

WASHINGTON BATISTA VIEIRA

**ESTUDO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DA FLAMBAGEM DO MONTANTE DE
ALMA EM VIGAS CASTELADAS DE AÇO**

Tese apresentada à Universidade Federal de Viçosa, como parte dos requisitos do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, para obtenção do título de *Doctor Scientiae*.

VIÇOSA
MINAS GERAIS – BRASIL
2015

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

T

V657e
2015
Vieira, Washington Batista, 1986-
Estudo numérico-experimental da flambagem do montante
de alma em vigas casteladas de aço / Washington Batista Vieira.
– Viçosa, MG, 2015.
xxviii, 209f. : il. (algumas color.) ; 29 cm.

Inclui apêndice.

Orientador: Gustavo de Souza Veríssimo.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Viçosa.

Referências bibliográficas: f.196-200.

1. Engenharia estrutural. 2. Vigas. 3. Aço - Estruturas.
4. Flambagem (Mecânica). 5. Análise estrutural (Engenharia).
6. Método dos elementos finitos. I. Universidade Federal de
Viçosa. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós-
graduação em Engenharia Civil. II. Título.

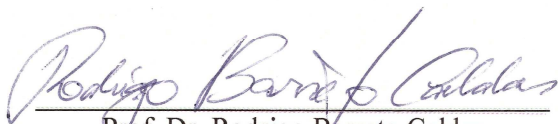
CDD 22. ed. 624.1772

WASHINGTON BATISTA VIEIRA


**ESTUDO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DA FLAMBAGEM DO MONTANTE DE
ALMA EM VIGAS CASTELADAS DE AÇO**

Tese apresentada à Universidade Federal de Viçosa, como parte dos requisitos do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, para obtenção do título de *Doctor Scientiae*.

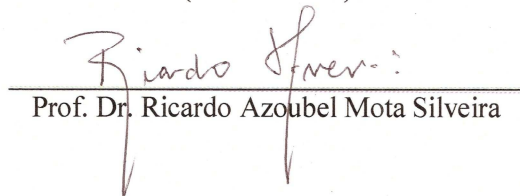
Aprovada: 13 de março de 2015



Prof. Dr. Rodrigo Barreto Caldas
(Coorientador)



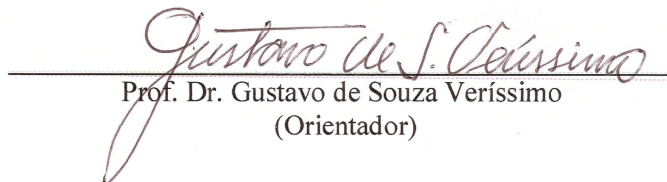
Prof. Dr. José Luiz Rangel Paes
(Coorientador)



Prof. Dr. Ricardo Azoubel Mota Silveira



Prof. Dr. Luciano Mendes Bezerra



Prof. Dr. Gustavo de Souza Veríssimo
(Orientador)

“Fazei tudo para a glória de Deus”

Paulo de Tarso

À Meiriane, minha esposa e melhor amiga.

AGRADECIMENTOS

Durante este trabalho de doutorado, diversas pessoas e instituições contribuíram para que o mesmo fosse realizado. Muitos destes já estão presentes desde a graduação e alguns até antes dela. Quero aqui expressar os agradecimentos pelas valiosas contribuições.

Agradeço

À *minha mãe*, exemplo de coragem, com quem aprendi as mais complexas disciplinas da prática da vida, de uma forma singela e simples.

Ao *meu pai*, pelo apoio e amizade.

Às minhas queridas irmãs *Natally* e *Anna Cristina*, pessoas que aprendi a amar antes de nascerem.

Ao *Professor Gustavo de Souza Veríssimo*, que, como orientador tem conduzido brilhantemente mais este trabalho; e por ter se tornado um grande amigo nestes anos de convívio, pelos sábios conselhos, pelas conversas que foram muito além das vigas casteladas.

Ao *Professor José Luiz Rangel Paes*, um profissional e um homem brilhante, em quem encontro inspiração, pela significativa contribuição a este trabalho e à minha formação pessoal e acadêmica.

Ao *Professor Rodrigo Barreto Caldas* do Departamento de Engenharia de Estruturas da UFMG, pela participação fundamental neste trabalho, principalmente durante o programa experimental realizado no LAEES-UFMG.

À *Professora Maria Isabel Brito Valente* do Departamento de Engenharia Civil da Universidade do Minho, pela supervisão durante o Doutorado Sanduíche em Portugal.

Ao *Professor Francisco Carlos Rodrigues* do Departamento de Engenharia de Estruturas da UFMG, pela significativa contribuição durante o programa experimental.

Ao *Professor Ricardo Hallal Fakury* do Departamento de Engenharia de Estruturas da UFMG, pelos conselhos sempre sábios durante o planejamento dos ensaios, durante a execução dos experimentos na UFMG e neste trabalho como um todo.

À *Professora Ana Lydia Reis de Castro e Silva* do Departamento de Engenharia de Estruturas da UFMG, pela participação e contribuição no programa experimental e nas análises numéricas.

À *Professora Arlene Maria Sarmanho Freitas* do Departamento de Engenharia Civil da Universidade Federal de Ouro Preto, pela participação na Banca de Qualificação.

À *FAPEMIG*, pela bolsa concedida e pelo apoio financeiro ao desenvolvimento do projeto de pesquisa TEC-APQ-01831-10.

À *CAPES*, pela concessão da bolsa de Doutorado Sanduíche no Exterior (Processo BEX 1724/14-2).

Aos técnicos do Laboratório de Análise Experimental em Estruturas (LAEES) da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, em especial ao *Geraldo*, ao *Afonso* e ao *Marco Abranches*, pela colaboração na execução dos experimentos no laboratório.

Ao *Marcos Paulo Faria*, bolsista no LAEES-UFMG pela ajuda inestimável na preparação dos ensaios.

Ao técnico do Laboratório de Engenharia Civil (LEC-UFV), *Paulo P3* e ao técnico do Laboratório de Engenharia Mecânica da UFV, *Pedro de Paula*, pelas contribuições nos ensaios de caracterização.

Aos técnicos do Laboratório de Estruturas da Universidade do Minho (LEST-UM), em especial ao *António Matos*.

Ao *Professor Carlos Alexander Rearey Morfa*, da Universidad Central “Marta Abreu” de Las Villas, em Cuba.

À *CPC Estruturas*, nas pessoas do *Eng. Welder Miranda*, *Luiz Gustavo*, *Samuel Frazão* e *Carlos Augusto*.

Ao *Professor José Carlos Lopes Ribeiro*, pelas discussões e compartilhamento de informações sobre o Método dos Elementos Finitos.

Aos professores do Setor de Estruturas do DEC-UFV: *Rita de Cássia Sant’Anna Silva Alcarenga*, *Reginaldo Carneiro da Silva*, *Márcio Sampaio Sarmet Moreira*, *Kléos Magalhães Lertz César Júnior*, *José Maria Franco de Carvalho*.

À *Universidade Federal de Viçosa*, e em especial ao *Departamento de Engenharia Civil*, pela formação e oportunidades.

À *Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais*, e em especial ao *Departamento de Estruturas* por todo o suporte fornecido para o programa experimental executado no LAEES-UFMG.

Ao *Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Ouro Preto*, em especial ao *Professor Alexandre Cury*.

À *Escola de Engenharia da Universidade do Minho (Portugal)*, pela oportunidade do Doutorado Sanduíche.

Aos colegas no mestrado e doutorado, *Rafael Lopes e Silva*, *Eliane Gomes da Silveira*, *Maíla Aparecida Pereira da Silva*, *Thiago Albrecht*, *Carlos Augusto Bonifácio Pires Filho*, *Halley Pereira da Silva*, *Giuliana de Angelo Ferrari*, *Luíza Baptista Oliveira*, *Raphael Melo Borges*, *Maria Cláudia Alcarenga*, *André Barbosa*, *Ladir Silva*, *José Francisco*.

Aos colegas na Universidade Federal de Ouro Preto, em especial ao *Everton Batelo*, ao *Lucas Amparo* e à *Marcela Silva*.

Aos colegas do Laboratório de Análise Experimental de Estruturas da UFMG.

Aos colegas na Universidade do Minho, em especial à *Ana Rita Alves* e à *Raquel Pereira*.

Ao *Antonio e Sandra Guimarães* (sogra e sogra), cunhados *Marcio e Marcília Cardoso*, e sobrinho *Luiz Filipe*.

Aos meus tios, aos primos e demais familiares.

Aos meus amigos *Adalton Daniel Martins, Paola Eudides Nazar Baptista, Elyabe Monteiro de Matos, Maristela de Moura Carvalho, Vanessa Rodrigues Turani Baglioni, Filipe Rodrigues Garcia, Eliseu Rocha, Larissa Bailon, Alexandre e Rita Navarro da Silva, Weíner Costa e Gabriel Vinícius*.

Aos amigos em Portugal, *Rafael e Elizabete, Paulo e Margarida, António e Manuela, David Cunha, José Ribeiro, Agostinho Rocha e Paulo e Ana d'Oliveira*.

Agradeço em especial à *Meiriane*, minha grande parceira nos bons e maus momentos.

