ensaios, como este trabalho tem foco no fenômeno da flambagem do montante de alma os resultados numéricos foram considerados aceitáveis.

5.2.3 Vigas A2, A3, A5, A6, B2, B5 e B6

Os modelos numéricos das vigas A2, A3, A5, A6, B2, B5 e B6 falharam por FMAV, assim como as vigas ensaiadas, com resultados semelhantes aos obtidos em laboratório, conforme pode ser observado nas figuras 5.5 a 5.11.

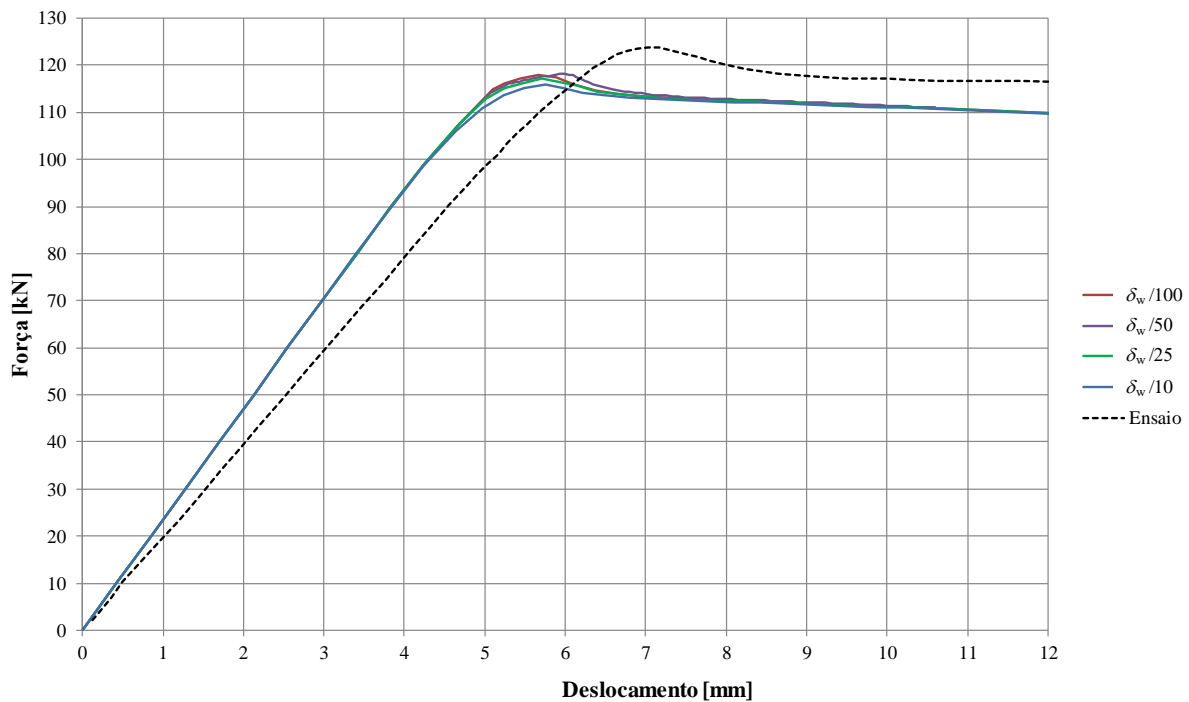


Figura 5.5 – Viga A2 – Força *versus* flecha – Modelos numéricos e ensaio

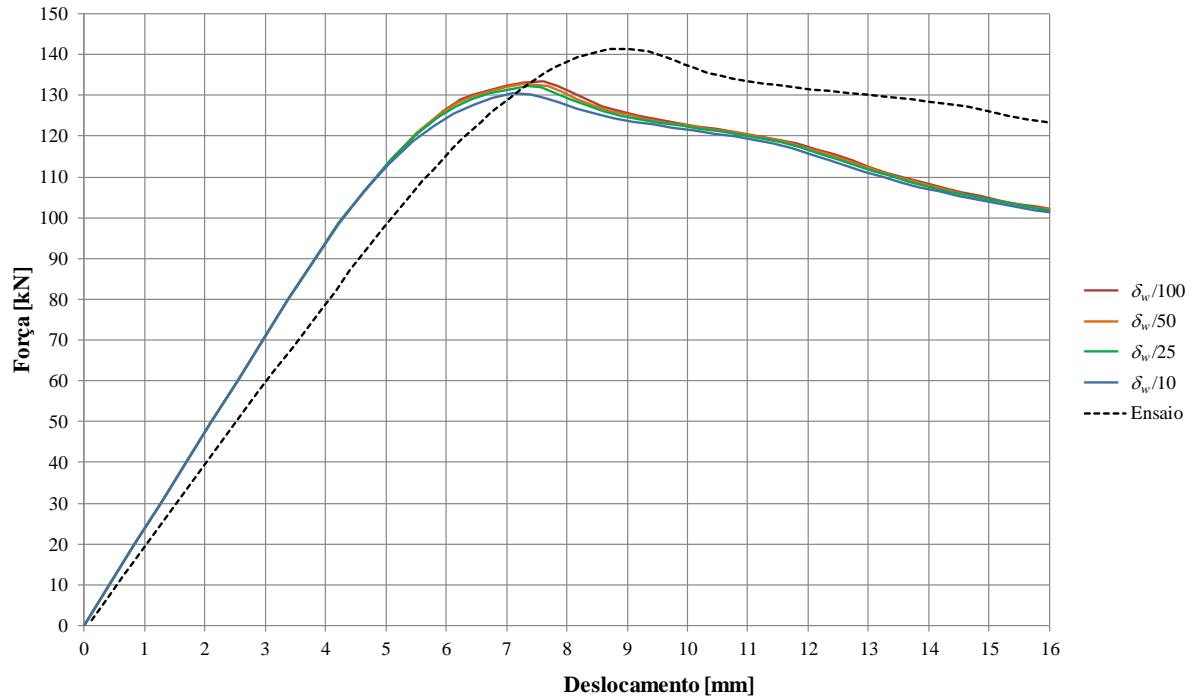


Figura 5.6 – Viga A3 – Força *versus* flecha – Modelos numéricos e ensaio

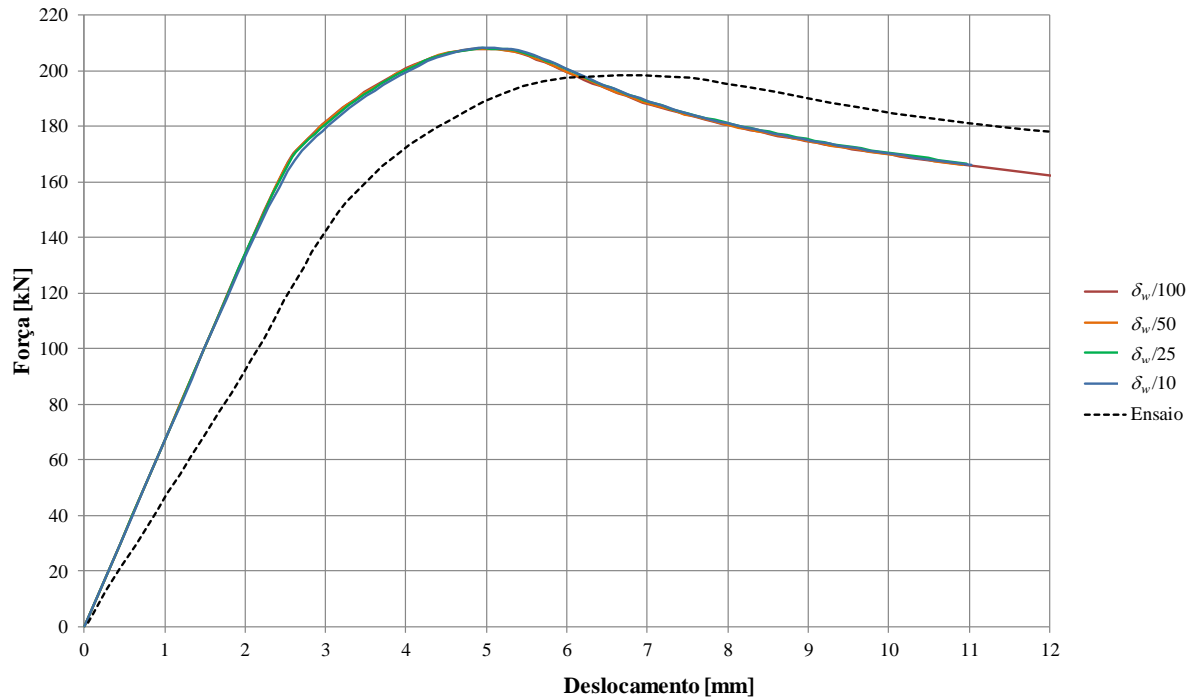


Figura 5.7 – Viga A5 – Força *versus* flecha – Modelos numéricos e ensaio

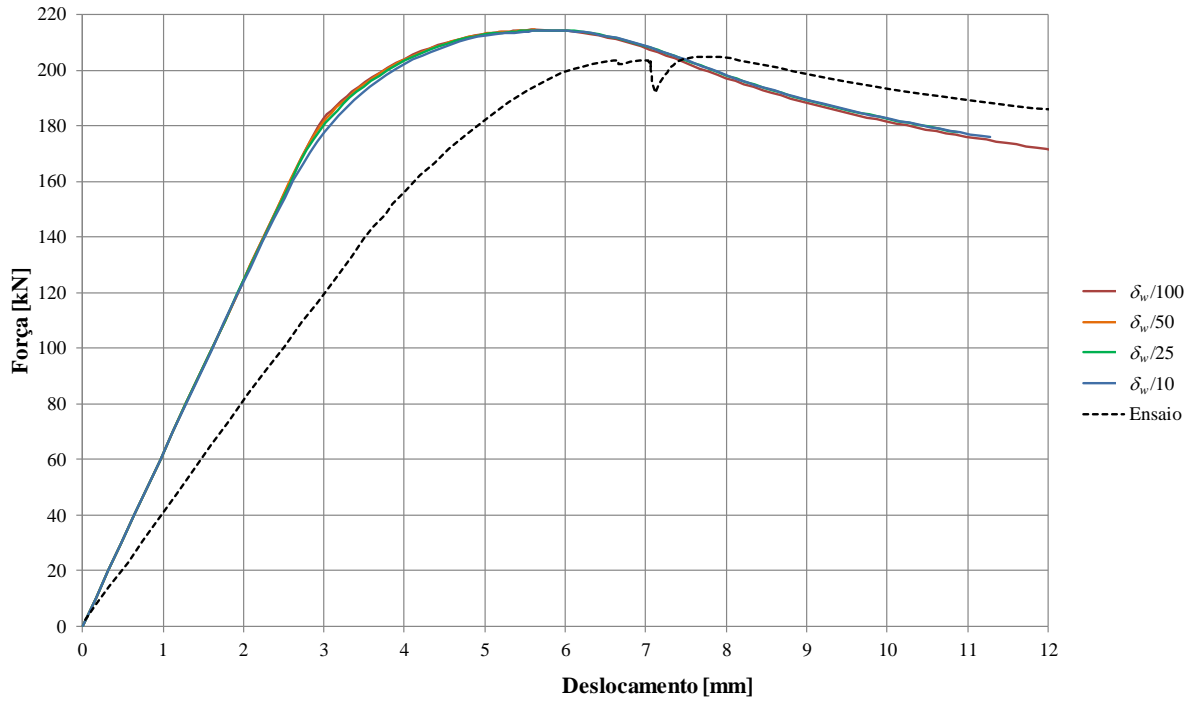


Figura 5.8 – Viga A6 – Força versus flecha – Modelos numéricos e ensaio

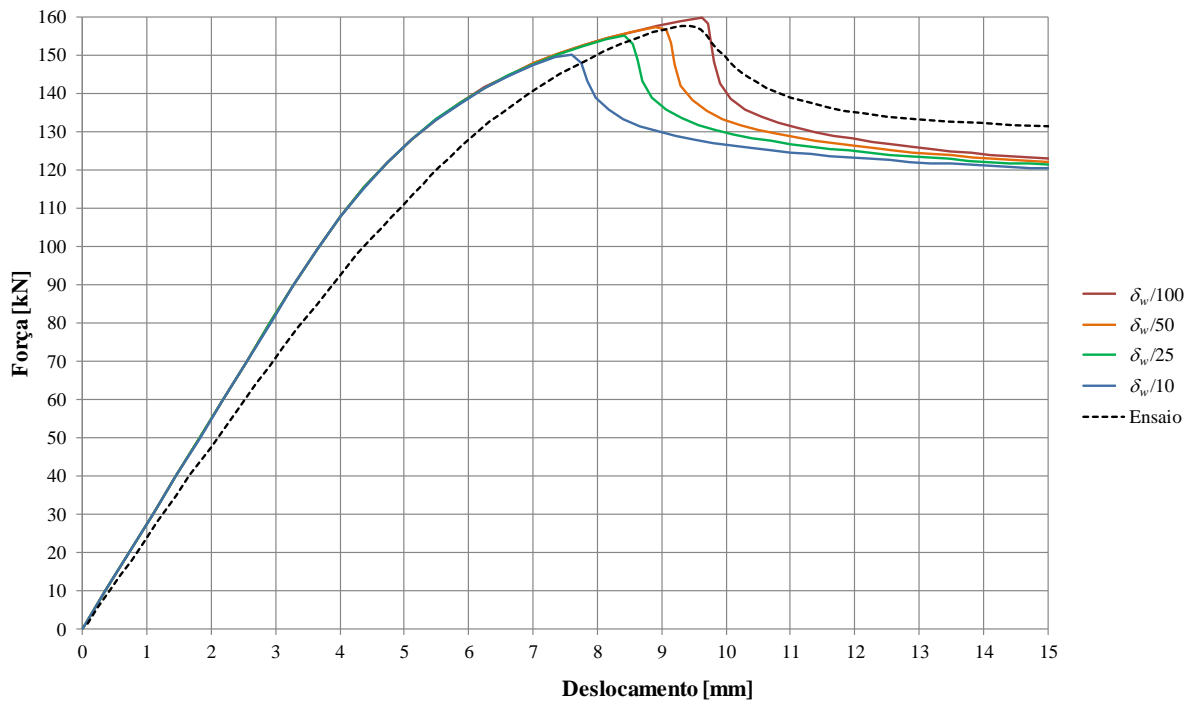


Figura 5.9 – Viga B2 – Força versus flecha – Modelos numéricos e ensaio

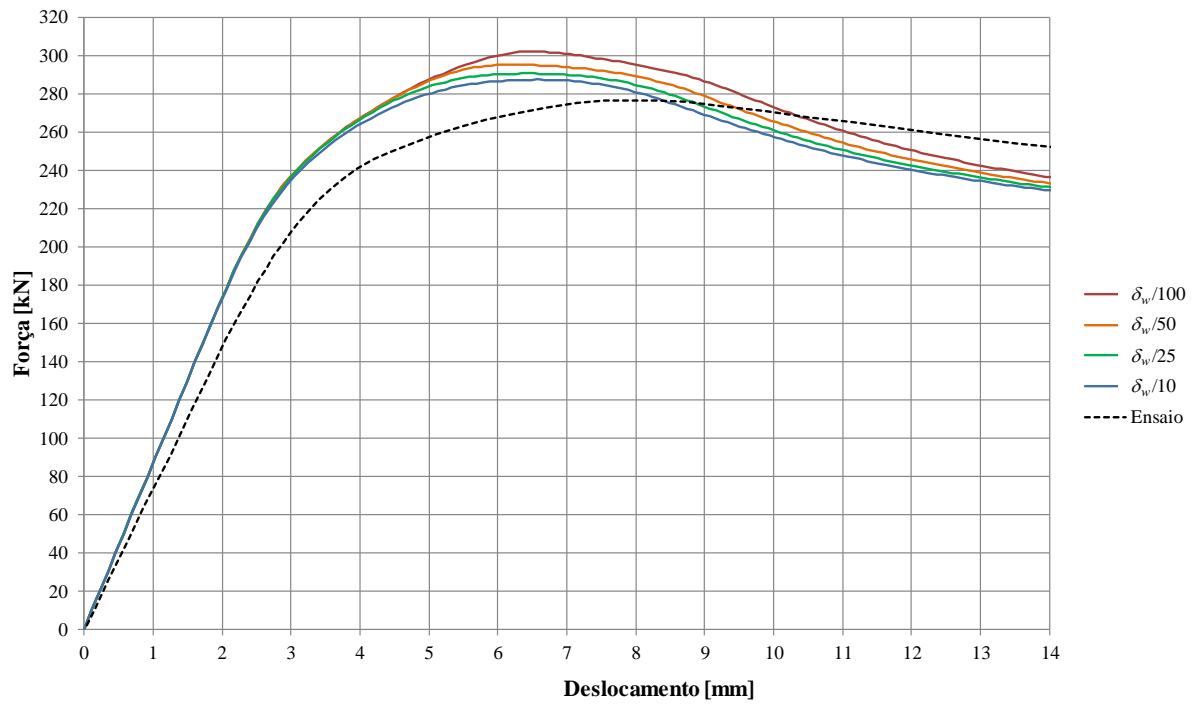


Figura 5.10 – Viga B5 – Força *versus* flecha – Modelos numéricos e ensaio

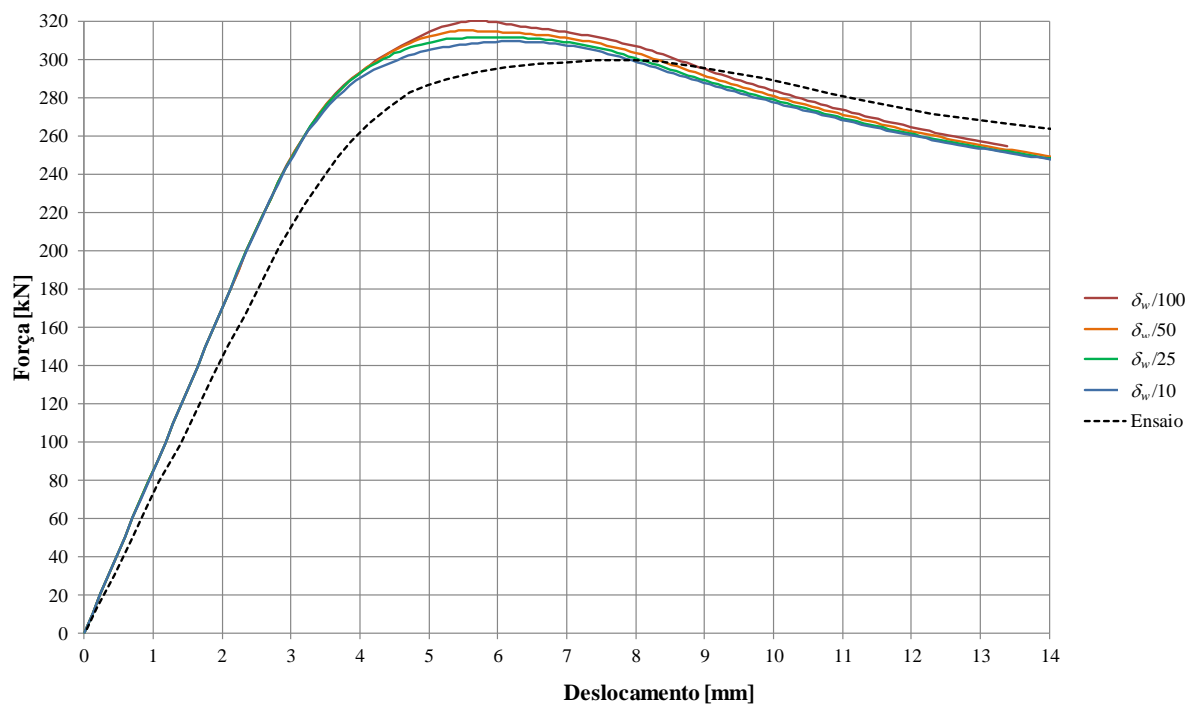


Figura 5.11 – Viga B6 – Força *versus* flecha – Modelos numéricos e ensaio

5.2.4 Vigas A4, B4 e C2

Os modelos numéricos das vigas A4, B4 e C2 falharam por mecanismo Vierendeel, assim como as vigas ensaiadas em laboratório. Os resultados estão apresentados nas figuras 5.12 a 5.14.

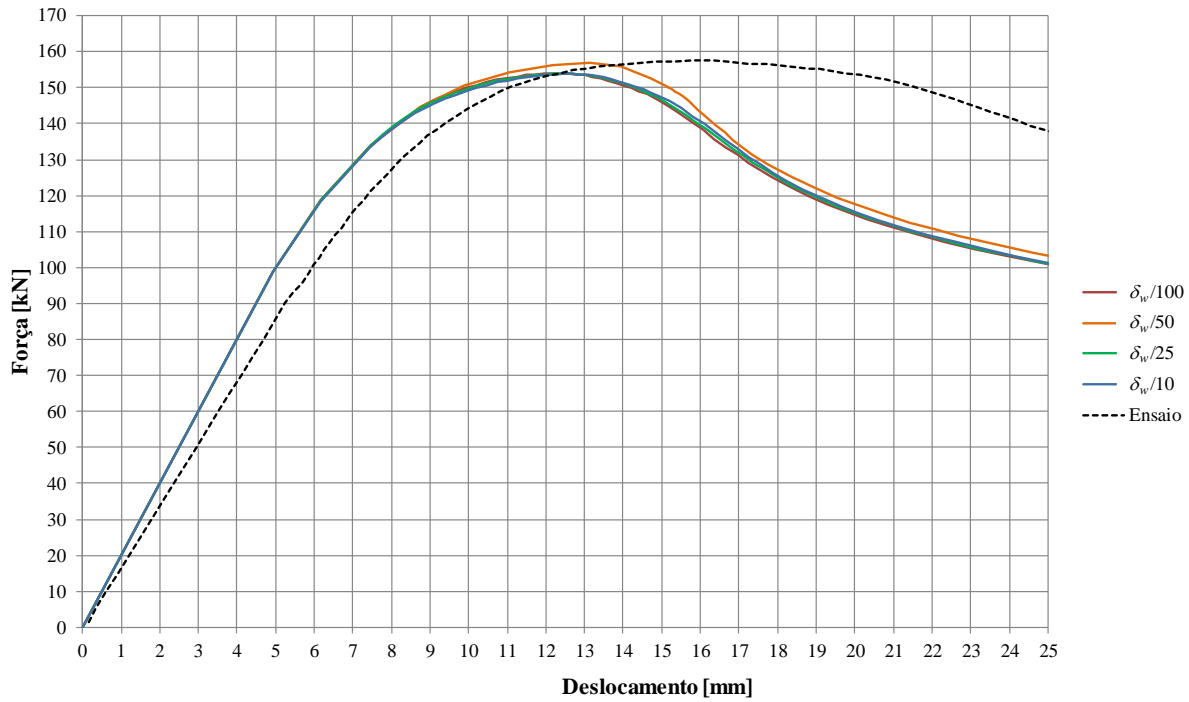


Figura 5.12 – Viga A4 – Força versus flecha – Modelos numéricos e ensaio

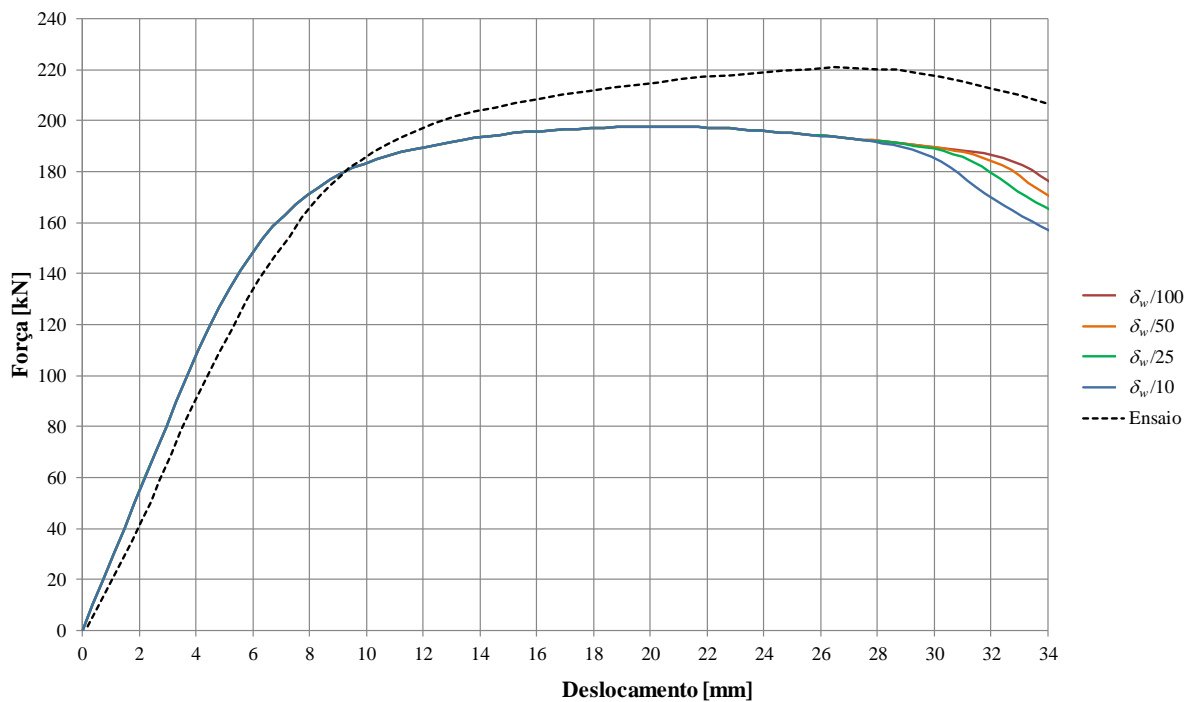


Figura 5.13 – Viga B4 – Força versus flecha – Modelos numéricos e ensaio

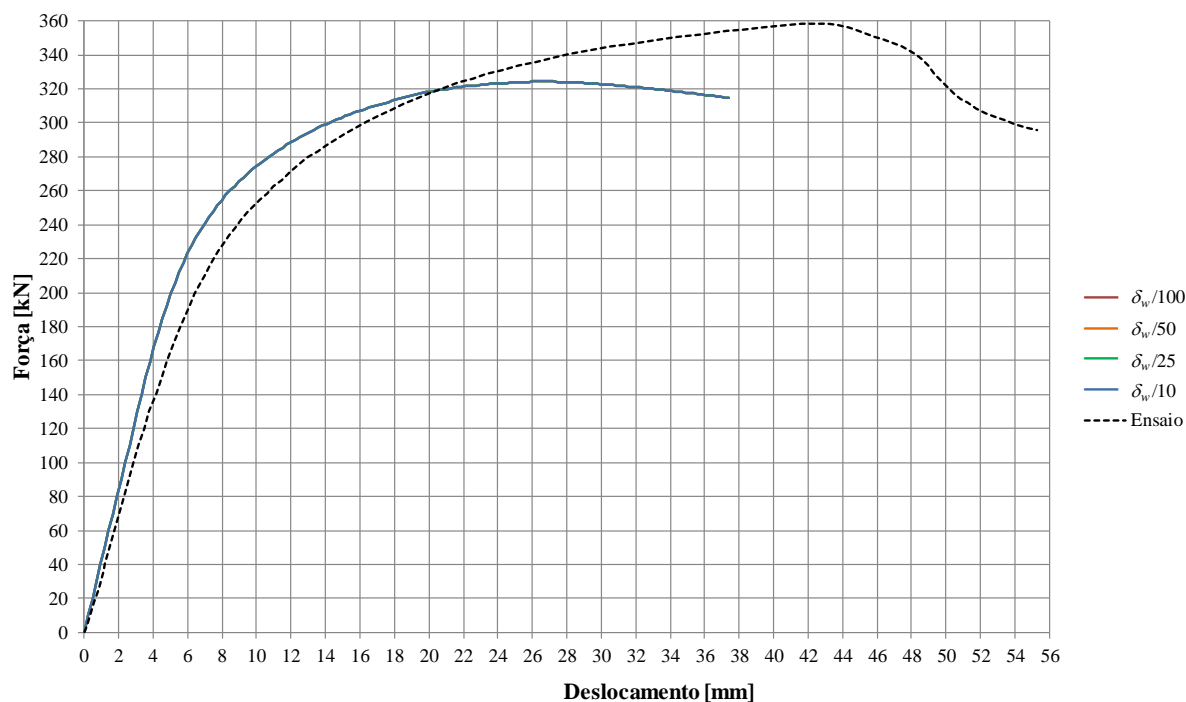


Figura 5.14 – Viga C2 – Força *versus* flecha – Modelos numéricos e ensaio

Conforme pode ser observado, os modelos numéricos com diferentes imperfeições iniciais apresentam pouca variação no comportamento até a força última, quando comparados entre si. Esse comportamento se deve ao fato de que as imperfeições iniciais interferem muito pouco nos mecanismos de plastificação e, portanto, no comportamento estrutural global de vigas sujeitas ao mecanismo Vierendeel.

5.2.5 Viga B3 e C1

Nos ensaios das vigas B3 e C1 ocorreu inicialmente o Mecanismo Vierendeel, porém a força última foi atingida posteriormente, no momento em que ocorre a FMAV. O comportamento das vigas nos ensaios foi, portanto, resultado de um acoplamento entre o mecanismo Vierendeel e a FMAV, e foi reproduzido pelos modelos numéricos, embora no modelo da viga B3 o resultado da força última tenha ficado mais afastado do resultado obtido em laboratório, conforme pode ser observado nas figuras 5.15 e 5.16.

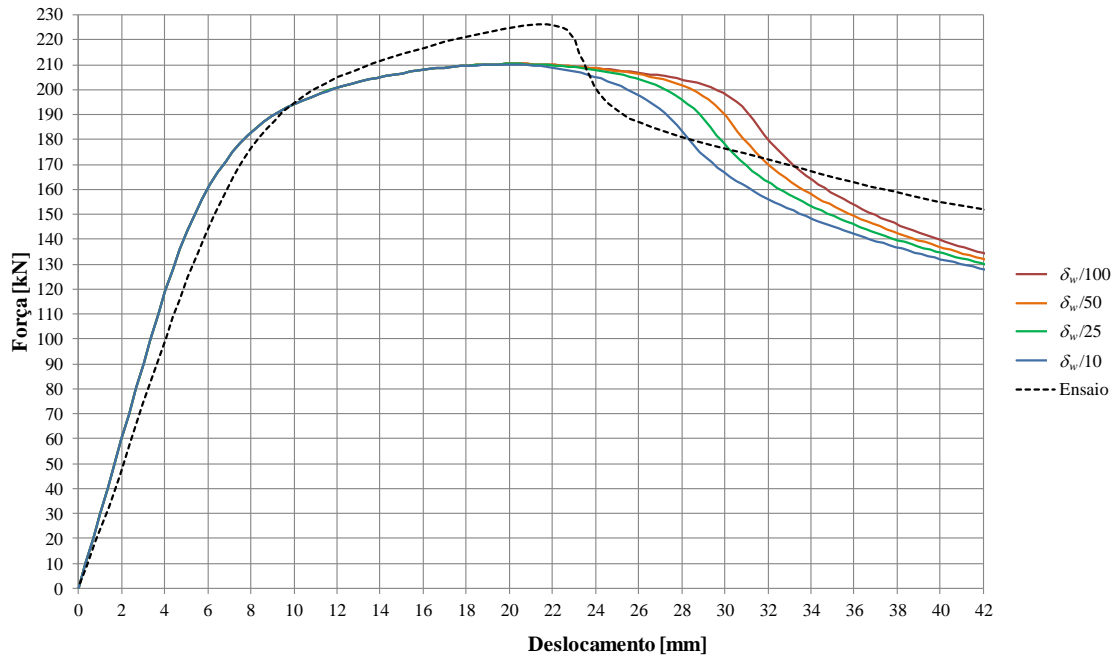


Figura 5.15 – Viga B3 – Força *versus* flecha – Modelos numéricos e ensaio

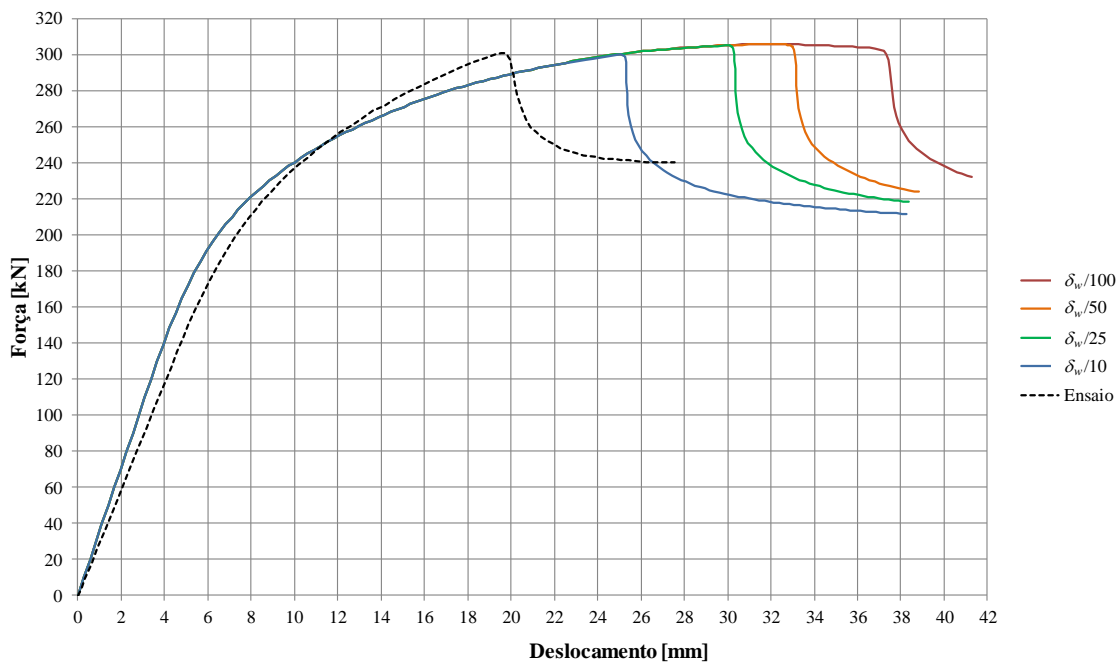


Figura 5.16 – Viga C1 – Força *versus* flecha – Modelos numéricos e ensaio

5.2.6 Discussão dos resultados

De acordo com os gráficos apresentados, a inclinação do trecho linear da curva de força *versus* flecha de todas as vigas é maior nos modelos numéricos que nos experimentais, fato que pode ser atribuído a fatores não mensurados no ensaio, como, por exemplo, a deformação dos apoios durante os ensaios. Contudo, o comportamento qualitativo dos modelos numéricos é semelhante ao dos ensaios, assim como os valores das forças últimas obtidos.

Analisando as formas das curvas apresentadas, valores de deslocamentos e forças últimas, foi constatado que a adoção da imperfeição inicial igual à $\delta_w/25$ leva a bons resultados. A comparação entre as forças últimas obtidas numericamente com essa imperfeição e as medidas na análise experimental está apresentada na Tabela 5.1.

Tabela 5.1 – Comparação entre ensaios e modelos numéricos com $\delta_w/25$

Modelo	Mecanismo primário de falha	Força última		Diferença percentual (1 - Numérico / Ensaio)
		Ensaio kN	Numérico kN	
A1	FMAV	76,0	79,9	-5,1
A2	FMAV	123,7	117,1	5,3
A3	FMAV	141,4	132,2	6,5
A4	MV	157,5	153,9	2,3
A5	FMAV	198,2	208,0	-4,9
A6	FMAV	204,4	214,5	-4,9
B1	FMAV	108,0	110,1	-2,0
B2	FMAV	157,9	155,1	1,8
B3	FMAV+MV	226,4	210,3	7,1
B4	MV	221,9	197,8	10,9
B5	FMAV	276,9	290,7	-5,0
B6	FMAV	299,9	311,8	-4,0
C1	FMAV + MV	301,0	305,2	-1,4
C2	MV	358,2	324,2	9,5
Média				1,1%
Desvio padrão percentual				5,8%
Coeficiente de variação				5,9%

Conforme pode ser observado, a maior diferença encontrada no valor de força última é de 10,9%. Quando se observa apenas os modelos que falharam primeiramente devido à FMAV, que são o foco deste trabalho, a máxima diferença é de 6,5%, valor adequado para que o modelo numérico seja considerado validado.

5.3 Modelo localizado do montante de alma

Uma vez que os modelos das vigas completas foram validados, foi desenvolvido um modelo localizado do montante de alma, com a finalidade de minimizar possíveis efeitos de borda no estudo paramétrico, e que se aplique para vigas genéricas.

O modelo localizado do montante de alma utilizado neste trabalho é semelhante ao modelo de viga completa, com mesmo tipo de elemento, propriedades de material e método de solução numérico. A imperfeição considerada foi a mesma validada pelo modelo de viga completa,

qual seja, 4% do valor medido em laboratório. Contudo, o modelo localizado apresenta apenas um passo da viga alveolar, conforme mostrado na Figura 5.17. A malha utilizada foi de comprimento mínimo do elemento igual à 5 mm, com, no mínimo, 10 elementos entre os alvéolos.

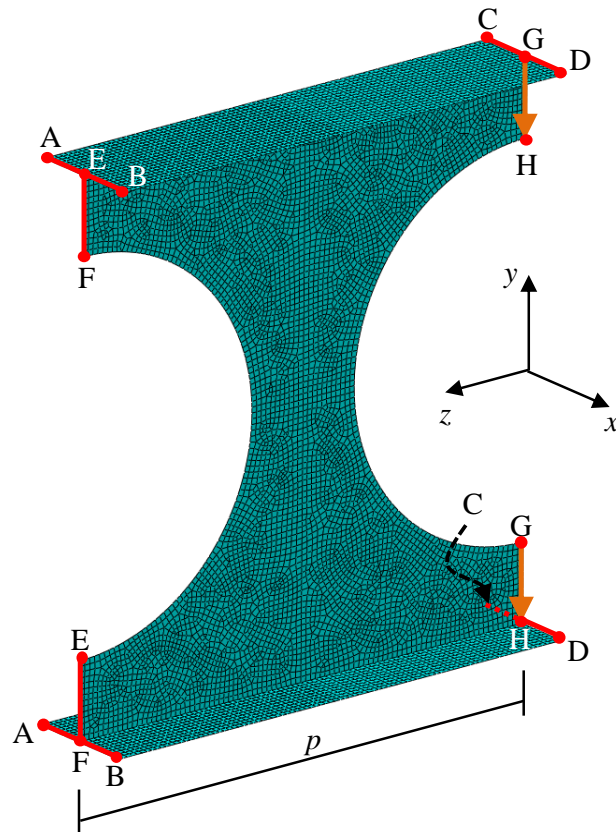


Figura 5.17 – Modelo localizado do montante de alma

Na literatura são encontrados modelos localizados do montante da alma para o estudo da FMAV relativamente semelhantes entre si, mas não há consenso a respeito das condições de contorno mais adequadas (PANEDPOJAMAN *et al.*, 2014; VIEIRA, 2015). Para se chegar às condições de contorno mais adequadas para este estudo, foi feita a comparação entre diferentes proposições, a partir da qual foram definidas as seguintes condições de contorno:

- alma da borda esquerda (linhas EF) restritas ao deslocamento vertical e lateral, e giro em torno do eixo longitudinal (u_x, u_y, r_z);
- mesas da borda esquerda (linhas AB) restritas ao giro em torno dos eixos vertical e longitudinal (r_y, r_z);

- mesas da borda direita (linhas CD) restritas em relação ao deslocamento lateral e longitudinal, e giro em torno do eixo vertical (u_x, u_z, r_y).

O carregamento foi aplicado como força de cisalhamento, distribuída nas bordas da alma no lado direito do modelo (linhas GH). Em alguns modelos ocorreram problemas de convergência numérica. Nesses modelos, tais problemas foram sanados com a utilização de forças concentradas nos pontos G e H (mesas superior e inferior, respectivamente) ao invés da força distribuída de cisalhamento. O modelo localizado do montante de alma aqui apresentado é aplicável a vigas que falharam por FMAV, não sendo, portanto, válido para vigas sujeitas a outros mecanismos de falha.

5.4 Modelos de viga longa

Com a finalidade de comparar os resultados dos modelos localizados do montante de alma com modelos de viga completa, mas com efeitos de borda reduzidos, foram simulados modelos com vigas longas, formadas por oito alvéolos ao longo de seu comprimento, ao invés dos quatro utilizados nas vigas ensaiadas, conforme mostrado na Figura 5.18.

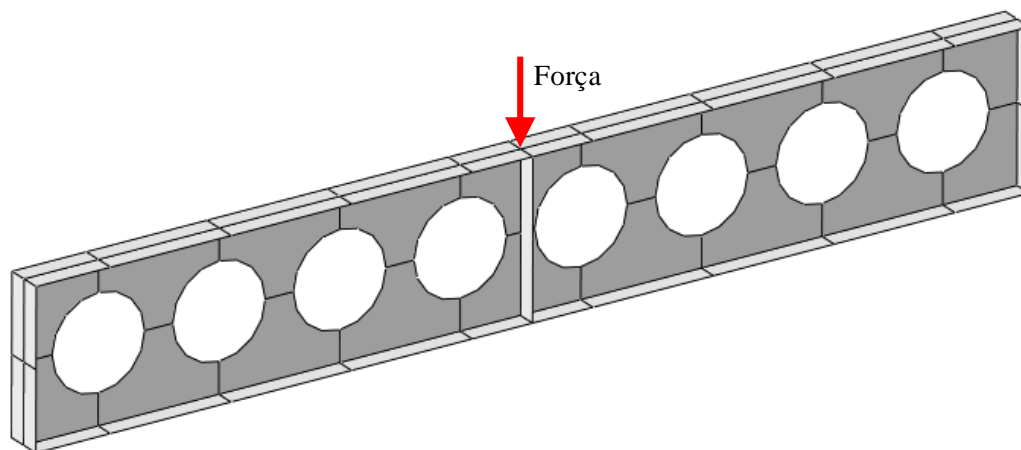


Figura 5.18 – Modelo de viga longa

Todos os parâmetros utilizados no processamento foram mantidos iguais aos dos modelos de viga completa, sendo utilizada também a imperfeição igual a 4% do valor medido em laboratório. Os resultados obtidos com esses modelos estão apresentados e discutidos nos itens subsequentes.