Acima de tudo, dou graças a *Deus*, por ter me dado o privilégio de conhecê-Lo, pelo seu magnífico e grandioso Amor, revelado em *Jesus Cristo*, meu Salvador.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Generalidades	1
1.2	Vigas casteladas	2
1.2.1	<i>Definição e tipologias usuais.....</i>	<i>2</i>
1.2.2	<i>Elementos geométricos e simbologia utilizada.....</i>	<i>5</i>
1.2.3	<i>Principais vantagens das vigas casteladas.....</i>	<i>6</i>
1.3	Justificativa e relevância.....	7
1.4	Objetivos.....	8
1.5	Metodologia.....	8
1.6	Organização do documento	10
2	REVISÃO DE LITERATURA.....	11
2.1	Vigas casteladas - histórico.....	11
2.2	Modos de colapso	12
2.2.1	<i>Generalidades.....</i>	<i>12</i>
2.2.2	<i>Formação de mecanismo plástico</i>	<i>12</i>
2.2.3	<i>Flambagem lateral com torção</i>	<i>13</i>
2.2.4	<i>Formação de mecanismo Vierendeel</i>	<i>13</i>
2.2.5	<i>Ruptura na região de menor largura do montante de alma</i>	<i>14</i>
2.2.6	<i>Flambagem do montante de alma por compressão (FMAC).....</i>	<i>14</i>
2.2.7	<i>Flambagem do montante de alma por desalhamento (FMA).....</i>	<i>15</i>
2.3	Verificação de vigas casteladas à FMA	18
2.3.1	<i>Modelo de Delesques (1968)</i>	<i>18</i>
2.3.2	<i>Outros modelos.....</i>	<i>21</i>
3	PROGRAMA EXPERIMENTAL.....	22
3.1	Aspectos gerais.....	22
3.2	Planejamento	22
3.2.1	<i>Estudos preliminares.....</i>	<i>22</i>
3.2.2	<i>Geometria das vigas do programa experimental</i>	<i>24</i>
3.3	Fabricação	26
3.3.1	<i>Generalidades.....</i>	<i>26</i>
3.3.2	<i>Corte do perfil</i>	<i>26</i>
3.3.3	<i>Pré-montagem.....</i>	<i>28</i>
3.3.4	<i>Finalização do processo</i>	<i>31</i>
3.4	Caracterização dos aços.....	32
3.4.1	<i>Generalidades.....</i>	<i>32</i>
3.4.2	<i>Amostras retiradas.....</i>	<i>32</i>
3.4.3	<i>Resultados.....</i>	<i>35</i>

3.5	Ensaaios.....	36
3.5.1	<i>Dimensões reais.....</i>	36
3.5.2	<i>Imperfeições iniciais.....</i>	38
3.5.3	<i>Condições de contorno.....</i>	40
3.5.4	<i>Carregamento.....</i>	44
3.5.5	<i>Instrumentação.....</i>	46
3.5.6	<i>Aquisição de dados.....</i>	51
3.6	Resultados e discussão de cada ensaio	52
3.6.1	<i>Generalidades.....</i>	52
3.6.2	<i>Ensaio da Viga A1.....</i>	52
3.6.3	<i>Ensaio da Viga A2.....</i>	61
3.6.4	<i>Ensaio da Viga B1.....</i>	65
3.6.5	<i>Ensaio da Viga B2.....</i>	69
3.6.6	<i>Ensaio da Viga B3.....</i>	75
3.6.7	<i>Ensaio da Viga B4.....</i>	79
3.6.8	<i>Ensaio da Viga B5.....</i>	83
3.6.9	<i>Ensaio da Viga B6.....</i>	88
3.6.10	<i>Ensaio da Viga C1.....</i>	93
3.6.11	<i>Ensaio da Viga C2.....</i>	97
3.6.12	<i>Ensaio da Viga C3.....</i>	102
3.6.13	<i>Ensaio da Viga C4.....</i>	106
3.6.14	<i>Ensaio da Viga C5.....</i>	110
3.6.15	<i>Ensaio da Viga C6.....</i>	114
3.7	Discussão comparativa dos resultados.....	118
3.7.1	<i>Generalidades.....</i>	118
3.7.2	<i>Ensaaios do Grupo A.....</i>	118
3.7.3	<i>Ensaaios do Grupo B.....</i>	119
3.7.4	<i>Ensaaios do Grupo C.....</i>	122
3.7.5	<i>Considerações finais.....</i>	124
4	MODELOS NUMÉRICOS.....	127
4.1	Modelo numérico da viga castelada.....	127
4.1.1	<i>Generalidades.....</i>	127
4.1.2	<i>Modelo geométrico.....</i>	127
4.1.3	<i>Condições de contorno.....</i>	128
4.1.4	<i>Aplicação do carregamento.....</i>	129
4.1.5	<i>Modelo constitutivo do material.....</i>	129
4.1.6	<i>Imperfeições geométricas iniciais.....</i>	130
4.1.7	<i>Tensões residuais iniciais.....</i>	130
4.1.8	<i>Tipo de elemento finito.....</i>	133
4.1.9	<i>Definição da malha.....</i>	134
4.2	Modelo numérico do montante de alma.....	136
4.2.1	<i>Generalidades.....</i>	136
4.2.2	<i>Modelo geométrico.....</i>	136
4.2.3	<i>Condições de contorno.....</i>	137
4.2.4	<i>Aplicação do carregamento.....</i>	138
4.2.5	<i>Modelo constitutivo do material.....</i>	138
4.2.6	<i>Imperfeições geométricas iniciais.....</i>	138

4.2.7	<i>Tensões residuais iniciais</i>	138
4.2.8	<i>Tipo de elemento finito</i>	138
4.2.9	<i>Definição da malha</i>	139
4.3	Validação dos modelos numéricos.....	139
4.3.1	<i>Modelo de viga castelada</i>	139
4.3.2	<i>Modelo de montante de alma</i>	147
5	ESTUDO DE VARIAÇÃO DE PARÂMETROS	149
5.1	Generalidades.....	149
5.2	Parâmetros considerados no estudo.....	149
5.3	Resultados.....	151
5.3.1	<i>Generalidades</i>	151
5.3.2	<i>Padrão Litzka</i>	152
5.3.3	<i>Padrão anglo-saxão</i>	155
6	CURVAS DE RESISTÊNCIA	158
6.1	Generalidades.....	158
6.2	Equação geral.....	158
6.3	Determinação da equação de V_p	159
6.4	Obtenção dos fatores de força cortante χ	161
6.5	Determinação do fator de força crítica de flambagem χ_{cr}	165
6.6	Determinação do trecho inelástico da curva do fator χ	169
6.7	Determinação dos índices de esbeltez limite.....	172
6.7.1	<i>Generalidades</i>	172
6.7.2	<i>Padrão Litzka</i>	173
6.7.3	<i>Padrão anglo-saxão</i>	176
6.7.4	<i>Considerações finais</i>	180
6.8	Curvas de resistência.....	181
6.9	Roteiro de cálculo e aplicações.....	186
6.9.1	<i>Generalidades</i>	186
6.9.2	<i>Roteiro de cálculo global</i>	186
6.9.3	<i>Roteiro de cálculo: cálculo da esbeltez do montante</i>	186
6.9.4	<i>Roteiro de cálculo: cálculo dos índices de esbeltez limite</i>	187
6.9.5	<i>Roteiro de cálculo: obtenção do fator de força cortante χ</i>	187
6.9.6	<i>Roteiro de cálculo: obtenção da força cortante resistente de FMA</i>	188
6.9.7	<i>Aplicação das equações</i>	188
7	CONSIDERAÇÕES FINAIS	190
7.1	Generalidades.....	190
7.2	Sugestões para trabalhos futuros.....	194
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	196

A.	RESULTADOS NUMÉRICOS DO ESTUDO DE VARIAÇÃO DE PARÂMETROS	
	202
A.1	Vigas padrão Litzka.....	202
A.2	Vigas padrão anglo-saxão.....	206

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Perfis adotados para fabricação das vigas casteladas.	23
Tabela 3.2 – Propriedades geométricas e mecânicas em das vigas do programa experimental.	25
Tabela 3.3 – Ensaio de caracterização dos aços das vigas ensaiadas.	35
Tabela 3.4 – Correspondência dos ensaios de caracterização com as vigas casteladas para análises posteriores.	36
Tabela 3.5 – Dimensões reais dos modelos experimentais (em milímetros).	38
Tabela 3.6 – Imperfeição inicial no montante de alma.	39
Tabela 3.7 – Excentricidade dos alvéolos em relação ao eixo da viga.	40
Tabela 3.8 – Quantidade de sensores na instrumentação das vigas.	49
Tabela 3.9 – Posição do transdutor central em relação ao centro do vão.	51
Tabela 4.1 – Carga última no modelo numérico em comparação com o modelo experimental.	147
Tabela 4.2 – Força cortante última no modelo numérico do montante de alma em comparação com os resultados experimental.	148
Tabela 5.1: Parâmetros dimensionais variáveis no conjunto de análises numéricas padrão Litzka.	152
Tabela 5.2: Parâmetros dimensionais variáveis no conjunto de análises numéricas padrão anglo-saxão.	155
Tabela 6.1: Índices de esbeltez limite obtidos dos resultados numéricos (padrão Litzka).	173
Tabela 6.2: Índices de esbeltez limite obtidos por interpolação (padrão Litzka).	174
Tabela 6.3: Índices de esbeltez limite obtidos dos resultados numéricos (padrão anglo-saxão).	176
Tabela 6.4: Índices de esbeltez limite obtidos por interpolação (padrão anglo-saxão).	177
Tabela 6.5: Tolerância de flecha na alma (δ) para perfis de aço (ABNT NBR 5884:2005)	180
Tabela A.1: Características geométricas dos modelos em padrão Litzka.	202
Tabela A.2: Resultados numéricos dos modelos Litzka com resistência ao escoamento do aço igual a 300 MPa.	203
Tabela A.3: Resultados numéricos dos modelos Litzka com resistência ao escoamento do aço igual a 350 MPa.	204