5.5 Estudo qualitativo sobre o efeito de borda

Para realizar uma análise qualitativa sobre os possíveis efeitos de borda das vigas ensaiadas em laboratório, foram modeladas vigas semelhantes aos modelos de viga completa, porém com os montantes de alma retirados, conforme apresentado na Figura 5.19.

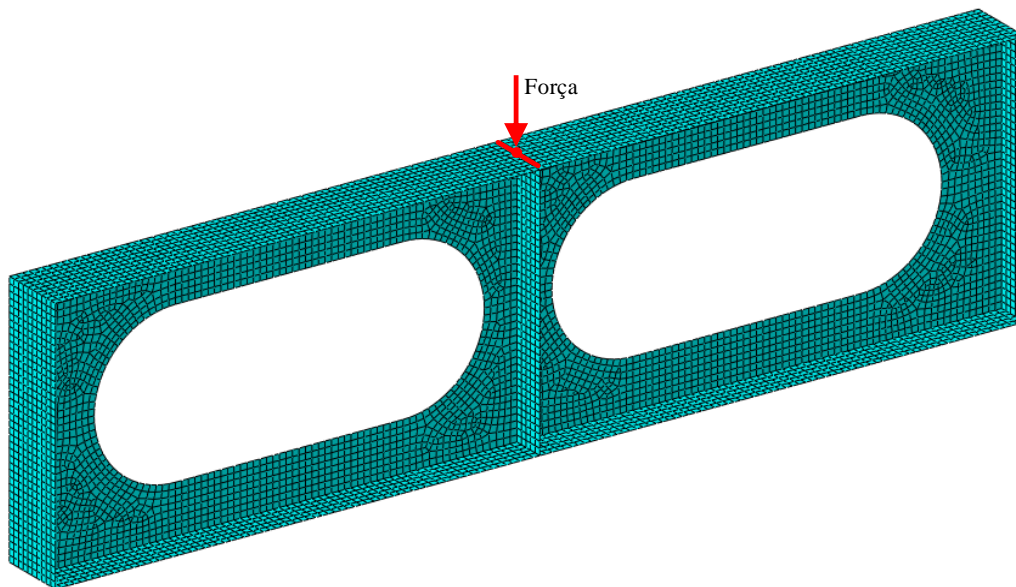


Figura 5.19 – Modelo sem o montante de alma da viga A5

Todos os parâmetros utilizados no processamento dos modelos sem montante de alma foram mantidos iguais aos dos modelos de viga completa, porém sem a utilização de imperfeições iniciais. A Figura 5.20 é representativa do mecanismo de falha dos modelos sem montantes de alma de todas as vigas ensaiadas. Como pode ser observado, ocorre a formação do mecanismo Vierendeel, de forma similar ao observado nas vigas A1 e B1 após a ocorrência da FMAV (conforme descrito no Subitem 3.6.2).

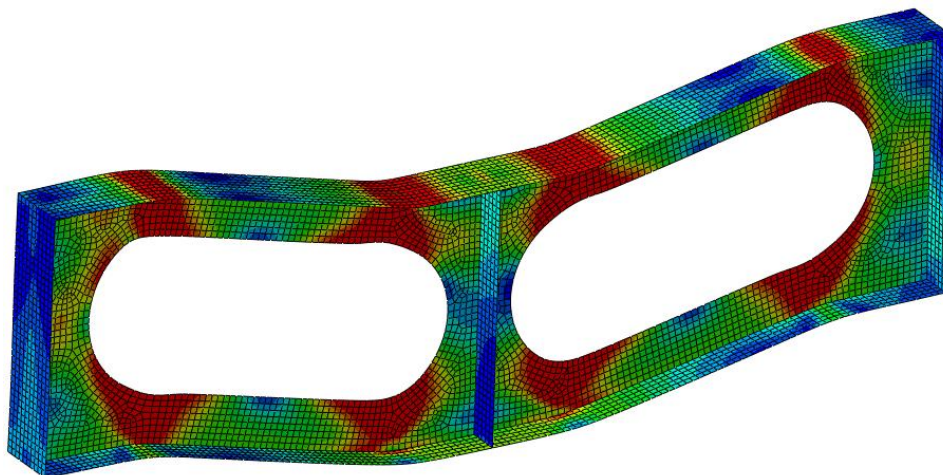


Figura 5.20 – Mecanismo de falha típico dos modelos sem montante de alma

A comparação das forças cortantes últimas obtidas está apresentada na Figura 5.21. Não foram apresentados os resultados dos modelos localizados do montante de alma para as vigas que sofreram falha por mecanismo Vierendeel, uma vez que o modelo localizado não foi validado para esse mecanismo de falha.

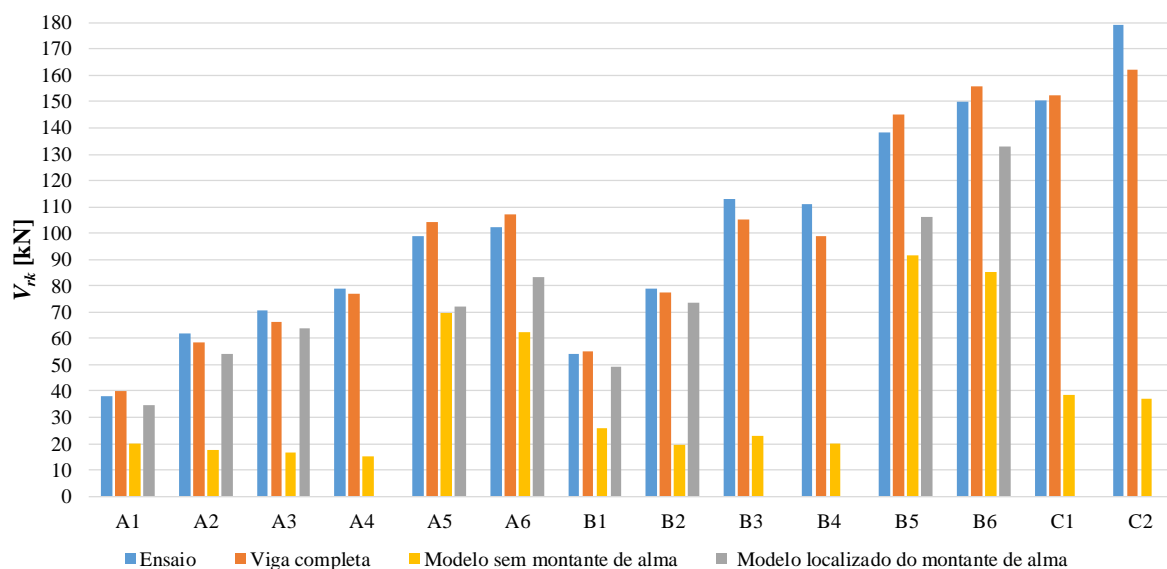


Figura 5.21 – Comparação da força cortante última dos modelos numéricos e do ensaio

Para avaliar qualitativamente o efeito de borda, sem a interferência de incertezas relacionadas aos ensaios, os resultados dos modelos numéricos de viga completa foram comparados aos dos modelos sem montante de alma, e aos dos modelos localizados do montante de alma. As diferenças percentuais entre esses resultados, obtidos para os modelos que falharam exclusivamente devido à FMAV, está mostrada na Figura 5.22, na qual:

$$A = 1 - \frac{V_{v,Rk,SM}}{V_{v,Rk,VC}} \quad (5.1)$$

$$B = 1 - \frac{V_{v,Rk,ML}}{V_{v,Rk,VC}} \quad (5.2)$$

onde $V_{v,Rk,SM}$, $V_{v,Rk,ML}$ e $V_{v,Rk,VC}$ são, respectivamente, as forças cortantes resistentes obtidas com o modelo sem montante de alma, com o modelo localizado do montante de alma e com o modelo de viga completa, em porcentagem.

Das equações (5.1) e (5.2) pode ser inferido que, quanto menor o valor de A, mais a força cortante resistente com o modelo sem montante de alma se aproxima da força obtida com o modelo de viga completa. Ou seja, para valores baixos de A, a contribuição do efeito de borda

para a força cortante resistente é alta em relação à contribuição do montante de alma. Por outro lado, quanto menor o valor de B, mais a força cortante resistente obtida com o modelo localizado do montante de alma se aproxima da obtida com o modelo de viga completa.

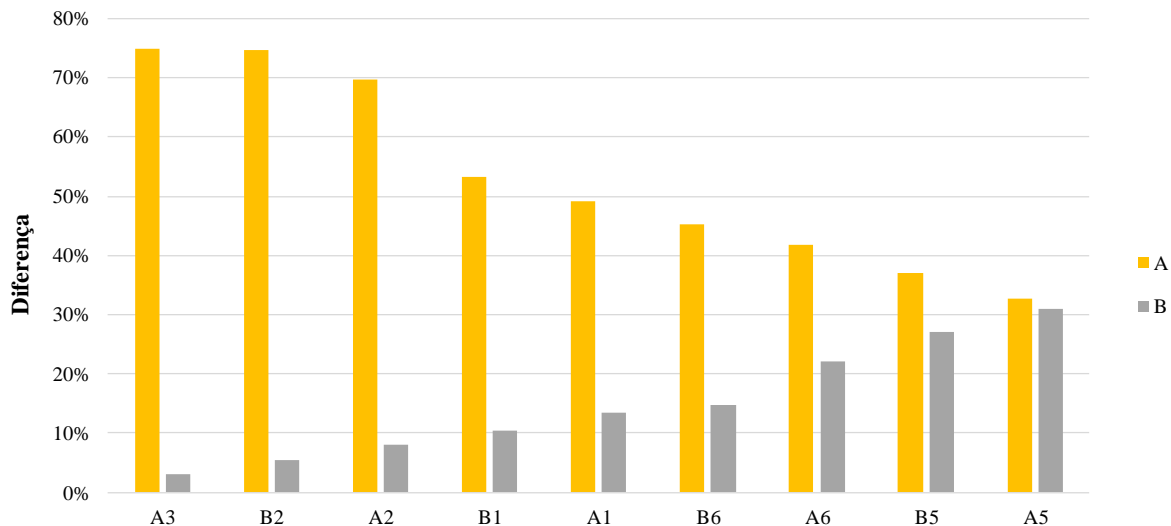


Figura 5.22 – Diferenças entre a força cortante última dos modelos que falharam por FMAV

Conforme pode ser observado, há uma relação entre o decréscimo do valor de A com o aumento do valor de B, mostrando a influência direta do efeito de borda na força cortante última, e justificando a utilização dos modelos localizados do montante de alma em estudos isolados da FMAV.

5.6 Análise dos resultados

Para avaliar os resultados dos modelos numéricos propostos, foram comparadas as forças últimas de vigas com falha devida exclusivamente à FMAV. Conforme pode ser observado na Figura 5.23 e na Tabela 5.2, os modelos localizados do montante de alma apresentaram força cortante última inferior aos ensaios e aos modelos de viga completa, o que é explicado pelo efeito de borda, conforme explicado no Subitem 5.5. Os modelos de viga longa apresentam resultados próximos aos obtidos com os modelos localizados do montante de alma, o que é esperado, uma vez que são menos sensíveis aos efeitos de borda.

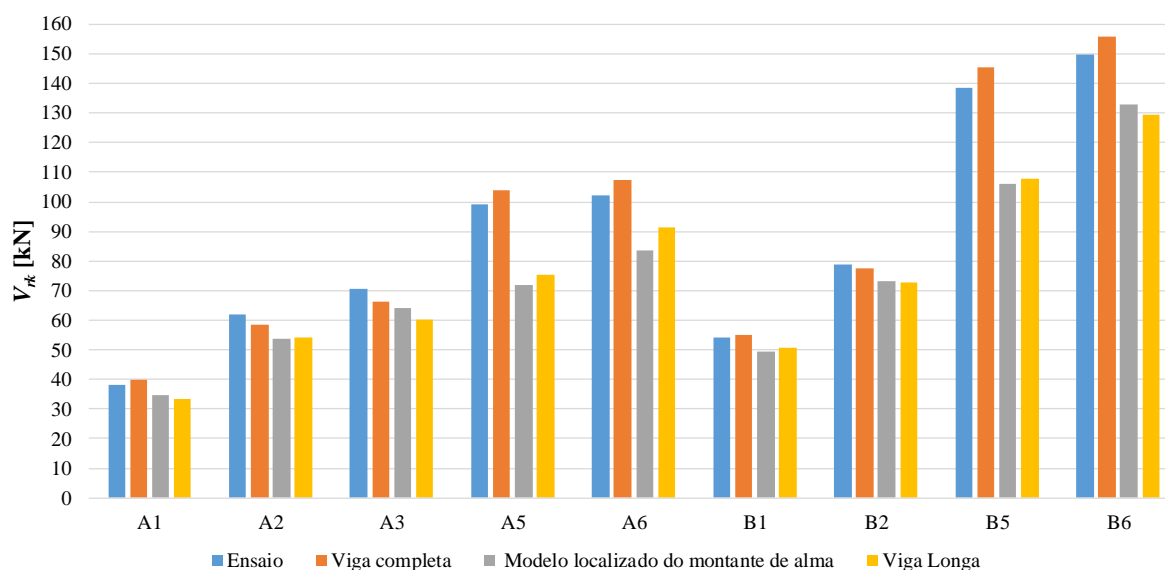


Figura 5.23 – Força cortante resistente – Comparação

Tabela 5.2 – Comparação entre diferentes modelos que falharam exclusivamente por FMAV

Modelo	Força cortante última [kN]				Diferença percentual		
	Ensaio	Modelos Numéricos			Localizado / Ensaio	Localizado / Viga completa	Localizado / Viga longa
	Viga completa	Localizado	Viga Longa				
A1	38,0	39,9	34,6	33,6	9,0%	13,4%	-3,1%
A2	61,9	58,6	53,9	54,1	12,9%	8,0%	0,5%
A3	70,7	66,1	64,1	60,2	9,4%	3,1%	-6,5%
A5	99,1	104,0	71,9	75,5	27,5%	30,9%	4,9%
A6	102,2	107,2	83,5	91,2	18,3%	22,1%	8,4%
B1	54,0	55,1	49,3	50,8	8,6%	10,4%	2,9%
B2	79,0	77,5	73,3	72,5	7,1%	5,4%	-1,1%
B5	138,5	145,3	106,0	107,7	23,4%	27,1%	1,5%
B6	150,0	155,9	133,0	129,5	11,3%	14,7%	-2,7%
Média					14,2%	15,0%	0,5%
Desvio padrão percentual					7,2%	9,7%	4,5%
Coeficiente de variação					8,4%	11,4%	4,5%

Conforme pode ser observado, a diferença dos resultados dos modelos localizados do montante de alma em relação aos ensaios chega a 27,5%. Porém, quando comparados aos modelos de viga longa, a diferença máxima é de 8,4%, indicando que as vigas ensaiadas são consideravelmente influenciadas pelo efeito de borda.

Com base no exposto, conclui-se que o modelo localizado do montante de alma com geometria da imperfeição inicial obtida pela análise elástica de flambagem, e com magnitude de imperfeição inicial igual a 4% da real é adequado para o estudo do fenômeno da FMAV isolado.

6

PROCESSAMENTO NUMÉRICO

6.1 Considerações gerais

Para propor uma formulação para determinação da força cortante resistente de vigas celulares sujeitas à FMAV, modelos localizados do montante de alma foram analisados conforme descrito no Subitem 5.3, com resistência ao escoamento igual a 350 MPa. Foi realizada uma análise paramétrica, na qual a geometria dos modelos foi variada, de forma a se obter curvas parametrizadas pelas relações geométricas. Para cada geometria escolhida, foram realizadas três análises:

- modelo de flambagem elástica, a partir do qual foi obtida a geometria deformada utilizada como imperfeição inicial no modelo de determinação da força cortante resistente;
- modelo de determinação da força cortante resistente;
- modelo sem imperfeições iniciais, para determinação da força cortante de plastificação do montante de alma.

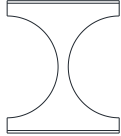


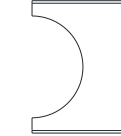

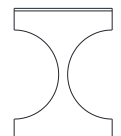
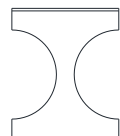









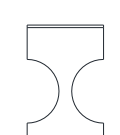



De acordo com o EN 1993-1-5:2006, as imperfeições iniciais utilizadas em análises numéricas dessa natureza devem ser iguais a 80% da tolerância de fabricação recomendada, tomada igual a $d_g/100$, conforme o catálogo da ArcelorMittal (ARCELORMITTAL, 2016). Sobre esses valores, foi aplicada nos modelos de determinação da força cortante a calibração apresentada no Capítulo 5, que admite a redução da imperfeição em 25 vezes, resultando na seguinte imperfeição, utilizada no processamento de todos os modelos:

$$\delta_w = \left(\frac{d_g}{100}\right) (0,8) \left(\frac{1}{25}\right) = \frac{d_g}{3,125} \quad (6.1)$$

6.2 Modelos selecionados

Foram selecionadas 20 famílias de modelos localizados do montante de alma, compreendidos entre $1,1 \leq p/D_0 \leq 1,5$ e $0,5 \leq D_0/d_g \leq 0,8$, conforme ilustrado na Tabela 6.1 Todos os modelos foram padronizados com d_g igual a 500 mm, espessura de mesa igual a 1,25 vezes a espessura da alma e largura de mesa igual a 101 mm. Esses valores foram adotados após análise das relações geométricas das vigas laminadas de aço fabricadas no Brasil.

Tabela 6.1 – Famílias de modelos utilizados no processamento numérico

D_0/d_g	p/D_0				
	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5
0,8					
0,7					
0,6					
0,5					

Para se determinar as curvas de resistência das famílias selecionadas, inicialmente foram analisados modelos com esbeltez do montante de alma (λ_{ma}) variando de 10 em 10, no intervalo de 10 a 200, calculada conforme as equações a seguir, adaptadas de Panedpojaman *et al.* (2014):

$$\lambda_{ma} = \frac{L_{ma}\sqrt{12}}{t_w} \quad (6.2)$$

onde L_{ma} é o comprimento efetivo do montante de alma, dado por:

$$L_{ma} = 0,5\sqrt{p^2 - D_0^2} \quad (6.3)$$

A variação da esbeltez em cada família de modelos foi feita a partir da alteração da espessura da alma. Após as primeiras análises, identificou-se a necessidade do processamento em pontos de esbeltez intermediários, que foi então realizado, totalizando 597 análises de determinação de força resistente.

6.3 Comportamento dos modelos sem imperfeições iniciais

Para a determinação da força cortante de plastificação, na qual não ocorre a perda de estabilidade, modelos sem imperfeições iniciais foram analisados, com as mesmas condições de contorno e propriedades dos modelos localizados do montante de alma calibrados no Item 5.3.

Conforme mostrado no Subitem 2.5.7, a força cortante vertical atuante na seção $tê$ (V_v) faz com que haja uma força de cisalhamento horizontal no montante (V_h), e como consequência um momento advindo da ação dessa força horizontal, que aumenta à medida que o ponto de avaliação se afasta da linha média do montante (Figura 6.1-a). Esse momento causa o surgimento de tensões normais de tração e compressão, conforme pode ser visto na Figura 6.1-b, respectivamente em vermelho e azul, de forma análoga a uma viga em balanço, na qual o engaste é a mesa e a extremidade livre é a linha média do montante ($y = 0$). Assim, as tensões normais tendem a ser nulas no centro da seção, e máximas nas extremidades, quais sejam, as bordas dos alvéolos (Figura 6.1-b).

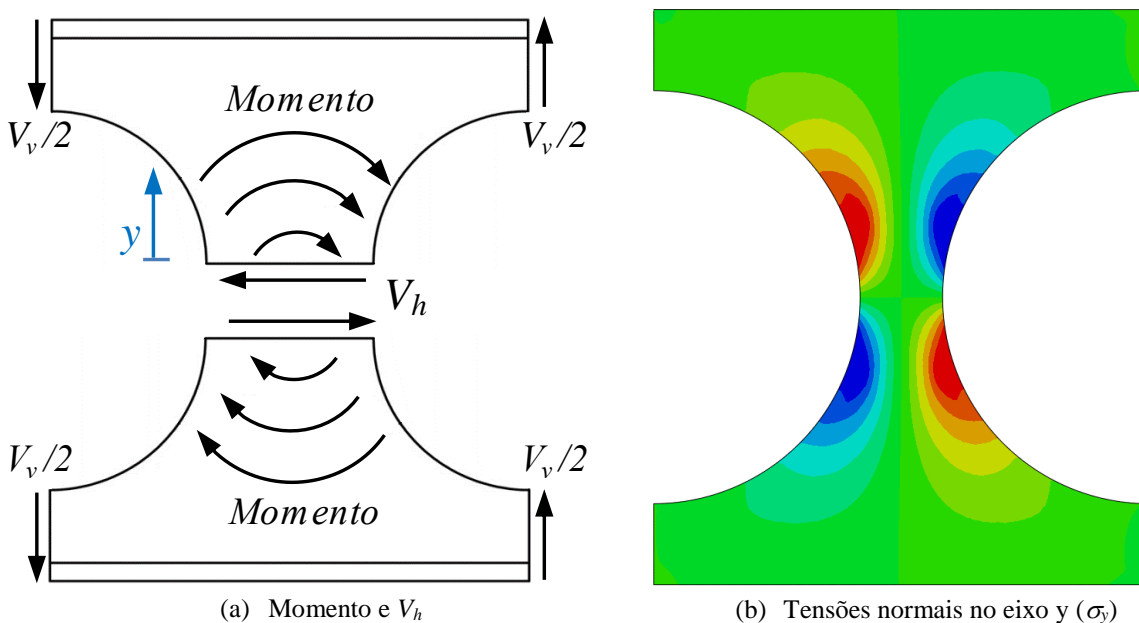


Figura 6.1 – Tensões devidas ao momento

Uma vez que a inércia da seção transversal aumenta quando se afasta da linha média do montante, essas tensões normais passam por um valor máximo e posteriormente diminuem à medida que o ponto analisado se afasta de $y = 0$. Além das tensões normais, a força cortante horizontal (V_h) gera tensões de cisalhamento no centro do montante de alma, que tendem a serem nulas nas bordas dos alvéolos, conforme mostrado na Figura 6.2-a, na qual as tensões positivas estão em vermelho e as negativas em azul.

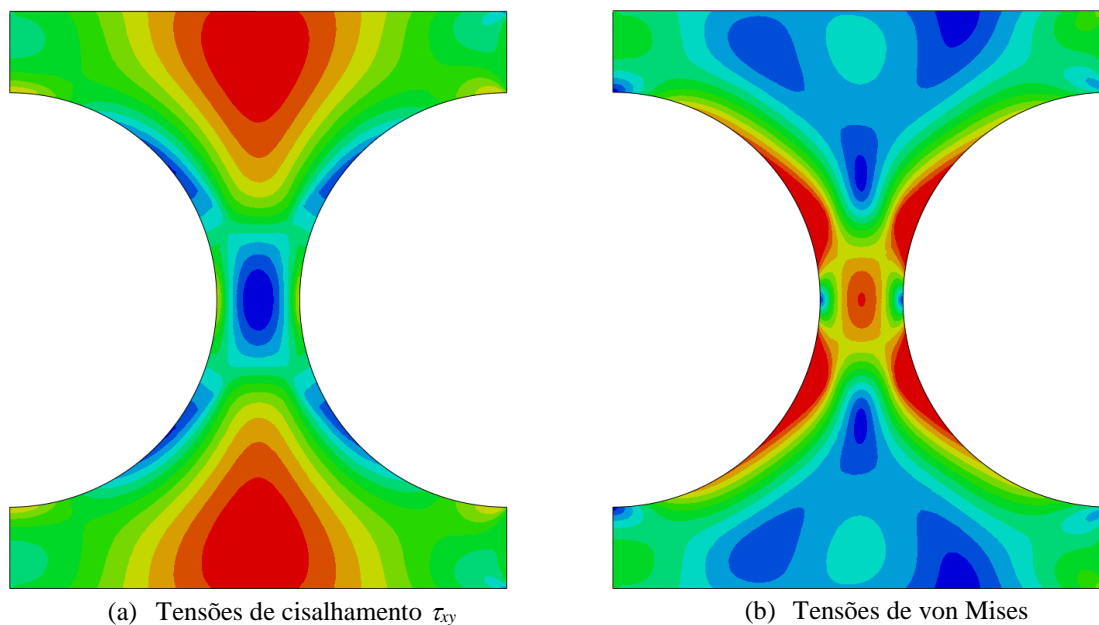


Figura 6.2 – Tensões atuantes

Ao se analisar as tensões de von Mises (Figura 6.2-b), na qual as tensões nulas estão representadas em azul, percebe-se que tanto as tensões de cisalhamento quanto as tensões normais não são desprezáveis no comportamento estrutural do montante de alma. À medida que a força cortante atuante aumenta, ocorre a plastificação de duas linhas completas do montante de alma, nas metades superior e inferior. Essas linhas de plastificação são formadas pela soma das zonas de plastificação oriundas majoritariamente das tensões de cisalhamento e das tensões normais, e não são necessariamente retas, conforme pode ser visto na Figura 6.3.

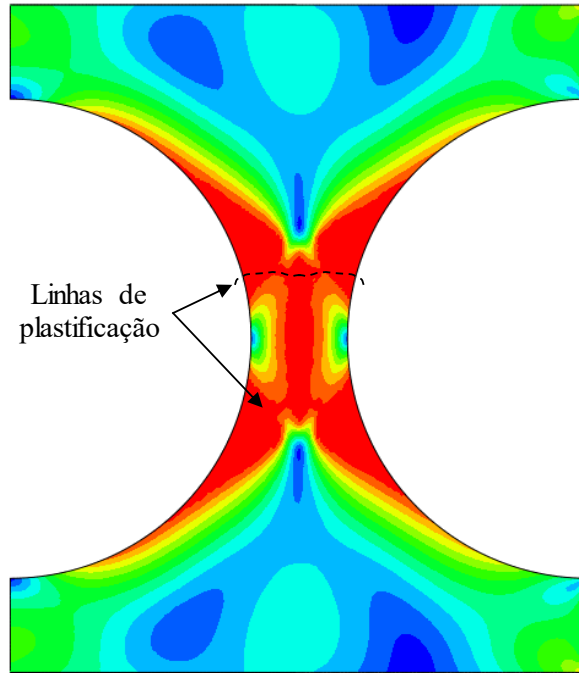


Figura 6.3 – Plastificação do montante de alma (tensões de von Mises)

Ao se observar a deformação do modelo após a formação das linhas de plastificação, fica clara a formação de duas rótulas plásticas, conforme pode ser visto na Figura 6.4, na qual as deformações foram ampliadas até que fosse possível visualizar o fenômeno. Esse comportamento, obtido com o modelo localizado do montante de alma, é confirmado ao se analisar o comportamento de vigas longas, nas quais o efeito de borda é pouco significativo.

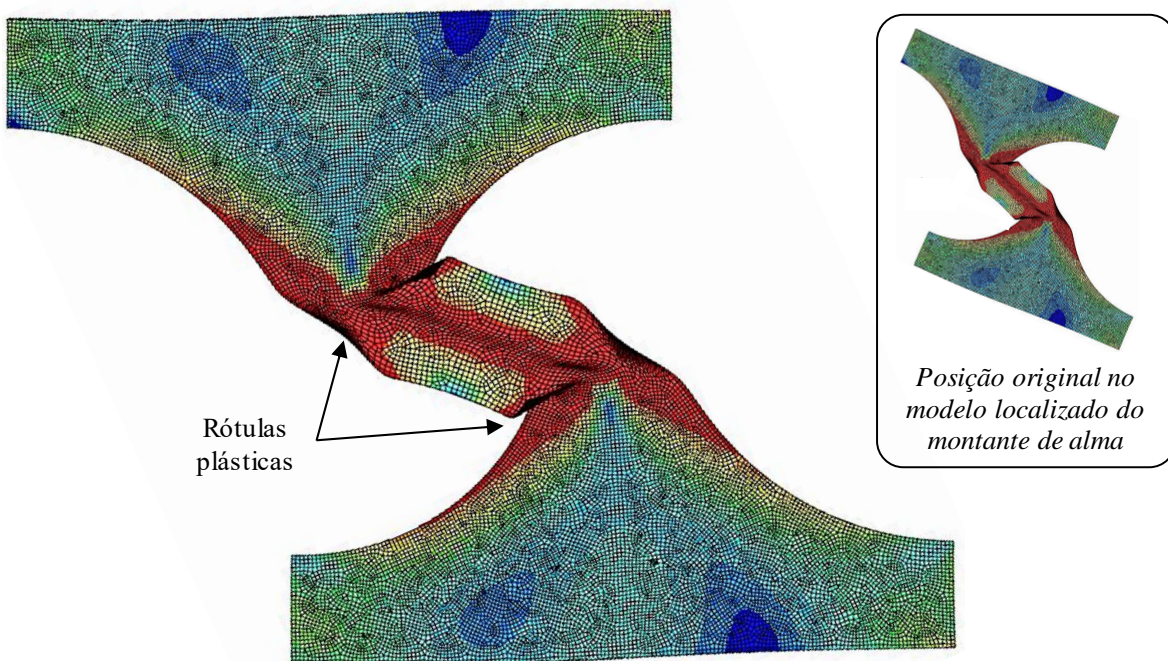


Figura 6.4 – Rótulas plásticas

Para vigas com pequena relação p/D_0 , as tensões de cisalhamento podem ser pouco significativas, com a rótula plástica formada essencialmente pelas tensões normais de flexão, conforme mostrado na Figura 6.5-a. Por outro lado, para altas relações de p/D_0 , a contribuição das tensões cisalhamento pode ser predominante, conforme mostrado na Figura 6.5-b.

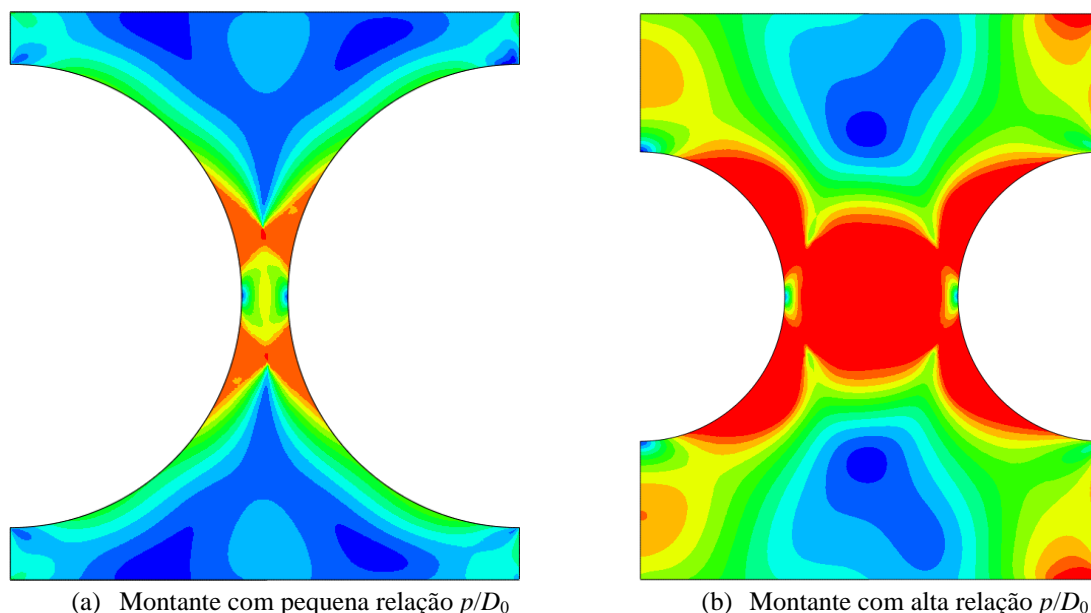


Figura 6.5 – Comportamento para diferentes relações de p/D_0 – Tensões de von Mises

Dentre os modelos analisados, alguns atingiram a força última devido à plastificação do tê, impedindo que fosse atingida a força de plastificação do montante de alma. Essa falha é característica de vigas tem como estado-limite último o mecanismo Vierendeel, que não são foco deste estudo, razão pela qual esses modelos foram desconsiderados.

6.4 Modelos para determinação da força cortante resistente

Para a determinação da força cortante resistente foram simulados modelos com as mesmas condições de contorno e propriedades dos modelos localizados do montante de alma apresentados no Item 5.3, e imperfeições iniciais conforme descrito no Item 6.1.

Como se esperava, em modelos com esbeltez muito baixa a influência da imperfeição inicial não é significativa para o comportamento estrutural, uma vez que não ocorre perda de estabilidade. Nessa situação, o comportamento do modelo tende a ser igual ao do modelo sem imperfeições iniciais. À medida que se eleva o valor da esbeltez, passa a ocorrer a perda de estabilidade do montante de alma, conforme mostrado na Figura 6.6.

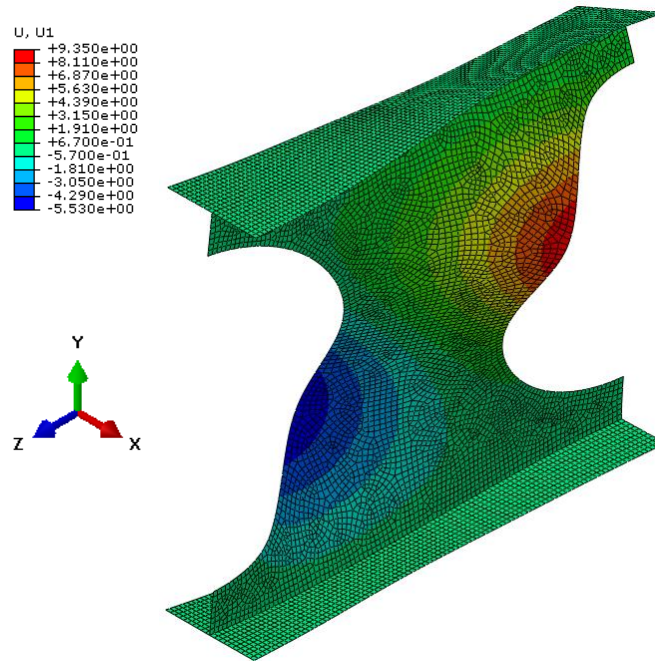


Figura 6.6 – Flambagem do montante de alma por cisalhamento – U1 (deslocamento transversal em mm)

No início da aplicação da força, a distribuição de tensões no montante é similar à do modelo sem imperfeições (Figura 6.7-a). Ao se incrementar a força, o processo de perda de estabilidade se inicia, alterando a distribuição das tensões e levando à plastificação do montante de alma fora da região central (Figura 6.7-b).

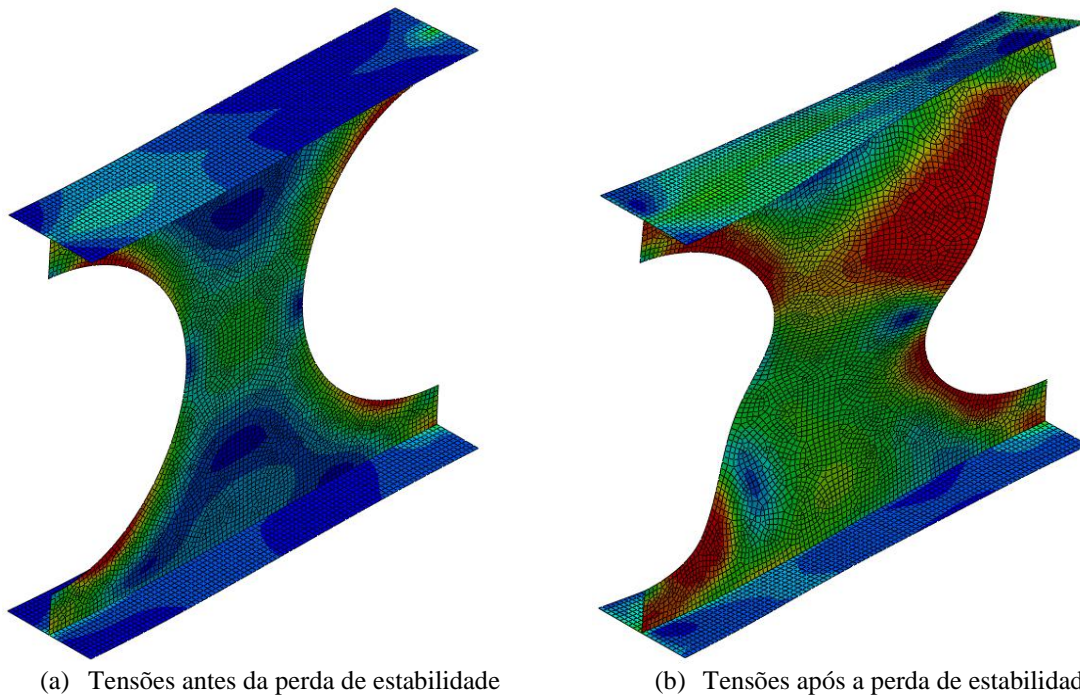


Figura 6.7 – Distribuição de tensões de von Mises nos modelos em que ocorre a perda de estabilidade

Os resultados de força cortante resistente ($V_{v,Rk}$) obtidos estão mostrados nas figuras 6.8 a 6.12. Observa-se que há uma faixa de esbeltez na qual alguns modelos com valores altos de

D_0/d_g e p/D_0 falham devido à plastificação da seção t \hat{e} , os quais não tiveram seus resultados apresentados nos gr \acute{a} ficos. Os modelos com D_0/d_g igual a 0,5, p/D_0 igual a 1,5, e esbeltez do montante de alma entre 72 e 100 apresentaram problemas de converg \acute{e} ncia, e foram desprezados, e seus resultados representados, simplificadamente, por uma reta no gr \acute{a} fico (Figura 6.12).

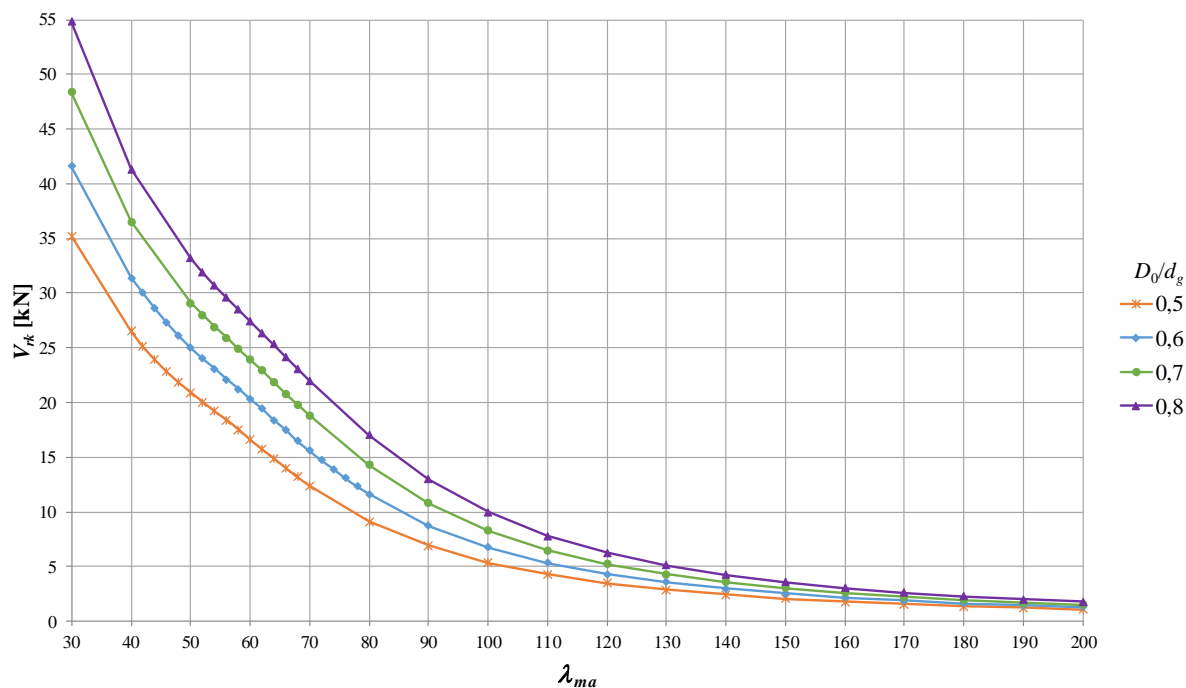


Figura 6.8 – Força cortante resistente dos modelos com $p/D_0 = 1,1$

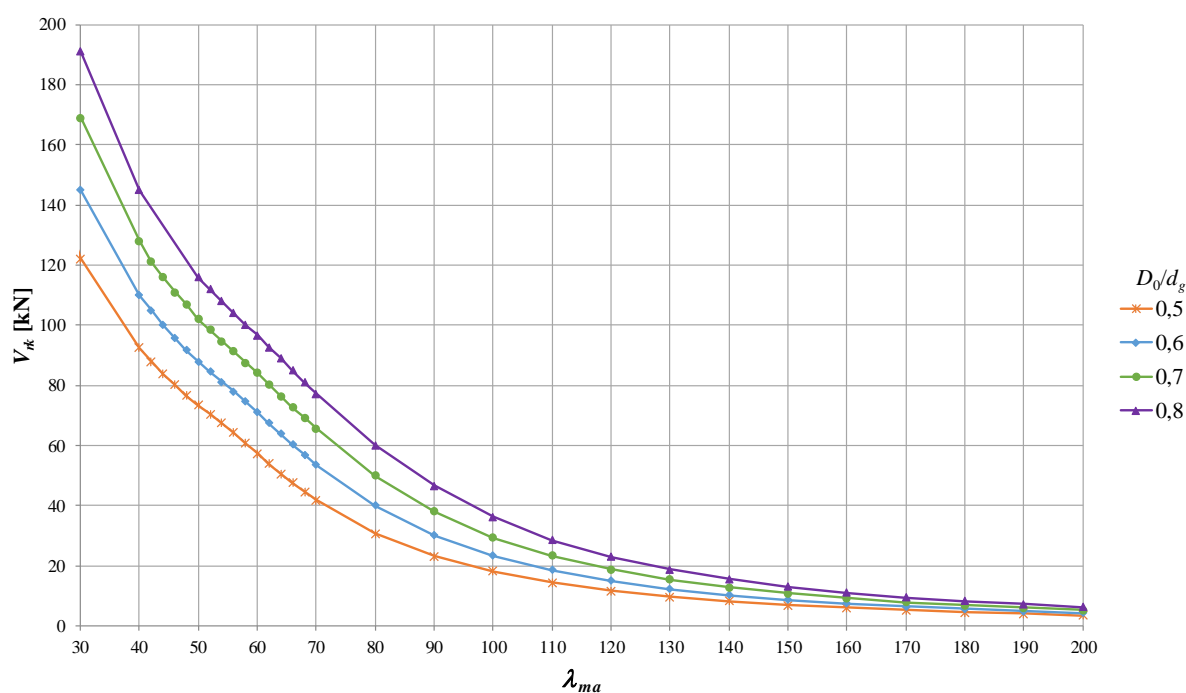


Figura 6.9 – Força cortante resistente dos modelos com $p/D_0 = 1,2$

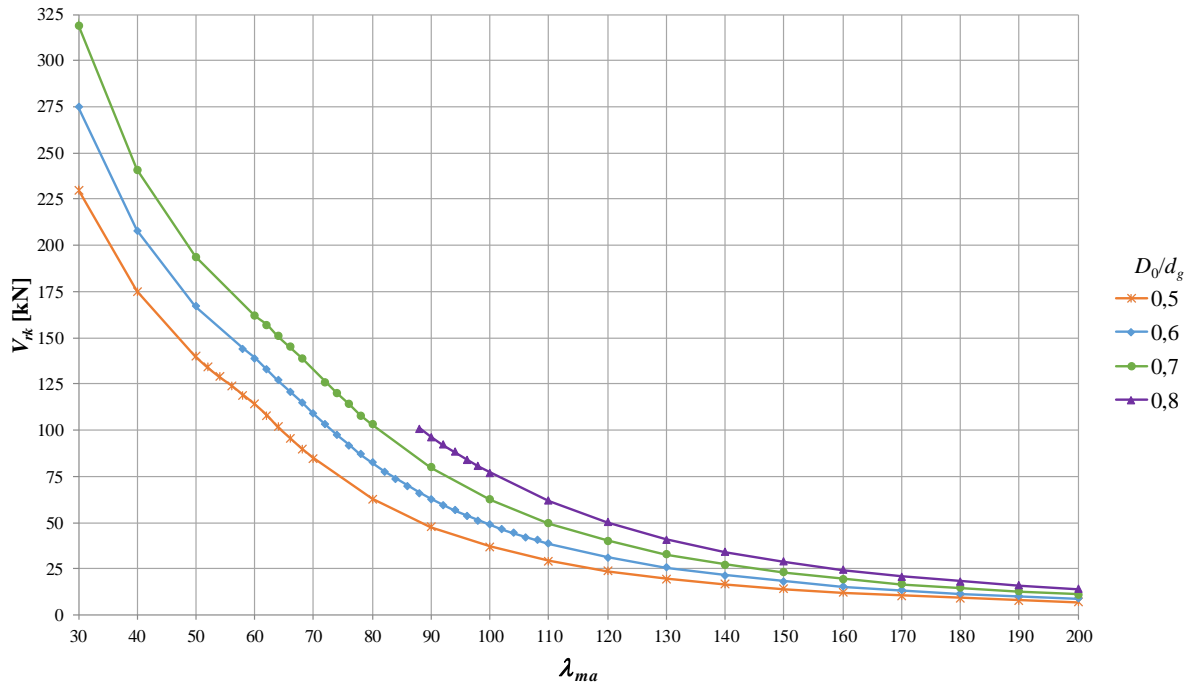


Figura 6.10 – Força cortante resistente dos modelos com $p/D_0 = 1,3$

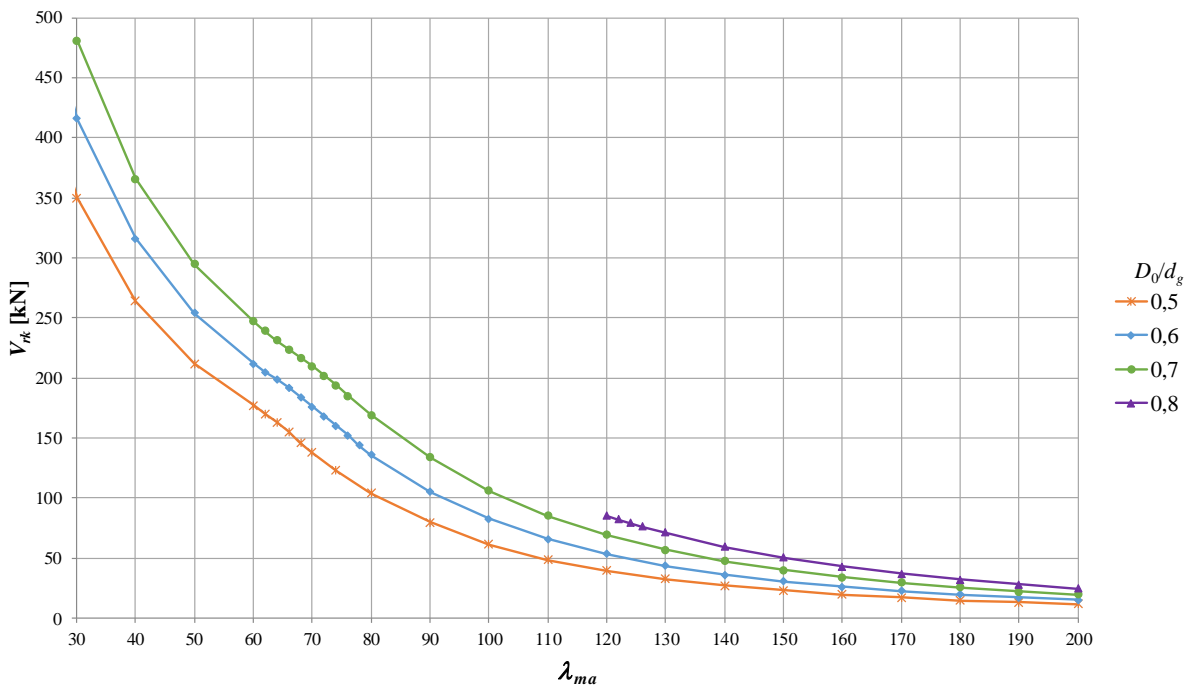


Figura 6.11 – Força cortante resistente dos modelos com $p/D_0 = 1,4$

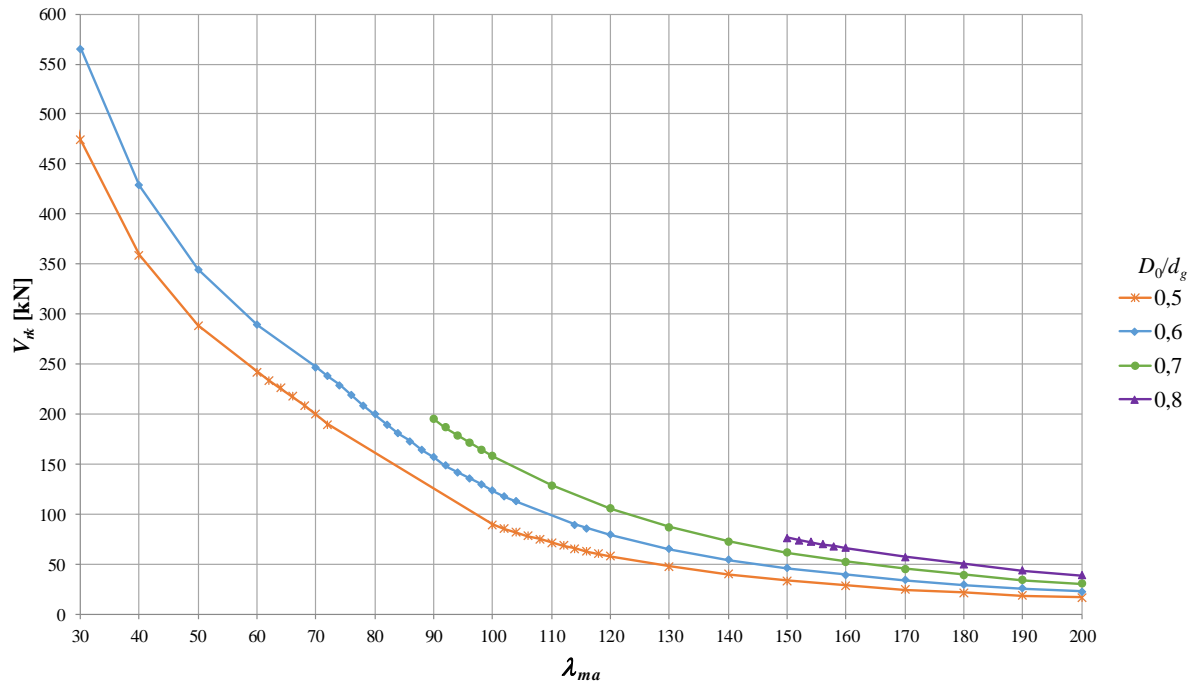


Figura 6.12 – Força cortante resistente dos modelos com $p/D_0 = 1,5$

7

FORMULAÇÃO PROPOSTA

7.1 Considerações gerais

A formulação apresentada neste capítulo para se determinar a força cortante resistente relativa à falha por FMAV se baseia na determinação de uma força cortante horizontal de plastificação e de um fator redutor dessa força, dependente de parâmetros geométricos e propriedades mecânicas do aço. Essa formulação foi desenvolvida com base nos modelos processados apresentados no Capítulo 6, e posteriormente testada com resultados de diversos modelos numéricos, sendo aplicável a vigas celulares de aço com $1,1 \leq p/D_0 \leq 1,5$, $0,5 \leq D_0/d_g \leq 0,8$ e λ_{ma} até 200.

7.2 Cálculo da força cortante horizontal de plastificação

7.2.1 Considerações iniciais

Conforme mostrado no Subitem 6.3, para determinar a força cortante horizontal de plastificação do montante de alma ($V_{h,p}$), é preciso determinar a força com a qual ocorre a plastificação total da seção, oriunda da interação entre as tensões normais e de cisalhamento a uma distância crítica da linha média do montante. A interação dessas tensões até a plastificação total da seção é um fenômeno complexo, não linear, e a seção plastificada na situação estudada não é necessariamente plana. Por esses motivos, a solução analítica exata desse fenômeno é de difícil obtenção. Para propor um procedimento prático para o cálculo de $V_{h,p}$, foram assumidas algumas aproximações que levaram a bons resultados, detalhadas a seguir.

De acordo com o critério de falha de von Mises, o escoamento do material quando há somente um componente da tensão normal e um componente de tensão de cisalhamento atuando ocorre quando a seguinte equação é satisfeita:

$$f_y = \sqrt{\sigma^2 + 3 \tau^2} \quad (7.1)$$

na qual σ é a tensão normal e τ é a tensão de cisalhamento.

Esse critério indica o início da plastificação em algum ponto do material, o que não é suficiente para este estudo, uma vez que é preciso determinar a força cortante horizontal com a qual ocorre a plastificação total da seção. Apesar disso, a utilização dessa equação, como instrumento de ponderação das parcelas de momento fletor (tensão normal) e de força cortante (tensão de cisalhamento) que contribuem para a plastificação, com algumas considerações adicionais, levou a bons resultados práticos, como se mostrará posteriormente.

Nas figuras 7.1-a e 7.1-b, estão apresentadas as distribuições das tensões normal e de cisalhamento em regime elastoplástico, para situações hipotéticas nas quais somente uma das duas componentes de tensão esteja atuando. Nessa figura, f_{vy} , V_h , e M_b são, respectivamente, a resistência ao escoamento por cisalhamento, a força de cisalhamento horizontal solicitante e o momento solicitante na seção crítica do montante de alma.

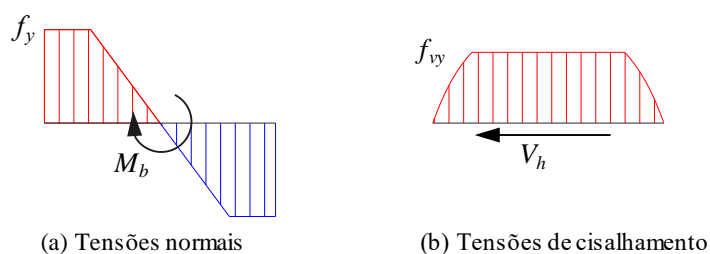


Figura 7.1 – Distribuição elastoplástica das tensões normal e de cisalhamento

No problema estudado neste trabalho, ambas as tensões não são desprezáveis, sendo a plastificação da seção causada pela interação entre elas. Dessa forma, ao se atingir a plastificação, as distribuições das tensões normal e de cisalhamento na seção crítica serão diferentes das distribuições correspondentes ao momento plástico e à força cortante de plastificação, respectivamente.

Para se utilizar a ponderação das tensões presente no critério de von Mises, foram definidas tensões equivalentes, denominadas resistência ao escoamento equivalente ($f_{y,eq}$) e resistência ao escoamento por cisalhamento equivalente ($f_{vy,eq}$). Essas tensões são obtidas a partir do equilíbrio dos esforços M_b e V_h para uma distribuição constante de tensões, conforme mostrado na Figura 7.3.

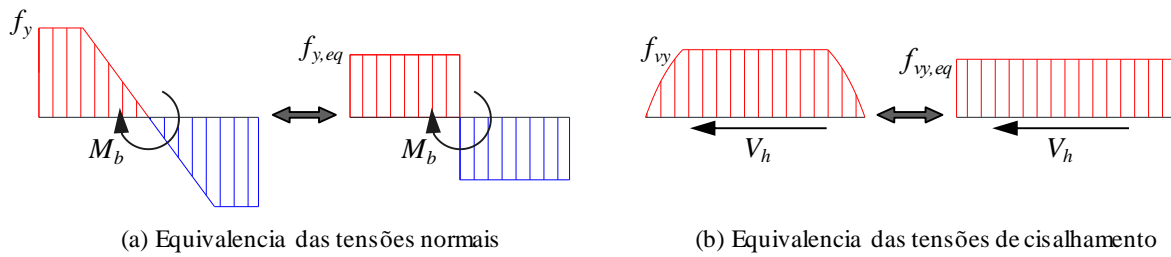


Figura 7.2 – Equivalência de tensões

Para relacionar os valores de $f_{y,eq}$ e $f_{vy,eq}$ à f_y , mantendo-se a ponderação adotada pelo critério de von Mises, foi aplicada a Equação 7.1, chegando-se em:

$$f_y = \sqrt{f_{y,eq}^2 + 3 f_{vy,eq}^2} \quad (7.2)$$

O equacionamento dos valores de $f_{y,eq}$ e $f_{vy,eq}$ em função de V_h está mostrado nos subitens 7.2.2 e 7.2.3, e é dependente somente de parâmetros geométricos. A partir da Equação (7.2) é possível determinar o valor de V_h com o qual toda a seção se plastifica, conforme apresentado no Subitem 7.2.4.

7.2.2 Equacionamento da resistência ao escoamento equivalente

Conforme mostrado na Figura 7.3, a força cortante horizontal causa um momento no plano do montante de alma, proporcional à distância da linha média desse montante, dado por:

$$M_b = V_h y \quad (7.3)$$

onde V_h é a força cortante horizontal e y é a distância do ponto analisado à linha média do montante de alma.

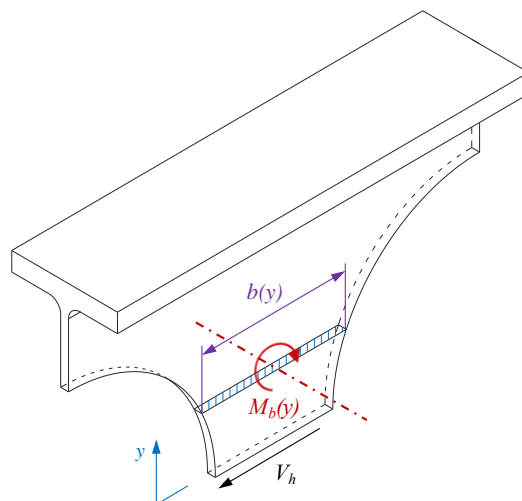


Figura 7.3 – Esforços atuantes no montante de alma

O momento de plastificação equivalente da seção de interesse é obtido a partir da resistência ao escoamento equivalente, dado por:

$$M_{pb,eq} = Z f_{y,eq} = \left(\frac{t_w b^2}{4} \right) f_{y,eq} \quad (7.4)$$

onde t_w é a espessura do montante de alma, b é a largura do montante de alma na distância y analisada e Z é o módulo plástico da seção de interesse. Aplicando-se a Equação (7.3) e isolando $f_{y,eq}$, chega-se em:

$$f_{y,eq} = \frac{4 y V_h}{t_w b^2} \quad (7.5)$$

7.2.3 Equacionamento da resistência ao escoamento por cisalhamento equivalente

A força cortante horizontal com a qual ocorre a plastificação da seção pode ser relacionada com a resistência ao escoamento por cisalhamento equivalente, sendo dada, simplificada, pela multiplicação de $f_{vy,eq}$ pela área de interesse, a partir da qual se obtém:

$$V_h = t_w b f_{vy,eq} \quad (7.6)$$

Isolando a resistência ao escoamento por cisalhamento equivalente, chega-se em:

$$f_{vy,eq} = \frac{V_h}{t_w b} \quad (7.7)$$

7.2.4 Interação das tensões normal e de cisalhamento

Para combinar as tensões normal e de cisalhamento com a mesma ponderação utilizada no critério de von Mises, as expressões de $f_{y,eq}$ e $f_{vy,eq}$, determinadas respectivamente nas equações (7.5) e (7.7), foram aplicadas na Equação (7.2), obtendo-se:

$$f_y = \sqrt{\left(\frac{4 y V_h}{t_w b^2} \right)^2 + 3 \left(\frac{V_h}{t_w b} \right)^2} \quad (7.8)$$

Isolando V_h e reorganizando os termos, obtém-se:

$$V_h = \frac{t_w b^2 f_y}{\sqrt{3 b^2 + 16 y^2}} \quad (7.9)$$

Considerando que a distância y de formação da seção plastificada e a largura b podem ser determinadas, e adicionando um fator de ajuste β , a força cortante horizontal de plastificação pode ser dada por:

$$V_{h,p} = \beta f_y \frac{t_w b_p^2}{\sqrt{3 b_p^2 + 16 y_p^2}} \quad (7.10)$$

onde y_p é a distância do ponto de formação da rótula plástica à linha média do montante e b_p é a largura do montante na distância y_p . Aplicando a Equação (2.10), para situações em que a força cortante seja constante ao longo do passo dos alvéolos, a força cortante resistente é dada por:

$$V_{v,p} = V_{h,p} \left(\frac{2 y_0}{p} \right) \quad (7.11)$$

onde y_0 é a distância vertical do centro do montante de alma até o centroide da seção $tê$, dada pela Equação (2.11).

O fator de ajuste β foi determinado empiricamente, a partir dos resultados dos modelos numéricos, e varia de 1,00 a 1,23. Para valores de p/D_0 inferiores a 1,2, tem-se:

$$\beta = 1,198 - 0,42 \frac{D_0}{d_g} + \frac{p}{5 D_0} \quad (7.12)$$

Se p/D_0 for igual ou superior à 1,2, então:

$$\beta = 1,838 - 0,42 \frac{D_0}{d_g} - \frac{p}{3 D_0} \quad (7.13)$$

7.2.5 Determinação de y_p e b

Para a utilização da Equação (7.10) é necessário determinar a distância vertical em relação à linha média do montante de alma na qual ocorrerá a formação da rótula plástica (y_p), assim como a largura do montante de alma a essa distância (b_p).

A determinação da largura do montante de alma em função da distância y é feita utilizando relações trigonométricas, a partir das quais chega-se em:

$$b = p - D_0 \sqrt{1 - \frac{4 y^2}{D_0^2}} \quad (7.14)$$

Para determinar y_p , foram utilizadas as mesmas considerações da Equação (7.8), baseada no critério de falha de von Mises. Conforme pode ser observado na Figura 7.4, a tensão normal atuante em $y = 0$ é nula, enquanto a tensão de cisalhamento é máxima. À medida que se aumenta a distância y , a tensão normal aumenta, até atingir um pico, a partir do qual passa a se reduzir. Esse comportamento faz com que o valor de y no qual a tensão de von Mises é máxima seja inferior ao do ponto de máxima tensão normal.

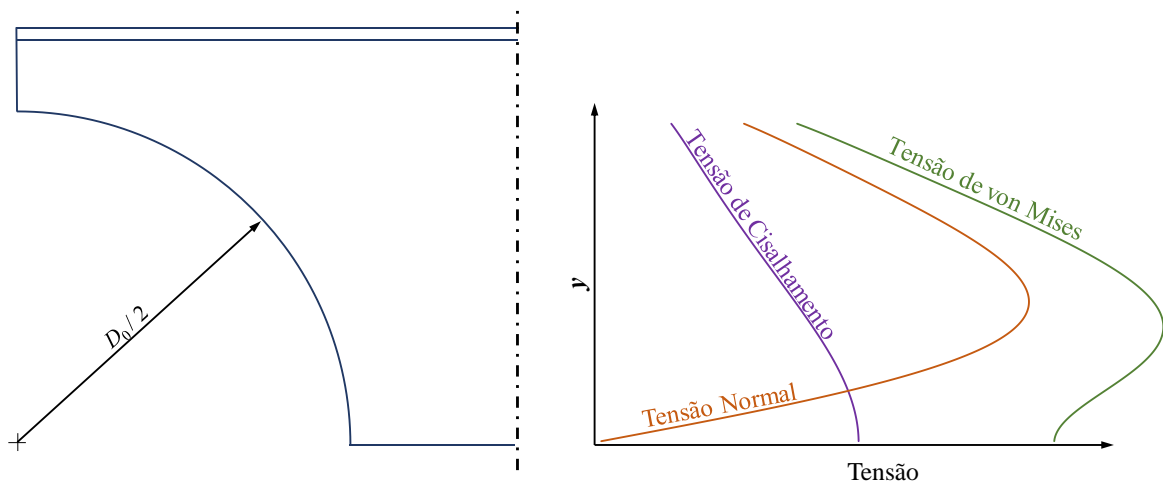


Figura 7.4 – Variação das tensões ao longo de y

A derivação analítica da Equação (7.8) em relação a y , a partir da qual seria possível determinar o ponto de máxima tensão, mostrou-se inviável, sendo o resultado obtido por regressão, e dado por:

$$y_p = \frac{D_0}{2} \left[0,445 \left(\frac{p}{D_0} \right)^3 - 2,578 \left(\frac{p}{D_0} \right)^2 + 4,770 \left(\frac{p}{D_0} \right) - 2,475 \right] \quad (7.15)$$

Esse resultado é aproximado, mostrando-se adequado para os objetivos deste trabalho, e estão apresentados de forma paramétrica na Figura 7.5.

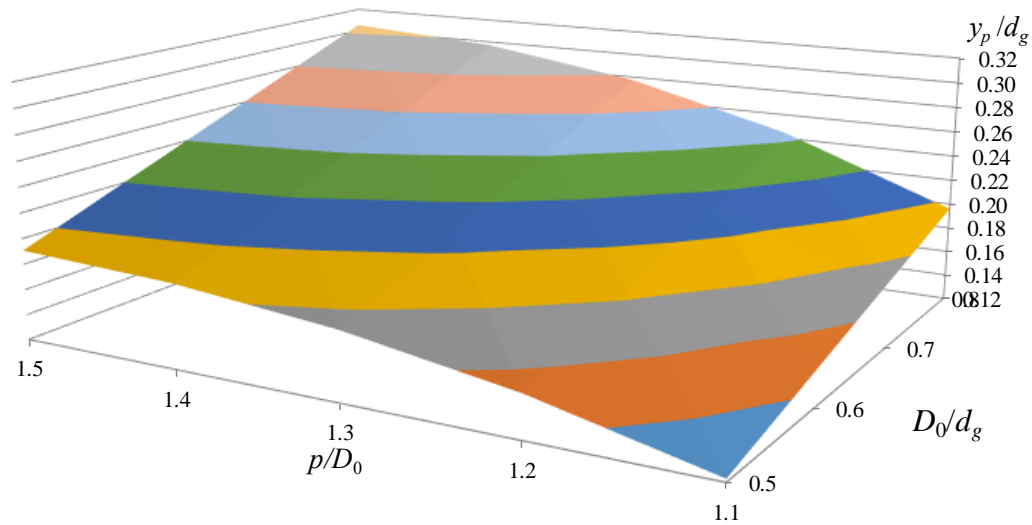


Figura 7.5 – Distância do ponto de plastificação à linha média do montante – Gráfico parametrizado

7.3 Cálculo da força cortante resistente

Para se propor uma formulação para o cálculo da força cortante resistente foram correlacionados os valores calculados de $V_{h,p}$, apresentados no Subitem 7.2, com os valores de força última obtidos com os modelos numéricos apresentados no Capítulo 6. A formulação proposta determinou o fator de redução χ , utilizado na determinação da força cortante horizontal resistente, dada por:

$$V_{h,Rk} = V_{h,p} \chi \quad (7.16)$$

Aplicando a Equação 2.10, para situações em que o esforço cortante seja constante ao longo do passo dos alvéolos, a força cortante vertical resistente é dada por:

$$V_{v,Rk} = V_{h,Rk} \left(\frac{2 y_0}{p} \right) \quad (7.17)$$

Para que fosse possível calcular χ de forma parametrizada em relação à geometria e às propriedades do aço, foi determinada a esbelteza reduzida, dada por:

$$\lambda_{ma,0} = \frac{\lambda_{ma}}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} = \sqrt{\frac{3(p^2 - D_0^2)f_y}{\pi^2 t_w^2 E}} \quad (7.18)$$

As curvas de resistência χ versus λ_0 foram ajustadas por meio de regressão não linear, e estão mostradas nas figuras 7.6 a 7.10 nas quais os pontos indicados são os valores obtidos pela

divisão do $V_{v,Rk}$ obtido numericamente pelo $V_{v,p}$ calculado conforme a Equação (7.10), e as linhas são as curvas ajustadas. Foram determinadas 20 curvas, combinando os valores de D_0/d_g de 0,5 a 0,8 e p/D_0 de 1,1 e 1,5. Em todas as curvas ajustadas, o valor do coeficiente de determinação (R^2) ficou igual ou superior a 0,99.

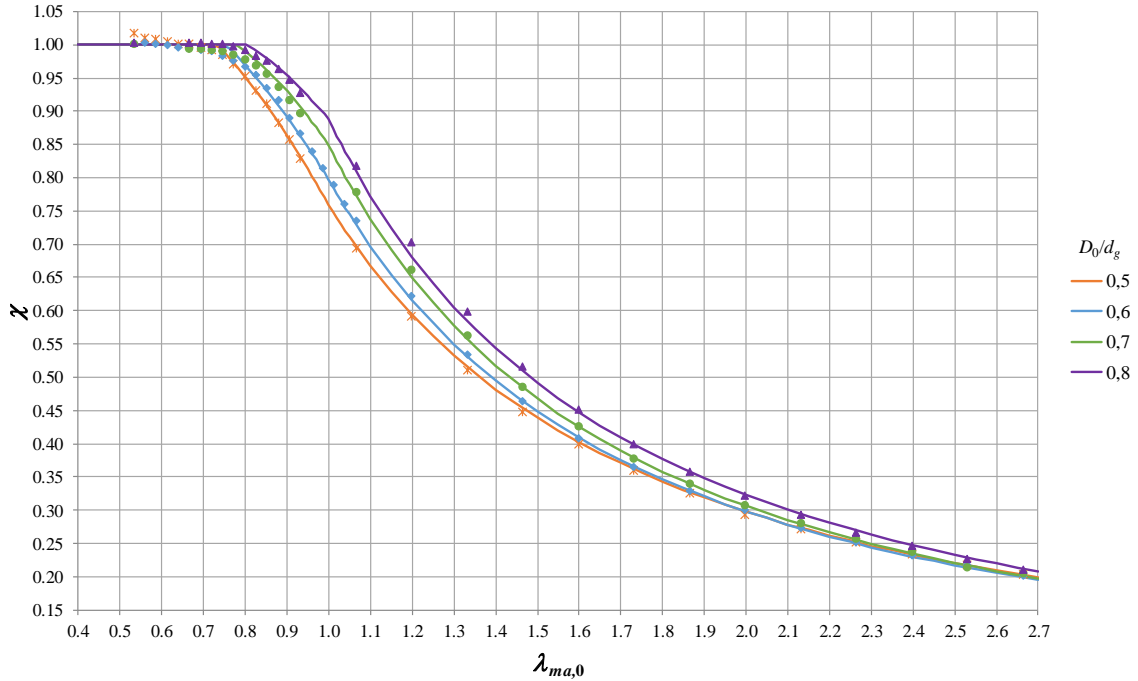


Figura 7.6 – Curva de resistência para $p/D_0 = 1,1$

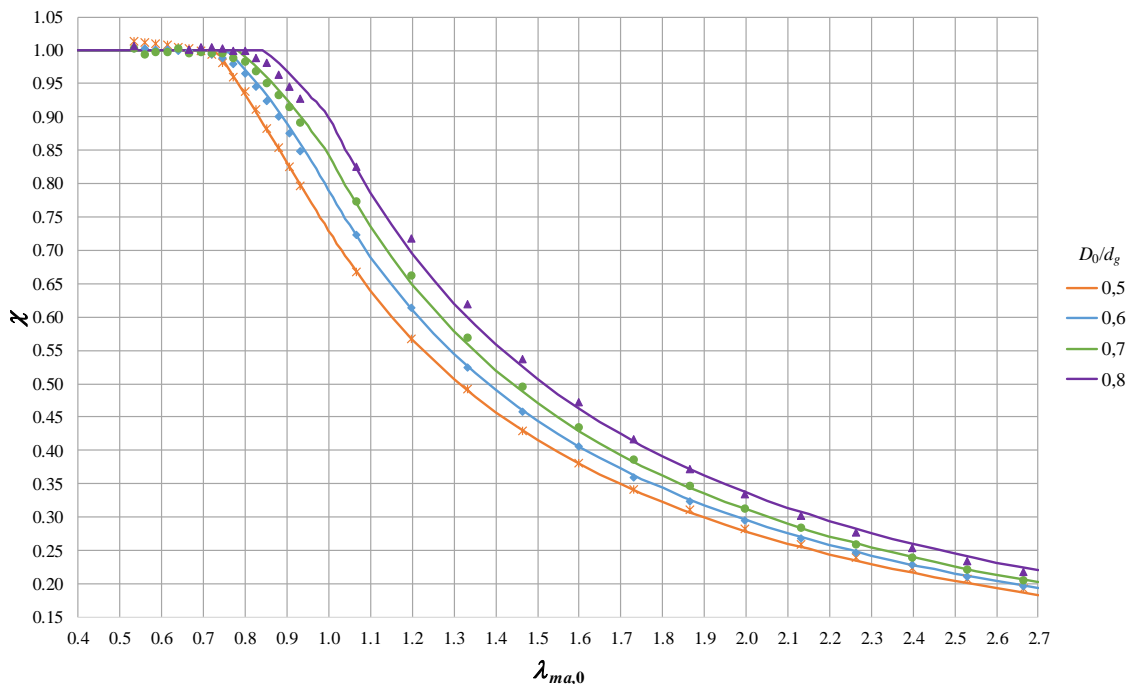


Figura 7.7 – Curva de resistência para $p/D_0 = 1,2$

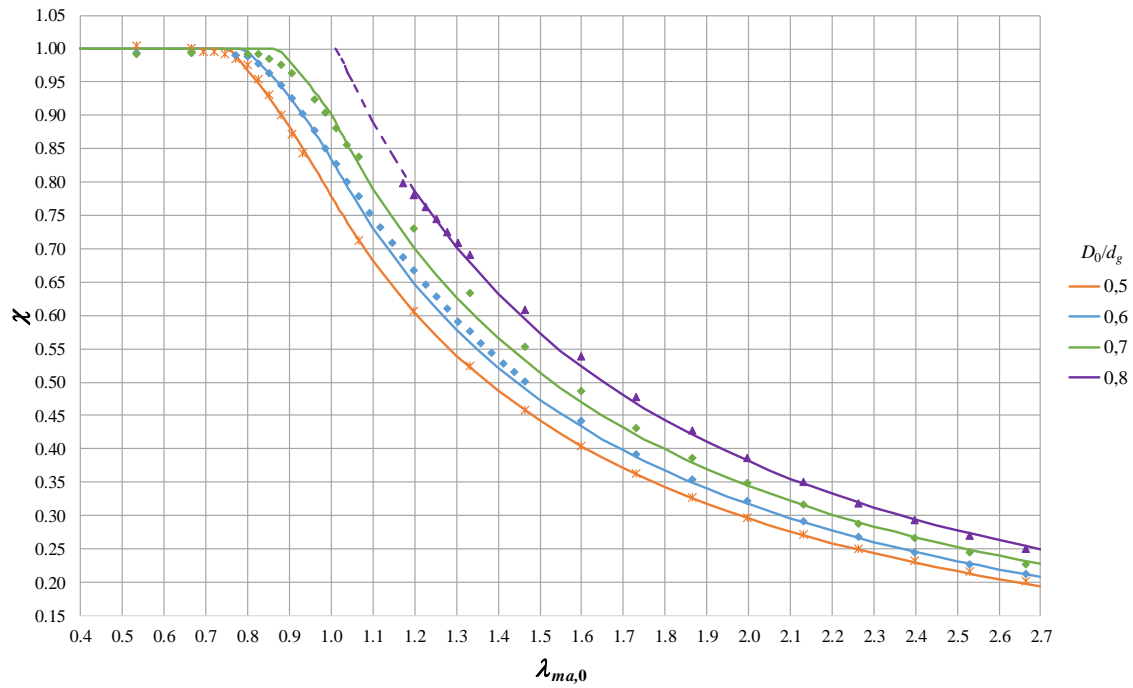


Figura 7.8 – Curva de resistência para $p/D_0 = 1,3$

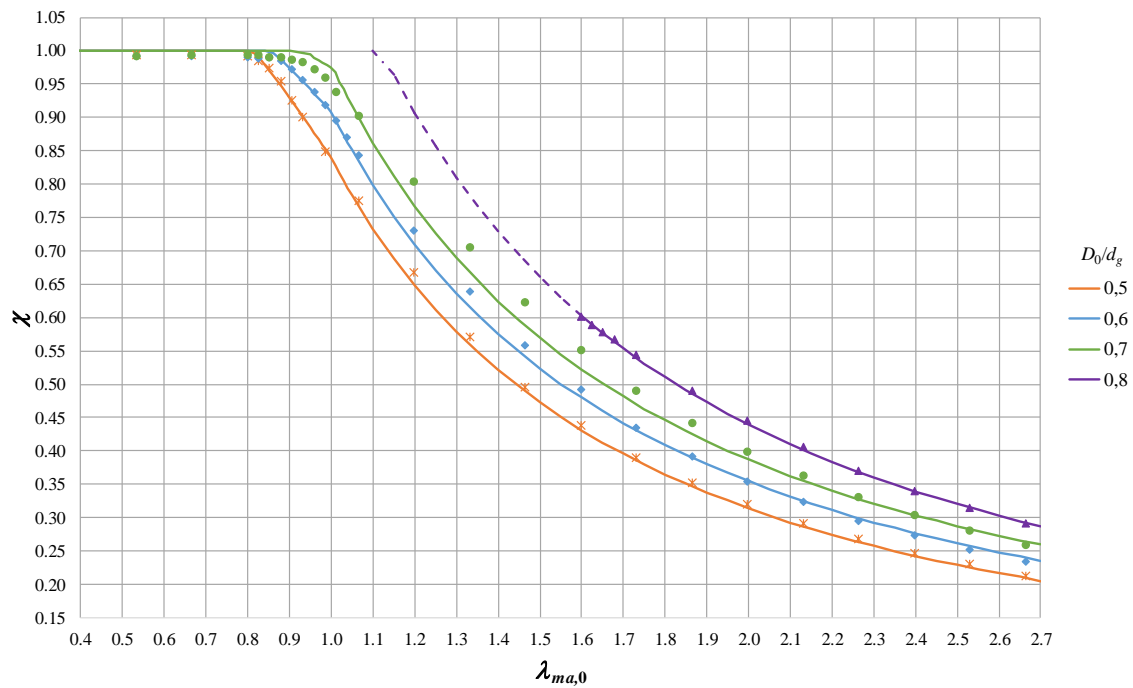


Figura 7.9 – Curva de resistência para $p/D_0 = 1,4$

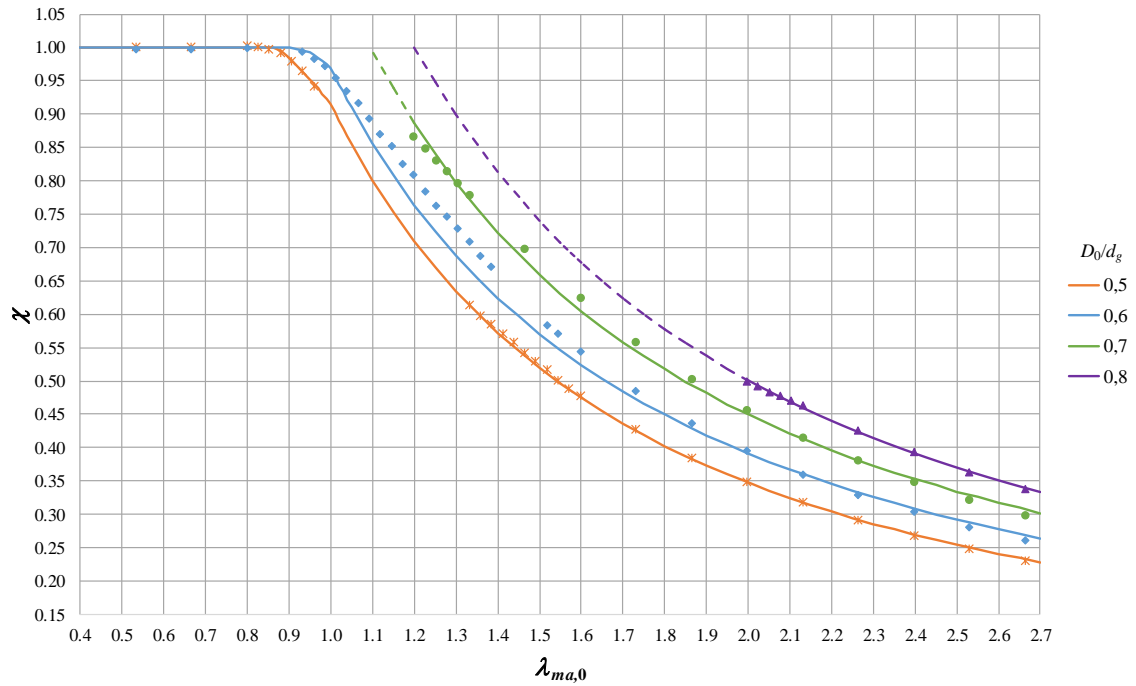


Figura 7.10 – Curva de resistência para $p/D_0 = 1,5$

As equações das curvas obtidas são dadas por:

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

$$\chi = \frac{a}{\lambda_{ma,0}^b} \leq 1,0 \tag{7.19}$$

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

$$\chi = c d^{(\lambda_{ma,0}^e)} \leq 1,0 \tag{7.20}$$

Nessas equações, os coeficientes a , b , c , d , e e estão dados nas tabelas 7.1 e 7.2.

Tabela 7.1 – Coeficientes a e b

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

Tabela 7.2 – Coeficientes c , d e e

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

Alguns trechos das curvas não foram determinados, devido à falha ocorrer por mecanismo diferente da flambagem ou plastificação do montante de alma, indicando que ocorrerá por mecanismo Vierendeel. Esses trechos estão mostrados em linhas pontilhadas, as quais são a continuidade da Equação (7.19), determinada para todos os modelos. Para valores de D_0/d_g e p/D_0 intermediários aos determinados pelas curvas, deve ser feita a interpolação linear, situação na qual os trechos pontilhados das curvas devem ser utilizados. Exemplos detalhados de aplicação da formulação estão mostrados no Apêndice C.

Conforme pode ser observado na Figura 7.11, a diferença percentual entre os valores de $V_{v,Rk}$ obtidos pela formulação proposta e os obtidos numericamente é inferior a 6%, sendo que a maior diferença na qual o valor calculado de acordo com a formulação é superior ao numérico é de 3,3%.

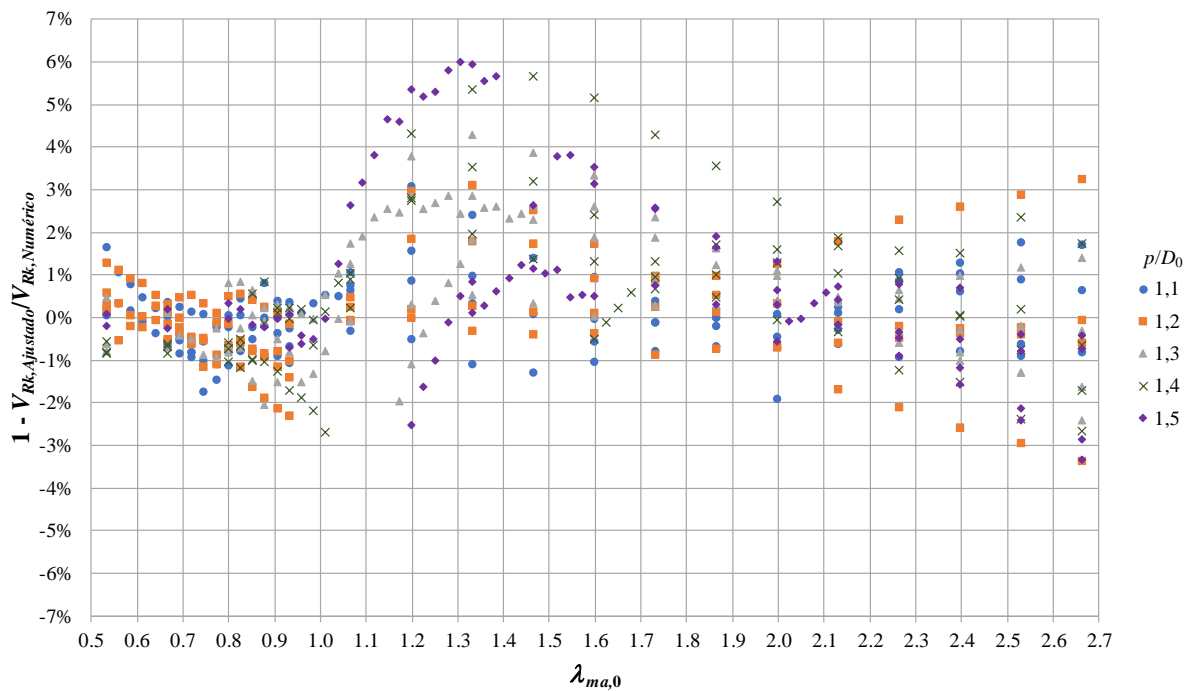


Figura 7.11 – Diferença entre os valores de $V_{v,Rk}$ ajustados e obtidos numericamente

7.4 Verificação da abrangência da formulação proposta

7.4.1 Considerações iniciais

Para verificar a abrangência da formulação proposta, esta foi aplicada em vigas com dimensões e propriedades de material diferentes dos utilizados na obtenção das curvas de resistência. Nos modelos numéricos dessas vigas, todas as considerações, propriedades e condições do contorno anteriormente apresentadas foram aplicadas (ver Item 5.3), exceto para os parâmetros indicados nos subitens a seguir.