Tabela A.4: Resultados numéricos dos modelos Litzka com resistência ao escoamento do aço igual a 400 MPa.....	205
Tabela A.5: Características geométricas dos modelos em padrão Litzka.	206
Tabela A.6: Resultados numéricos dos modelos anglo-saxão com resistência ao escoamento do aço igual a 300 MPa.	207
Tabela A.7: Resultados numéricos dos modelos anglo-saxão com resistência ao escoamento do aço igual a 350 MPa.	208
Tabela A.8: Resultados numéricos dos modelos anglo-saxão com resistência ao escoamento do aço igual a 400 MPa.	209

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Fabricação de vigas casteladas (GEMPERLE, 2007).	2
Figura 1.2 – Viga castelada com chapa expansora (HOLLAND PROFIEL PLUS, 2014).	2
Figura 1.3 – Viga castelada padrão anglo-saxão (adaptado de BS 5950-1:2000).	3
Figura 1.4 – Viga castelada padrão Peiner.	3
Figura 1.5 – Viga castelada padrão Litzka.	4
Figura 1.6 – Viga castelada padrão Angelina™ (WALD <i>et al.</i> , 2010).	4
Figura 1.7 – Viga castelada com cantos filetados (WANG <i>et al.</i> , 2014).	5
Figura 1.8 – Elementos geométricos das vigas casteladas.	5
Figura 2.1 – Viga castelada com colapso por flambagem lateral com torção (TKALČEVIĆ <i>et al.</i> , 2007).	13
Figura 2.2 – Formação do mecanismo Vierendeel (DEMIRDJIAN, 1999).	14
Figura 2.3 – Ruptura do montante de alma entre duas aberturas (DEMIRDJIAN, 1999).	14
Figura 2.4 – Flambagem do montante de alma por compressão.	15
Figura 2.5 – Flambagem do montante de alma de uma viga celular mista (NADJAI <i>et al.</i> , 2008).	16
Figura 2.6 – Flambagem do montante de alma por cisalhamento (adaptado de KERDAL e NETHERCOT, 1984).	16
Figura 2.7 – Flambagem dos montantes de alma simulada com modelo numérico (adaptado de REDWOOD e DEMIRDJIAN, 1998).	18
Figura 2.8 – <i>Strut model</i> em uma viga celular (adaptado de LAWSON <i>et al.</i> , 2006). ...	21
Figura 3.1 – Corte do perfil laminado no comprimento de projeto.	26
Figura 3.2 – Máquina CNC de corte a plasma.	27
Figura 3.3 – Corte longitudinal com plasma.	27
Figura 3.4 – Detalhe do início de um corte.	28
Figura 3.5 – Empenamento da metade de um perfil I laminado, após o corte, devido às tensões residuais no perfil.	28
Figura 3.6 – Início do posicionamento das metades da viga para pré-montagem.	29
Figura 3.7 – Finalização do posicionamento das metades e pré-montagem da viga castelada.	29

Figura 3.8 – Viga pré-montada com pontos de solda.	29
Figura 3.9 – Acabamento final das extremidades da viga castelada.	30
Figura 3.10 – Viga castelada A1 pré-montada.	30
Figura 3.11 – Aspecto da viga após a soldagem final (foto: Gustavo Veríssimo).	31
Figura 3.12 – Vigas casteladas após jateamento e pintura (foto: CPC Estruturas).	31
Figura 3.13 – Posicionamento da amostra extraída da mesa da viga A1.....	32
Figura 3.14 – Posicionamento das amostras extraída da mesa e da alma da viga A2. ...	32
Figura 3.15 – Posicionamento da amostra extraída da alma da viga B3.....	33
Figura 3.16 – Posicionamento da amostra extraída da alma da viga B4.....	33
Figura 3.17 – Posicionamento da amostra extraída da alma da viga B5.....	33
Figura 3.18 – Posicionamento das amostras extraídas da mesa e da alma da viga C1... 33	33
Figura 3.19 – Posicionamento das amostras extraídas da mesa e da alma da viga C3... 34	34
Figura 3.20 – Posicionamento das amostras extraídas da mesa e da alma da viga C4... 34	34
Figura 3.21 – Posicionamento das amostras extraídas da mesa e da alma da viga C5... 34	34
Figura 3.22 – Usinagem de um corpo de prova.....	35
Figura 3.23 – Seções transversais em que se realizaram as medições, nas vigas dos padrões (a) Litzka e (b) anglo-saxão.....	37
Figura 3.24 – Pontos de medição da espessura da alma, nas vigas dos padrões (a) Litzka, (b) anglo-saxão e (c) Litzka com chapa expansora.	37
Figura 3.25 – Imperfeições iniciais na viga.	38
Figura 3.26 – Tipos de imperfeições iniciais no montante de alma das vigas casteladas.	39
Figura 3.27 – Plano de montagem e posicionamento dos apoios para a viga A1.	41
Figura 3.28 – Configuração do apoio.....	42
Figura 3.29 – Montagem do ensaio da viga A1.....	42
Figura 3.30 – Flexão do vínculo de garfo.	43
Figura 3.31 – Ruptura da solda do suporte do vínculo de garfo central da viga.	43
Figura 3.32 – Montagem padrão dos ensaios.	44
Figura 3.33 – Atuador MTS de 1500 kN.	45
Figura 3.34 – Aplicação do carregamento (a) no primeiro ensaio e (b) nos demais ensaios.....	46
Figura 3.35 – Projeto de instrumentação para as vigas do grupo A.	47

Figura 3.36 – Esquema tridimensional dos transdutores de deslocamento das vigas do grupo A.	47
Figura 3.37 – Projeto de instrumentação para as vigas do grupo B.	48
Figura 3.38 – Projeto de instrumentação para as vigas do grupo C.	48
Figura 3.39 – Preparação da superfície e colagem dos extensômetros.	49
Figura 3.40 – Montagem dos circuitos das rosetas de extensômetros.	50
Figura 3.41 – Disposição dos transdutores de deslocamento em vigas diferentes.	50
Figura 3.42 – Disposição do transdutor próximo ao centro do vão.	51
Figura 3.43 – Sistema de aquisição de dados HBM SPIDER 8.	52
Figura 3.44 – Ensaio da viga A1, mostrando (a) o início da instabilidade de um dos montantes e (b) a ocorrência da flambagem lateral com torção.	53
Figura 3.45 – Curvas de carregamento <i>versus</i> deslocamento vertical no ensaio da viga A1.	54
Figura 3.46 – Curva carregamento <i>versus</i> deslocamento lateral na mesa superior na seção transversal média do montante instrumentado, no ensaio da viga A1.	55
Figura 3.47 – Curva carregamento <i>versus</i> deslocamento lateral no transdutor DT4 – que apresentou o maior deslocamento lateral no montante de alma – no ensaio da viga A1.	56
Figura 3.48 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga A1.	57
Figura 3.49 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga A1.	57
Figura 3.50 – Aspecto da viga A1, no final do segundo ensaio, com destaque para a ocorrência da FMA.	58
Figura 3.51 – Curvas de carregamento <i>versus</i> deslocamento vertical na repetição do ensaio da viga A1.	59
Figura 3.52 – Curva carregamento <i>versus</i> deslocamento lateral na mesa superior na seção transversal média do montante instrumentado, na repetição do ensaio da viga A1.	60
Figura 3.53 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, na repetição do ensaio da viga A1.	60
Figura 3.54 – Ensaio da viga A2: (a) início das deformações características do mecanismo Vierendeel e (b) alvéolo deformado após o ensaio (foto: Felipe Sakiyama).	61
Figura 3.55 – Aspecto da viga A2, após o ensaio (foto: Felipe Sakiyama).	62
Figura 3.56 – Curvas de carregamento <i>versus</i> deslocamento vertical no ensaio da viga A2.	62

Figura 3.57 – Curva carregamento <i>versus</i> deslocamento lateral na mesa superior na seção transversal média do montante instrumentado, no ensaio da viga A2.	63
Figura 3.58 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga A2.....	64
Figura 3.59 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga A2.	64
Figura 3.60 – Aspecto da viga B1, no início do ensaio.	65
Figura 3.61 – Flambagem dos montantes de alma na viga B1: (a) próximo da carga máxima; (b) próximo ao final do ensaio.....	66
Figura 3.62 – Curvas de carregamento <i>versus</i> deslocamento vertical no ensaio da viga B1.	66
Figura 3.63 – Curvas carregamento <i>versus</i> deslocamento lateral na mesa superior da viga B1.....	67
Figura 3.64 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga B1.....	68
Figura 3.65 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga B1.....	69
Figura 3.66 – Curvas de carregamento <i>versus</i> deslocamento vertical durante ensaio interrompido da viga B2.	70
Figura 3.67 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga B1 (ensaio interrompido).....	70
Figura 3.68 – Flambagem dos montantes de alma na viga B2: (a) próximo da carga máxima; (b) próximo ao final do ensaio.....	71
Figura 3.69 – Curvas carregamento <i>versus</i> deslocamento lateral na mesa superior da viga B2.....	72
Figura 3.70 – Curvas de carregamento <i>versus</i> deslocamento vertical no ensaio da viga B2.	73
Figura 3.71 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga B2.....	73
Figura 3.72 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga B2.....	74
Figura 3.73 – Curvas carregamento <i>versus</i> deslocamento lateral na mesa superior da viga B3.....	75
Figura 3.74 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA, na viga B3: (a) início do fenômeno; (b) logo após a carga máxima; (c) próximo ao final do ensaio e (d) após o ensaio.....	76
Figura 3.75 – Curvas de carregamento <i>versus</i> deslocamento vertical no ensaio da viga B3.	77
Figura 3.76 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga B3.....	78