7.4.2 Modelos com alteração no material e na geometria

Foram gerados modelos com f_y igual a 450 MPa, d_g igual a 800 mm, b_f igual a 200 mm, t_f igual a 1,5 vezes t_w , sendo t_w variável, de forma a se obter diversos valores de $\lambda_{ma,0}$. Foram definidos valores de p/D_0 variando de 1,15 a 1,45 e D_0/d_g variando de 0,55 a 0,75, a fim de se obter valores de geometria que ficassem entre as curvas de resistência propostas, em relação aos dois parâmetros. Os 72 modelos escolhidos nessa verificação abrangem, portanto, a interpolação entre todas as curvas obtidas, sendo a resistência ao escoamento do aço 1,29 vezes superior à utilizada na obtenção formulação. Na Figura 7.12 estão apresentadas as diferenças percentuais entre os valores de força cortante resistente obtidos de acordo com a formulação proposta e com os modelos numéricos.

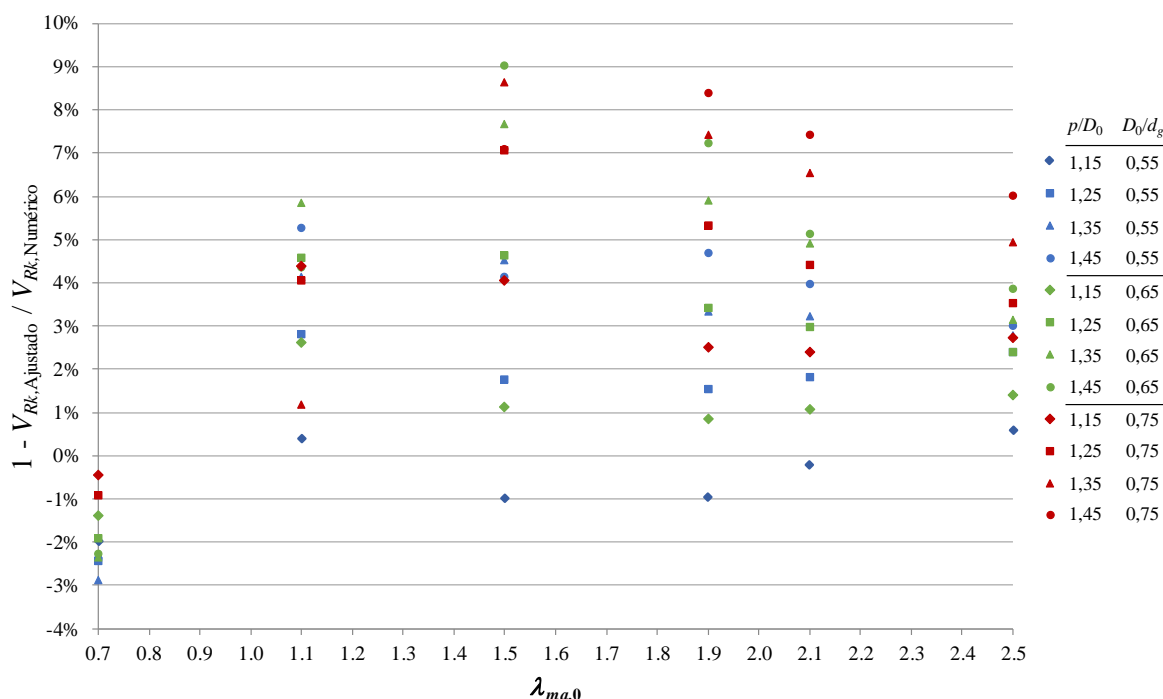


Figura 7.12 – Diferença percentual entre os valores $V_{v,Rk}$ obtidos pela formulação e numericamente

Conforme pode ser observado, as diferenças encontradas são inferiores a 10%, sendo que a maior diferença na qual o valor calculado de acordo com a formulação é superior ao numérico é de 3%.

7.4.3 Validação com vigas fabricadas no Brasil

Para finalizar as verificações da formulação proposta, foi feita uma validação com todos os perfis laminados I e H produzidos pela Gerdau no Brasil. Foram verificadas todas as geometrias possíveis de fabricação de vigas celulares a partir desses perfis, com a relação D_0/d_g igual a 0,5, 0,6, 0,7 e 0,8, p/D_0 igual a 1,1, 1,2, 1,3, 1,4 e 1,5, e fatores de expansão variando a cada 0,1, de 1,1 até o máximo valor geometricamente factível, totalizando 1.846 modelos. A resistência ao escoamento considerada foi a característica do aço ASTM A572 Grau 50, igual a 345 MPa. As diferenças percentuais entre a força cortante resistente obtida a partir da formulação proposta e dos modelos numéricos estão apresentadas na Figura 7.13. Conforme pode ser observado, essas diferenças são inferiores a 13%, sendo que a maior diferença na qual o valor calculado de acordo com a formulação é superior ao numérico é de 5,5%.

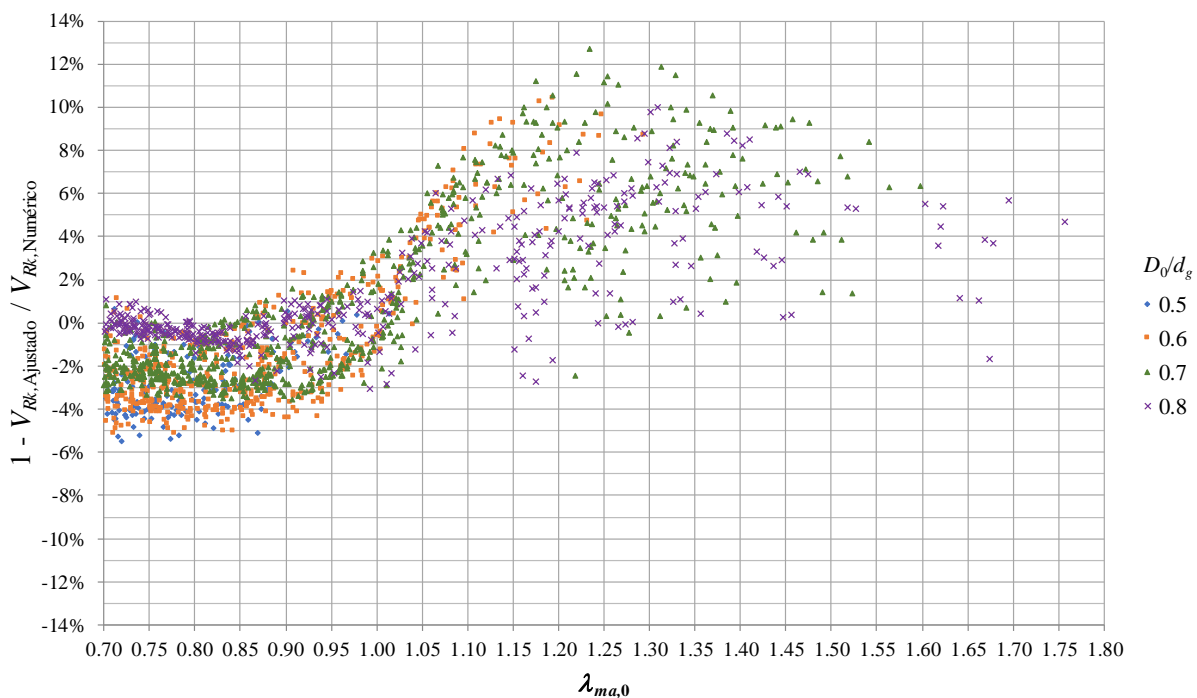


Figura 7.13 – Diferença percentual entre os valores $V_{v,Rk}$ obtidos pela formulação e numericamente

Os resultados apresentados neste item são considerados adequados para os objetivos deste trabalho, validando, portanto, a formulação proposta.

7.5 Comparação dos resultados com formulações existentes

Para avaliar a formulação proposta neste trabalho em relação ao estado da arte, os resultados obtidos com os modelos numéricos utilizados para a obtenção das curvas de resistência foram comparados com os das formulações apresentadas por Ward (1990), Lawson *et al.* (2002) e Veríssimo *et al.* (2013) e com o da formulação proposta neste trabalho. As formulações apresentadas por Panedpojaman *et al.* (2014) e Vieira *et al.* (2014) não foram utilizadas na comparação porque são baseadas no fator de expansão da viga, parâmetro não utilizado neste trabalho para a determinação das curvas de resistência. De forma a avaliar toda a faixa de geometria abordada na formulação proposta, foram comparadas as forças cortantes resistentes obtidas com D_0/d_g iguais a 0,5, 0,6, 0,7 e 0,8, e p/D_0 iguais a 1,1, 1,3 e 1,5.

De acordo com o que foi discutido no Subitem 2.6.9, as forças cortantes resistentes obtidas com as diversas formulações apresentam diferenças consideráveis, conforme pode ser observado nas figuras 7.14 a 7.16. Apesar da formulação apresentada em Lawson *et al.* (2002) ser aplicável somente para valores p/D_0 iguais ou superiores à 1,2, optou-se por mostrar os resultados dessa formulação em vigas com p/D_0 igual a 1,1 (Figura 7.14), para comparação, tendo em vista a pequena extrapolação da sua faixa de validade. Da mesma forma, a formulação apresentada em Ward (1990), que se aplica somente para valores de D_0/d_g iguais ou superiores 0,57, também foi utilizada para o cálculo com D_0/d_g igual a 0,5.

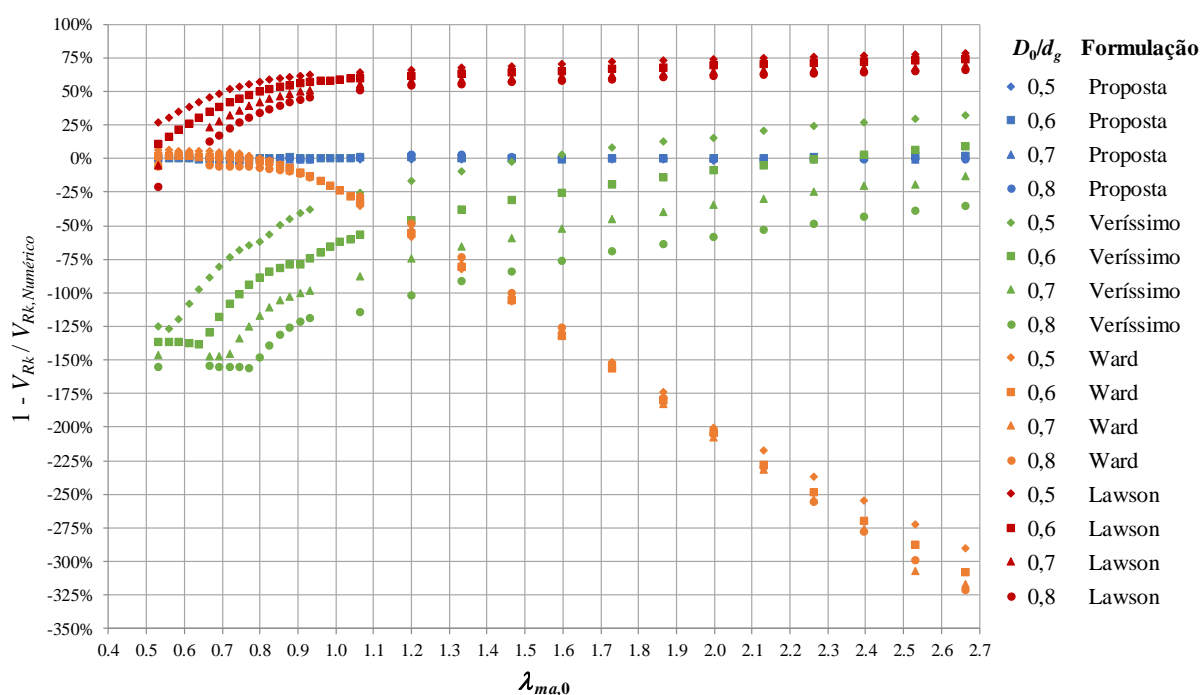


Figura 7.14 – Diferença entre os valores $V_{v,Rk}$ obtidos pelas formulações e numericamente – $p/D_0 = 1,1$

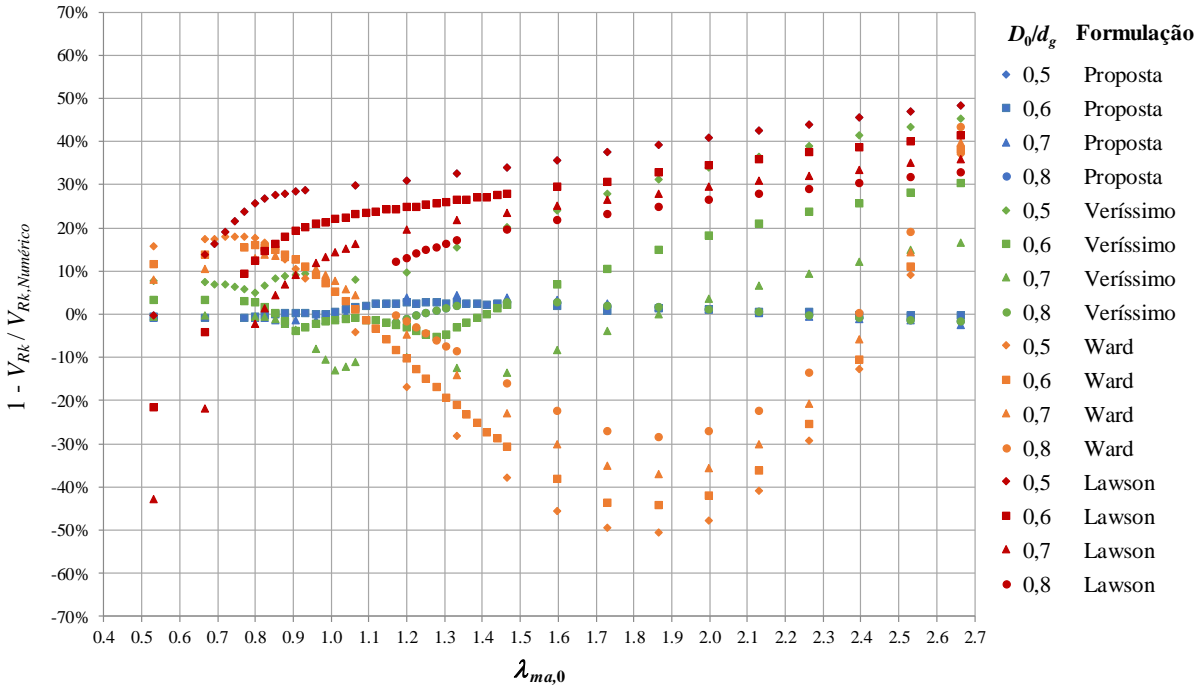


Figura 7.15 – Diferença entre os valores $V_{v,Rk}$ obtidos pelas formulações e numericamente – $p/D_0 = 1,3$

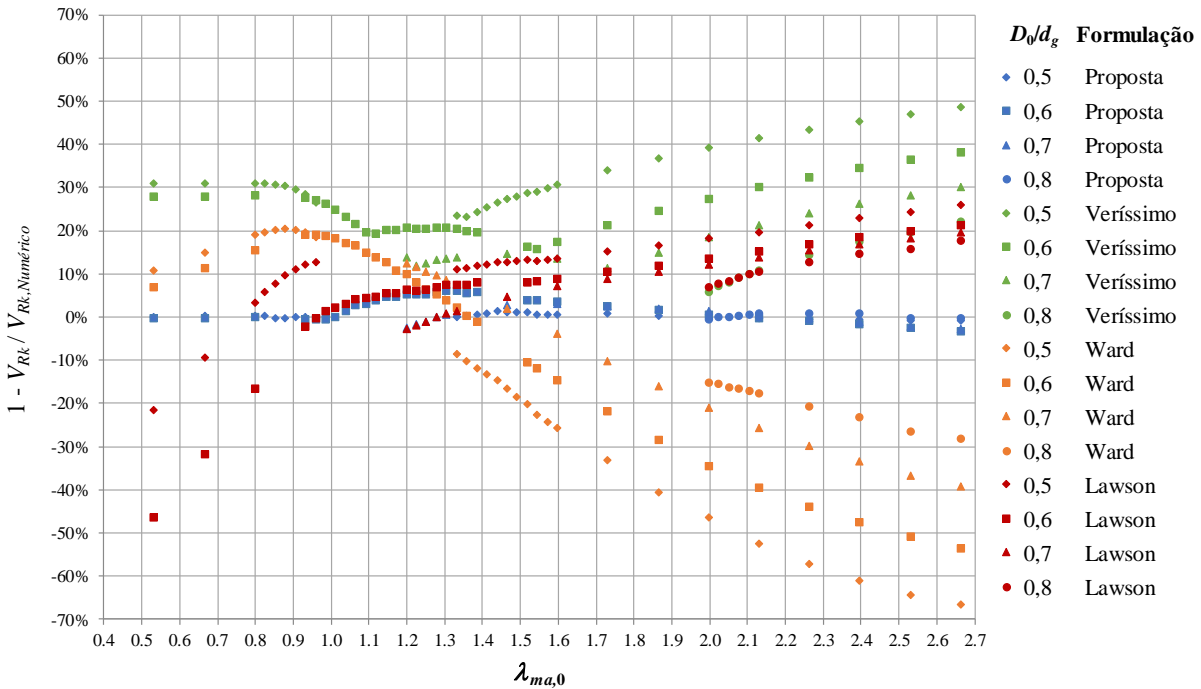


Figura 7.16 – Diferença entre os valores $V_{v,Rk}$ obtidos pelas formulações e numericamente – $p/D_0 = 1,5$

Verifica-se que as formulações encontradas na literatura apresentam resultados consideravelmente diferentes, tanto quando comparados com os obtidos com os modelos numéricos, quando comparados entre si. As diferenças são menores quando para valores de λ_0 entre 0,8 e 1,5 nas figuras 7.14 e 7.15, indicando que as formulações existentes provavelmente foram calibradas, mesmo que indiretamente, para esses valores. Conforme mostrado na

formulação proposta neste trabalho, em valores de λ_0 abaixo de 0,8 o fator de redução χ se torna próximo ou igual 1,0, o que na maioria dos casos resultaria na falha por outro mecanismo, como por exemplo o mecanismo Vierendeel. Na Figura 7.16 é possível ver que, para valores de D_0/d_g iguais a 0,6 e p/D_0 igual à 1,5, os resultados obtidos com a formulação proposta e a formulação de Lawson (2002) são bastante semelhantes quando λ_0 está entre 0,9 e 1,4. Observa-se que o valor de 1,5 para a relação p/D_0 é preconizado para vigas casteladas padrão Litzka e Peiner, sobre as quais existem diversos trabalhos disponíveis na literatura.

A grande diferença entre formulações é relatada na literatura (PANEDPOJAMAN *et al.*, 2014), e conforme pode ser observado nas figuras, a formulação proposta neste trabalho apresenta resultados aceitáveis em todo o espectro analisado.

8

CONCLUSÕES

8.1 Considerações gerais

O dimensionamento de vigas celulares de aço sujeitas à flambagem do montante de alma é objeto de estudo de diversos autores, porém, não se encontra na literatura consenso entre as metodologias de cálculo. Os resultados obtidos a partir das diversas formulações existentes apresentam diferenças expressivas quando comparados entre si, resultados que são ainda mais divergentes à medida que os parâmetros geométricos das vigas se afastam dos comumente utilizados. Além disso, são encontrados na literatura poucos resultados de análises experimentais de vigas celulares de aço, fatos que motivaram este trabalho, cujo objetivo principal é propor uma formulação consistente para o dimensionamento das vigas em questão, com validade em amplo espectro de variação de geometria.

Para suprir a escassez de resultados de análises experimentais disponíveis na literatura, foram realizados ensaios com 14 vigas celulares de aço em tamanho real, projetadas para falhar devido à flambagem do montante de alma e ao mecanismo Vierendeel. Os modelos ensaiados foram instrumentados com medidores de deslocamento e deformação, e todos os resultados obtidos estão relatados neste trabalho. Foram realizados ensaios de caracterização do material das vigas ensaiadas, nos quais foram determinadas as resistências ao escoamento e ruptura do aço utilizado em cada modelo.

Estudos numéricos a respeito da influência da imperfeição inicial no comportamento das vigas celulares foram realizados, assim como investigações a respeito do efeito de borda, que embasaram a proposição de um modelo numérico que isolasse o fenômeno da flambagem do montante de alma. Esse modelo foi calibrado a partir dos resultados da análise experimental e utilizado em uma análise paramétrica, a partir da qual foi proposta uma nova formulação para a determinação da força cortante resistente relativa à flambagem do montante de alma.

A formulação proposta neste trabalho adota a mesma filosofia das atuais formulações de força cortante resistente para vigas de alma cheia presente nas normas ABNT NBR 8800:2008, AISC 360:2016 e EN-1993-1-1:2005, que se baseia na determinação de uma força cortante de plastificação e um fator de redução, função da geometria e de propriedades do material. Além disso, usa como instrumento de ponderação entre a influência da tensão normal e da tensão de cisalhamento na plastificação a equação da tensão de von Mises.

A formulação proposta foi comparada com resultados de modelos numéricos em diversas condições de geometria e propriedades mecânicas do aço, tendo sido validada com 2.545 modelos numéricos diferentes. As forças cortantes resistentes calculadas com a formulação proposta apresentaram diferenças inferiores a 13% quando comparadas às obtidas com os modelos numéricos, sendo a maior diferença na qual o valor calculado de acordo com a formulação é superior ao numérico igual a 5%. Em comparação com as formulações existentes na literatura, os resultados obtidos a partir da formulação proposta neste trabalho são consideravelmente mais próximos aos numéricos. Considerando todos os aspectos apresentados, a formulação proposta neste trabalho mostrou-se adequada para a determinação da força cortante resistente relativa à flambagem do montante de alma de vigas celulares de aço.

8.2 Sugestões para estudos futuros

O estudo apresentado neste trabalho foi desenvolvido para vigas celulares de aço em temperatura ambiente. Com a metodologia utilizada para a determinação das curvas de resistência apresentadas neste trabalho, abre-se frente para o estudo do comportamento dessas vigas em situação de incêndio e seu impacto no cálculo da força cortante resistente. Além do comportamento em temperatura elevada, sugere-se que seja estudado o comportamento estrutural de vigas celulares assimétricas e mistas de aço e concreto sujeitas à flambagem do montante de alma.

Foi mostrado neste trabalho que o efeito de borda em vigas alveolares curtas não é desprezável, e não foram encontrados estudos a esse respeito na literatura. Sugere-se, portanto, o desenvolvimento de estudos sobre esse assunto, o que pode levar à otimização de vigas dependendo das condições geométricas e de contorno utilizadas.

A interação entre diferentes modos de falha das vigas não foi abordada neste trabalho, e pouco se encontra a seu respeito na literatura, sendo também passível de estudos para melhoria do dimensionamento das vigas celulares.

9

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABREU, L. M. P. *Determinação do Momento Fletor Resistente à Flambagem Lateral com Torção de Vigas de Aço Celulares*. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Minas Gerais, Brasil, 2011.

American Institute of Steel Construction – *Specification For Structural Steel Buildings* – ANSI/AISC 360, 2010.

American Society for Testing and Materials – *Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials* – ASTM E8/E8M – 15a, 2011.

American Welding Society – *Specification for Carbon Steel Electrodes for Flux Cored Arc Welding* – AWS A5.20, 2005

ALPSTEN, G. A. *Thermal Residual Stresses in Hot-Rolled Steel Members (Residual stresses In Thick Welded Plates)*. Fritz Engineering Laboratory Report No. 337.3. Bethlehem, Pennsylvania, 1968.

ARCELORMITTAL *Angelina Beams – A New Generations of castellated*. 2016. Página da web: <http://sections.arcelormittal.com/library>.

Associação Brasileira de Normas Técnicas – *Materiais Metálicos – Ensaio de Tração – Parte 1: Método de Ensaio à Temperatura Ambiente – NBR 6892-1*, 2015.

Associação Brasileira de Normas Técnicas – *Perfil I Estrutural de Aço Soldado por Arco Elétrico – Requisitos gerais – NBR 5884*, 2013.

Associação Brasileira de Normas Técnicas – *Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios – NBR 8800*, 2008.

BALLIO, G.; MAZZOLANI, F. M. *Theory and design of steel structures*. Taylor & Francis, 1983.

BEEDELE, L. S. *Proposal "Pilot Program on the Influence of Residual Stress on Column Strength"*. Fritz Laboratory Reports, 1951.

BEEDLE, L. S.; Tall, L. *Basic column strength. Original manuscript for "Basic Column Strength"*. Proc. ASCE, v. 86 (ST7), p. 139, Fritz Laboratory Reports, Paper 1507, 1960.

BEZERRA, E. M.; CASTRO E SILVA, A. L. R.; FAKURY, R. H.; VERÍSSIMO, G. S. *Momento Fletor Resistente de Vigas Casteladas de Aço à Flambagem Lateral com Torção*. Revista da Estrutura de Aço, v. 2, n. 2, p. 95-114, 2013.

BITAR, D.; DEMARCO, T.; MARTIN, P.O. *Steel and Composite Cellular Beams - Novel Approach for Design Based on Experimental Studies and Numerical Investigations*. 4th European Conference on Steel and Composite Structures – EUROSTEEL 2005, Maastricht, The Netherlands, 2005.

BRITISH STANDARDS – *Structural Use of Steelwork in Building – Part 1: Code of Practice for Design – Rolled and Welded Sections – BS 5950-1*, 2000.

DELESQUES, R.; *Le calcul des poutres ajourées*. Construction Métallique, 4: 41-51, 1969.

CASTRO E SILVA, A. L. R. *Análise Numérica Não-Linear da Flambagem Local De Perfis De Aço Estrutural Submetidos à Compressão Uniaxial*. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Minas Gerais, 2006.

CHUNG, K. F.; LIU, T. C. H.; KO, A. C. H. *Investigation on Vierendeel mechanism in steel beams with circular web openings*. Journal of Constructional Steel Research, v. 57, n. 5, p. 467-490, 2001.

LIU, T. C. H.; CHUNG, K. F. *Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: finite element investigation*. Journal of Constructional Steel Research, v. 59, n. 9, p. 1159-1176, 2003.

CONSTRUCTALIA, Acessado em 10/ 2016. Página da web:
www.constructalia.com/portugues_pt/atualidades/artigos/artigos100/viga_angelinatm_uma_nova_dimensao_arquitetonica).

DEMIRDJIAN, S. *Stability of Castellated Beam Webs*. Dissertação de Mestrado, McGill University, Canadá, 1999.

EN 1993-1-1 *Design of steel structures – Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings – Eurocode 3*, 2005.

EN 1993-1-5 *Design of steel structures – Part 1-5: Plated Structural Elements Buildings – Eurocode 3*, 2006.

ERDAL, F. *Ultimate Load Capacity of Optimally Designed Cellular Beams*. Tese de Doutorado, Middle East Technical University, Turquia, 2011.

ERDAL, F.; SAKA, M. P., *Ultimate load carrying capacity of optimally designed steel cellular beams*. Journal of Constructional Steel Research, v. 80, p. 355-368, 2013.

EUROPEAN CONVENTION FOR CONSTRUCTIONAL STEELWORK, *Technical Committee 8, Structural Stability. Technical Working Group 8.2, System – Ultimate Limit State Calculation of Sway Frames with Rigid Joints – ECCS*, 1984.

FELDMANN, M.; MÜLLER, C.; BUREAU, A.; CAJOT, L. G.; VASSART, O.; LAWSON, R.; HICKS, S.; JOHANSSON, B.; VELJKOVIC, M. *LWO+: Design Guide – Technical report*, 2006

FARES, S. S.; COULSON, J.; DINEHART, D. W. *Steel Design Guide 31: Castellated and Cellular Beam Design – AISC*, 2016.

FERRARI, J. A. *Simulação Numérica do Comportamento Estrutural de Vigas Alveolares Mistas de Aço*. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Viçosa, Brasil, 1987.

GALAMBOS, T. V. *Inelastic Lateral Buckling of Beams*. Proc. ASCE, v. 89 (ST5), n. 263, Fritz Laboratory Reports, Paper 1340, 1963.

GOMES, A. B. *Resistência à Compressão de Perfis H Laminados de Abas Paralelas*. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Ouro Preto, Brasil, 2003.

HAGEN, N. C.; LARSEN, P. K.; AALBERG, A. *Shear capacity of steel plate girders with large web openings, Part I: Modeling and simulations*. Journal of Constructional Steel Research, v. 65, n. 1, p. 142-150, 2009.

HAGEN, N. C.; LARSEN, P. K. *Shear capacity of steel plate girders with large web openings, Part II: Design guidelines*. Journal of Constructional Steel Research, v. 65, n. 1, p. 151-158, 2009.

HECHLER, O.; MÜLLER, C.; SEDLACEK, G. *Investigations on Beams with Multiple Regular Web Openings*. Composite Construction in Steel and Concrete V, p. 270-281, 2006.

JAMADAR, A. M.; KUMBHAR, P. D. *Parametric Study of Castellated Beam with Circular and Diamond Shaped Openings*. International Research Journal of Engineering and Technology (IRJET), p-ISSN, p. 2395-0072, 2015.

KNOWLES, P. R.; *Castellated Beams*. Proceedings of the Institution of Civil Engineers, v. 90, n. 3, p. 521-536, 1991.

LAW, K. H.; GARDNER, L. *Lateral Instability of Elliptical Hollow Section Beams*. Engineering Structures, v. 37, 2012.

LAWSON, R. M.; HICKS, S. J. *Design of composite beams with large web openings*. Steel Construction Institute, Reino Unido, 2001.

LAWSON, R. M.; OSHATOGBE, D.; NEWMAN, G. M. *Design of FABSEC Beams in Non-Composite and Composite Applications for Both Normal Temperature and Fire Engineering Conditions to SCI AD 269*. The Steel Construction Institute. Leeds, Reino Unido, 2002.

LAWSON, R. M.; HICKS, S. J.; SIMMS, W. I. *Design of composite asymmetric cellular beams and beams with large web openings*. Journal of Constructional Steel Research, v. 62, n. 6, p. 614-629, 2006.

LAWSON, R. M.; SAVERIRAJAN, A. H. A. *Simplified elasto-plastic analysis of composite beams and cellular beams to Eurocode 4*. Journal of Constructional Steel Research, v. 67, n. 10, p. 1426-1434, 2011.

LIAN, V. T.; SHANMUGAM, N. E. *Openings in horizontally curved plate girder webs*. Thin-walled structures, v. 41, n. 2, p. 245-269, 2003.

MAHAMADI, S. B. *Cellular Beams at Ambient and Elevated Temperatures*. Tese de Doutorado, The University of Manchester, 2010.

MARTIN, P.O. *CTICM - Report N° 7.013-08: ACB Design Optimization*, 2003.

NADJAI, A.; VASSART, O.; ALI, F.; TALAMONA, D.; ALLAM, A.; HAWES, M. *Performance of cellular composite floor beams at elevated temperatures*. Fire safety journal, v. 42, n. 6, p. 489-497, 2007.

OLIVEIRA, L. B. *Procedimentos para Definição das Características Geométricas de Vigas Alveolares de Aço para Sistemas de Piso e de Cobertura*. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Viçosa, Brasil, 2012.

PANEDPOJAMAN, P.; THEPCHATRI, T.; LIMKATANYU, S. *Novel design equations for shear strength of local web-post buckling in cellular beams*. Thin-Walled Structures, v. 76, p. 92-104, 2014.

SHANMUGAM, N. E.; LIAN, V. T.; THEVENDRAN, V. *Finite element modelling of plate girders with web openings*. Thin-Walled Structures, v. 40, n. 5, p. 443-464, 2002.

SILVEIRA, E. G. *Avaliação do Comportamento de Vigas Alveolares de Aço com Ênfase nos Modos de Colapso por Plastificação*. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Minas Gerais, Brasil, 2011.

SIMULIA, D. S. *ABAQUS 6.13 User's manual*. Dassault Systems, Providence, RI, 2013.

SONCK, D. *Global Buckling of Castellated and Cellular Steel Beams and Columns*. Tese de Doutorado, Ghent University, Bélgica, 2013.

SONCK, D.; VAN IMPE, R.; BELIS, J. *Experimental Investigation of Residual Stresses in Steel Cellular and Castellated Members*. Construction and Building Materials, v. 54, p. 512-519, 2014.

SONCK, D.; BELIS, J. *Lateral-Torsional Buckling Resistance of Cellular Beams*. Journal of Constructional Steel Research, v. 105, p. 119-128, 2015.

SONCK, D.; BELIS, J. *Weak-axis Flexural Buckling of Cellular and Castellated Columns*. Journal of Constructional Steel Research, v. 124, p. 91-100, 2016.

TSAVDARIDIS, K. D.; D'MELLO, C. *Web Buckling Study of the Behaviour and Strength of Perforated Steel Beams with Different Novel Web Opening Shapes*. Journal of Constructional Steel Research, v. 67, n. 10, p. 1605-1620, 2011.

TSAVDARIDIS, K. D.; D'MELLO, C.; Huo B. Y. *Experimental and computational study of the vertical shear behaviour of partially encased perforated steel beams*. Engineering Structures, v. 56, p. 805-822, 2013.

TSAVDARIDIS, K. D.; GALIATSATOS, G. *Assessment of cellular beams with transverse stiffeners and closely spaced web openings*. Thin-Walled Structures, v. 94, p. 636-650, 2015.

VASSART, O.; BOUCHAR, A.; MUZEAU, J. P.; NADJAI, A. *Analytical Model for the Web Post Buckling in Cellular Beams Under Fire*. In: Proceedings of the 5th International Conference on Structures in Fire, Singapore, p. 3-11, 2008.

VASSART, O. *Analytical Model for Cellular Beams Made of Hot Rolled Sections in Case of Fire*. Tese de Doutorado, Université Catholique de Lovain, Bélgica, 2009.

VERÍSSIMO, G. S. *Análise e Comportamento de Vigas de Aço e Vigas Mistas com Aberturas na Alma*. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Minas Gerais, Brasil, 1996.

VERÍSSIMO, G. S.; VIEIRA, W. B.; SILVEIRA, E. G.; RIBEIRO, J. C. R.; PAES, J. L. R.; BEZERRA, E. M.; CASTRO E SILVA, A. L. R. *Estados Limites Aplicáveis às Vigas Alveolares de Aço*. Revista da Estrutura de Aço, v. 2, n. 2, p. 126-144, 2013.

VERWEIJ, J. G. *Cellular Beam-Columns in Portal Frame Structures*. Delft University of Technology, Nederland, 2010.

VIEIRA, W. B.; VERÍSSIMO, G. S.; SILVEIRA, E. G.; PAES, J. L. R.; RIBEIRO, J. C. L. *Development and Validation of a Numerical Model for Behaviour Assessment of Castellated Beams Susceptible to Collapse by Web Post Buckling*. XXXII Iberian-Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering – CILAMCE 2011, Ouro Preto, Brasil, 2011.

VIEIRA, W. B. *Estudo Numérico-Experimental da Flambagem do Montante de Alma em Vigas Casteladas de Aço*. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Viçosa, Brasil, 2015.

VIEIRA, H. C. *Análise Numérica da Flambagem do Montante de Alma devida ao Cisalhamento em Vigas de Aço Celulares*. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Minas Gerais, Brasil, 2014.

VIEIRA, H. C.; CASTRO E SILVA, A. L. R.; FAKURY, R. H.; VERÍSSIMO, G. S. *Capacidade Resistente de Vigas Celulares para o Estado-Limite Último de Instabilidade do Montante de Alma por Cisalhamento*. Revista da Estrutura de Aço, v. 3, n. 3, p. 283-302, 2014.

WANG, P.; MA, Q.; WANG, X. *Investigation on Vierendeel Mechanism Failure of Castellated Steel Beams with Fillet Corner Web Openings*. Engineering Structures, v. 74, p. 44-51, 2014.

WARD, J. K. *Design of Composite and Non-Composite Cellular Beams*. The Steel Construction Institute, 1990.

WARREN, J. *Ultimate Load and Deflection Behaviour of Cellular Beams*. Dissertação de Mestrado, University of Natal, África do Sul, 2001.

YOUNG, B. W. *Residual Stresses in Hot Rolled Members*. Lecturer in Structural Engineering, University of Sussex, England, 1975.

APÊNDICE A

DIMENSÕES DOS MODELOS EXPERIMENTAIS

A.1 Dimensões nominais dos modelos experimentais

O projeto dos modelos para a análise experimental foi feito de acordo com as dimensões indicadas na Tabela A.1.

Tabela A.1 – Dimensões nominais dos modelos

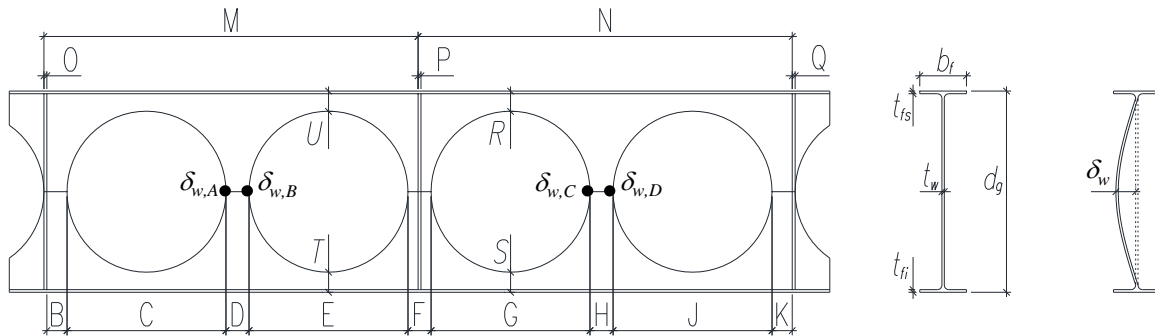
Modelo	Perfil original	d	b_f	t_f	t_w	d_g	D_0	k	D_0/d_g	D_0/d	p	b_w	p/D_0	L
A1											394	50	1,15	1626
A2						430	344	1,42	0,80	1,14	447	103	1,30	1891
A3	W310 x 21,0	303	101	5,7	5,1						481	137	1,40	2061
A4														550
A5						408	250	1,35	0,61	0,83	325	75	1,30	1375
A6											350	100	1,40	1500
B1											402	50	1,14	1658
B2						440	352	1,42	0,8	1,14	458	106	1,30	1938
B3	W310 x 28,3	309	291,2	8,9	6,0						493	141	1,40	2113
B4														562
B5						408	245	1,32	0,6	0,79	318	73	1,30	1345
B6											343	98	1,40	1470
C1	W310 x 52,0	317	167	13,2	7,6	480	385	1,51	0,8	1,21	500	115	1,30	2115
C2											538	153	1,40	2305

Unidades de distância em milímetros

A.2 Dimensões reais dos modelos experimentais

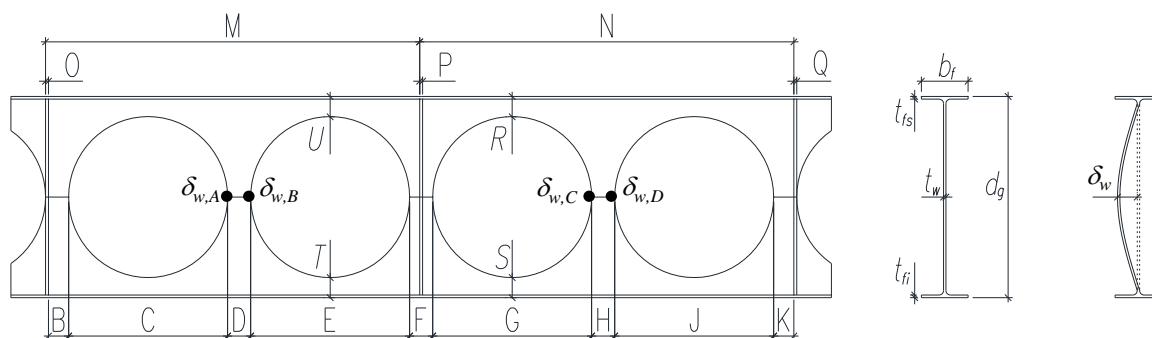
Após a fabricação dos modelos, foi realizada a medição de sua geometria, e os resultados estão apresentados nas tabelas A.2 a A.4, nas quais M é a média dos valores medidos e s é o desvio padrão das medidas, em milímetros.