Figura 3.77 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga B3.....	78
Figura 3.78 – Aspecto global da viga B4, ao final do ensaio.....	79
Figura 3.79 – Curvas carregamento <i>versus</i> deslocamento lateral na mesa superior da viga B4.....	80
Figura 3.80 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA, na viga B4: (a) início do fenômeno; (b) logo após a carga máxima e (c) próximo ao final do ensaio.	80
Figura 3.81 – Curvas de carregamento <i>versus</i> deslocamento vertical no ensaio da viga B4.	81
Figura 3.82 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga B4.....	82
Figura 3.83 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga B4.....	82
Figura 3.84 – Viga B5, antes do início da FMA.....	83
Figura 3.85 – Curvas carregamento <i>versus</i> deslocamento lateral na mesa superior da viga B5.....	84
Figura 3.86 – Acomodação do conjunto viga/atuador no ensaio da viga B5: (a) no início do ensaio ($P \approx 50$ kN), o eixo do atuador não era ortogonal ao plano da mesa e (b) após a acomodação da do conjunto ($P \approx 220$ kN).	84
Figura 3.87 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA, na viga B5: (a) início do fenômeno ($P \approx 465$ kN); (b) logo após a carga máxima ($P \approx 480$ kN); (c) para $P \approx 440$ kN e (d) próximo ao final do ensaio ($P \approx 355$ kN).	85
Figura 3.88 – Curvas de carregamento <i>versus</i> deslocamento vertical no ensaio da viga B5.	86
Figura 3.89 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga B5.....	87
Figura 3.90 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga B5.....	87
Figura 3.91 – Viga B6, antes do início da FMA.....	88
Figura 3.92 – Ensaio da viga B6: (a) eixo do atuador inclinado em relação à mesa da viga e (b) travamento posicionado para impedir que a rótula continuasse a girar.....	89
Figura 3.93 – Curvas carregamento <i>versus</i> deslocamento lateral na mesa superior da viga B6.....	90
Figura 3.94 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA, na viga B6: (a) início do fenômeno ($P \approx 490$ kN); (b) após a carga máxima ($P \approx 510$ kN); e (c) próximo ao final do ensaio ($P \approx 435$ kN).	90
Figura 3.95 – Curvas de carregamento <i>versus</i> deslocamento vertical no ensaio da viga B6.	91

Figura 3.96 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga B6.....	92
Figura 3.97 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga B6.....	92
Figura 3.98 – Viga C1, antes do início do ensaio.....	93
Figura 3.99 – Curva carregamento <i>versus</i> deslocamento lateral na mesa superior da viga C1.....	94
Figura 3.100 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA, na viga C1: (a) antes do início do ensaio; (b) logo após o início da FMA ($P \approx 50$ kN); (c) para $P \approx 90$ kN; (d) para $P \approx 120$ kN; (e), na carga máxima ($P \approx 138$ kN) e (f) após o final do ensaio.....	95
Figura 3.101 – Curvas de carregamento <i>versus</i> deslocamento vertical no ensaio da viga C1.....	96
Figura 3.102 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga C1.....	96
Figura 3.103 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga C1.....	97
Figura 3.104 – Ensaio da viga C2.....	98
Figura 3.105 – Curva carregamento <i>versus</i> deslocamento lateral na mesa superior da viga C2.....	99
Figura 3.106 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA, na viga C2: (a) após o início da FMA ($P \approx 120$ kN); (b) na carga máxima ($P \approx 144$ kN) e (c) ao final do ensaio.....	99
Figura 3.107 – Curvas de carregamento <i>versus</i> deslocamento vertical no ensaio da viga C2.....	100
Figura 3.108 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga C2.....	101
Figura 3.109 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga C2.....	101
Figura 3.110 – Ensaio da viga C3.....	102
Figura 3.111 – Curva carregamento <i>versus</i> deslocamento lateral na mesa superior da viga C3.....	103
Figura 3.112 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA: (a) após o início da FMA ($P \approx 175$ kN); (b) antes da carga máxima ($P \approx 220$ kN); (c) após a carga máxima ($P \approx 225$ kN) e (c) ao final do ensaio.....	104
Figura 3.113 – Curvas de carregamento <i>versus</i> deslocamento vertical no ensaio da viga C3.....	105
Figura 3.114 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga C3.....	105
Figura 3.115 – Tensões de Von Mises obtidas dos extensômetros na viga C3.....	106

Figura 3.116 – Ensaio da viga C4, após a carga máxima.....	107
Figura 3.117 – Curva carregamento <i>versus</i> deslocamento lateral na mesa superior da viga C4.....	107
Figura 3.118 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA: (a) na carga máxima e (b) ao final do ensaio.....	108
Figura 3.119 – Curvas de carregamento <i>versus</i> deslocamento vertical no ensaio da viga C4.....	109
Figura 3.120 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga C4.....	109
Figura 3.121 – Ensaio da viga C5.....	110
Figura 3.122 – Curva carregamento <i>versus</i> deslocamento lateral na mesa superior da viga C5.....	111
Figura 3.123 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA: (a) logo após o início da FMA ($P \approx 310$ kN); (b) na carga máxima; e (c) ao final do ensaio.....	112
Figura 3.124 – Curvas de carregamento <i>versus</i> deslocamento vertical no ensaio da viga C5.....	112
Figura 3.125 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga C5.....	113
Figura 3.126 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga C5.....	113
Figura 3.127 – Ensaio da viga C6.....	114
Figura 3.128 – Curva carregamento <i>versus</i> deslocamento lateral na mesa superior da viga C6.....	115
Figura 3.129 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA: (a) logo após o início da FMA ($P \approx 340$ kN); (b) na carga máxima; e (c) ao final do ensaio.....	116
Figura 3.130 – Curvas de carregamento <i>versus</i> deslocamento vertical no ensaio da viga C6.....	116
Figura 3.131 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga C6.....	117
Figura 3.132 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga C6.....	117
Figura 3.133 – Curvas comparativas no par de ensaios A1/A2.....	118
Figura 3.134 – Curvas comparativas do par de ensaios B1/B2.....	120
Figura 3.135 – Curvas comparativas no par de ensaios B3/B4.....	120
Figura 3.136 – Curvas comparativas no par de ensaios B5/B6.....	121
Figura 3.137 – Carga <i>versus</i> deslocamento lateral no montante (DT4) nas vigas do grupo B.....	121

Figura 3.138 – Curvas comparativas no par de ensaios C1/C2.....	122
Figura 3.139 – Curvas comparativas no par de ensaios C3/C4.....	123
Figura 3.140 – Curvas comparativas no par de ensaios C5/C6.....	123
Figura 3.141 – Carga <i>versus</i> deslocamento lateral no montante (DT7) nas vigas do grupo C.	124
Figura 3.142 – Momento <i>versus</i> deslocamento vertical nas 14 vigas do programa experimental.....	125
Figura 4.1 – Modelo geométrico da viga castelada.	128
Figura 4.2 – Pontos de localização da imposição das condições de contorno das vigas dos ensaios numéricos.	129
Figura 4.3 – Modelo de distribuição de tensões residuais de Young, adotado pelo ECCS (BALIO e MAZZOLANI, 1983 <i>apud</i> GOMES, 2006).....	131
Figura 4.4 – Distribuição simplificada de tensões residuais para (a) alma e (b) mesa.	132
Figura 4.5 – Partições para disposição dos elementos finitos.	133
Figura 4.6 – Representação dos elementos (a) S3 e (b) S4R do ABAQUS e (c) dos pontos de integração ao longo da espessura dos elementos pela regra de Simpson.	134
Figura 4.7 – Representação da malha de elementos finitos de uma viga castelada.....	134
Figura 4.8 – Estudo de objetividade de malha: curvas carga-deslocamento da viga A1.	135
Figura 4.9 – Estudo de objetividade de malha: comparação da carga máxima em função da largura dos elementos.....	135
Figura 4.10 – Estudo de objetividade de malha: quantidade de elementos e tempo de processamento em função da largura dos elementos.....	136
Figura 4.11 – Modelo geométrico do modelo numérico do montante de alma.....	137
Figura 4.12 – Condições de contorno no modelo numérico do montante de alma.	137
Figura 4.13 – Representação da malha de elementos finitos no modelo numérico do montante de alma.....	139
Figura 4.14 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga A1.	140
Figura 4.15 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga A2.	140
Figura 4.16 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga B1.....	141
Figura 4.17 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga B2.....	141
Figura 4.18 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga B3.....	142
Figura 4.19 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga B4.....	142
Figura 4.20 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga B5.....	143