Tabela A.2 – Dimensões reais dos modelos experimentais do grupo A (em milímetros)



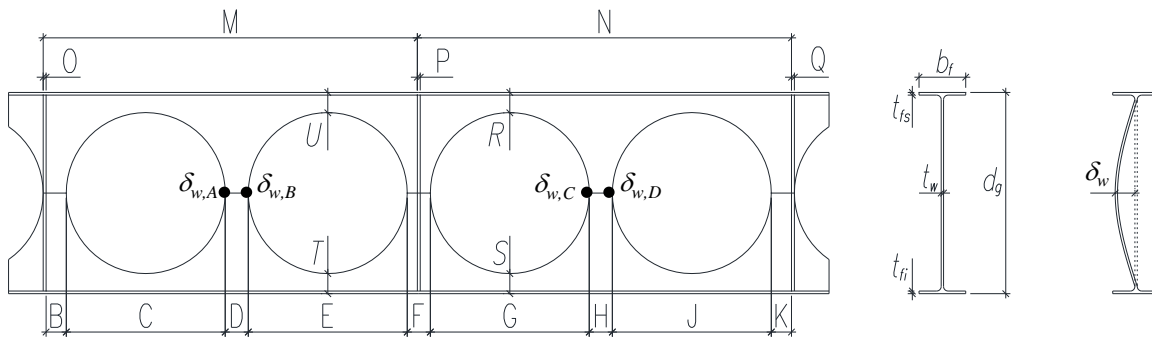
Item	Modelo A1		Modelo A2		Modelo A3		Modelo A4		Modelo A5		Modelo A6	
	M	s	M	s	M	s	M	s	M	s	M	s
t_w	4,74	0,03	4,82	0,02	4,73	0,03	4,82	0,02	4,82	0,02	4,87	0,06
t_{fs}	5,50	0,00	5,64	0,03	6,30	0,14	6,07	0,00	6,10	0,00	5,80	0,00
t_{fi}	5,50	0,00	5,59	0,04	6,10	0,14	5,94	0,06	5,90	0,01	5,70	0,35
b_f	103,67	0,58	102,00	0,36	103,75	0,75	102,33	0,58	102,33	0,58	103,33	0,58
d_g	430,7	0,6	433,0	1,0	432,7	1,2	434,0	1,0	408,5	0,7	407,0	0,0
B	41,0	-	99,0	-	131,0	-	196,0	-	68,0	-	95,0	-
C	344,5	0,7	341,5	0,7	343,5	0,7	345,0	0,0	248,3	0,6	250,0	0,0
D	47,1	-	104,0	-	140,0	-	204,0	-	76,0	-	100,3	-
E	346,5	2,1	342,5	0,7	343,5	0,7	345,5	0,7	248,3	0,6	250,0	0,0
F	46,7	-	102,0	-	140,0	-	204,0	-	76,0	-	100,0	-
G	345,5	-	344,0	-	344,0	-	344,5	-	249,0	-	250,0	-
H	48,0	-	104,0	-	138,0	-	206,0	-	77,0	-	100,0	-
J	344,5	0,7	342,0	0,0	344,5	0,7	345,0	0,0	249,7	0,6	250,0	0,0
K	40,0	-	96,0	-	138,0	-	200,0	-	69,0	-	92,0	-
M	807,7	0,6	939,0	1,0	1018,0	3,0	1191,0	1,0	685,0	0,0	745,3	0,6
N	799,0	1,0	935,0	1,0	1026,0	1,0	1197,3	0,6	685,0	0,0	747,7	0,6
O	7,1	0,0	7,0	0,1	7,2	0,1	7,1	0,1	6,9	0,1	6,9	0,1
P	7,1	0,1	6,9	0,1	7,1	0,0	7,2	0,0	7,0	0,1	6,9	0,1
Q	7,0	0,1	6,9	0,0	7,1	0,0	7,0	0,1	7,3	0,2	7,2	0,2
R	33,0	-	37,0	-	40,0	-	35,0	-	73,0	-	83,0	-
S	40,0	-	41,0	-	36,0	-	41,0	-	76,0	-	82,0	-
T	39,0	-	41,0	-	37,0	-	42,0	-	76,0	-	82,0	-
U	35,0	-	36,0	-	41,0	-	35,0	-	72,0	-	82,0	-
$\delta_{w,A}$	5,0	-	1,0	-	3,0	-	3,5	-	7,0	-	3,8	-
$\delta_{w,B}$	4,5	-	1,5	-	4,0	-	4,5	-	8,0	-	2,8	-
$\delta_{w,C}$	3,5	-	2,5	-	3,0	-	6,0	-	6,0	-	1,0	-
$\delta_{w,D}$	3,5	-	2,0	-	3,0	-	5,0	-	6,5	-	0,5	-

Tabela A.3 – Dimensões reais dos modelos experimentais do grupo B (em milímetros)



Item	Modelo B1		Modelo B2		Modelo B3		Modelo B4		Modelo B5		Modelo B6	
	<i>M</i>	<i>s</i>	<i>M</i>	<i>s</i>	<i>M</i>	<i>s</i>	<i>M</i>	<i>s</i>	<i>M</i>	<i>s</i>	<i>M</i>	<i>s</i>
t_w	5,84	0,08	5,43	0,15	5,87	0,04	6,00	0,07	5,90	0,10	6,00	0,10
t_{fs}	9,05	0,04	8,80	0,00	9,50	0,14	9,80	0,00	9,00	0,17	9,34	0,03
t_{fi}	9,05	0,04	9,20	0,14	9,70	0,14	9,90	0,07	9,00	0,00	8,96	0,08
b_f	98,73	0,35	101,23	1,12	99,27	0,21	98,83	0,25	99,00	0,00	98,00	0,00
d_g	442,0	1,0	440,0	0,0	442,3	1,2	443,0	1,0	412,0	0,0	409,0	1,4
B	44,0	-	100,0	-	133,0	-	202,0	-	65,0	-	90,0	-
C	351,5	2,1	352,5	0,7	352,0	0,0	351,5	0,7	243,7	0,6	244,3	2,1
D	52,0	-	105,6	-	142,0	-	211,0	-	74,0	-	97,0	-
E	351,5	0,7	353,0	0,0	352,5	0,7	353,0	0,0	243,7	1,2	245,7	1,5
F	50,3	-	106,0	-	141,0	-	211,0	-	75,0	-	98,0	-
G	352,5	-	351,5	-	353,0	-	352,5	-	243,7	-	245,3	-
H	51,2	-	106,9	-	143,0	-	210,0	-	74,8	-	99,0	-
J	351,5	0,7	351,5	0,7	351,0	0,0	351,0	0,0	244,3	0,6	244,7	0,6
K	44,0	-	100,0	-	134,0	-	201,0	-	66,0	-	90,0	-
M	821,0	1,0	964,7	1,5	1054,0	0,0	1219,3	1,5	671,0	1,0	731,7	0,6
N	821,3	1,2	968,0	0,0	1046,3	0,6	1220,3	1,2	675,0	1,0	727,3	2,5
O	7,0	0,0	6,8	0,1	7,0	0,1	7,0	0,1	7,4	0,5	7,1	0,1
P	7,0	0,2	6,9	0,1	6,8	0,0	7,1	0,0	6,9	0,0	7,0	0,0
Q	7,2	0,1	6,9	0,1	6,7	0,1	7,0	0,0	7,2	0,1	6,9	0,2
R	36,0	-	35,0	-	37,0	-	33,0	-	85,0	-	76,0	-
S	35,0	-	39,0	-	35,5	-	34,0	-	83,0	-	72,0	-
T	34,0	-	37,0	-	36,0	-	34,0	-	83,0	-	73,0	-
U	36,0	-	35,0	-	35,0	-	32,0	-	85,0	-	74,0	-
$\delta_{w,A}$	1,0	-	2,0	-	1,5	-	2,0	-	6,7	-	4,0	-
$\delta_{w,B}$	1,0	-	1,5	-	1,0	-	2,5	-	7,3	-	4,0	-
$\delta_{w,C}$	0,5	-	2,0	-	0,5	-	1,5	-	5,5	-	4,5	-
$\delta_{w,D}$	2,0	-	3,0	-	0,5	-	1,5	-	5,0	-	4,0	-

Tabela A.4 – Dimensões reais dos modelos experimentais do grupo C (em milímetros)



Item	Modelo C1		Modelo C2	
	<i>M</i>	<i>s</i>	<i>M</i>	<i>s</i>
<i>t_w</i>	7,33	0,06	8,77	0,10
<i>t_{fs}</i>	12,65	0,35	12,73	0,06
<i>t_{fi}</i>	12,80	0,00	12,47	0,12
<i>b_f</i>	165,00	0,0	166,83	0,29
<i>d_g</i>	467,7	0,6	470,4	1,0
B	106,0	-	147,0	-
C	384,0	0,0	383,0	0,0
D	116,0	-	154,8	-
E	385,0	-	382,5	0,7
F	104,6	-	154,0	-
G	385,0	-	383,0	-
H	116,0	-	154,0	-
J	384,0	-	383,0	0,0
K	104,0	-	147,0	-
M	1055,0	1,0	1145,0	4,4
N	1051,3	0,6	1150,0	3,6
O	8,8	0,1	8,6	0,1
P	8,7	0,1	8,7	0,1
Q	8,7	0,1	8,8	0,1
R	34,0	-	33,0	-
S	27,0	-	27,0	-
T	28,0	-	27,0	-
U	33,0	-	33,0	-
$\delta_{w,A}$	2,0	-	2,0	-
$\delta_{w,B}$	2,0	-	1,5	-
$\delta_{w,C}$	1,5	-	0,5	-
$\delta_{w,D}$	2,0	-	0,5	-

APÊNDICE B

RESULTADOS DA ANÁLISE EXPERIMENTAL

B.1 Considerações gerais

Os resultados da análise experimental obtidos estão integralmente apresentados neste apêndice. Estão indicados nos gráficos os pontos nos quais, durante os ensaios, foi detectado visualmente o início da flambagem do montante de alma (FMAV) e do mecanismo Vierendeel (MV). O resumo de alguns dos resultados obtidos nos ensaios está apresentado na Tabela B.1.

Tabela B.1 – Resumo dos resultados obtidos

Modelo	Mecanismo primário de falha	Força última	Flecha ^(a)		Deslocamento do montante de alma ^(a)				Deslocamento lateral das mesas ^(a)	
					DT-01	DT-02	DT-03	DT-04	DT-05	DT-06
		kN	mm	(δ/L)	mm	mm	mm	mm	mm	mm
A1 ^(b)	FMAV	76	5,6	287 / L	-10,0	9,0	0,2	0,5	0,5	-0,2
A2	FMAV	124	7,0	268 / L	3,5	-2,1	-0,7	0,4	1,1	1,3
A3	FMAV	142	8,9	230 / L	3,1	-2,0	-0,5	0,3	-1,3	0,2
A4	MV	158	15,8	151 / L	1,2	-1,0	-0,3	0,0	-3,0	-0,5
A5	FMAV	198	6,9	199 / L	7,72	-3,0	-2,4	1,0	-0,7	-1,9
A6	FMAV	205	7,6	196 / L	19,2	-17,0	-2,3	4,0	-5,4	0,4
B1 ^(b)	FMAV	108	7,5	219 / L	-2,6	1,4	0,2	-0,3	2,6	-0,2
B2	FMAV	158	9,3	208 / L	1,9	-2,0	-0,2	0,2	-4,2	0,5
B3	FMAV+MV	226	21,7	97 / L	6,6	-4	0,0	0,1	-4,8	0,5
B4	MV	221	26,5	92 / L	3,3	0,0	-0,3	-0,7	-4,6	-0,2
B5	FMAV	277	7,9	170 / L	16,7	-9,3	-3,1	0,6	-0,7	1,1
B6	FMAV	300	7,4	197 / L	-3,3	7,7	0,7	-3,2	-3,6	1,2
C1 ^(c)	FMAV+MV	301	19,5	108 / L	1,4	-0,6	0,4	0,4	-2,5	3,7
C2	MV	358	42,5	54 / L	-1,8	-2,0	-1,6	-2,0	-11,0	-0,2

^(a) Valores de deslocamento na força última.

^(b) Não foi possível determinar a força máxima no ensaio. O valor apresentado na tabela corresponde ao valor da força no momento em que ocorre o início da FMAV, determinado visualmente durante o ensaio.

^(c) A FMAV ocorreu no lado não instrumentado da viga.