Figura 4.21 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga B6.....	143
Figura 4.22 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga C1.....	144
Figura 4.23 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga C2.....	144
Figura 4.24 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga C3.....	145
Figura 4.25 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga C4.....	145
Figura 4.26 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga C5.....	146
Figura 4.27 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga C6.....	146
Figura 5.1 – Modelo de barra adotado para representação do montante de alma.	150
Figura 5.2 – Esforço cortante resistente numérico para vigas Litzka com aço de $f_y = 300$ MPa.....	153
Figura 5.3 – Esforço cortante resistente numérico para vigas Litzka com aço de $f_y = 350$ MPa.....	154
Figura 5.4 – Esforço cortante resistente numérico para vigas Litzka com aço de $f_y = 400$ MPa.....	154
Figura 5.5 – Esforço cortante resistente numérico para vigas anglo-saxão com aço de f_y $= 300$ MPa.....	156
Figura 5.6 – Esforço cortante resistente numérico para vigas anglo-saxão com aço de f_y $= 350$ MPa.....	157
Figura 5.7 – Esforço cortante resistente numérico para vigas anglo-saxão com aço de f_y $= 400$ MPa.....	157
Figura 6.1 – Esforço cortante de plastificação para o padrão Litzka, pela Eq. (6-3) em comparação com os resultados numéricos.....	160
Figura 6.2 – Esforço cortante de plastificação para o padrão anglo-saxão, pela Eq. (6-4) em comparação com os resultados numéricos.....	161
Figura 6.3 – Fator de resistência numérico para vigas Litzka com aço de $f_y = 300$ MPa.	162
Figura 6.4 – Fator de resistência numérico para vigas Litzka com aço de $f_y = 350$ MPa.	162
Figura 6.5 – Fator de resistência numérico para vigas Litzka com aço de $f_y = 400$ MPa.	163
Figura 6.6 – Fator de resistência numérico para vigas anglo-saxão com aço de $f_y = 300$ MPa.....	163
Figura 6.7 – Fator de resistência numérico para vigas anglo-saxão com aço de $f_y = 350$ MPa.....	164
Figura 6.8 – Fator de resistência numérico para vigas anglo-saxão com aço de $f_y = 400$ MPa.....	164

Figura 6.9 – Fator de força cortante crítica de FMA elástica pela Eq. (6-8) em comparação com os resultados numéricos (padrão Litzka, $f_y = 300$ MPa).	166
Figura 6.10 – Fator de força cortante crítica de FMA elástica pela Eq. (6-8) em comparação com os resultados numéricos (padrão Litzka, $f_y = 350$ MPa).	167
Figura 6.11 – Fator de força cortante crítica de FMA elástica pela Eq. (6-8) em comparação com os resultados numéricos (padrão Litzka, $f_y = 400$ MPa).	167
Figura 6.12 – Fator de força cortante crítica de FMA elástica pela Eq. (6-9) em comparação com os resultados numéricos (padrão anglo-saxão, $f_y = 300$ MPa).	168
Figura 6.13 – Fator de força cortante crítica de FMA elástica pela Eq. (6-9) em comparação com os resultados numéricos (padrão anglo-saxão, $f_y = 350$ MPa).	168
Figura 6.14 – Fator de força cortante crítica de FMA elástica pela Eq. (6-9) em comparação com os resultados numéricos (padrão anglo-saxão, $f_y = 400$ MPa).	169
Figura 6.15 – Curvas de resistência numéricas para o padrão Litzka: (a) $f_y = 300$ MPa; (b) $f_y = 350$ MPa; (c) $f_y = 400$ MPa.	170
Figura 6.16 – Curvas de resistência numéricas para o padrão anglo-saxão: (a) $f_y = 300$ MPa; (b) $f_y = 350$ MPa; (c) $f_y = 400$ MPa.	171
Figura 6.17 – Índice de esbeltez limite λ_p em função da $\sqrt{E/f_y}$ (padrão Litzka).	174
Figura 6.18 – Índice de esbeltez limite λ_r em função da $\sqrt{E/f_y}$ (padrão Litzka).	175
Figura 6.19 – Índice de esbeltez limite λ_p em função da $\sqrt{E/f_y}$ (padrão anglo-saxão).	178
Figura 6.20 – Índice de esbeltez limite λ_r em função da $\sqrt{E/f_y}$ (padrão anglo-saxão).	178
Figura 6.21 – Curvas de resistência à FMA para vigas com imperfeição inicial igual a $d_g/100$ e aço com $f_y = 350$ MPa, nos padrões (a) Litzka e (b) anglo-saxão.	182
Figura 6.22 – Curvas de resistência à FMA para vigas padrão Litzka com $f_y = 300$ MPa.	183
Figura 6.23 – Curvas de resistência à FMA para vigas padrão Litzka com $f_y = 350$ MPa.	183
Figura 6.24 – Curvas de resistência à FMA para vigas padrão Litzka com $f_y = 400$ MPa.	184
Figura 6.25 – Curvas de resistência à FMA para vigas padrão anglo-saxão com $f_y = 300$ MPa.	184
Figura 6.26 – Curvas de resistência à FMA para vigas padrão anglo-saxão com $f_y = 350$ MPa.	185

Figura 6.27 – Curvas de resistência à FMA para vigas padrão anglo-saxão com $f_y = 400$ MPa.....	185
Figura 6.28 – Resultados do modelo proposto em comparação com os resultados experimentais, numéricos e do modelo de Delesques.	189

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

a_o	largura máxima do alvéolo
b	projeção horizontal do lado inclinado da abertura na viga castelada
b_f	largura da mesa do perfil original
b_w	menor largura do montante de alma
b_{we}	menor largura do montante de alma de extremidade
d	altura total do perfil original
d_g	altura total da viga castelada
d_o	diâmetro do alvéolo (viga celular)
f_{rup}	resistência do aço na ruptura do corpo-de-prova
f_u	resistência máxima do aço
f_y	resistência ao escoamento do aço
f_r	tensão residual no material
f_{rc}	tensão residual de compressão
f_{rt}	tensão residual de tração
$f_{r,alma}$	tensão residual na alma
$f_{r,mesa}$	tensão residual na mesa
h	altura da alma da viga
h_{exp}	projeção vertical do lado inclinado da abertura na viga castelada
h_g	altura da alma da viga castelada
h_o	altura do alvéolo
h_p	altura da chapa expansora
h_t	altura do banzo da viga castelada
k	razão de expansão (d_g/d)
l_e	comprimento efetivo da barra equivalente

p	distância entre centros de alvéolos adjacentes, ou passo
r_i	rotação em torno do eixo i
t_f	espessura da mesa do perfil original
t_w	espessura da alma do perfil
u_i	deslocamento na direção do eixo i
y_o	distância do centro de gravidade do banzo ao eixo da viga;
A_t	alongamento total na ruptura do corpo-de-prova de aço
E	módulo de elasticidade longitudinal
K	coeficiente de flambagem
L	vão entre apoios
L_0	comprimento de referência do corpo-de-prova de aço
L_t	comprimento total do corpo-de-prova de aço
M	momento fletor
P_{max}	força máxima aplicada
S_0	seção transversal média do corpo-de-prova de aço
V	força cortante
V_h	esforço cisalhante horizontal na seção longitudinal à meia altura do montante de alma
V_{max}	força cortante máxima
V_p	força cortante de plastificação associada à FMA
V_{pl}	força cortante de plastificação
V_{cr}	força cortante crítica de flambagem
λ	índice de esbeltez
λ_p	limite de esbeltez, em que ocorre plastificação para todo $\lambda < \lambda_p$
λ_r	limite de esbeltez, em que ocorre flambagem elástica para todo $\lambda > \lambda_r$
γ_o	coeficiente de ajuste

χ	fator do esforço solicitante em relação à plastificação
χ_{cr}	fator de força cortante de flambagem elástica em relação à plastificação
χ_p	fator de força cortante correspondente ao limite de esbeltez λ_p
χ_r	fator de força cortante correspondente ao limite de esbeltez λ_r
<i>imp</i>	imperfeição inicial
DT	transdutor de deslocamento
FMA	flambagem dos montantes de alma
FLT	flambagem lateral com torção
MEF	método dos elementos finitos
SAD	sistema de aquisição de dados

RESUMO

VIEIRA, Washington Batista. D.Sc., Universidade Federal de Viçosa, março de 2015.
Estudo numérico-experimental da flambagem do montante de alma em vigas casteladas de aço. Orientador: Gustavo de Souza Veríssimo.
Coorientadores: Rodrigo Barreto Caldas e José Luiz Rangel Paes.

Este trabalho consistiu de um estudo amplo sobre o comportamento estrutural de vigas casteladas de aço com foco no Estado Limite de Flambagem do Montante de Alma (FMA). A pesquisa envolveu um programa experimental no qual 14 vigas de três padrões geométricos diferentes foram ensaiadas à flexão simples. O processo de análise experimental, que envolveu diversas etapas, desde a fabricação dos modelos e montagem dos experimentos até ao tratamento dos dados, evidenciou a importância do controle de qualidade na fabricação e do estabelecimento de valores para os limites de imperfeições geométricas iniciais para vigas casteladas. Os resultados experimentais permitiram a elucidação de diversas questões relacionadas ao comportamento estrutural de vigas casteladas sujeitas à FMA, bem como possibilitaram a calibração de modelos numéricos capazes de simular o comportamento da viga e o do montante de alma. Com os modelos numéricos realizados no ABAQUS foi realizado um estudo paramétrico cujos resultados viabilizaram a elaboração e ajustamento de modelos semiempíricos representativos das curvas de resistência à FMA para os principais padrões de vigas casteladas de aço. Os modelos propostos, para a determinação da capacidade resistente de vigas casteladas no estado limite último de FMA, permitem descrever de maneira realista o comportamento das vigas em regime elástico ou inelástico, possibilitando a obtenção de resultados mais econômicos e seguros que os dos modelos mais antigos existentes na literatura, contribuindo para o incremento da competitividade e da sustentabilidade da solução.

Palavras-chave: vigas casteladas, flambagem do montante de alma, método dos elementos finitos, análise experimental, modelagem numérica, curvas de resistência.

ABSTRACT

VIEIRA, Washington Batista. M.Sc., Universidade Federal de Viçosa, March 2015.
Numerical and experimental investigation of the web-post buckling in castellated steel beams. Adviser: Gustavo de Souza Veríssimo. Co-advisers: Rodrigo Barreto Caldas and José Luiz Rangel Paes.

This work presents of an extensive study on the structural behavior of castellated steel beams (CSB) focused on the ultimate limit state of web-post buckling (WPB). The research involved an experimental program in which 14 beams from three different geometric patterns were tested in bending. The process of experimental analysis, which involved several steps, from manufacturing of models and assembly of experiments to the processing of data, highlighted the importance of quality control in manufacturing and the establishment of values for the limits of initial geometric imperfections for CSB. The experimental results elucidate various issues related to the structural behavior of CSB subjected to the WPB and allowed the calibration of numerical models to simulate the behavior of the beam and the web post. With the numerical models in ABAQUS was conducted a parametric study, which made possible the establishment and adjustment of representative semi-empirical models of the WPB resistance curves for the main patterns of castellated steel beams. The proposed models, to determine the bearing capacity of castellated beams in the ultimate limit state of WPB, allow realistically describe the behavior of these beams in elastic or inelastic regime, making possible to obtain more economical and safe results than older models in the literature, contributing to increase the competitiveness and sustainability of the solution.

Keywords: castellated beams, web-post buckling, finite element method, experimental analysis, numerical modelling, buckling curves.

1 INTRODUÇÃO

1.1 Generalidades

A construção metálica ganhou um grande impulso na primeira metade do século XX, com a invenção da solda elétrica no final dos anos 20. O advento da solda possibilitou uma série de alternativas para elementos estruturais e ligações, destacando as soluções que viabilizam estruturas leves, capazes de vencer grandes vãos, e com rigidez suficiente para manter os deslocamentos dentro dos limites preconizados pelas normas vigentes.

Os elementos horizontais das estruturas têm seu desempenho associado fundamentalmente à rigidez e à capacidade resistente à flexão. Dessa forma, quando se trata de desenvolver soluções para vigas de aço, busca-se fazer ajustes na geometria das seções transversais tendo como alvo a maximização da inércia. Adicionalmente existe a preocupação com a economia, já que o aço é um material com alto valor agregado relacionado com seu peso. Assim, procura-se ajustar a geometria da seção transversal de modo a maximizar a relação inércia/peso, o que resulta em ganho de rigidez e de capacidade resistente à flexão com o menor consumo de aço possível. Por este motivo, é usual adotarem-se vigas de aço com perfis de seção I, onde a maior parte da área da seção transversal se concentra nas mesas, ou vigas treliçadas, em que a área da seção fica concentrada nos banzos, distantes o máximo possível do centroide da seção da treliça.

Em muitos casos, o dimensionamento das peças metálicas à flexão é condicionado por limitações de flecha. Nestes casos, os perfis necessitam mais de rigidez do que de resistência. Sendo as flechas inversamente proporcionais à inércia da seção, e esta, por sua vez, dependente da área dos banzos da seção e do quadrado de sua altura, a forma mais econômica de aumentar a rigidez é aumentar a altura mantendo a área dos banzos. Com base nessa premissa surgem algumas soluções, dentre as quais figuram as vigas casteladas, descritas na seção a seguir.

1.2 Vigas casteladas

1.2.1 Definição e tipologias usuais

As vigas casteladas de aço geralmente são fabricadas a partir de perfis laminados de alma cheia, em que é feito um corte longitudinal em ziguezague que divide o perfil em duas metades, seguido da soldagem dessas metades, de forma que o resultado final é um elemento com altura expandida e com uma sequência regular de aberturas, conforme mostrado na Figura 1.1.



Figura 1.1 – Fabricação de vigas casteladas (GEMPERLE, 2007).

Quando se deseja aumentar ainda mais a altura da seção transversal, podem ser inseridas chapas de aço entre as metades cortadas, conforme ilustrado na Figura 1.2. Assim, por um lado, aumenta-se a inércia e a rigidez à flexão, e, por outro lado, aumenta-se a esbeltez do montante de alma, tornando-o mais susceptível à instabilidade.



Figura 1.2 – Viga castelada com chapa expansora (HOLLAND PROFIEL PLUS, 2014).

Em função do traçado do corte, as vigas casteladas podem ser produzidas com incontáveis tipologias de aberturas, variando-se a distância entre as aberturas e o ângulo das aberturas. Ao longo do tempo, três tipologias de vigas casteladas tornaram-se mais usuais, a saber, o padrão anglo-saxão, o padrão Peiner e o padrão Litzka.

O **padrão anglo-saxão** é definido geometricamente pela norma britânica BS 5950 Parte 1 (2000). As aberturas possuem um ângulo de 60° , a altura total da viga castelada é 1,5 vezes a altura da viga original e o passo (a distância entre duas aberturas sucessivas) é igual a 1,08 vezes a altura da abertura. Assim, a relação entre a largura e a altura da abertura é igual a 0,83; a relação entre a largura mínima do montante de alma e a altura das aberturas é igual a 0,25 e a relação entre a projeção horizontal do lado inclinado da abertura e a altura da abertura é igual a 0,29 (Figura 1.3).

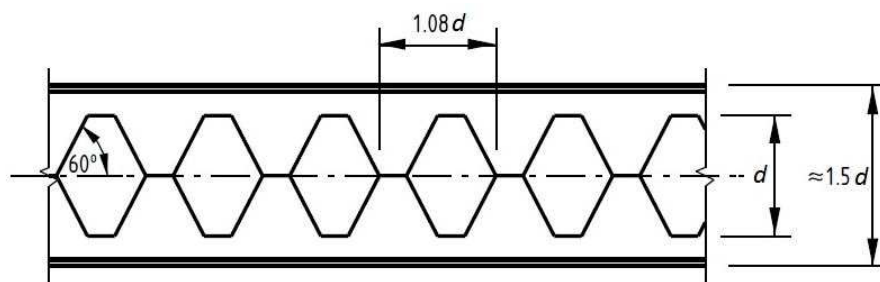


Figura 1.3 – Viga castelada padrão anglo-saxão (adaptado de BS 5950-1:2000).

O **padrão Peiner** é caracterizado pela regularidade dimensional ao longo do corte – o passo é o triplo da largura mínima do montante ($p/b_w = 3$); a projeção horizontal do lado inclinado da abertura é a metade da largura mínima do montante e a largura e a altura da abertura são iguais. Assim, o ângulo de inclinação das aberturas é de aproximadamente 63° (Figura 1.4).

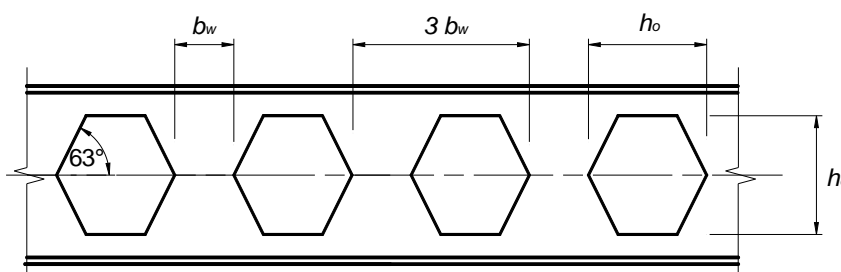


Figura 1.4 – Viga castelada padrão Peiner.

O **padrão Litzka**, à semelhança do padrão Peiner, também é caracterizado pela regularidade dimensional ao longo do corte – a distância entre duas aberturas adjacentes é o triplo da largura mínima do montante e a projeção horizontal do lado inclinado da abertura é a metade da largura mínima do montante. Nesse padrão, o alvéolo é um hexágono regular, tendo ângulo de inclinação das aberturas de 60° (Figura 1.5).

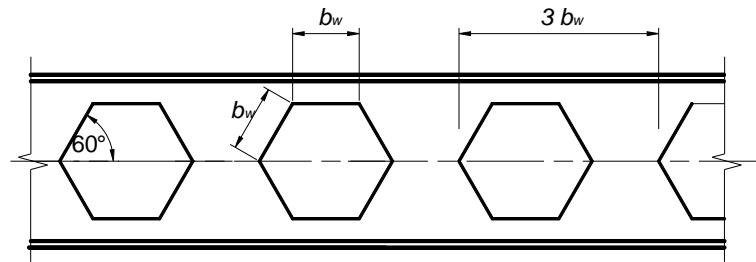


Figura 1.5 – Viga perfilada padrão Litzka.