B.2 Modelo A1

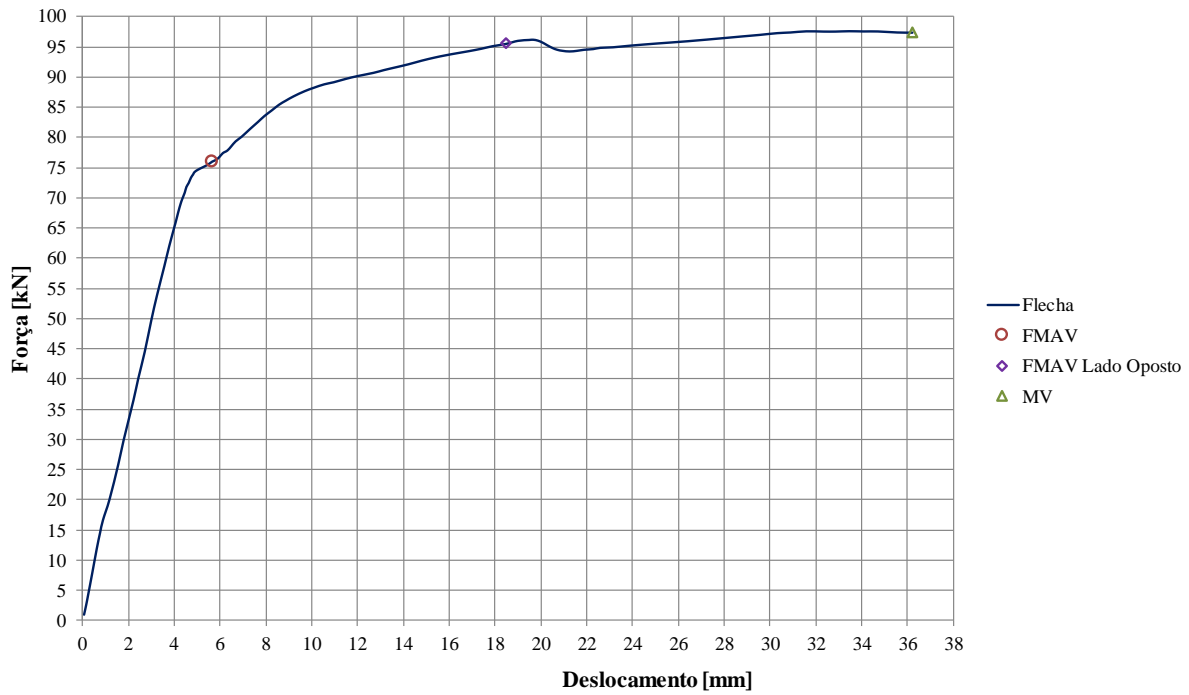


Figura B.1 – Modelo A1 - Força versus flecha

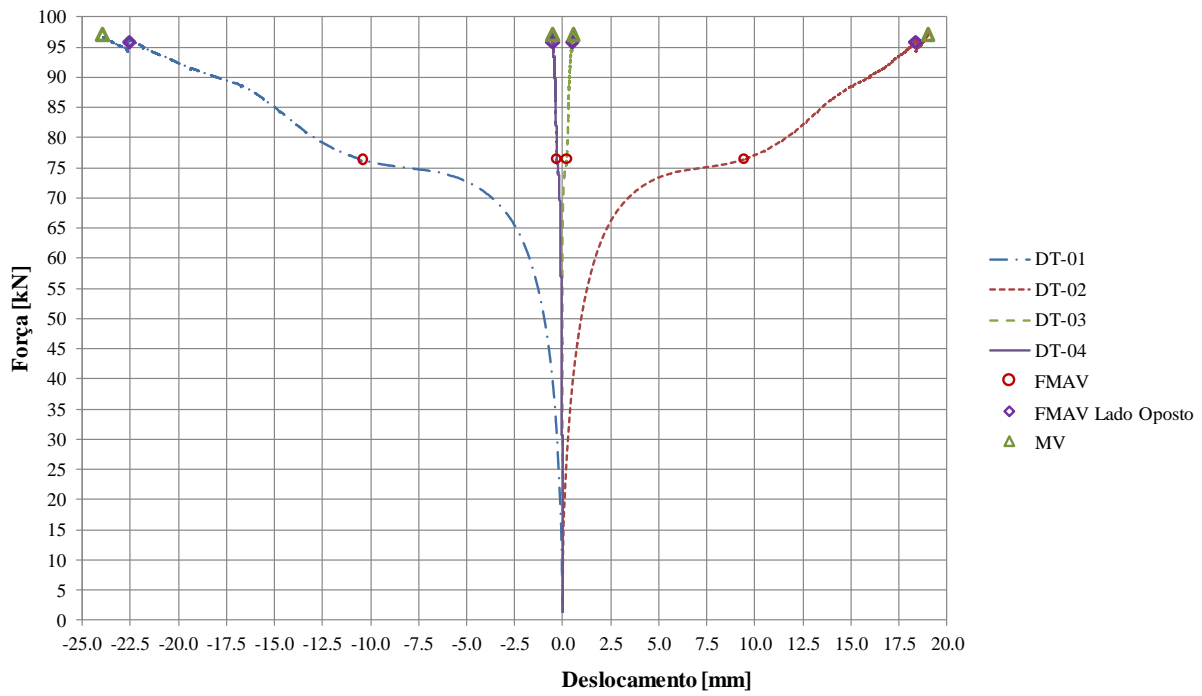


Figura B.2 – Modelo A1 – Deslocamento do montante de alma

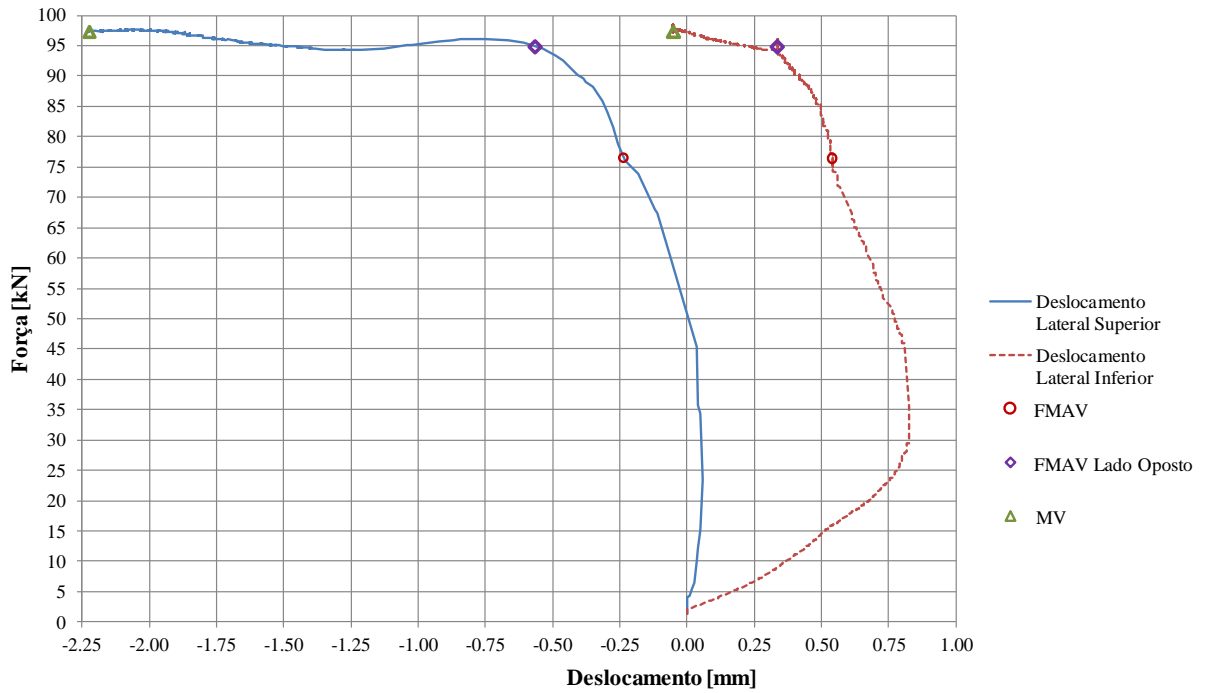


Figura B.3 – Modelo A1 – Deslocamento lateral das mesas

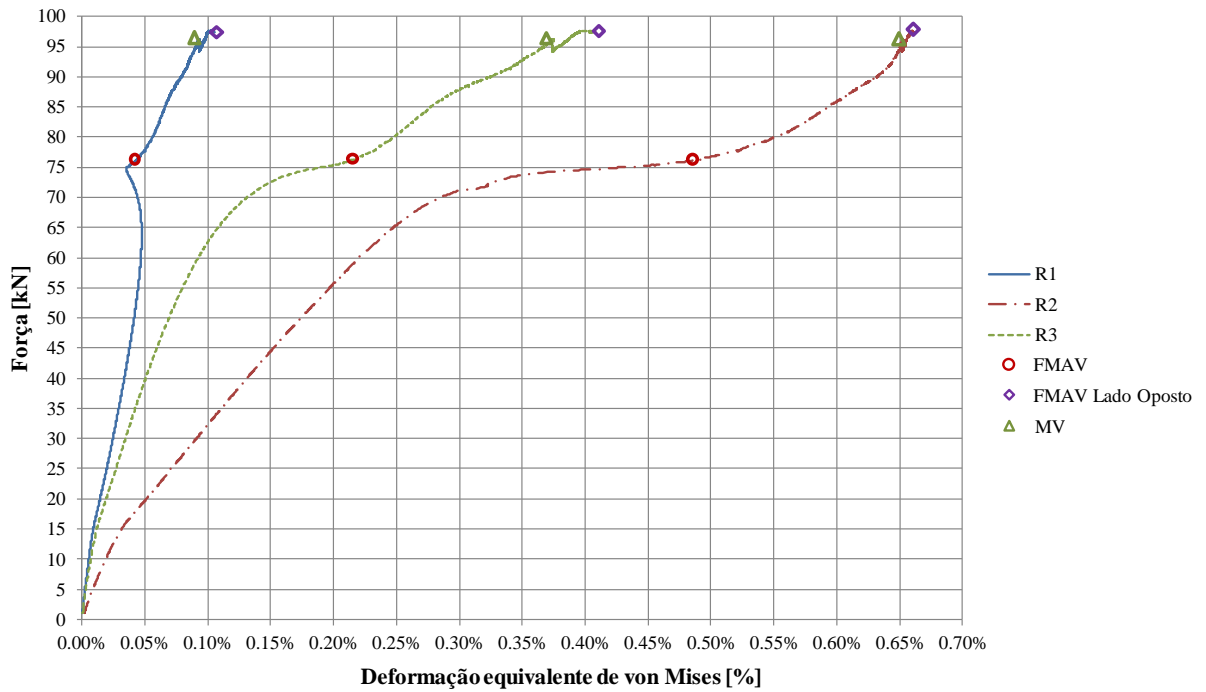


Figura B.4 – Modelo A1 – Deformações equivalentes de von Mises

B.3 Modelo A2

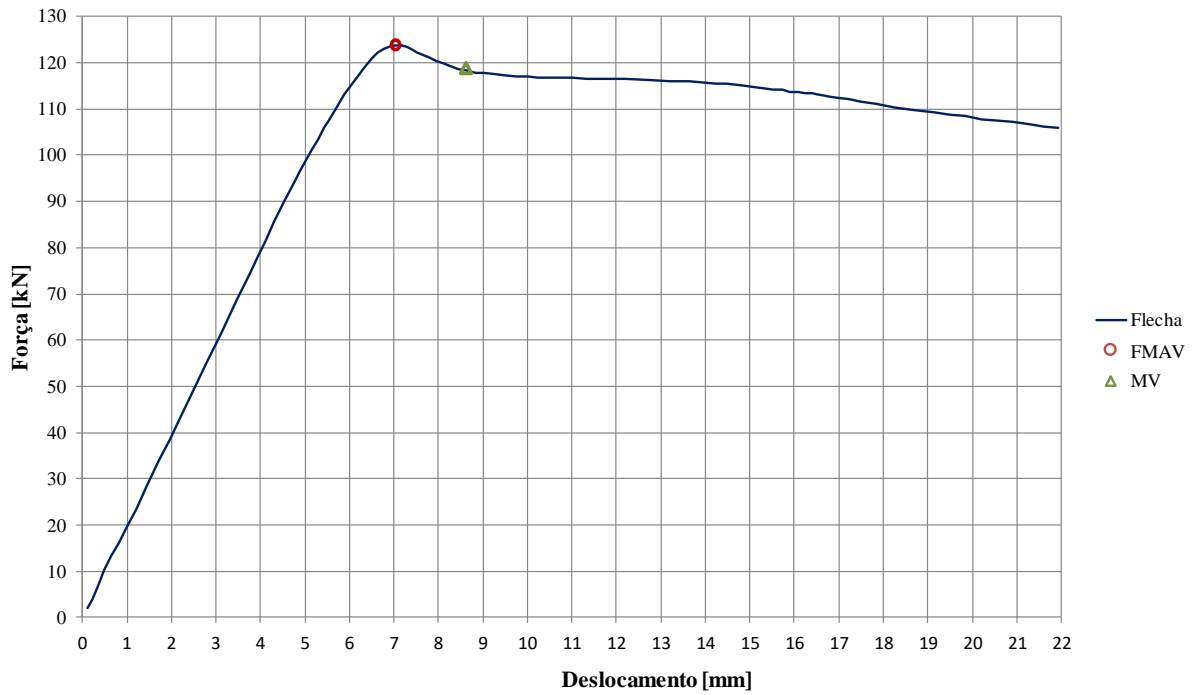


Figura B.5 – Modelo A2 - Força versus flecha

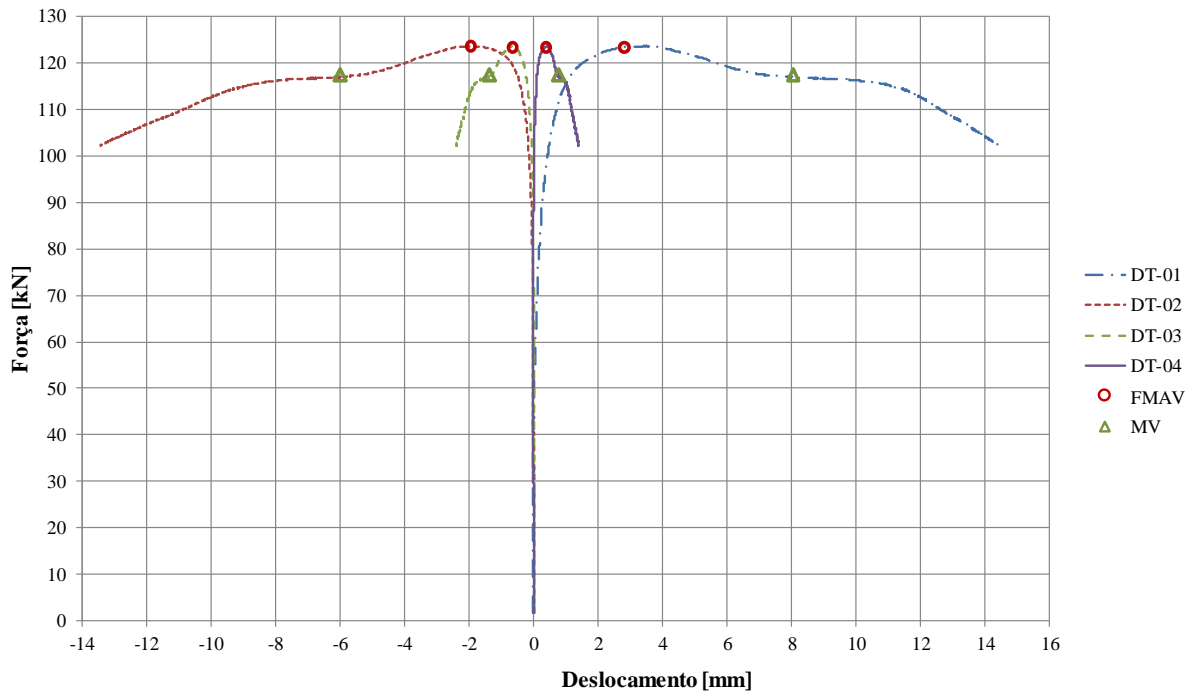


Figura B.6 – Modelo A2 – Deslocamento do montante de alma

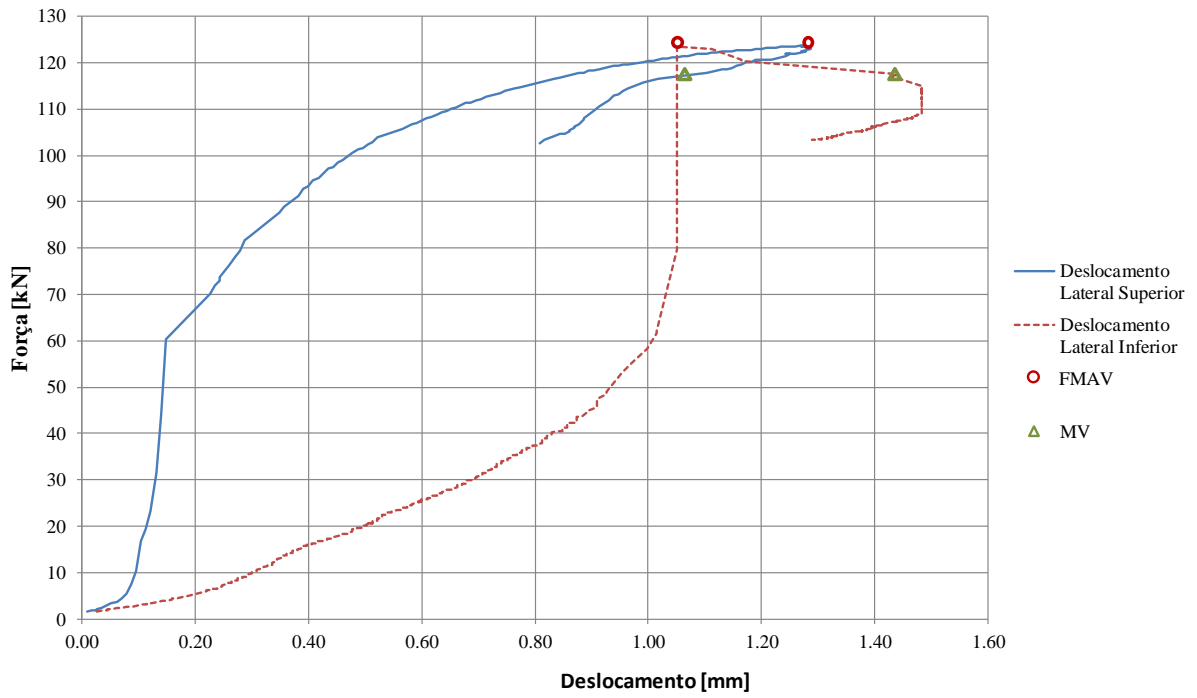


Figura B.7 – Modelo A2 – Deslocamento lateral das mesas

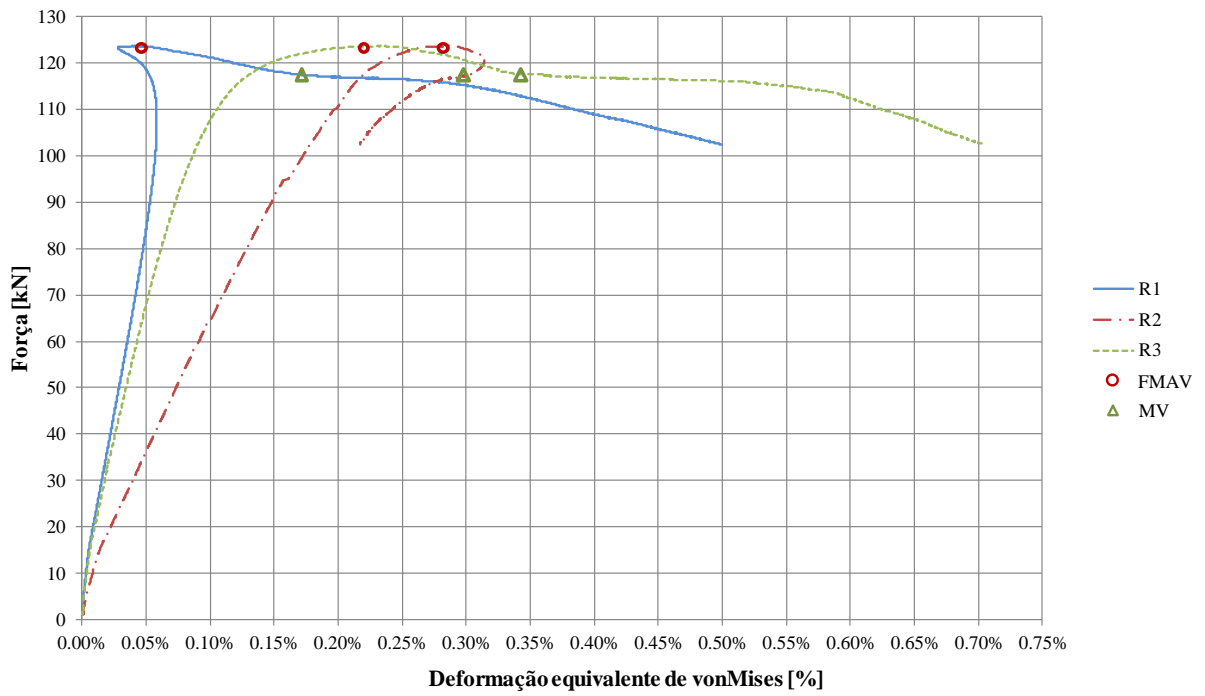


Figura B.8 – Modelo A2 – Deformações equivalentes de von Mises

B.4 Modelo A3

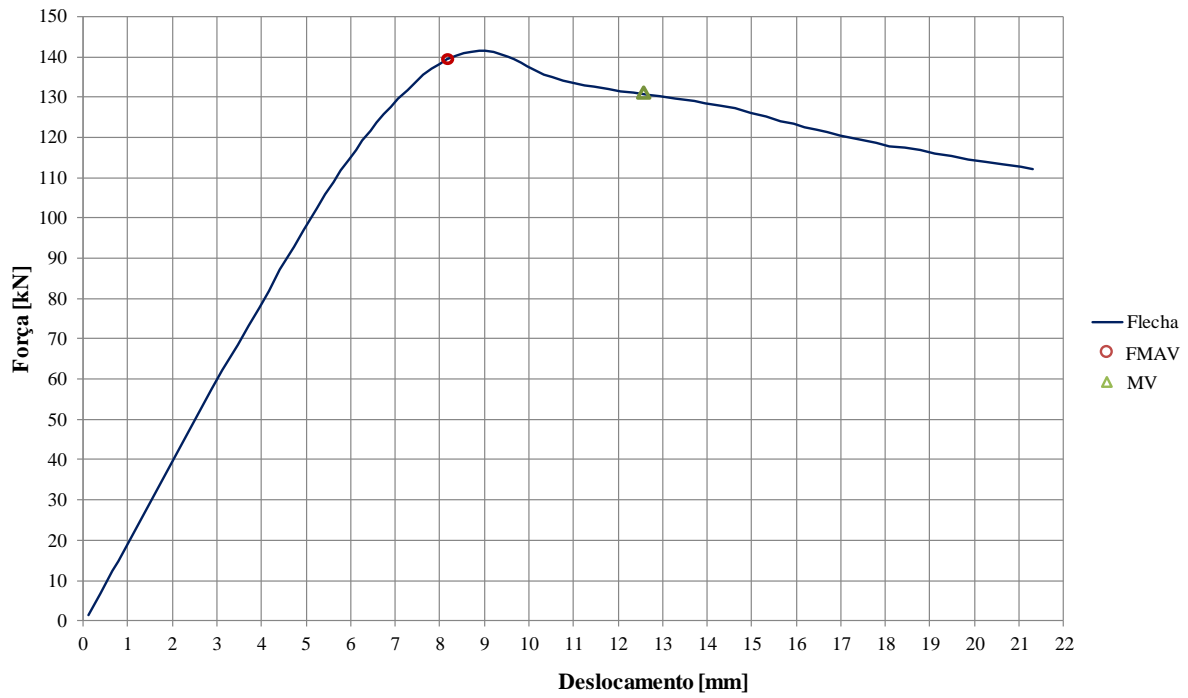


Figura B.9 – Modelo A3 - Força versus flecha

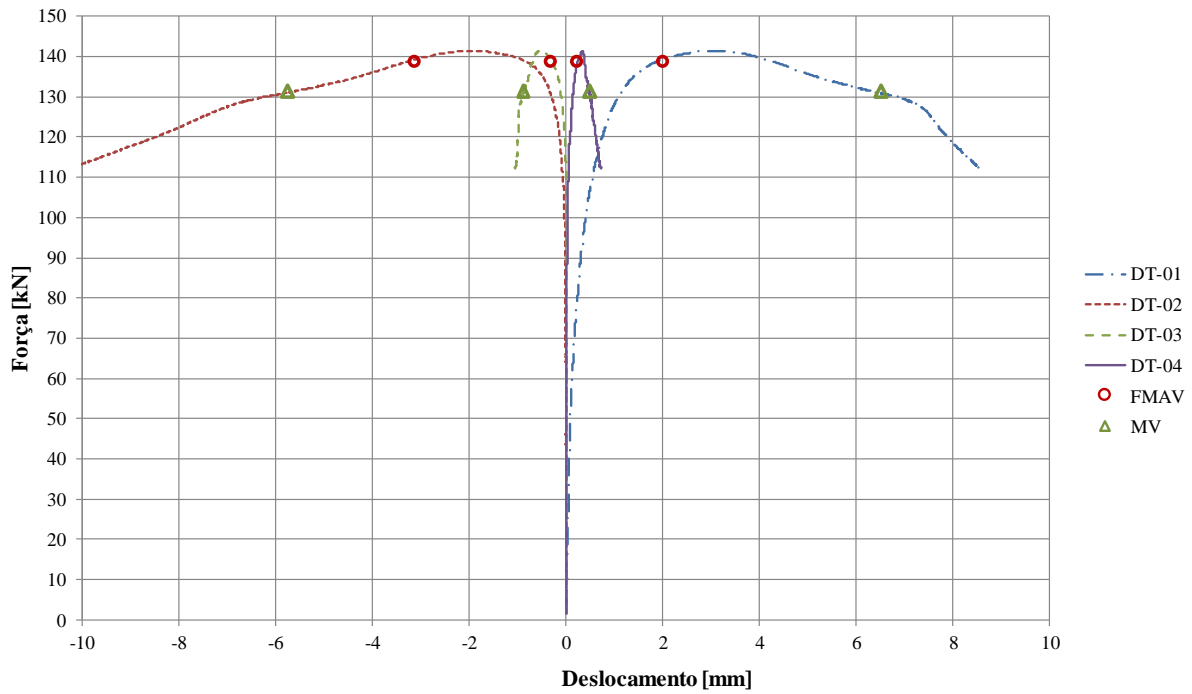


Figura B.10 – Modelo A3 – Deslocamento do montante de alma

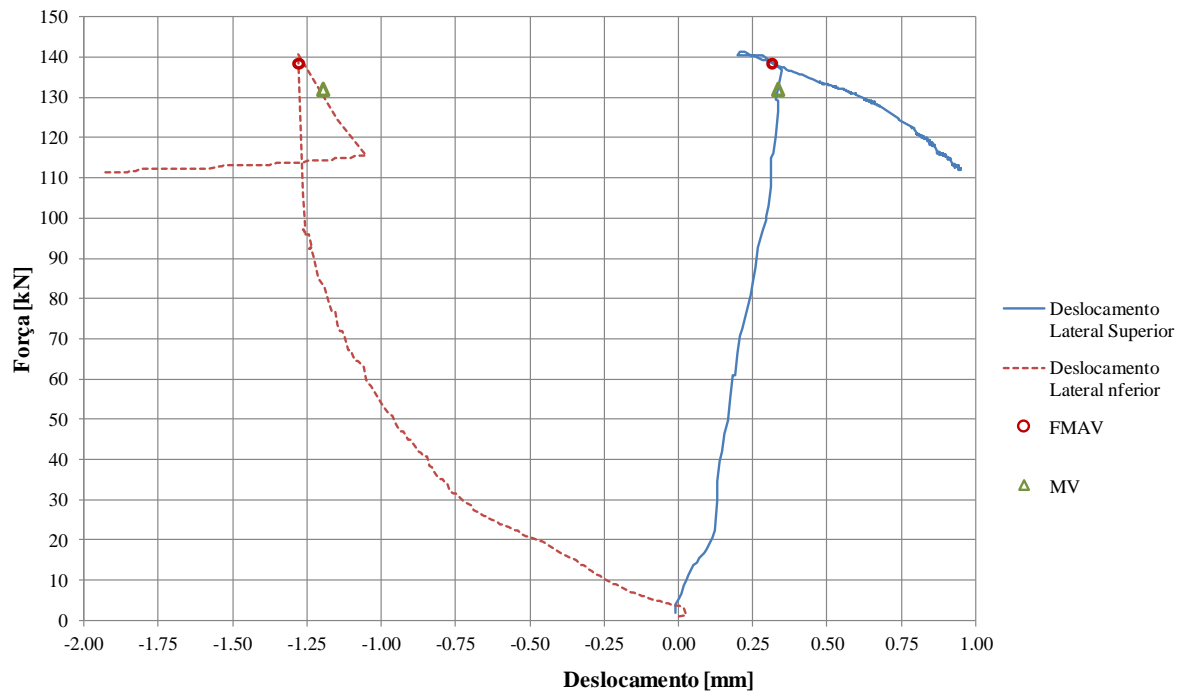


Figura B.11 – Modelo A3 – Deslocamento lateral das mesas

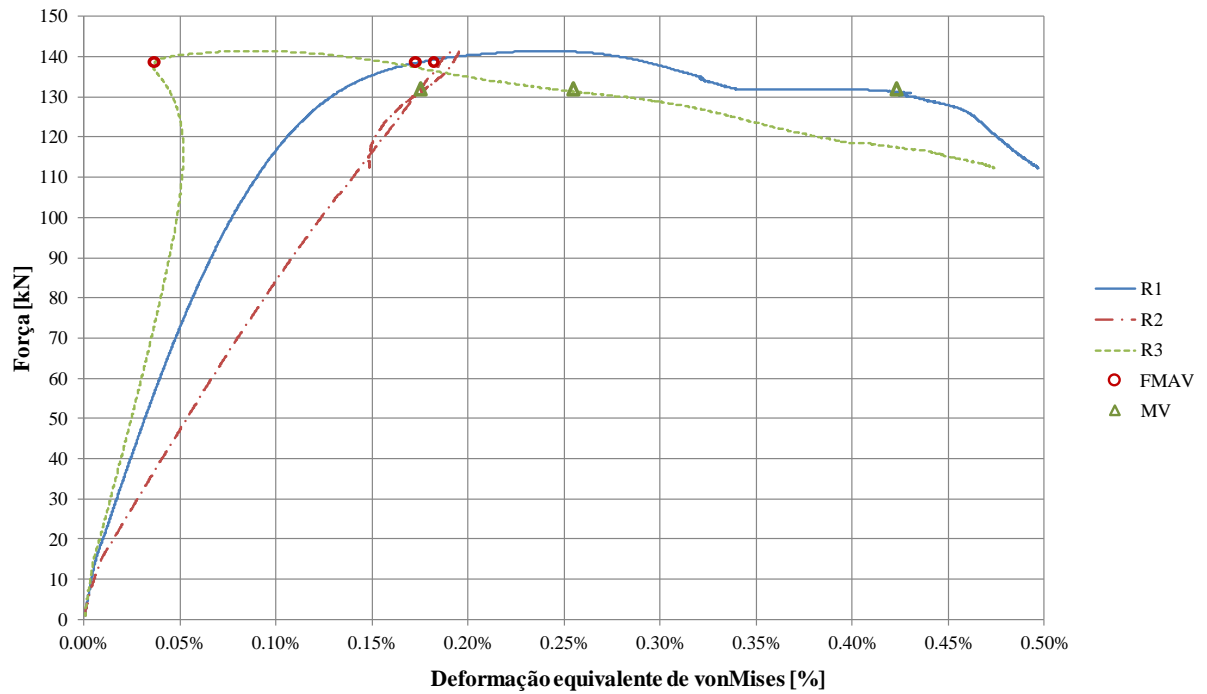


Figura B.12 – Modelo A3 – Deformações equivalentes de von Mises

B.5 Modelo A4

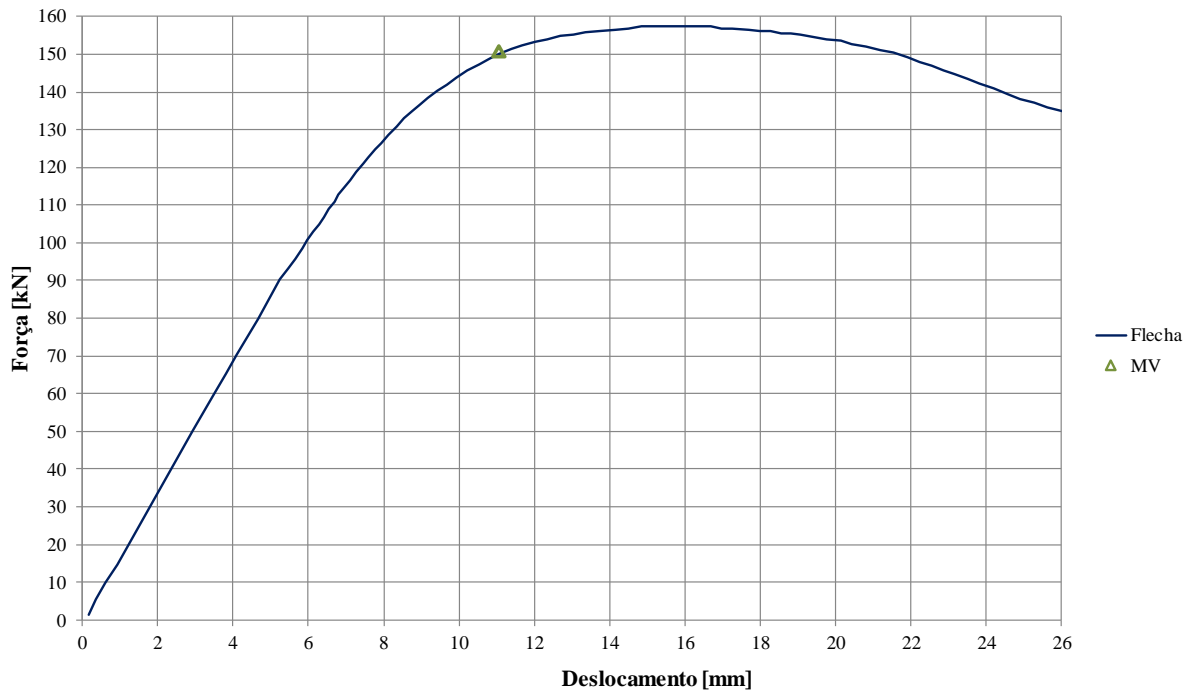


Figura B.13 – Modelo A4- Força versus flecha

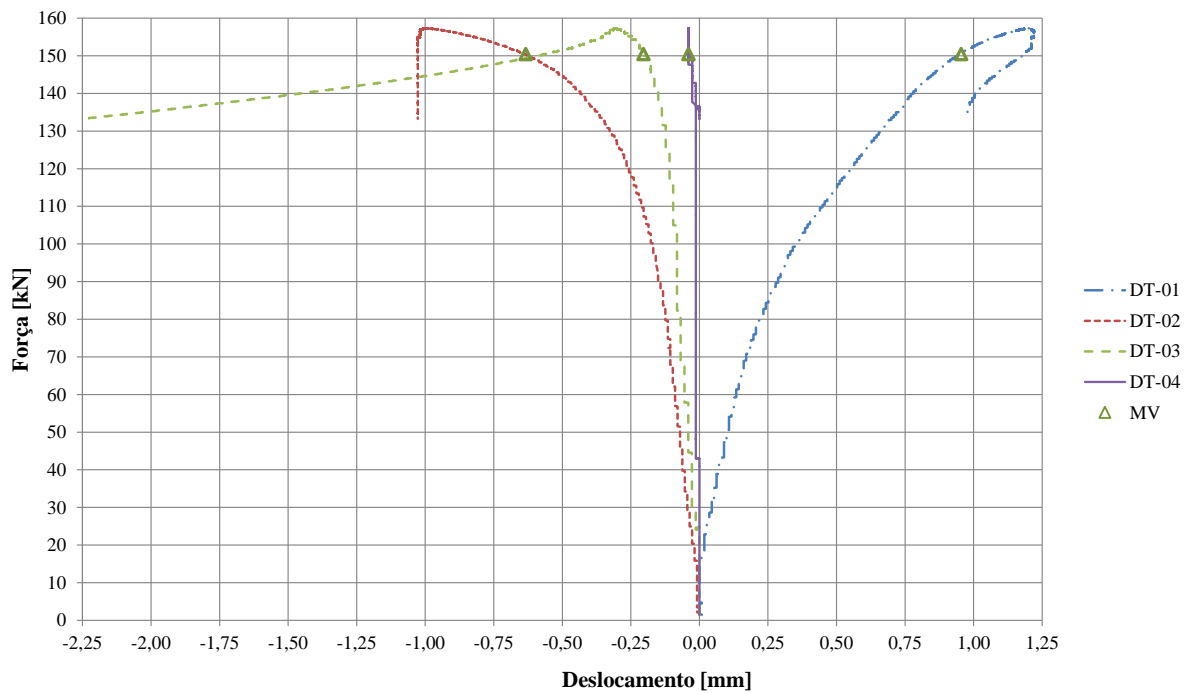


Figura B.14 – Modelo A4 – Deslocamento do montante de alma

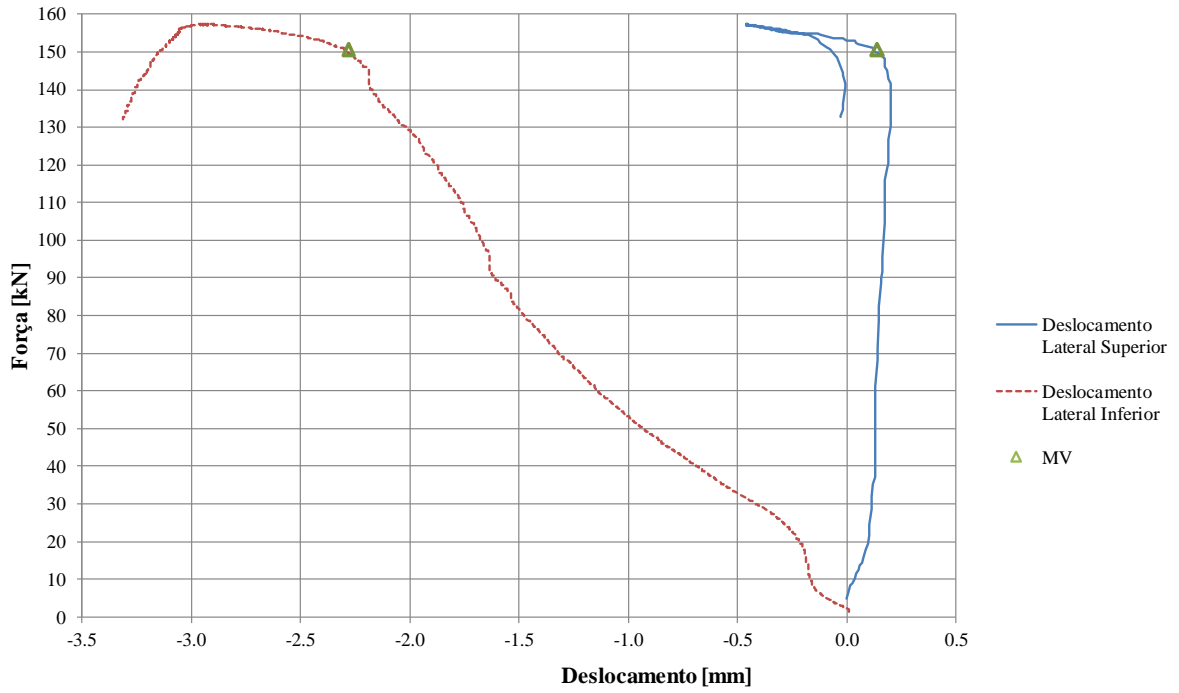


Figura B.15 – Modelo A4 – Deslocamento lateral das mesas

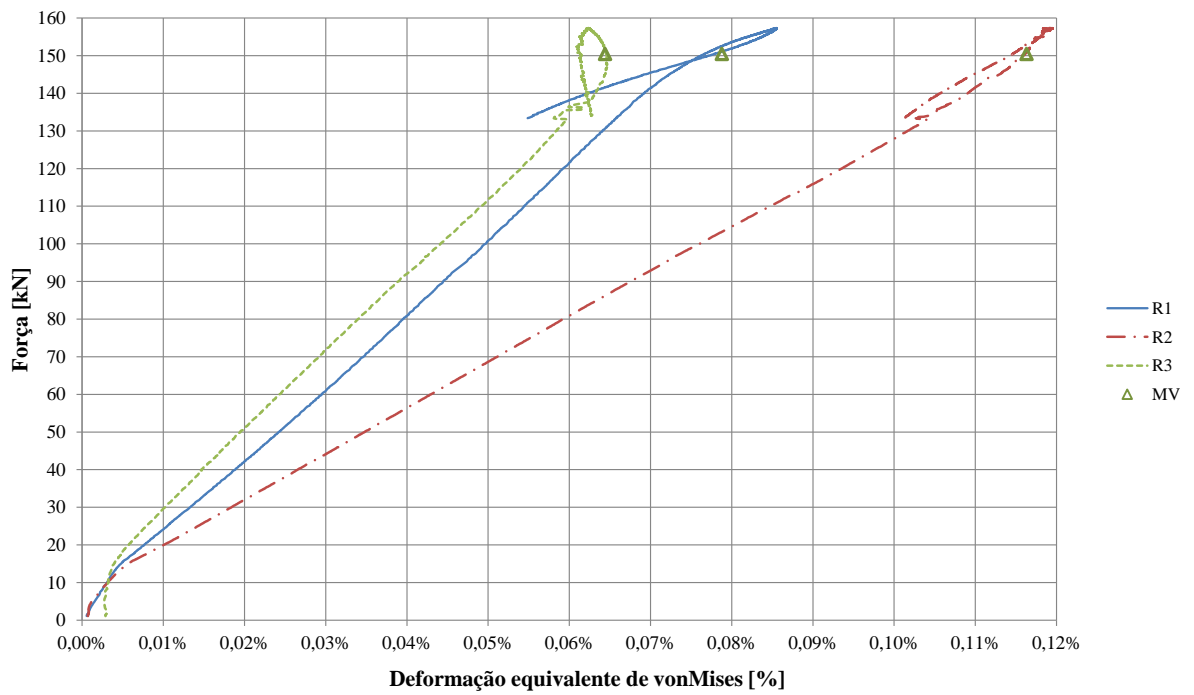


Figura B.16 – Modelo A4 – Deformações equivalentes de von Mises

B.6 Modelo A5

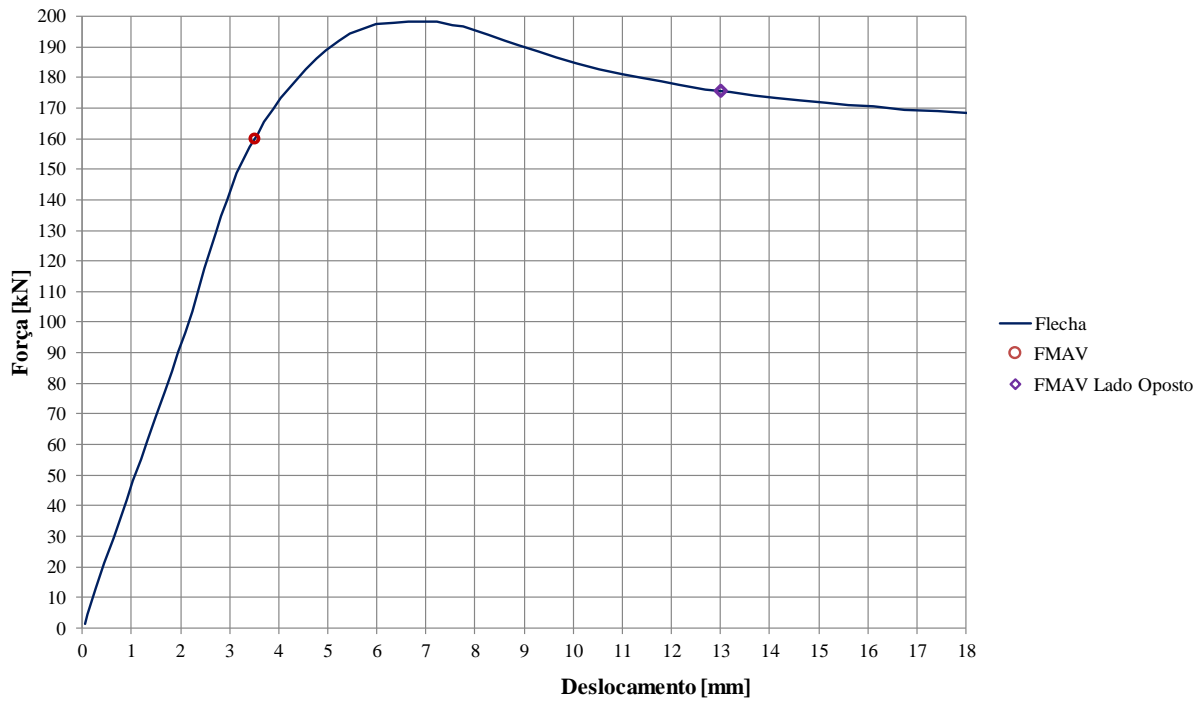


Figura B.17 – Modelo A5 - Força versus flecha

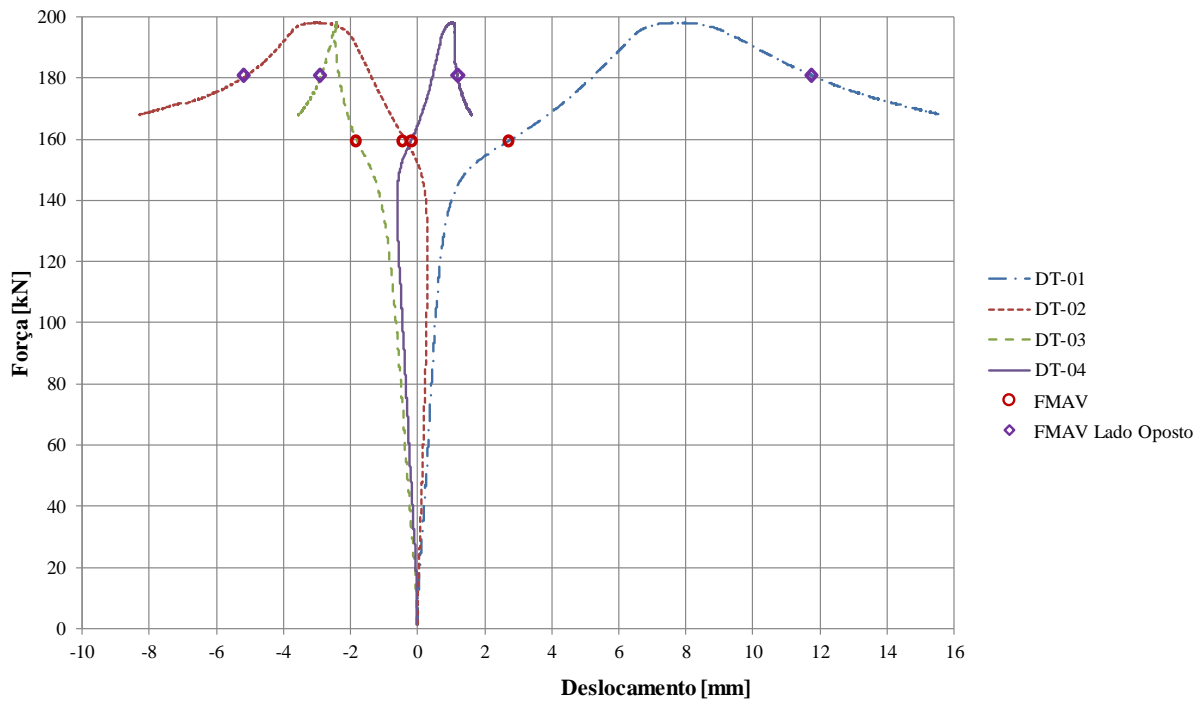


Figura B.18 – Modelo A5 – Deslocamento do montante de alma

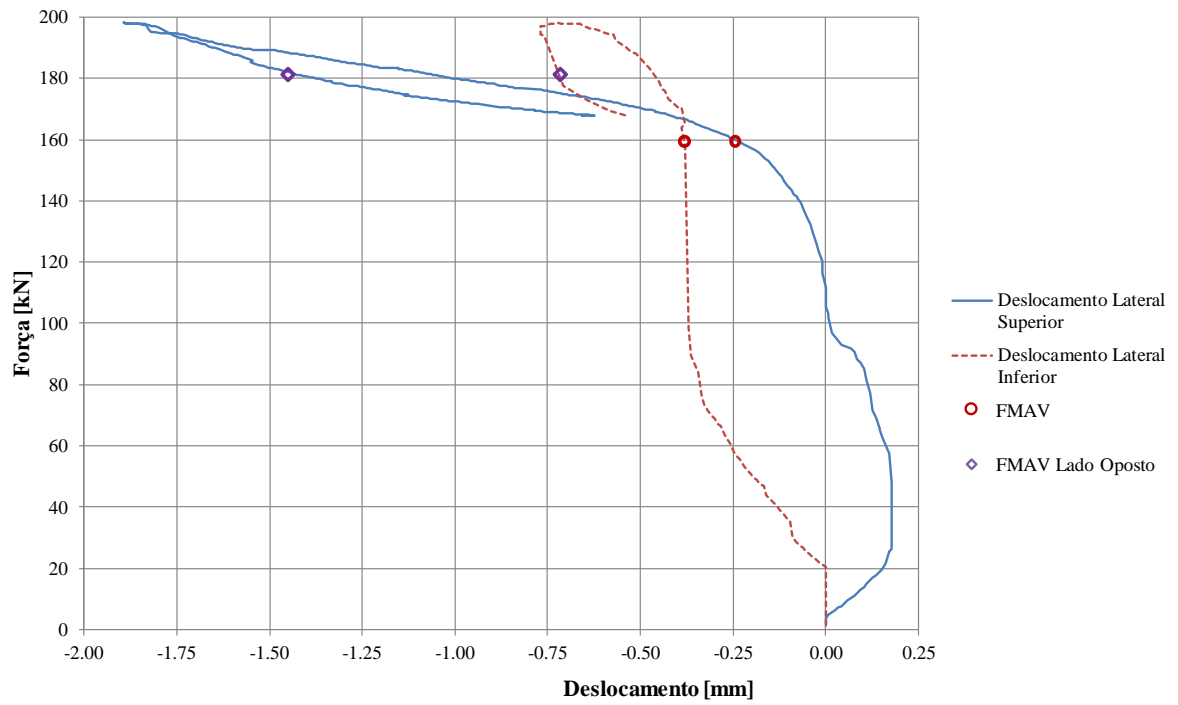


Figura B.19 – Modelo A5 – Deslocamento lateral das mesas

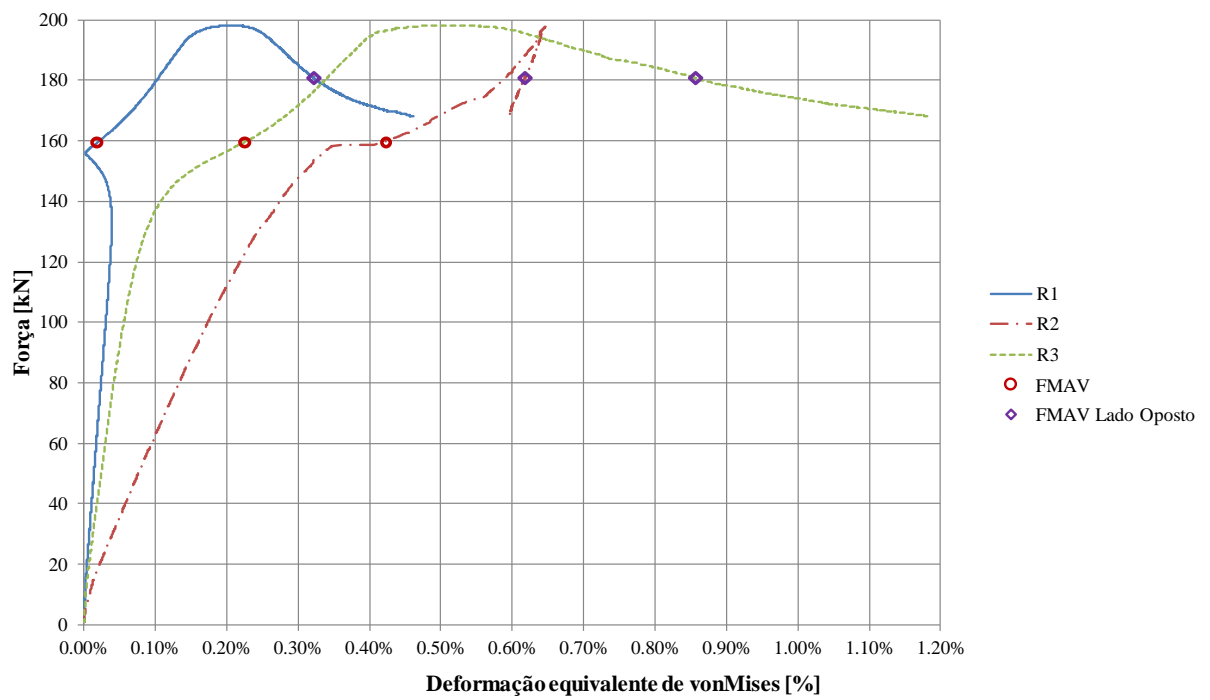


Figura B.20 – Modelo A5 – Deformações equivalentes de von Mises

B.7 Modelo A6

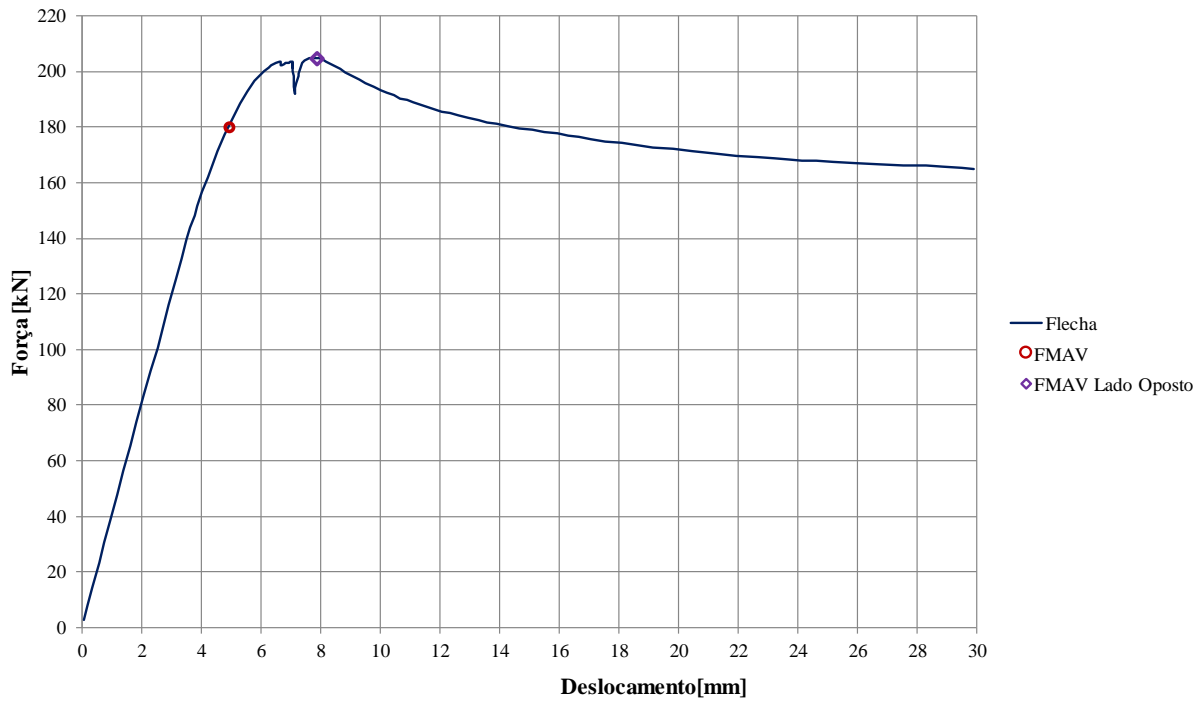


Figura B.21 – Modelo A6 - Força versus flecha

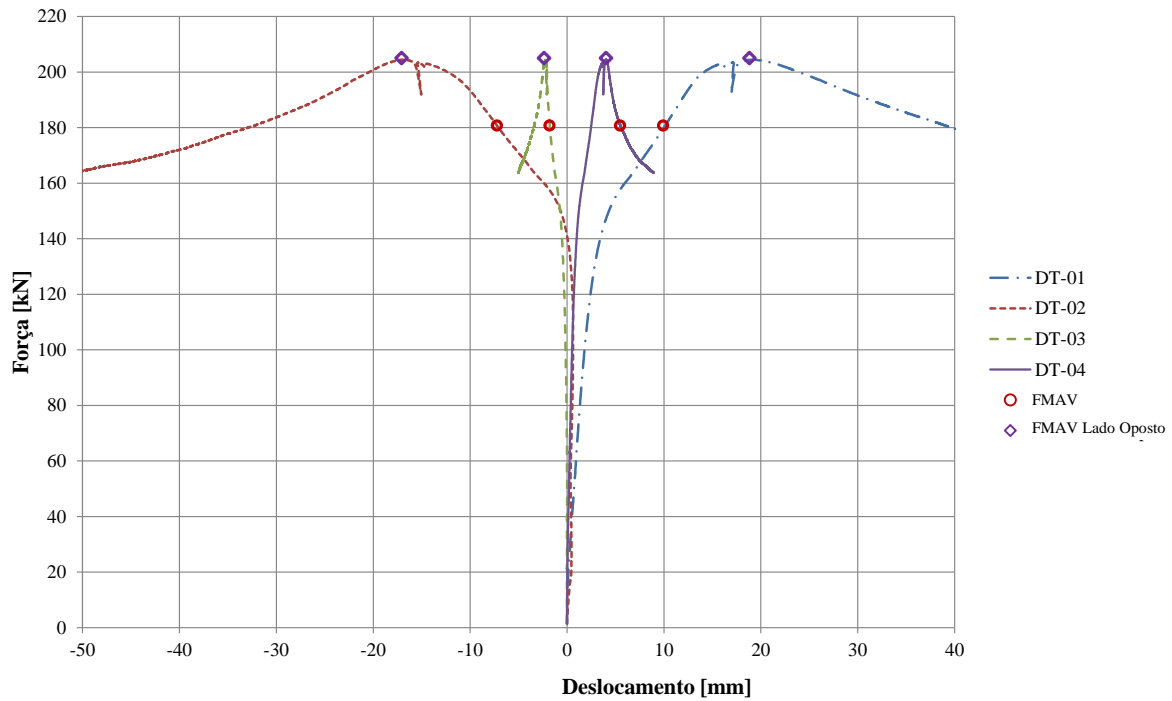


Figura B.22 – Modelo A6 – Deslocamento do montante de alma

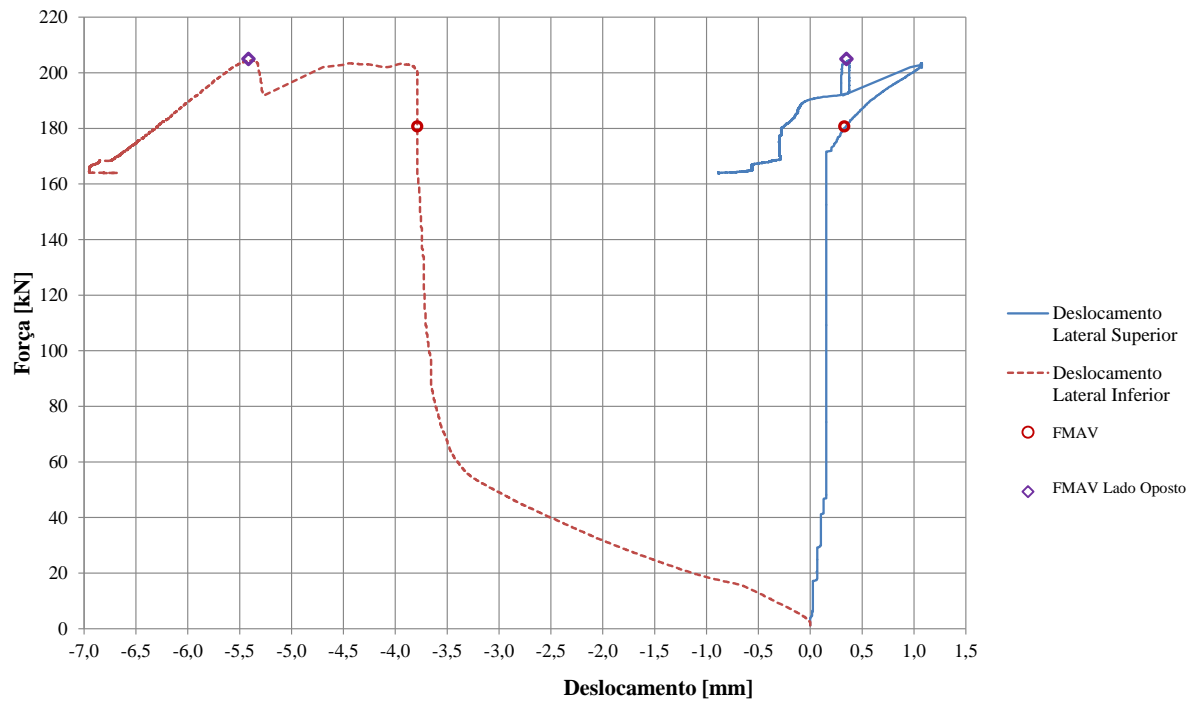


Figura B.23 – Modelo A6 – Deslocamento lateral das mesas

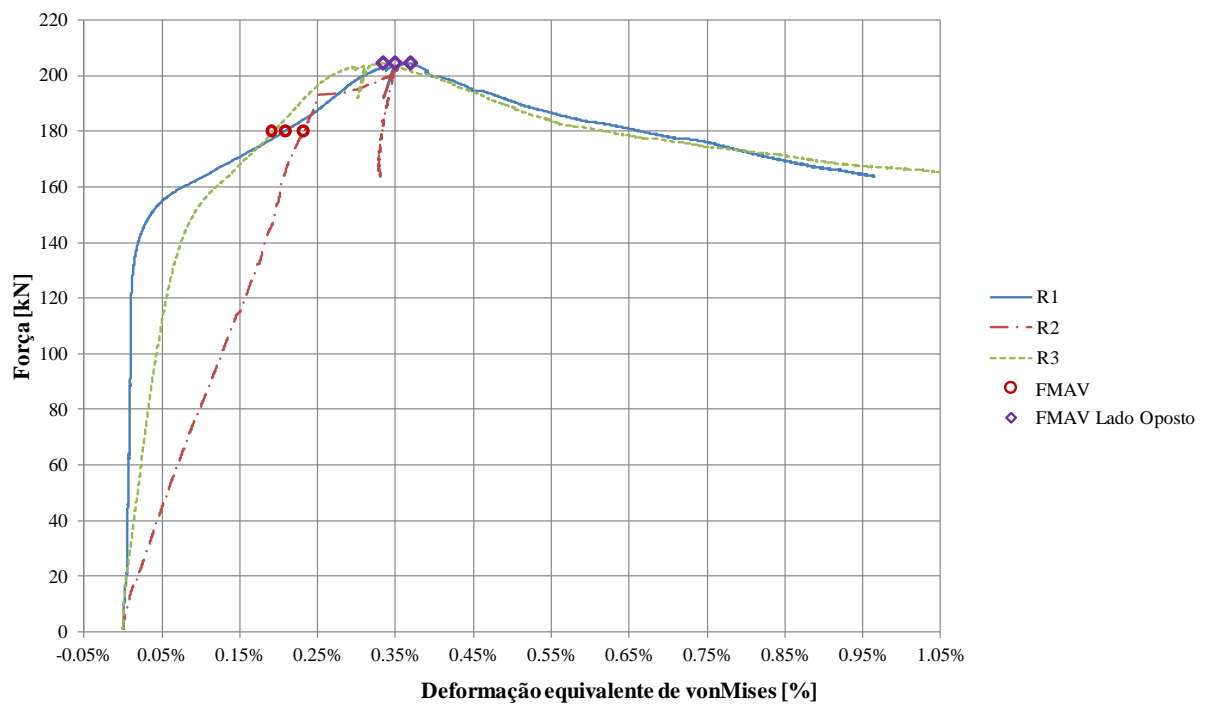


Figura B.24 – Modelo A6 – Deformações equivalentes de von Mises

B.8 Modelo B1

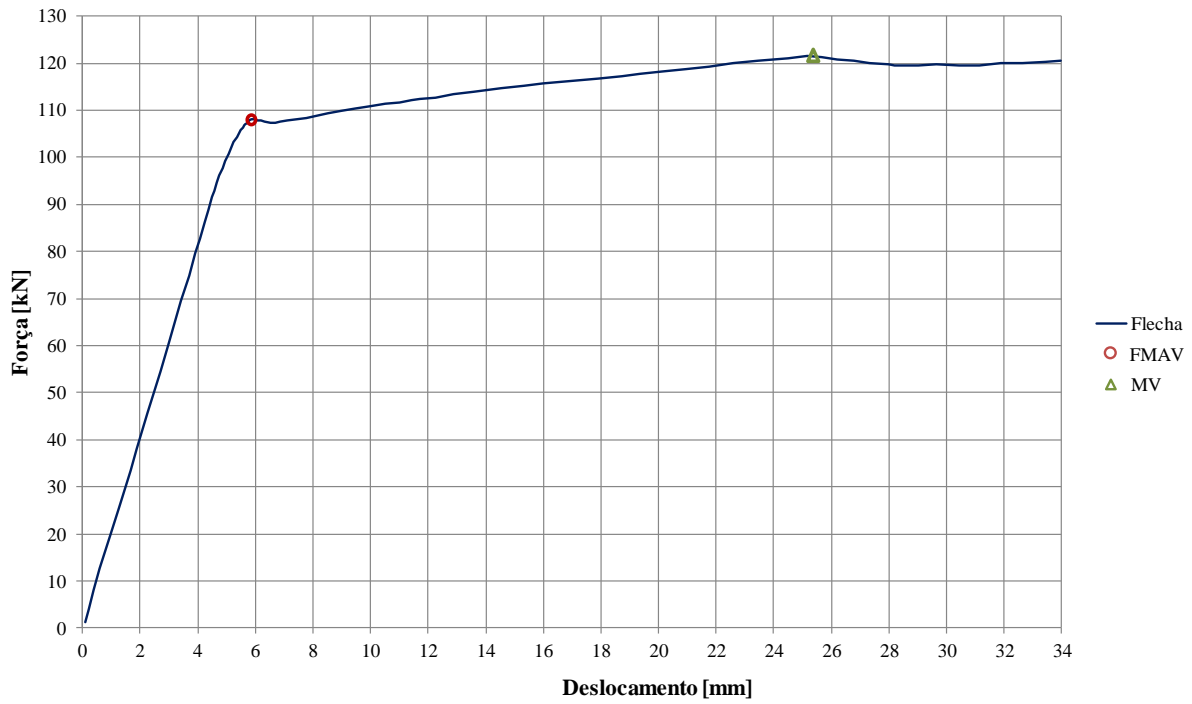


Figura B.25 – Modelo B1 - Força versus flecha

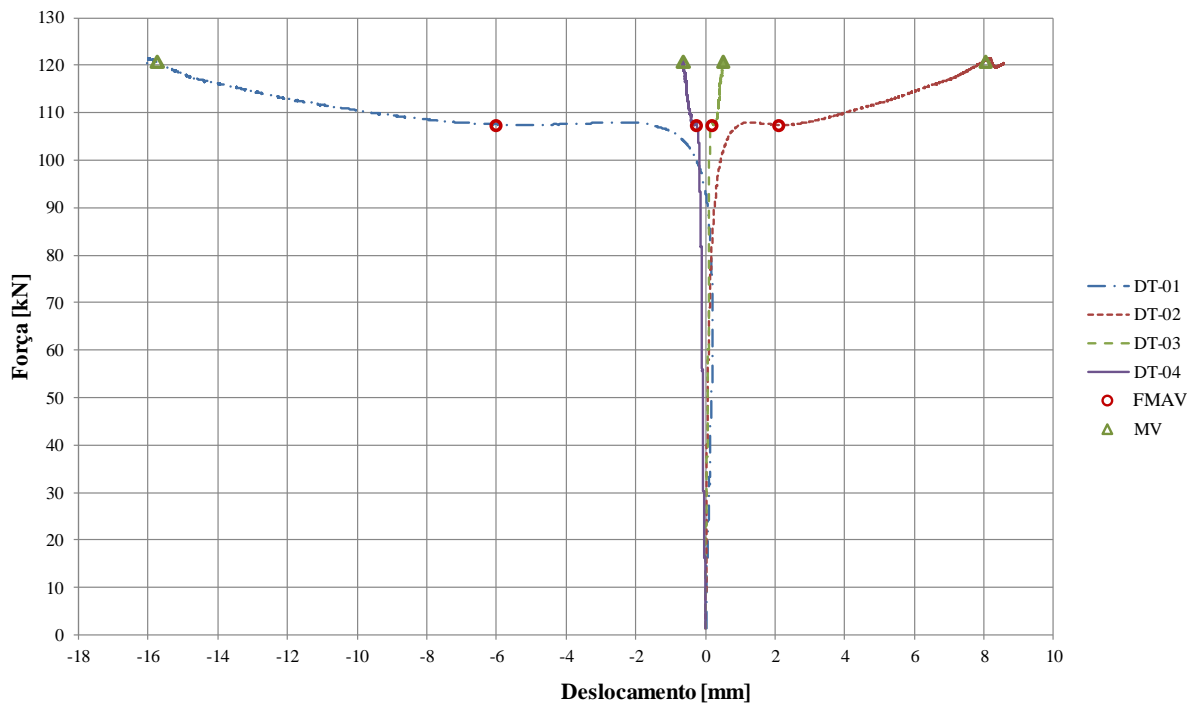


Figura B.26 – Modelo B1 – Deslocamento do montante de alma

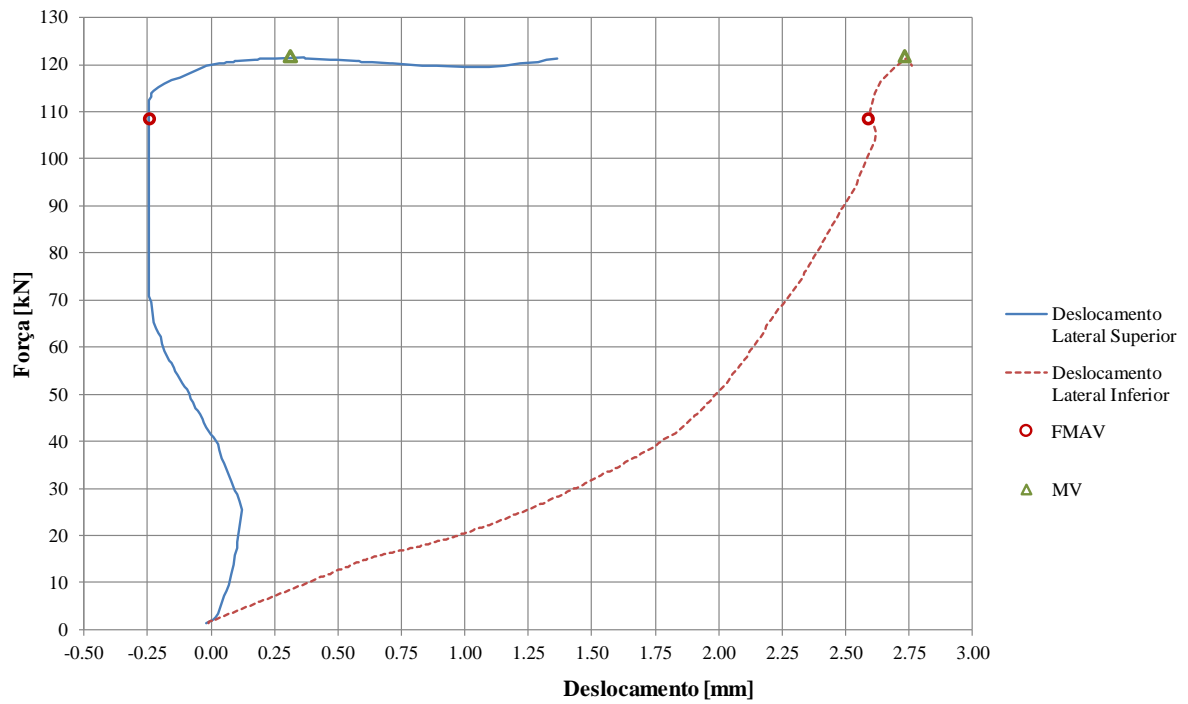


Figura B.27 – Modelo B1 – Deslocamento lateral das mesas

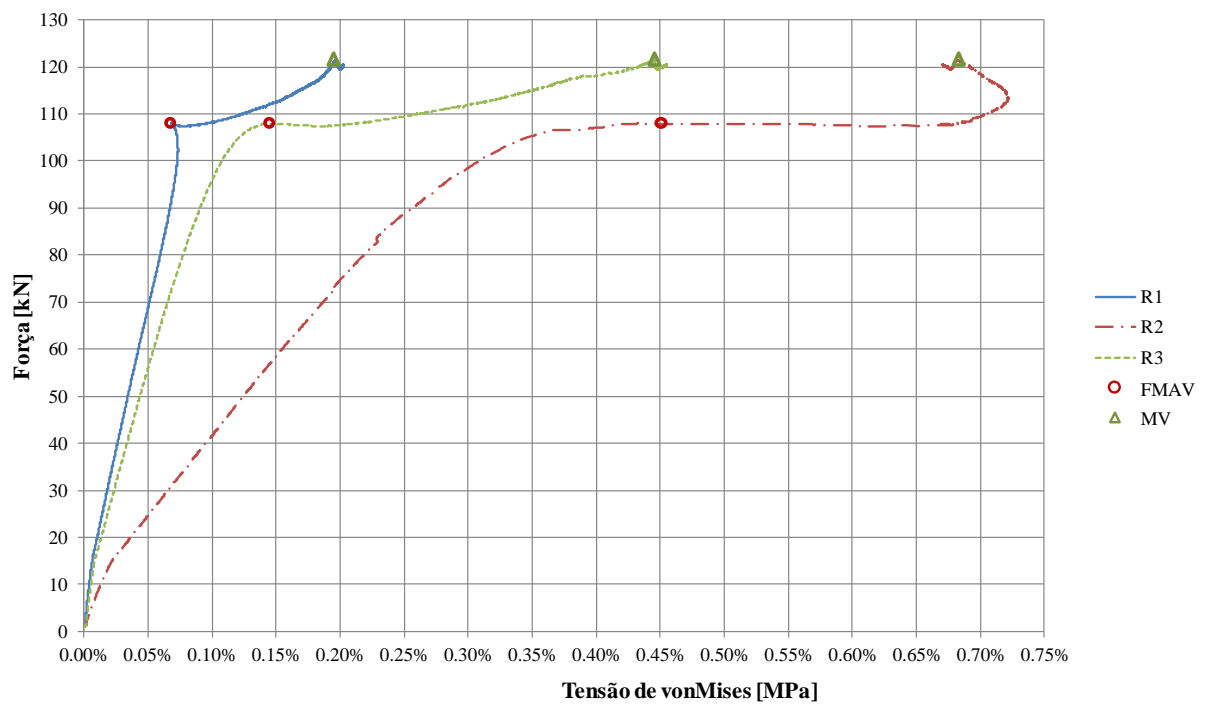


Figura B.28 – Modelo B1 – Deformações equivalentes de von Mises

B.9 Modelo B2

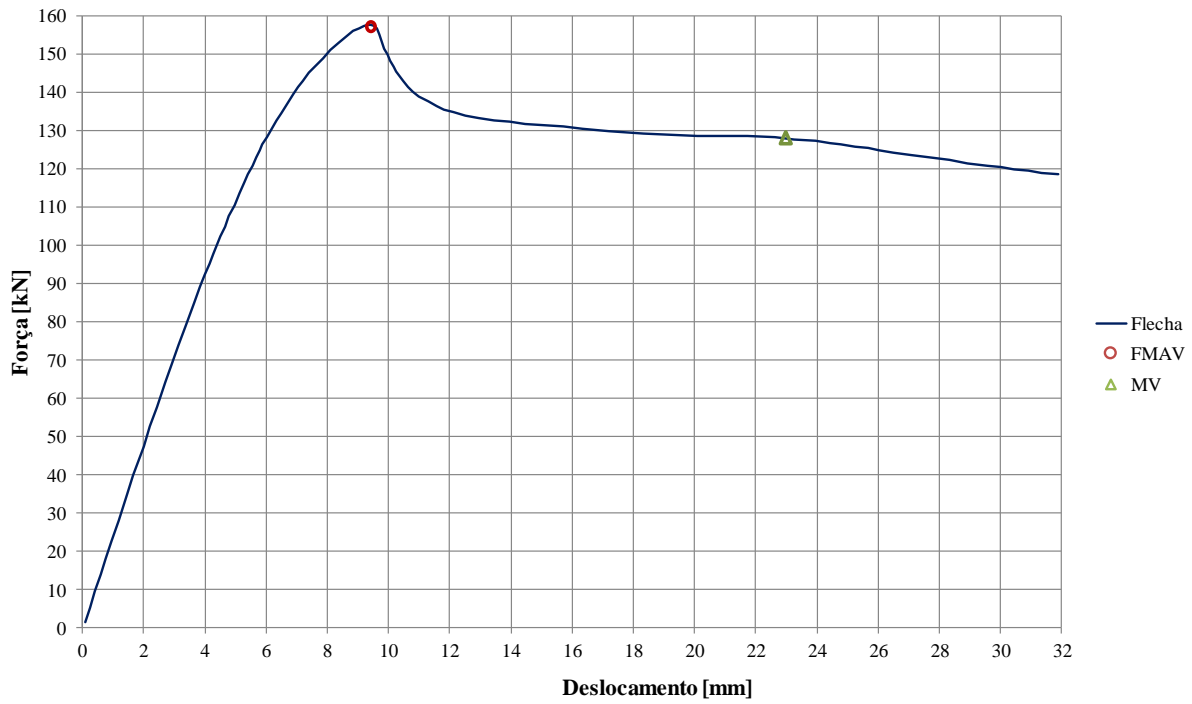


Figura B.29 – Modelo B2 - Força versus flecha

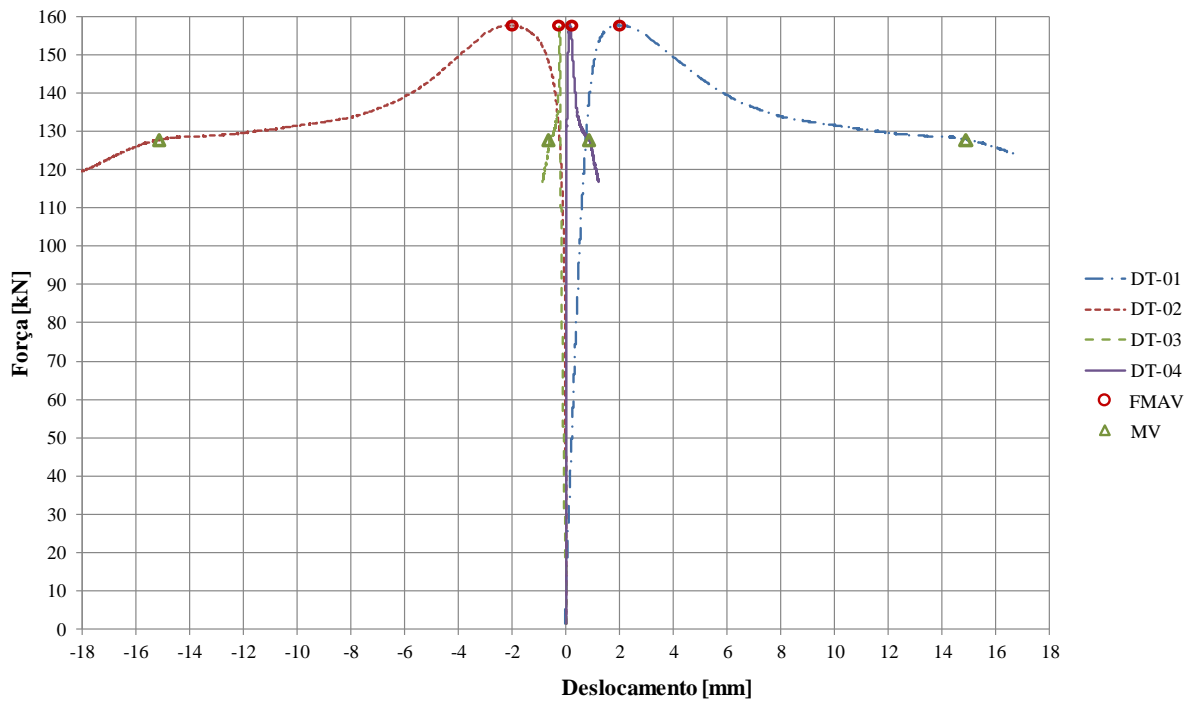


Figura B.30 – Modelo B2 – Deslocamento do montante de alma

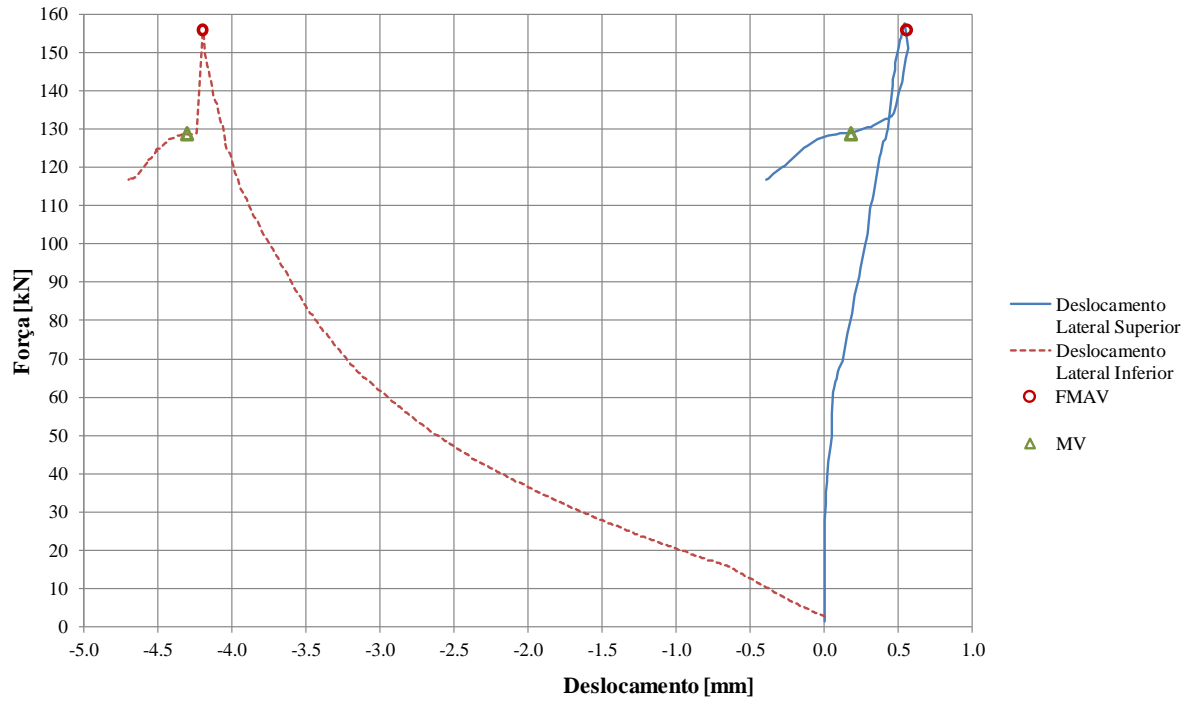


Figura B.31 – Modelo B2 – Deslocamento lateral das mesas

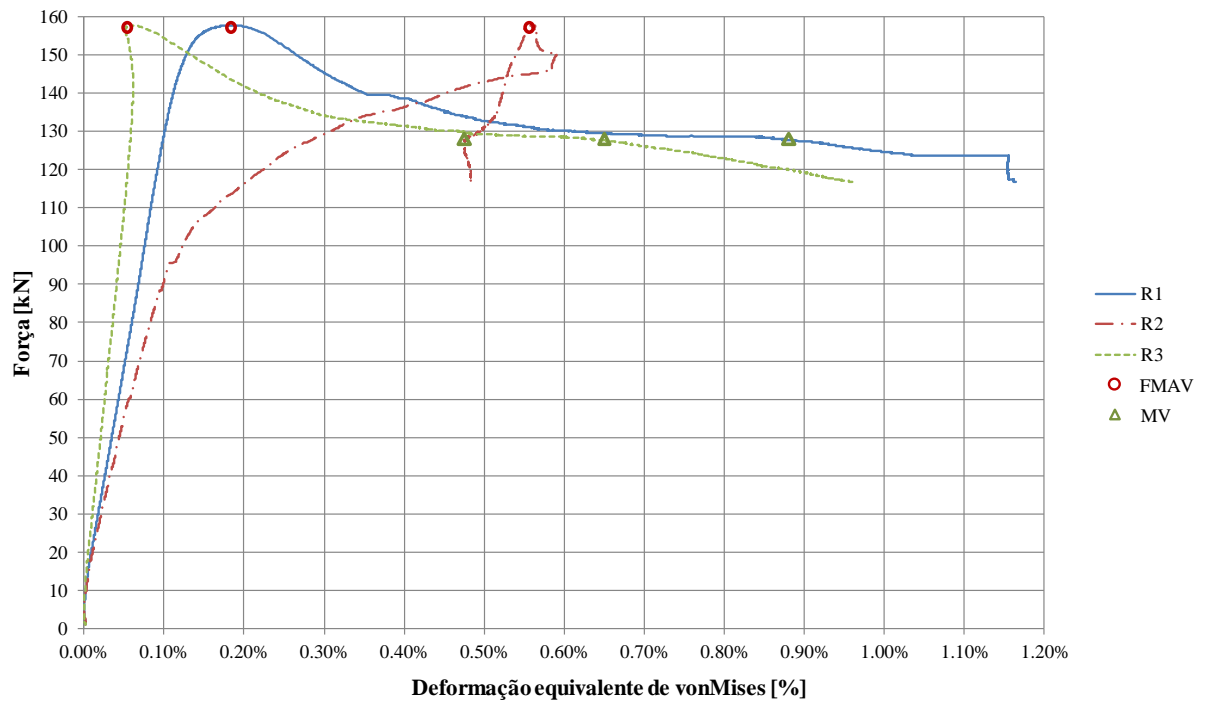


Figura B.32 – Modelo B2 – Deformações equivalentes de von Mises

B.10 Modelo B3

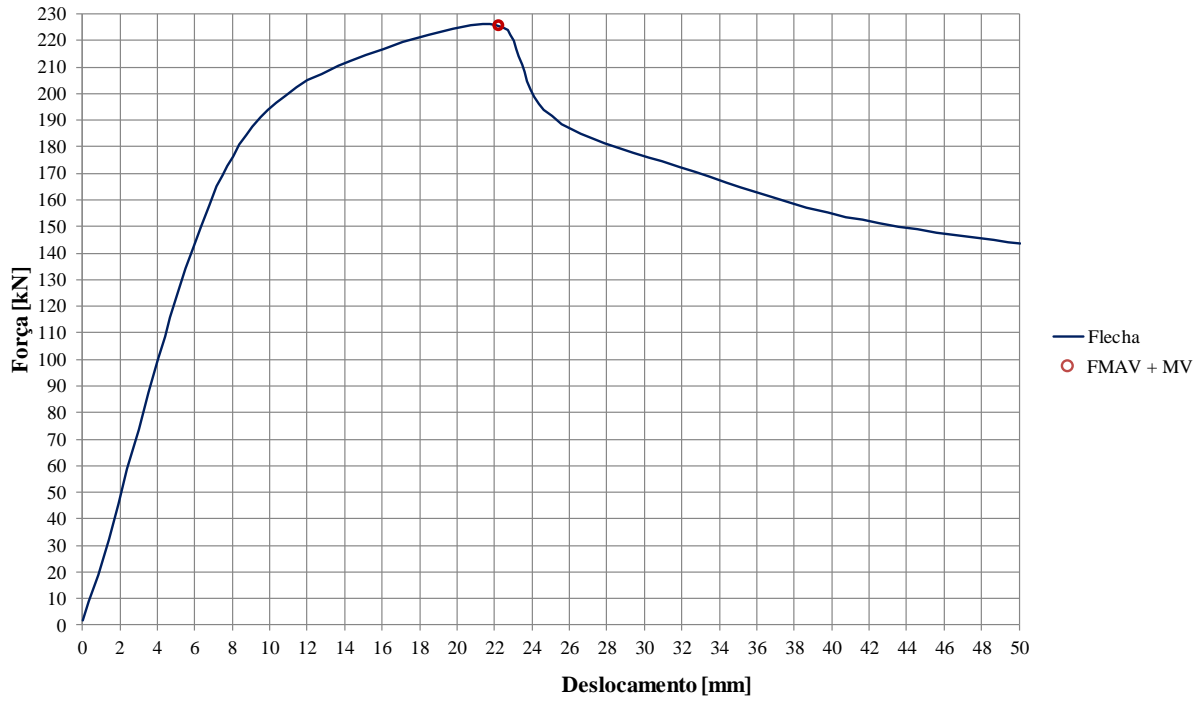


Figura B.33 – Modelo B3 - Força versus flecha

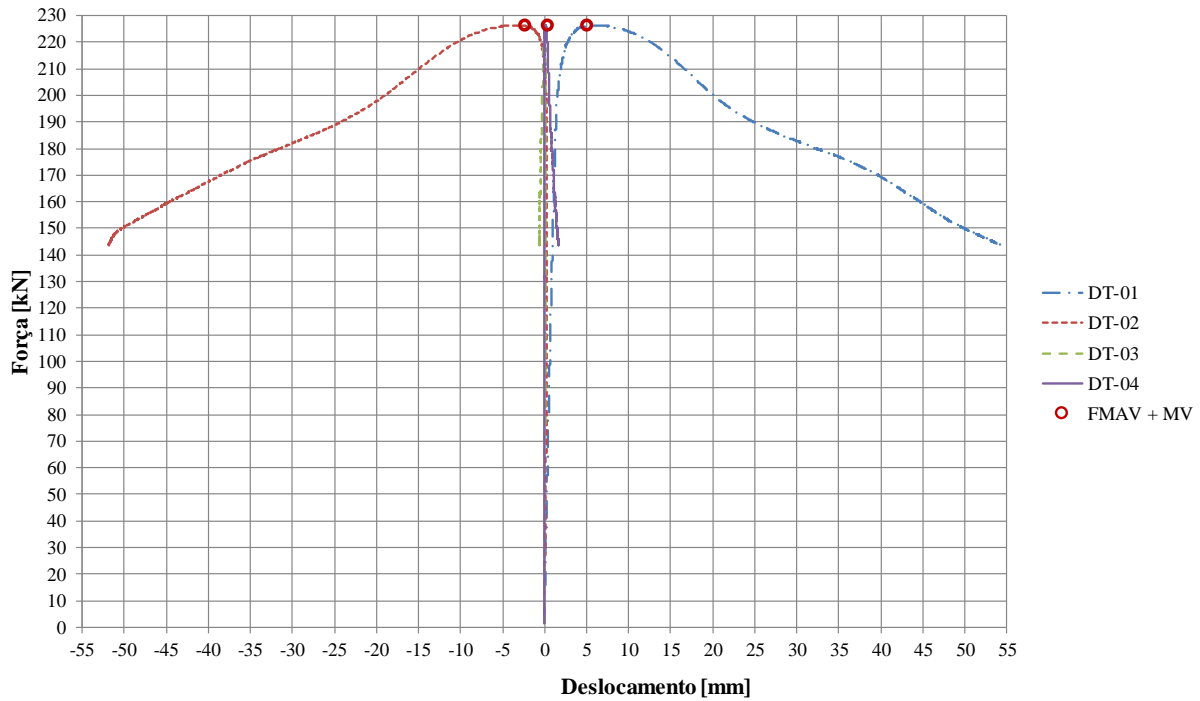


Figura B.34 – Modelo B3 – Deslocamento do montante de alma

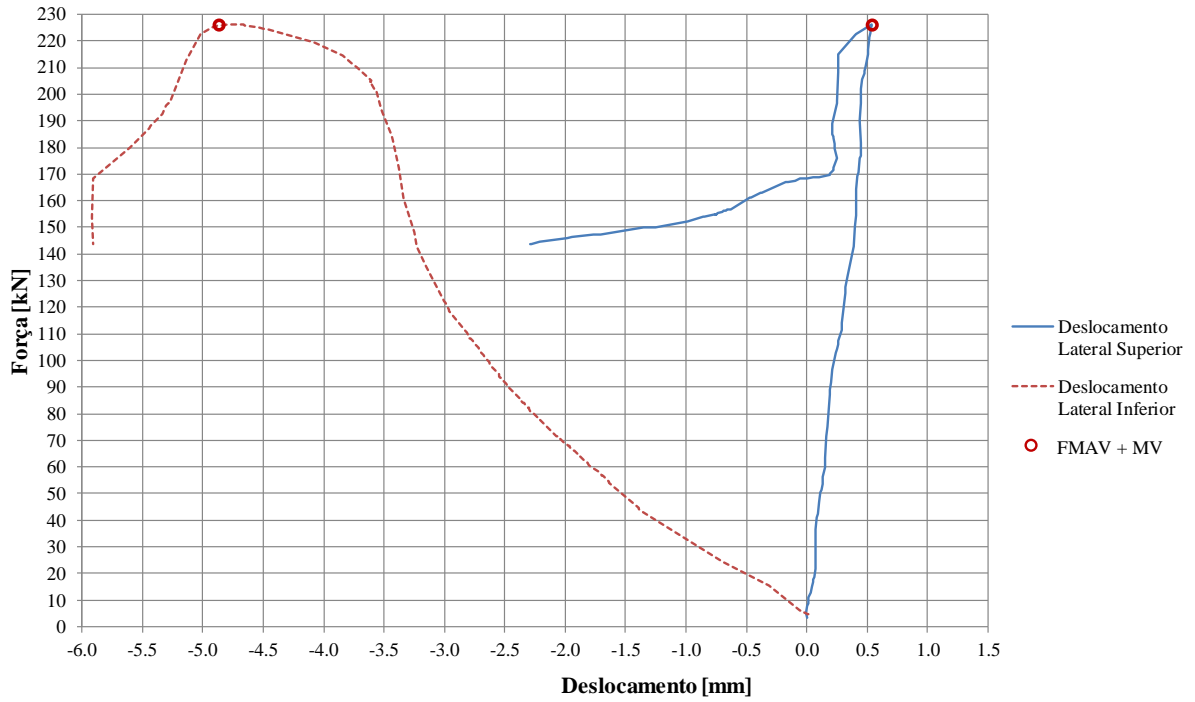


Figura B.35 – Modelo B3 – Deslocamento lateral das mesas

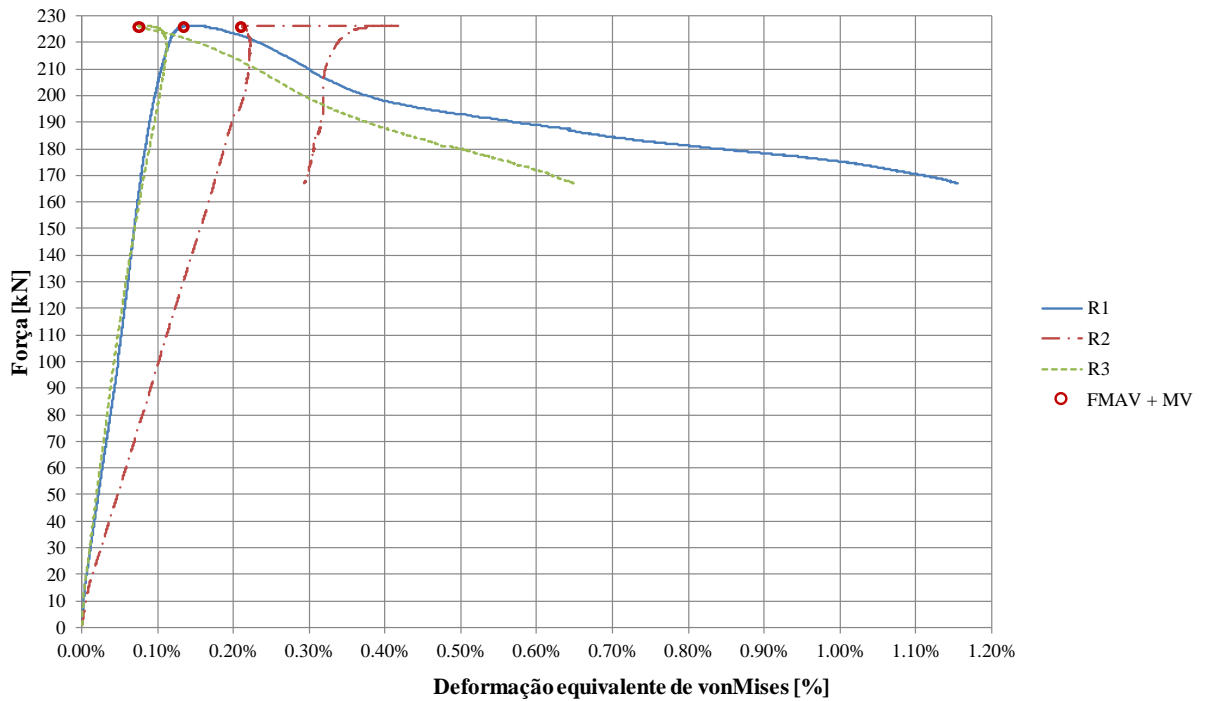


Figura B.36 – Modelo B3 – Deformações equivalentes de von Mises

B.11 Modelo B4

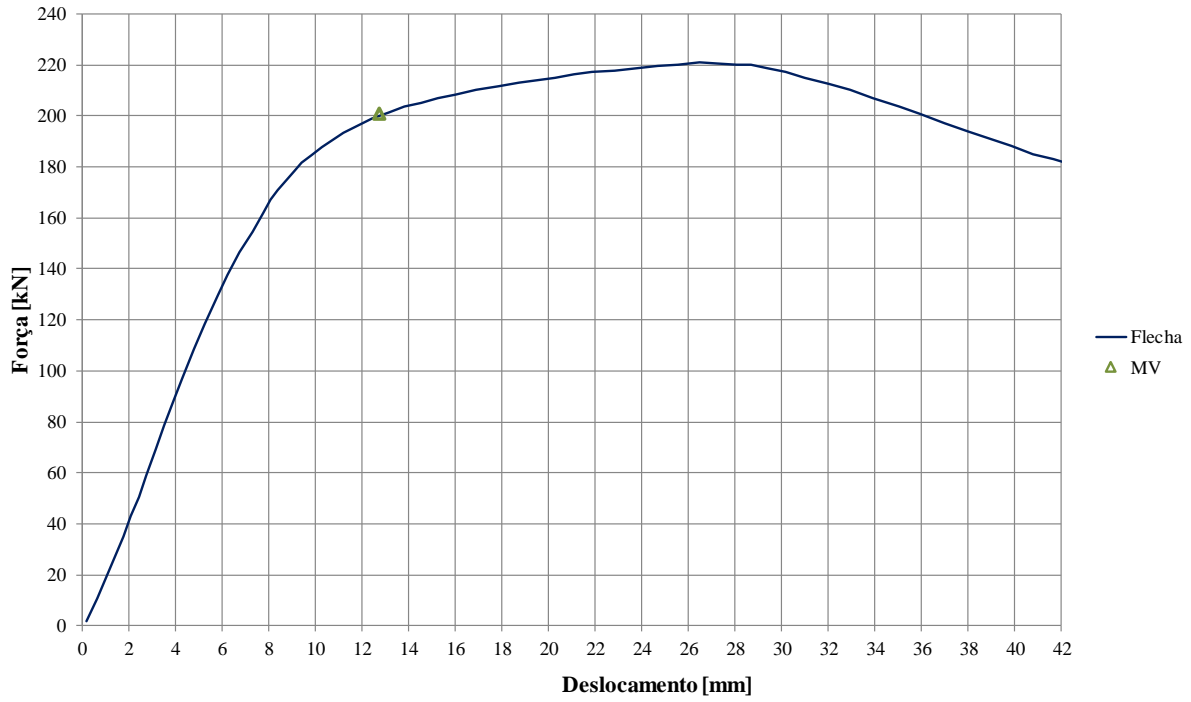


Figura B.37 – Modelo B4 – Força versus flecha

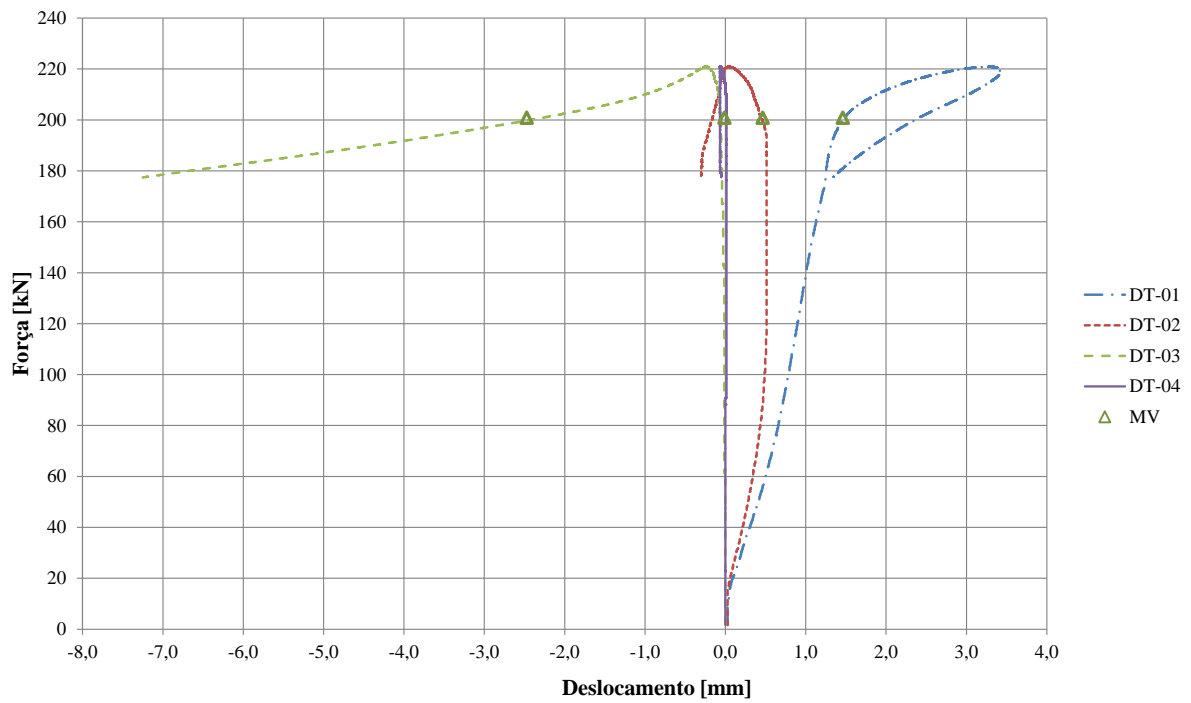


Figura B.38 – Modelo B4 – Deslocamento do montante de alma