Alguns outros padrões de vigas perfiladas têm surgido nos últimos anos, tais como o padrão Angelina™, desenvolvido pela ArcelorMittal (Figura 1.6) e as vigas com cantos filetados (Figura 1.7) apresentadas por Wang *et al.* (2014). Ambos os padrões são caracterizados por ter os cantos das aberturas arredondados.



Figura 1.6 – Viga perfilada padrão Angelina™ (WALD *et al.*, 2010).

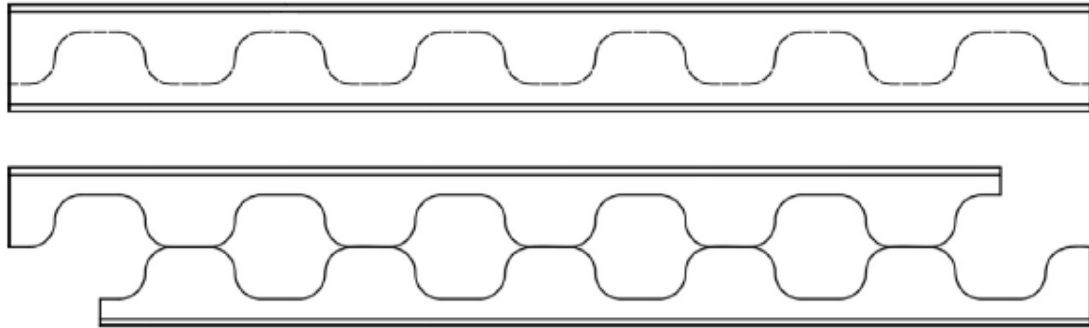


Figura 1.7 – Viga castelada com cantos filetados (WANG *et al.*, 2014).

1.2.2 Elementos geométricos e simbologia utilizada

Além dos elementos geométricos típicos das vigas de aço em perfil I de alma cheia, as vigas casteladas possuem alguns elementos geométricos adicionais, os quais são descritos nos parágrafos a seguir.

O **montante de alma** é a porção de aço existente entre duas aberturas adjacentes, por onde é feita a ligação entre as metades cortadas do perfil. Exceto para o caso de vigas casteladas com alvéolos retangulares, a largura do montante de alma é variável ao longo da altura. A *largura mínima do montante*, representada por b_w (Figura 1.8), é um parâmetro importante para fabricação e para a análise das vigas casteladas.

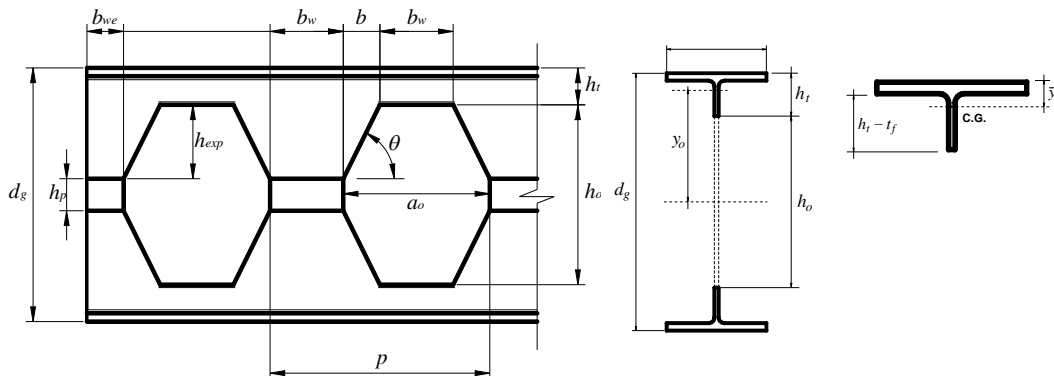


Figura 1.8 – Elementos geométricos das vigas casteladas.

O **montante de alma de extremidade** é a porção de aço existente entre a seção de um apoio e a abertura adjacente. A largura mínima do montante de alma de extremidade é representada por b_{we} .

Os **alvéolos** são as aberturas formadas ao longo do perfil. Os principais parâmetros dimensionais relacionados aos alvéolos são: altura (h_o), largura (a_o), projeção horizontal

do lado inclinado (b), projeção vertical do lado inclinado (h_{exp}) e ângulo de abertura (θ). As dimensões da base e do topo do alvéolo são iguais à largura mínima do montante.

Os **banzos** ou **tês** são as porções da seção transversal que estão acima e abaixo dos alvéolos. A altura total de cada banzo é representada por h_t , a área por A_t e a inércia em relação ao seu eixo horizontal baricêntrico por I_t . A posição do centro de gravidade dos banzos em relação ao eixo da viga é representada por y_o e em relação à fibra mais externa da seção no banzo é representada por \bar{y} (Figura 1.8).

As **chapas expansoras** são peças retangulares de aço soldadas entre as metades cortadas, com finalidade de adicionar altura à seção transversal da viga. A altura da chapa expansora é representada por h_p e a largura da chapa é igual à largura mínima do montante de alma.

Alguns parâmetros dimensionais são fundamentais no projeto de vigas casteladas. Esses parâmetros são descritos nos parágrafos a seguir.

A **razão de expansão** (k) é a relação entre a altura da seção expandida¹ e a altura da seção do perfil original. Embora teoricamente seja possível variar a razão de expansão no intervalo de 1,0 até um valor próximo de 2,0, estudos demonstram que a razão de expansão ótima é $k = 1,5$ (GALAMBOS *et al.*, 1973).

A **altura total da seção castelada** (d_g) é a altura final da seção, considerando a expansão e a chapa expansora, se houver.

Define-se como **passo** (p) a distância entre centros de alvéolos adjacentes.

1.2.3 Principais vantagens das vigas casteladas

As principais vantagens da utilização de vigas casteladas são as seguintes:

- a possibilidade de executar grandes vãos, inclusive com seções transversais com altos valores de inércia a partir de séries de perfis laminados com altura limitada;
- a possibilidade de produzir vigas que concorrem com as treliças para grandes vãos, mais rápidas de fabricar e com menor custo de mão-de-obra envolvido;

¹ Não confundir a altura da seção expandida com a altura total da seção castelada. A altura da seção expandida não considera a altura das chapas expansoras.

- a passagem de dutos de instalações através dos alvéolos possibilita a redução da altura dos pavimentos;
- o formato das vigas permite maior expressão arquitetônica por promover leveza visual aos ambientes, além de contribuir para a iluminação e ventilação (OLIVEIRA, 2012).

1.3 Justificativa e relevância

O surgimento das vigas casteladas de aço se deu na década de 1930, devido à necessidade de se obter elementos com inércia superior à dos perfis laminados produzidos na época.

Ao longo do século XX, o desenvolvimento dos países do primeiro mundo levou a um encarecimento da mão-de-obra e a fabricação de vigas casteladas deixou de ser competitiva, caindo em desuso. Nos anos recentes, porém, os avanços tecnológicos nas áreas de automação e comando numérico computadorizado têm possibilitado, novamente, fabricar essas vigas a custos competitivos. A partir disso ressurgiu o interesse pelas vigas casteladas no cenário da construção metálica, em função de suas vantagens estruturais e arquitetônicas.

Vários trabalhos de pesquisa experimental e teórica foram desenvolvidos em meados do século passado, para explicar o comportamento das vigas casteladas e identificar os modos de colapso possíveis. Um desses modos é a flambagem do montante de alma (FMA), descrito em detalhes no item 2.2.7. Embora haja estudos antigos sobre este modo de colapso (DELESQUES, 1968; AGLAN e REDWOOD, 1978), estes estudos apresentam soluções precisas para a flambagem elástica mas propõem soluções empíricas aproximadas para o problema da FMA em regime inelástico, devido à dificuldade de efetuar uma análise mais refinada com os recursos disponíveis na época em que foram feitos.

Nos anos recentes, os avanços nas técnicas de siderurgia e laminação de aço têm possibilitado a produção de perfis constituídos de aços com tensão de escoamento superior e com chapas mais esbeltas, mais susceptíveis a modos de colapso relacionados à instabilidade. Estas mudanças, associadas ao ressurgimento do interesse pelas vigas casteladas e ao desenvolvimento de novas ferramentas e modelos para simulação

computacional têm motivado novas investigações buscando um aprofundamento do entendimento do comportamento de vigas casteladas sujeitas à FMA.

Neste trabalho, faz-se um amplo estudo do comportamento de vigas casteladas susceptíveis ao colapso por FMA, cobrindo os regimes elástico e inelástico, a partir de análise experimental e de simulação numérica com modelos de elementos finitos. Ao final, propõe-se um modelo de cálculo capaz de determinar a capacidade resistente das vigas em relação a este Estado Limite Último. O modelo de cálculo proposto possibilita uma análise mais realista da FMA, nos regimes elástico e inelástico, representando um avanço importante na metodologia de cálculo de vigas casteladas, propiciando um melhor aproveitamento do aço.

1.4 Objetivos

O objetivo principal deste trabalho é avaliar o comportamento estrutural de vigas casteladas de aço sujeitas ao fenômeno da Flambagem do Montante de Alma.