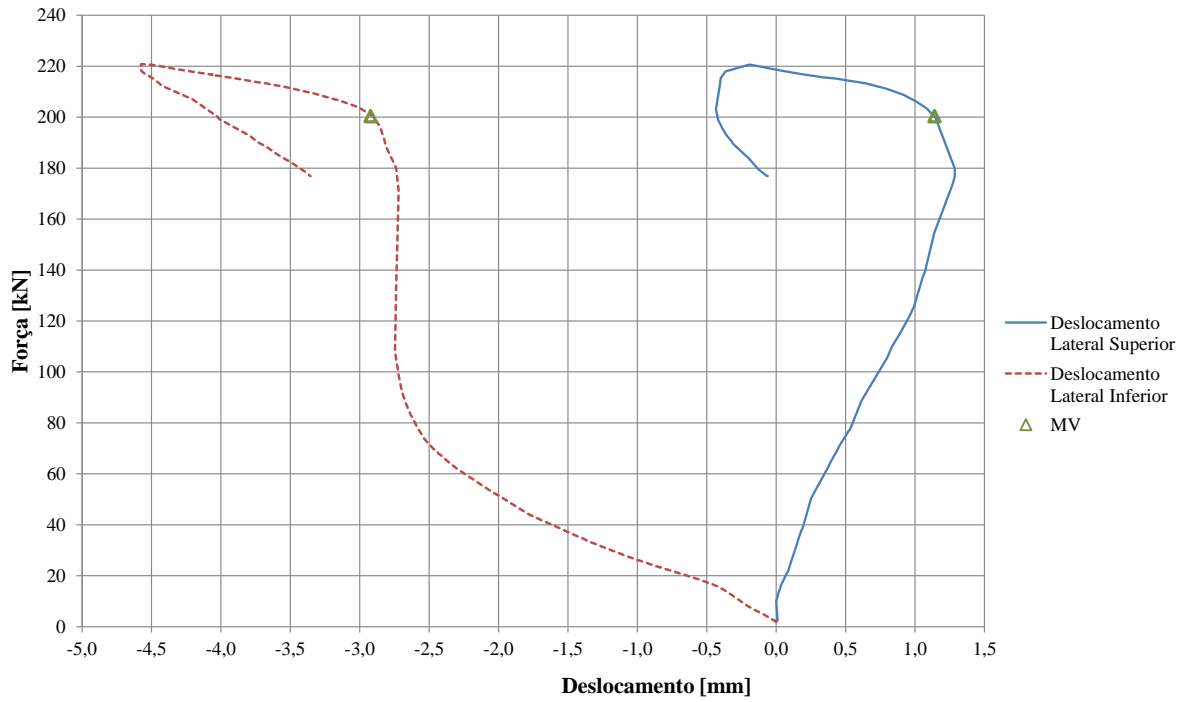


Figura B.39 – Modelo B4 – Deslocamento lateral das mesas

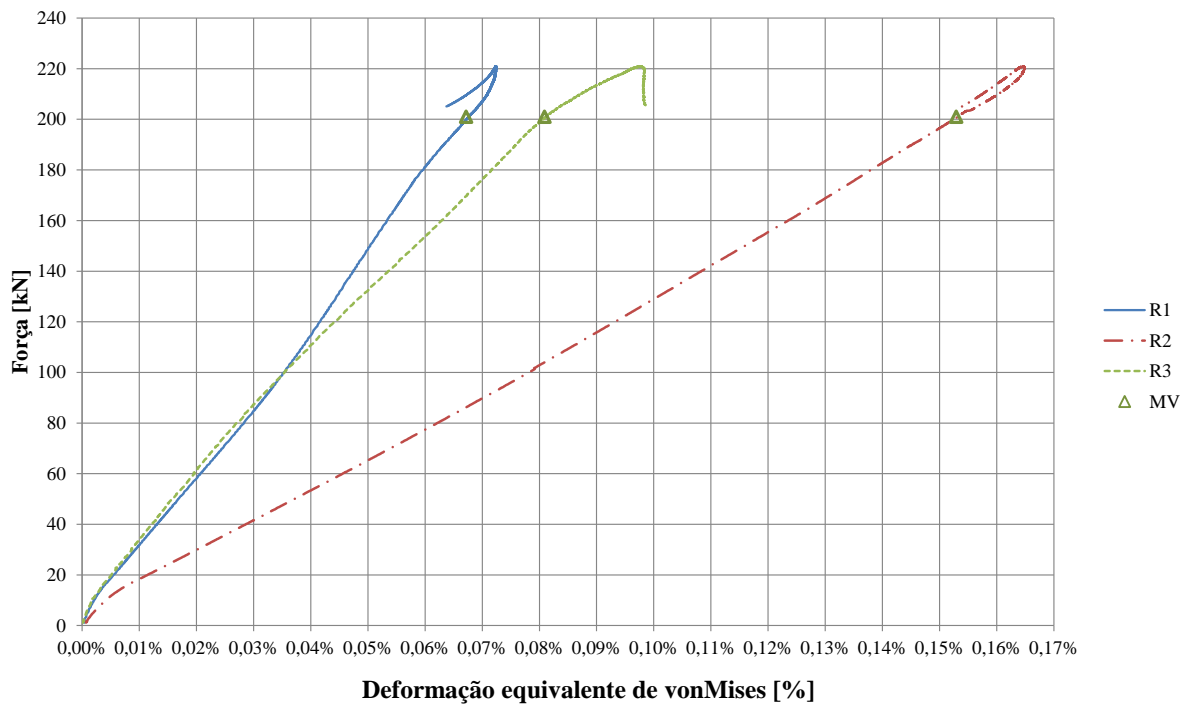


Figura B.40 – Modelo B4 – Deformações equivalentes de von Mises

B.12 Modelo B5

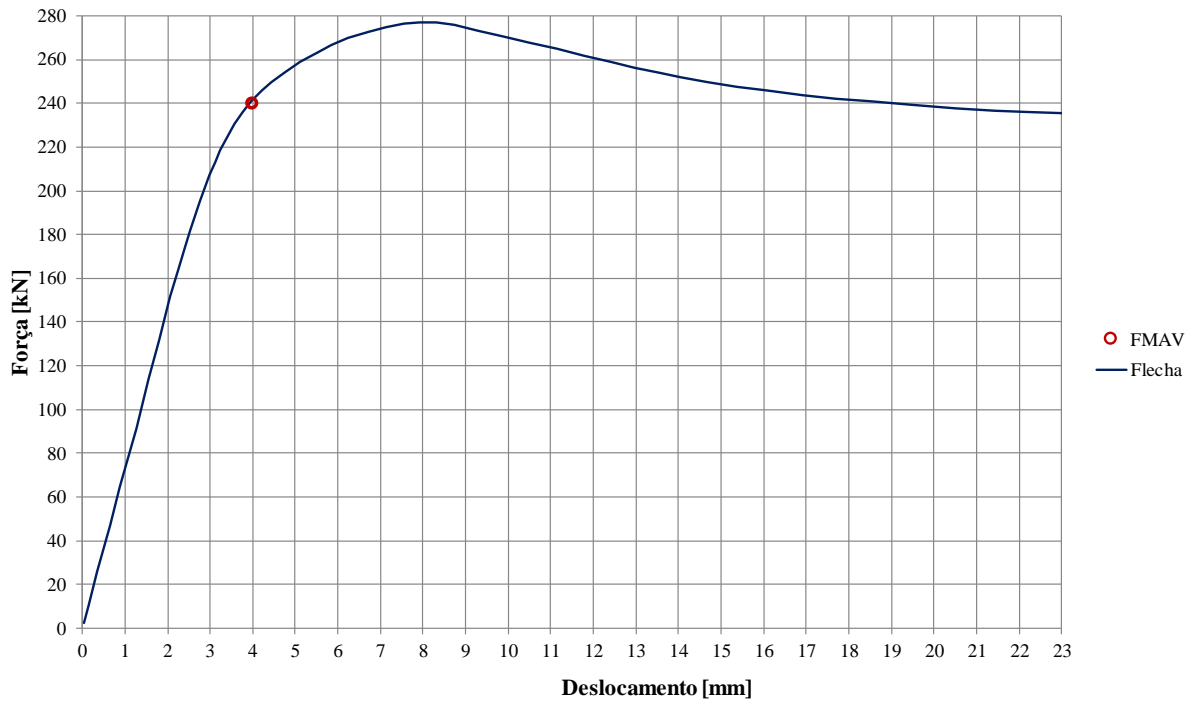


Figura B.41 – Modelo B5 - Força *versus* flecha

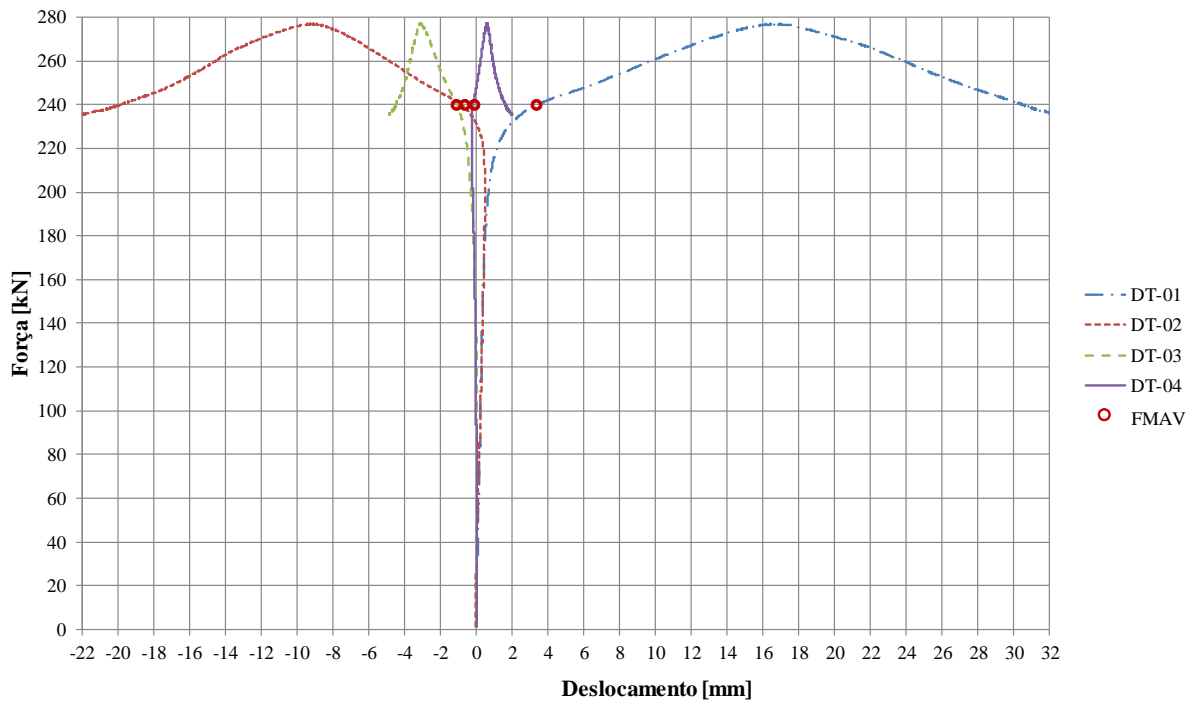


Figura B.42 – Modelo B5 – Deslocamento do montante de alma

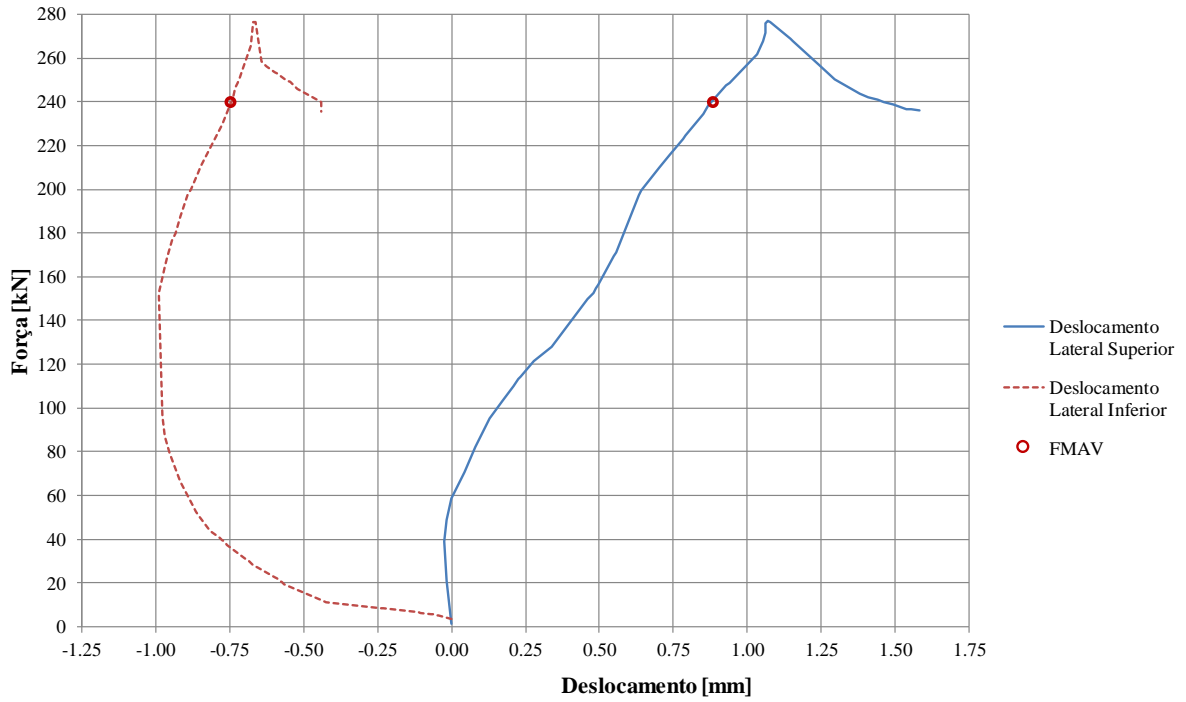


Figura B.43 – Modelo B5 – Deslocamento lateral das mesas

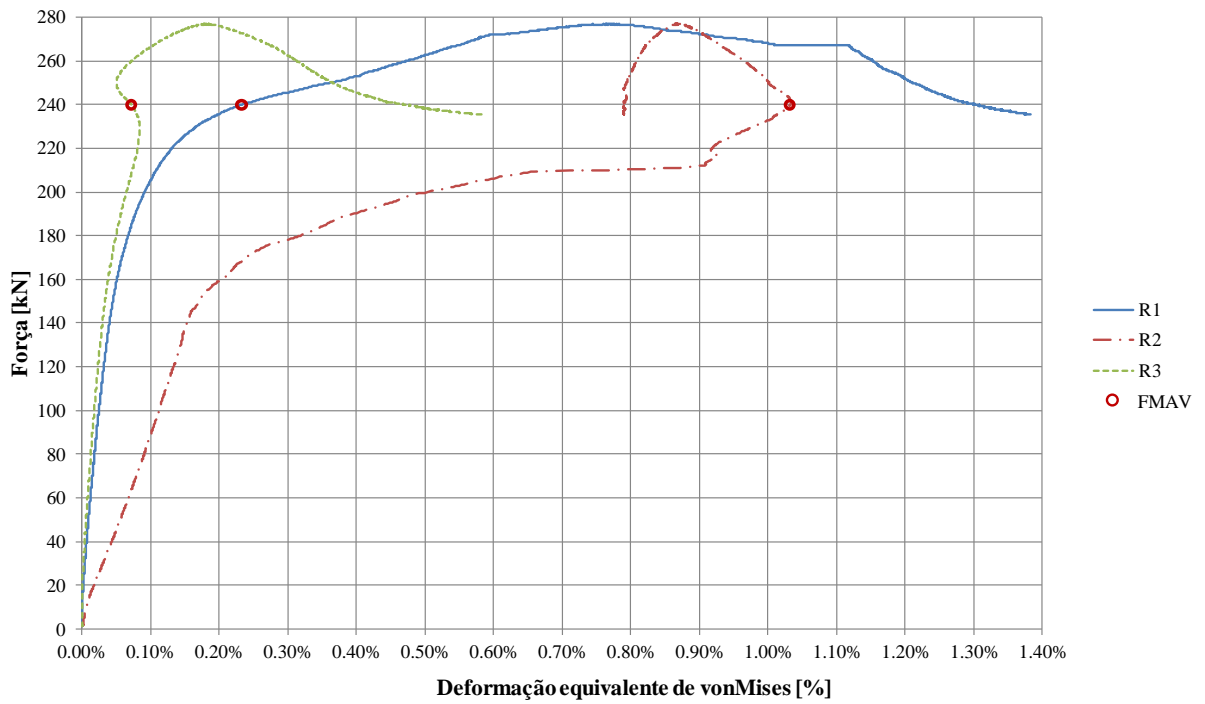


Figura B.44 – Modelo B5 – Deformações equivalentes de von Mises

B.13 Modelo B6

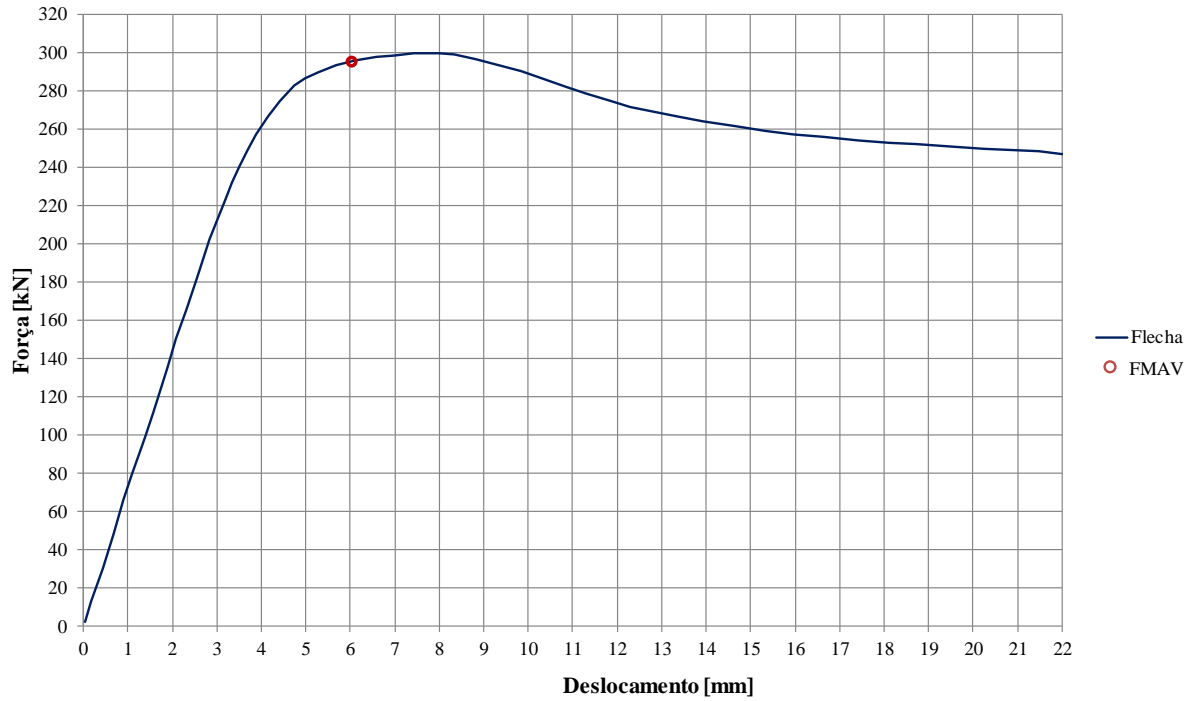


Figura B.45 – Modelo B6 - Força versus flecha

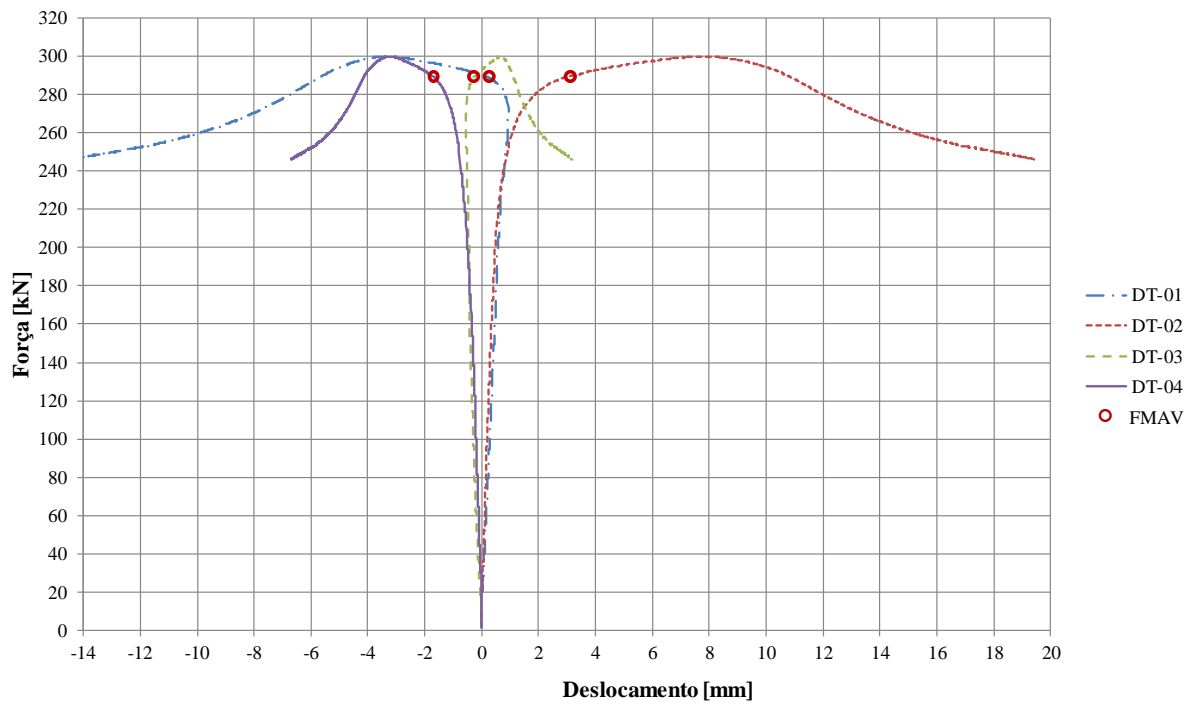


Figura B.46 – Modelo B6 – Deslocamento do montante de alma

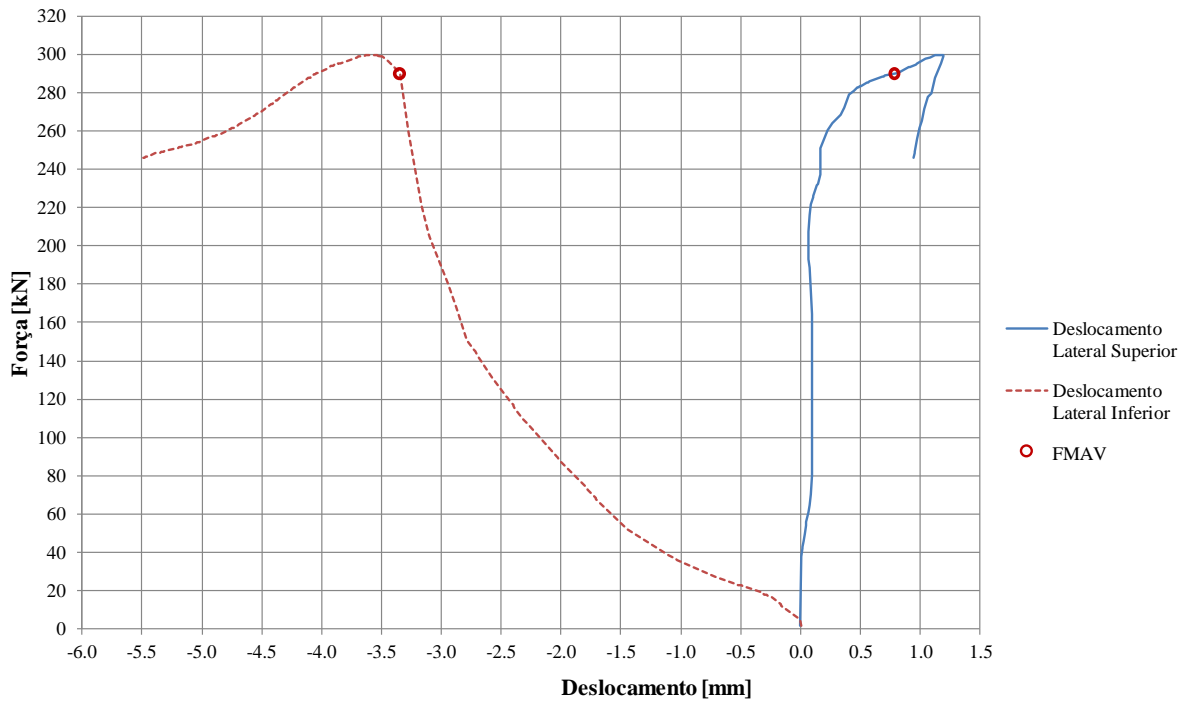


Figura B.47 – Modelo B6 – Deslocamento lateral das mesas

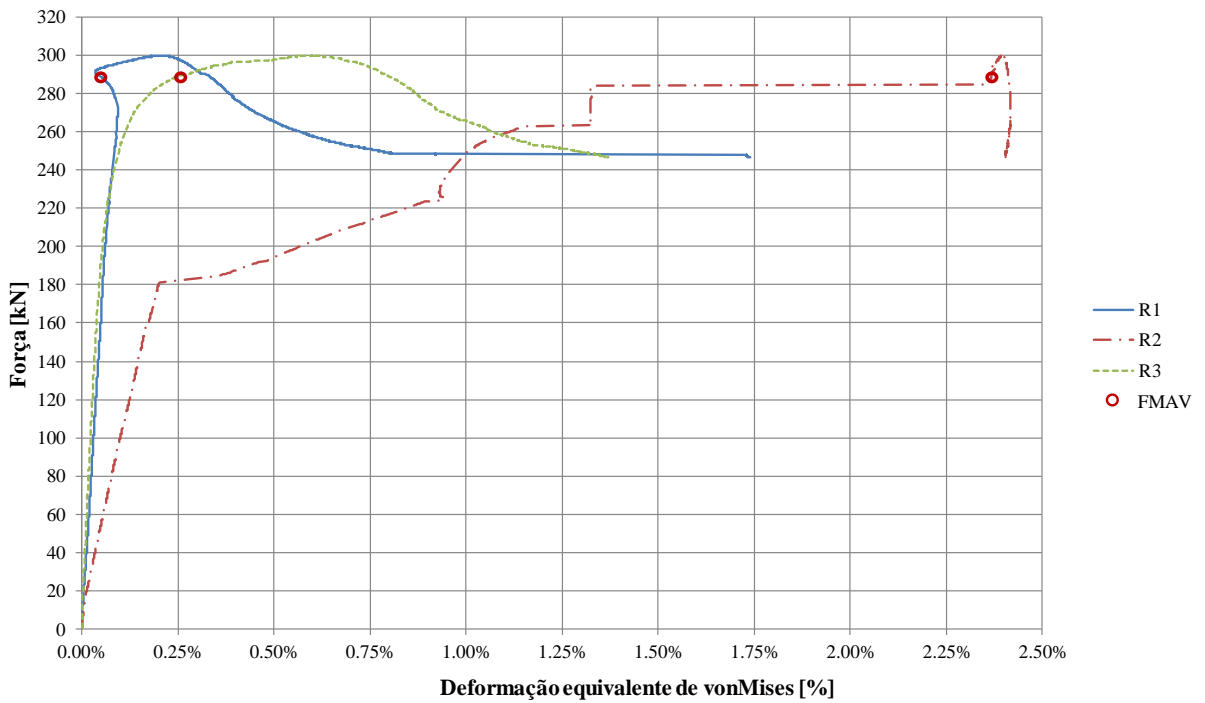


Figura B.48 – Modelo B6 – Deformações equivalentes de von Mises

B.14 Modelo C1

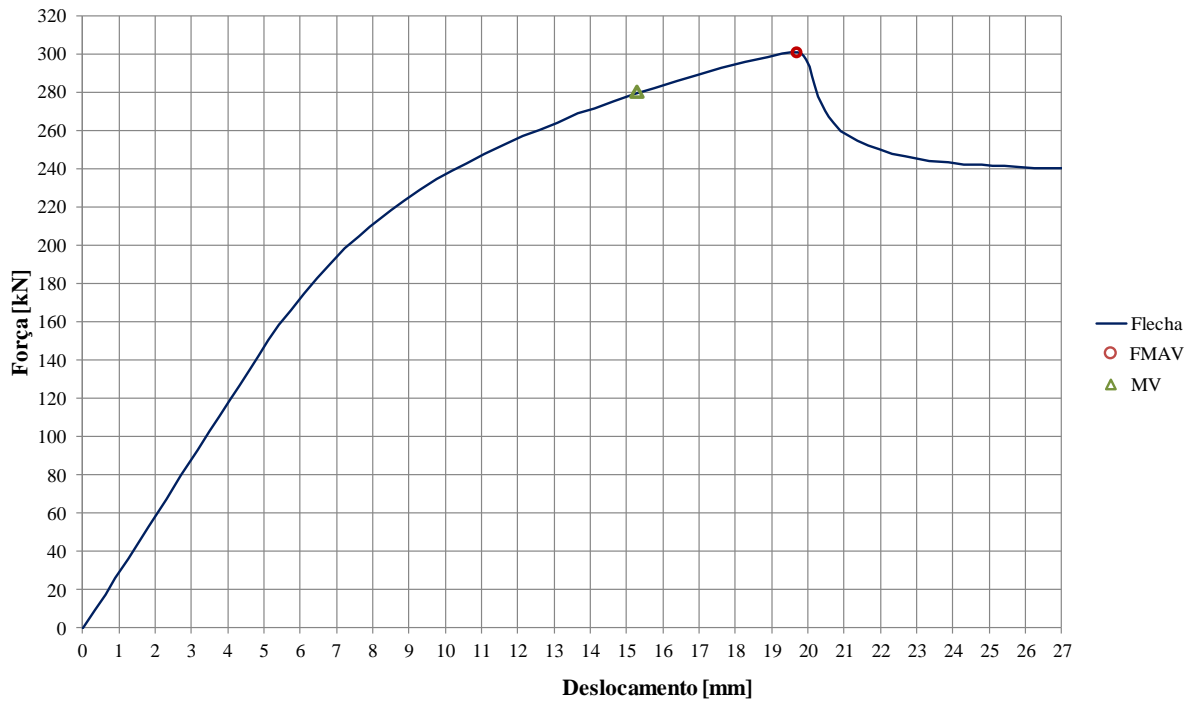


Figura B.49 – Modelo C1 - Força versus flecha

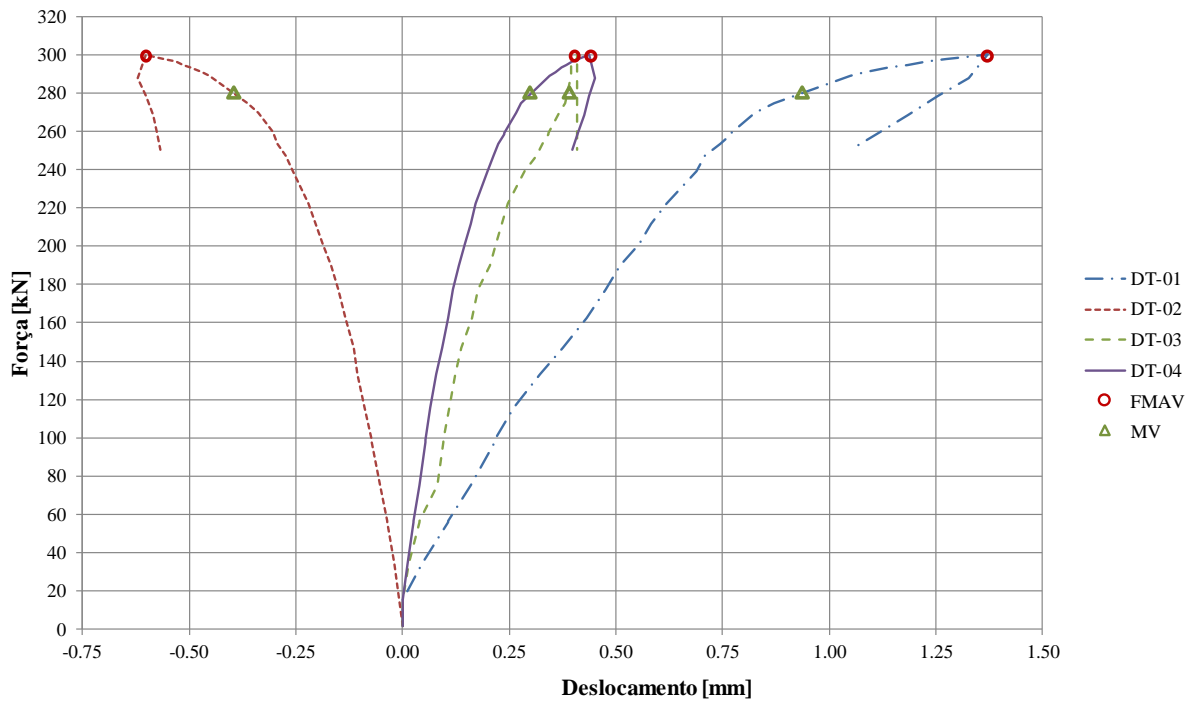


Figura B.50 – Modelo C1 – Deslocamento do montante de alma

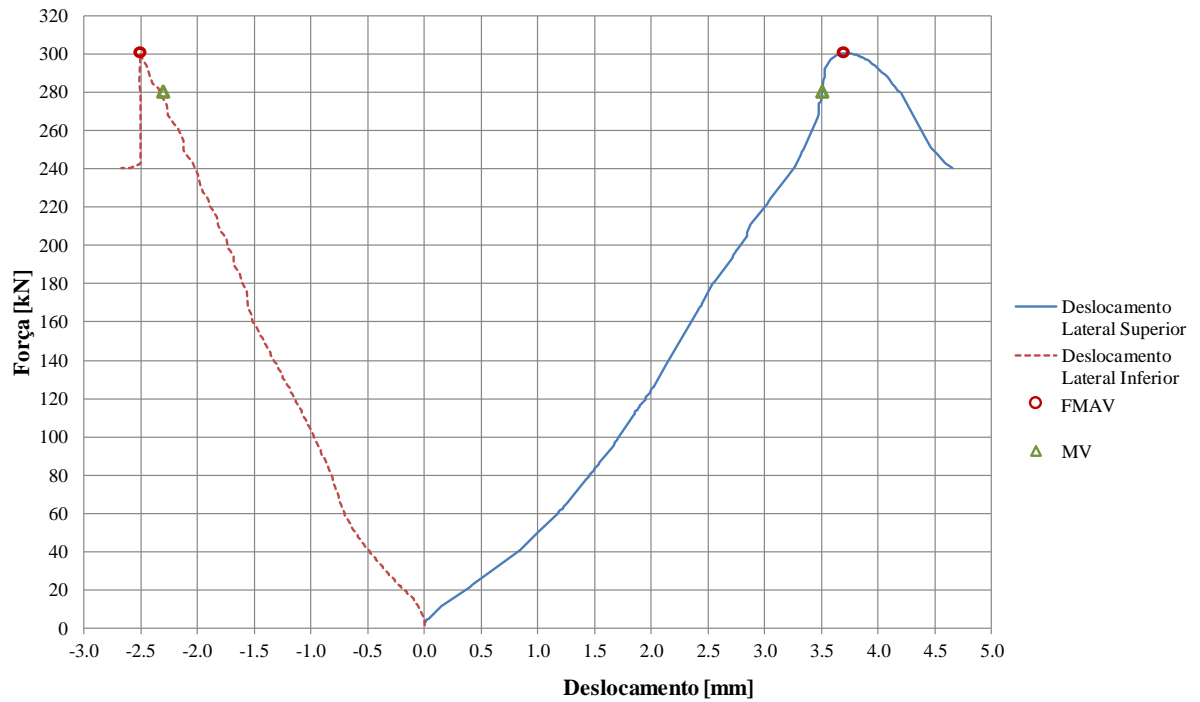


Figura B.51 – Modelo C1 – Deslocamento lateral das mesas

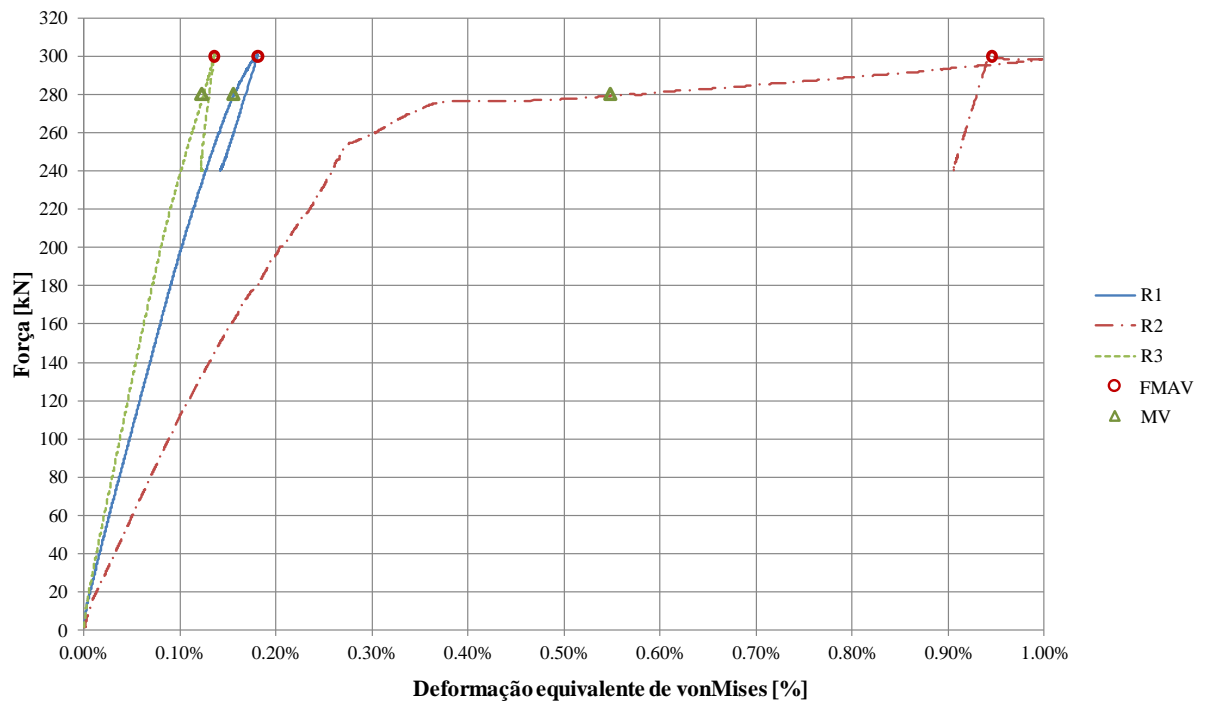


Figura B.52 – Modelo C1 – Deformações equivalentes de von Mises

B.15 Modelo C2

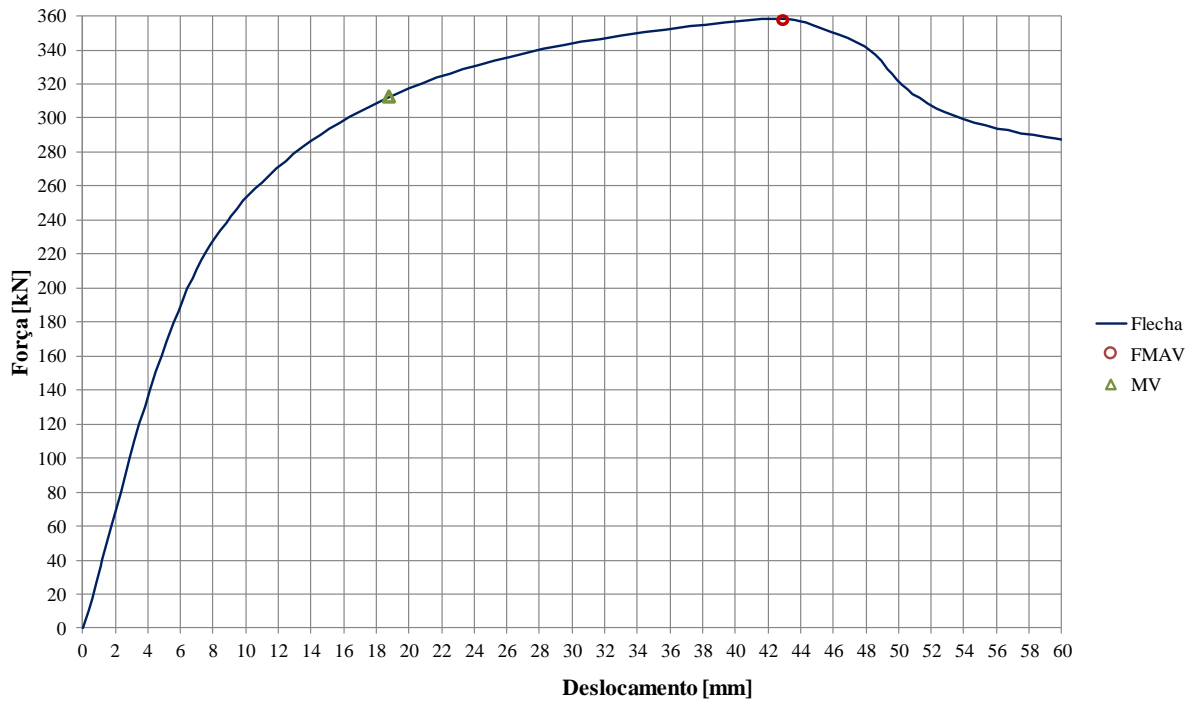


Figura B.53 – Modelo C2 - Força versus flecha

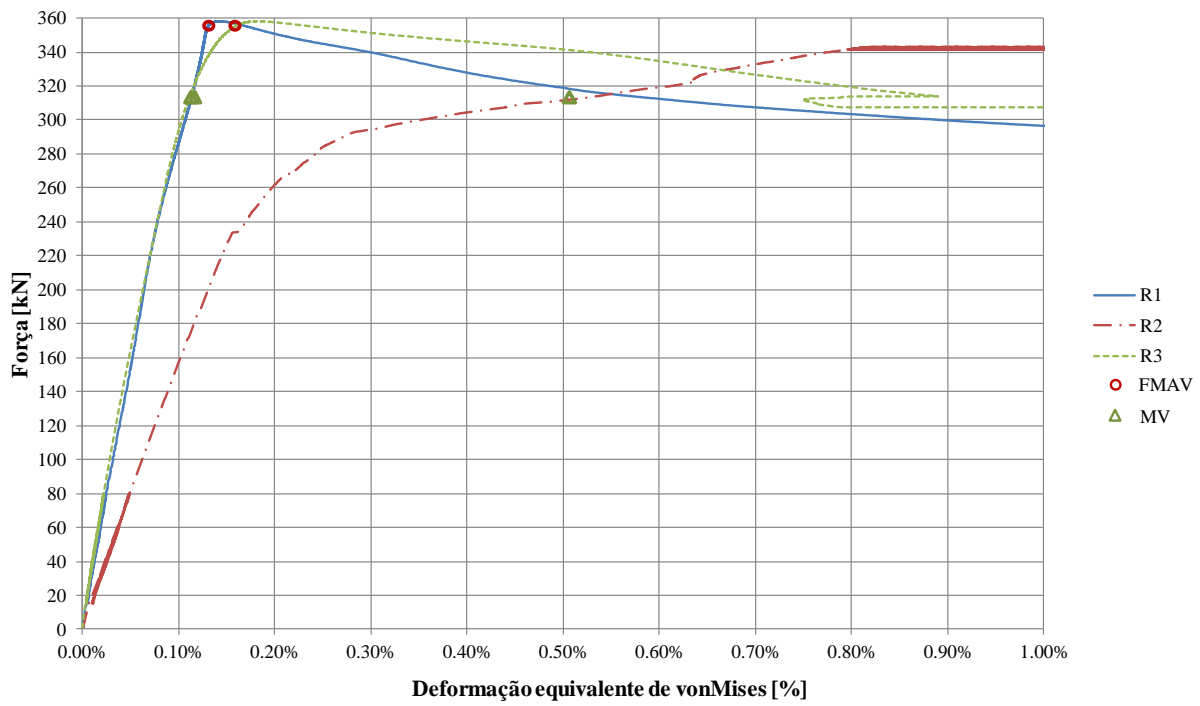


Figura B.54 – Modelo C2 – Deformações equivalentes de von Mises

APÊNDICE C

EXEMPLOS DE APLICAÇÃO DA FORMULAÇÃO PROPOSTA

C.1 Resumo da formulação proposta

O resumo da formulação proposta neste trabalho está apresentado nas tabelas C.1 e C.4, nas quais onde f_y e E são, respectivamente, a resistência ao escoamento e o módulo de elasticidade do aço, t_w é a espessura da alma, p é o passo dos alvéolos, D_0 é o diâmetro do alvéolo, d_g é a altura da seção transversal da viga alveolar, b_f é a largura da mesa e t_f é a espessura da mesa. A formulação é aplicável para vigas de aço com $1,1 \leq p/D_0 \leq 1,5$ e $0,5 \leq D_0/d_g \leq 0,8$.

Tabela C.1 – Resumo das fórmulas para cálculo da força cortante horizontal de plastificação

$$V_{h,p} = \beta f_y \frac{t_w b_p^2}{\sqrt{3 b_p^2 + 16 y_p^2}} \quad (\text{C.1})$$

$$h_t = \frac{d_g - D_0}{2} \quad (\text{C.2})$$

$$y_0 = \frac{d_g}{2} - \frac{b_f t_f^2 + t_w h_t^2 - t_w t_f^2}{2 (b_f t_f + t_w h_t - t_w t_f)} \quad (\text{C.3})$$

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

$$b_p = p - D_0 \sqrt{1 - \frac{4 y_p^2}{D_0^2}} \quad (\text{C.5})$$

$$\beta: \begin{cases} \frac{p}{D_0} < 1,2 \rightarrow \beta = 1,198 - 0,42 \frac{D_0}{d_g} + \frac{p}{5 D_0} \\ \frac{p}{D_0} \geq 1,2 \rightarrow \beta = 1,838 - 0,42 \frac{D_0}{d_g} - \frac{p}{3 D_0} \end{cases} \quad (\text{C.6})$$

Tabela C.2 – Resumo das fórmulas para cálculo da força cortante resistente

$$V_{h,Rk} = V_{h,p} \chi \quad (C.7)$$

$$V_{v,Rk} = V_{h,Rk} \left(\frac{2 y_0}{p} \right) \quad (\text{para esforço cortante constante ao longo do passo dos alvéolos}) \quad (C.8)$$

$$\lambda_{ma,0} = \sqrt{\frac{3(p^2 - D_0^2) f_y}{\pi^2 t_w^2 E}} \quad (C.9)$$

$$\chi: \begin{cases} \lambda_0 \geq 1,0 \rightarrow \chi = \frac{a}{\lambda_{ma,0} b} \leq 1,0 \\ \lambda_0 < 1,0 \rightarrow \chi = c \cdot d^{(\lambda_{ma,0}^e)} \leq 1,0 \end{cases} \quad (C.10)$$

Tabela C.3 – Coeficientes a e b

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

Tabela C.4 – Coeficientes c , d e e

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

C.2 Exemplo de aplicação em viga sem interpolação

Dados iniciais				
Perfil: W360x32,9	$t_f = 8,5 \text{ mm}$	$t_w = 5,8 \text{ mm}$	$b_f = 127 \text{ mm}$	$f_y = 345 \text{ MPa}$
Razão de expansão: 1,30	$p = 412,87$	$D_0 = 317,59 \text{ mm}$	$d_g = 453,70 \text{ mm}$	$E = 200 \text{ GPa}$

Cálculo da força cortante horizontal de plastificação	
$\frac{D_0}{d_g} = \frac{317,59}{453,70} = 0,70$	
$\frac{p}{D_0} = \frac{412,87}{317,59} = 1,30$	
$\beta = 1,838 - (0,42)(0,70) - \frac{1,30}{3} = 1,11$	Eq. (C.6)
$h_t = \frac{453,70 - 317,59}{2} = 68,06 \text{ mm}$	Eq. (C.2)
$y_0 = \frac{453,7}{2} - \frac{127(8,5)^2 + 5,8(68,06)^2 - 5,8(8,5)^2}{2[(127)(8,5) + (5,8)(68,06) - (5,8)(8,5)]} = 214,35$	Eq. (C.3)
$y_p = \frac{317,59}{2} [0,445(1,30)^3 - 2,578(1,30)^2 + 4,770(1,30) - 2,475] = 55,08 \text{ mm}$	Eq. (C.4)
$b_p = 412,87 - 317,59 \sqrt{1 - \frac{4(55,08)^2}{(317,59)^2}} = 115,00 \text{ mm}$	Eq. (C.5)
$V_{h,p} = (1,11)(345) \frac{(5,8)(115)^2}{\sqrt{3(115)^2 + 16(55,08)^2}} = 98.899 \text{ N}$	Eq. (C.1)

Cálculo da força cortante resistente	
$\lambda_{ma,0} = \sqrt{\frac{3(412,87^2 - 317,59^2)(345)}{\pi^2(5,8)^2(200.000)}} = 1,04$	Eq. (C.9)
$\chi = \frac{0,903}{\lambda_{ma,0}^{1,39}} = 0,853 \leq 1,0$	Eq. (C.10)
$V_{h,Rk} = (98.899)(0,853) = 84.361 \text{ N}$	Eq. (C.7)
$V_{v,Rk} = 84.361 \left[\frac{2(214,35)}{412,87} \right] = 87.595 \text{ N}$	Eq. (C.8)

C.3 Exemplo de aplicação em viga com interpolação

Dados iniciais				
Perfil: W410x38,8	$t_f = 8,8$ mm	$t_w = 6,4$ mm	$b_f = 140$ mm	$f_y = 450$ MPa
Razão de expansão: 1,45	$p = 432,47$	$D_0 = 376,06$ mm	$d_g = 578,55$ mm	$E = 200$ GPa

Cálculo da força cortante horizontal de plastificação	
$\frac{D_0}{d_g} = \frac{376,06}{578,55} = 0,65$	
$\frac{p}{D_0} = \frac{432,47}{376,06} = 1,15$	
$\beta = 1,198 - (0,42)(0,65) + \frac{1,15}{5} = 1,16$	Eq. (C.6)
$h_t = \frac{578,55 - 379,06}{2} = 101,25$ mm	Eq. (C.2)
$y_0 = \frac{376,06}{2} - \frac{140(8,8)^2 + 6,4(101,25)^2 - 6,4(8,8)^2}{2[(140)(8,8) + (8,8)(101,25) - (6,4)(8,8)]} = 268,45$	Eq. (C.3)
$y_p = \frac{376,06}{2} [0,445(1,15)^3 - 2,578(1,15)^2 + 4,770(1,15) - 2,475] = 52,25$ mm	Eq. (C.4)
$b_p = 432,47 - 376,06 \sqrt{1 - \frac{4(52,25)^2}{(376,06)^2}} = 71,22$ mm	Eq. (C.5)
$V_{h,p} = (1,16)(450) \frac{(6,4)(71,22)^2}{\sqrt{3(71,22)^2 + 16(52,25)^2}} = 69.824$ N	Eq. (C.1)

Cálculo da força cortante resistente	
Como p/D_0 e D_0/d_g são valores intermediários aos das curvas de resistência determinadas, é necessário interpolar os valores de χ .	
$\lambda_{ma,0} = \sqrt{\frac{3(432,47^2 - 346,06^2)(450)}{\pi^2(6,4)^2(200.000)}} = 0,873$	Eq. (C.9)
Pontos para interpolação:	
	D_0/d_g p/D_0
Ponto 1	0,6 1,10
Ponto 2	0,6 1,20
Ponto 3	0,7 1,10
Ponto 4	0,7 1,20

$$\chi_1 = (1,14)(0,700)^{(0,873^{3,5})} = 0,91329 \leq 1,0 \quad \text{Eq. (C.10)}$$

$$\chi_2 = (1,13)(0,700)^{(0,873^{3,8})} = 0,91333 \leq 1,0 \quad \text{Eq. (C.10)}$$

$$\chi_3 = (1,08)(0,786)^{(0,873^{4,5})} = 0,94770 \leq 1,0 \quad \text{Eq. (C.10)}$$

$$\chi_4 = (1,11)(0,760)^{(0,873^{3,9})} = 0,94438 \leq 1,0 \quad \text{Eq. (C.10)}$$

Interpolação em relação à p/D_0 , entre χ_1 e χ_2

$$\chi_{1,2} = \chi_1 + (\chi_2 - \chi_1) \frac{\left(\frac{p}{D_0}\right)_{Real} - \left(\frac{p}{D_0}\right)_1}{\left(\frac{p}{D_0}\right)_2 - \left(\frac{p}{D_0}\right)_1}$$

$$\chi_{1,2} = 0,91329 + (0,91333 - 0,91329) \left(\frac{1,15 - 1,10}{1,20 - 1,10}\right) = 0,91331$$

Interpolação em relação à p/D_0 , entre χ_3 e χ_4

$$\chi_{3,4} = \chi_3 + (\chi_4 - \chi_3) \frac{\left(\frac{p}{D_0}\right)_{Real} - \left(\frac{p}{D_0}\right)_3}{\left(\frac{p}{D_0}\right)_4 - \left(\frac{p}{D_0}\right)_3}$$

$$\chi_{3,4} = 0,94770 + (0,94438 - 0,94770) \left(\frac{1,15 - 1,10}{1,20 - 1,10}\right) = 0,94604$$

Interpolação em relação à D_0/d_g , entre $\chi_{1,2}$ e $\chi_{3,4}$

$$\chi_{Final} = \chi_{1,2} + (\chi_{3,4} - \chi_{1,2}) \frac{\left(\frac{D_0}{d_g}\right)_{Real} - \left(\frac{D_0}{d_g}\right)_{1,2}}{\left(\frac{D_0}{d_g}\right)_{3,4} - \left(\frac{D_0}{d_g}\right)_{1,2}}$$

$$\chi_{Final} = 0,91331 + (0,94604 - 0,91331) \left(\frac{0,65 - 0,60}{0,70 - 0,60}\right) = 0,930$$

$$V_{h,Rk} = (69.824)(0,930) = 64.936N \quad \text{Eq. (C.7)}$$

$$V_{v,Rk} = 64.936 \left[\frac{2(268,45)}{432,47} \right] = 80.616N \quad \text{Eq. (C.8)}$$