Os objetivos específicos deste trabalho são:

- (a) aprimorar o modelo numérico para avaliação do comportamento estrutural de vigas casteladas apresentado por Vieira (2011), que considera análise não-linear material e geométrica;
- (b) avaliar o comportamento de vigas casteladas sujeitas ao fenômeno de flambagem do montante de alma por meio de um estudo experimental;
- (c) validar o modelo numérico para análise de vigas fabricadas a partir de perfis laminados brasileiros, tomando como referência os resultados experimentais;
- (d) desenvolver um modelo semiempírico para avaliação da capacidade última de vigas casteladas para o estado limite de flambagem do montante de alma.

1.5 Metodologia

A metodologia adotada para atingir os objetivos propostos é apresentada de forma geral nesta seção. Devido à complexidade de alguns procedimentos adotados, uma descrição detalhada é apresentada nos capítulos subsequentes.

A pesquisa foi desenvolvida nas seguintes fases:

- a) definição de um programa experimental, a partir das seguintes etapas:
 - i. estudo prévio da geometria de vigas casteladas, com base na literatura, observando-se principalmente as relações apresentadas por Zaarour e Redwood (1996) e por Redwood e Demirdjian (1998), para a definição das características geométricas dos modelos experimentais a fabricar (ver item 2.2.7);
 - ii. realização de um conjunto de simulações numéricas preliminares, com vistas à avaliação do comportamento dos modelos experimentais, com estimativa da capacidade resistente e dos deslocamentos máximos que ocorreriam nos ensaios, tendo como base o modelo numérico de Vieira (2011);
- b) realização do programa experimental, subdividido nas seguintes etapas:
 - i. fabricação dos modelos experimentais numa fábrica de estruturas metálicas, utilizando o processo de fabricação usual, monitorando possíveis problemas e especificidades na fabricação;
 - ii. verificação dimensional das vigas fabricadas - medições das dimensões reais e das imperfeições iniciais;
 - iii. montagem dos experimentos e instrumentação;
 - iv. realização dos ensaios;
 - v. tratamento dos resultados;
- c) desenvolvimento e validação de modelos numéricos:
 - i. aprimoramento do modelo numérico de Vieira (2011), desenvolvido no ABAQUS com base nos resultados do programa experimental;
 - ii. desenvolvimento de um modelo numérico no ABAQUS para avaliação do comportamento de apenas um montante de alma isolado;
 - iii. validação dos modelos numéricos com base nos resultados do programa experimental;
- d) realização de um estudo de variação de parâmetros, com o modelo numérico do montante de alma, para obtenção de conjuntos de resultados, em que se variam: a tipologia da viga castelada; a esbeltez do montante de alma; a resistência ao escoamento do aço e as imperfeições iniciais no montante; para cada caso, foram obtidos:

- i. a força cortante resistente, considerando-se as imperfeições geométricas e as tensões residuais no aço;
 - ii. a força cortante crítica que causa a flambagem elástica;
 - iii. a força cortante resistente de plastificação;
- e) obtenção de equações para definição de curvas de resistência, com base nos resultados do estudo paramétrico, da seguinte forma:
- i. obtenção de equações para força cortante crítica de flambagem elástica e para força cortante resistente de plastificação, por meio de regressões lineares;
 - ii. determinação dos índices de esbeltez limite para os diferentes valores de imperfeições iniciais e de resistência ao escoamento do aço e definição de equações que correlacionam os limites de esbeltez com estes parâmetros;
 - iii. apresentação das curvas de resistência constituídas por três trechos (plástico, inelástico e elástico).

1.6 Organização do documento

O presente trabalho foi estruturado em oito capítulos sequenciais.

Nos Capítulos 1 e 2 são apresentados uma introdução ao tema, os objetivos, a metodologia utilizada e uma revisão de literatura.

No Capítulo 3 apresenta-se o programa experimental realizado, desde o planejamento inicial até à realização dos ensaios com os resultados e discussões.

Nos Capítulos 4 e 5 apresentam-se os desenvolvimentos referentes às análises numéricas do trabalho: apresentação e validação dos modelos numéricos utilizados e estudo de variação de parâmetros para obtenção das curvas de resistência à flambagem do montante de alma.

No Capítulo 6 é apresentado o desenvolvimento das equações com base nos resultados do estudo de variação de parâmetros realizado; em função de alguns parâmetros importantes, são definidas diversas curvas de resistência para os padrões anglo-saxão e Litzka;

No Capítulo 7 são apresentadas as considerações finais do trabalho e sugestões de temas para estudos futuros.

2 REVISÃO DE LITERATURA

2.1 Vigas casteladas - histórico

O surgimento das vigas casteladas está relacionado ao desenvolvimento da solda elétrica, no final dos anos 1920. Há registros na literatura sobre a aplicação de vigas casteladas fabricadas no início dos anos 1930 pelas fábricas *Skoda* em *Plzeň*, para a estrutura de uma fábrica em *Doudlevecká*, na República Tcheca (GRÜNBAUER, 2012).

O primeiro pedido de patente para vigas casteladas foi solicitado em 1937 por Geoffrey Murray Boyd. A patente foi concedida pelo *British Patent Office* em janeiro de 1939. Por esta razão as vigas casteladas são chamadas, em algumas regiões, de vigas Boyd.

Após o surgimento e as primeiras utilizações das vigas casteladas de aço, em meados do século XX começam a ser publicados alguns trabalhos relacionados ao comportamento estrutural e à geometria dessas vigas.

Dentre os trabalhos mais antigos, figuram o estudo analítico de Gibson e Jenkins (1957), realizado na Inglaterra, e o programa experimental de Toprac e Cooke (1959), nos Estados Unidos.

Nas décadas seguintes, foram produzidos outros trabalhos analíticos (BOYER, 1964; FALTUS, 1966; GALAMBOS *et al.*, 1973; CIMADEVILLA, 2000), experimentais (KOLOSOWSKI, 1964; HALLEUX, 1966 *apud* DELESQUES, 1969; BAZILE e TEXIER, 1968 *apud* DELESQUES, 1969; NETHERCOT e KERDAL, 1982) e numéricos (HUMPHREY e SUNLEY, 1968 *apud* NETHERCOT e KERDAL, 1982).

Nos últimos anos um grupo de pesquisadores da Universidade Federal de Viçosa e da Universidade Federal de Minas Gerais, produziram diversos trabalhos relacionados ao comportamento estrutural e à geometria de vigas casteladas e celulares

(BEZERRA *et al.*, 2010; ABREU *et al.*, 2010; ABREU, 2011; BEZERRA, 2011; SILVEIRA, 2011; SILVEIRA *et al.*, 2011a; SILVEIRA *et al.*, 2011b; VERÍSSIMO *et al.*, 2012; VIEIRA, W. B., 2011; VIEIRA, W. B. *et al.*, 2011; VIEIRA, W. B. *et al.*, 2012; VIEIRA, W. B. *et al.*, 2013a; VIEIRA, W. B. *et al.*, 2013b; OLIVEIRA, 2012; OLIVEIRA *et al.*, 2012; VIEIRA, H. C., 2014).

2.2 Modos de colapso

2.2.1 Generalidades

A presença das aberturas nas vigas casteladas determina um comportamento estrutural diferente daquele observado nas vigas de aço de alma cheia. A viga castelada obtida de um perfil laminado fica com a alma mais alta, porém, com a mesma espessura, o que implica num aumento de esbeltez da alma, além dos furos cujas bordas não se apoiam em nenhum outro elemento, ficando, assim, mais susceptíveis a fenômenos de instabilidade.

Estudos experimentais identificaram diversos modos de colapso nas vigas alveolares (DOUGHERTY, 1981; KERDAL e NETHERCOT, 1984; REDWOOD e DEMIRDJIAN, 1998; DEMIRDJIAN, 1999; CHUNG *et al.*, 2001; HOFFMAN, 2006). As vigas casteladas apresentam comportamento estrutural diferenciado, em relação às vigas de alma cheia, apresentando modos de colapso próprios. Os principais modos de colapso conhecidos para as vigas casteladas são (KERDAL e NETHERCOT, 1984; DEMIRDJIAN, 1999): (a) formação de mecanismo plástico; (b) flambagem lateral com torção; (c) formação de um mecanismo Vierendeel; (d) ruptura na região de menor largura do montante de alma; (e) flambagem do montante de alma por compressão; e (f) flambagem do montante de alma por cisalhamento.

2.2.2 Formação de mecanismo plástico

Segundo Demirdjian (1999), para vigas biapoiadas submetidas à flexão pura com seções compactas ocorre a plastificação dos tês acima e abaixo da abertura sob momento fletor máximo. Toprac e Cook (1957) e Halleux (1967 *apud* DEMIRDJIAN, 1999) apresentaram casos de experimentos com vigas casteladas que sofreram colapso por formação de mecanismo de flexão. Estudos numéricos mostraram que esse modo de colapso raramente ocorre em vigas com relação $L/d_g < 15$ (SILVEIRA, 2011; VIEIRA, 2011).

2.2.3 Flambagem lateral com torção

As vigas alveolares com comprimento destravado insuficiente para conter o t \hat{e} comprimido podem sofrer flambagem lateral com torção, de modo semelhante ao que ocorre nas vigas de alma cheia. Alguns autores asseguram que a influência das aberturas é insignificante no comportamento da viga à flambagem lateral com torção (DEMIRDJIAN, 1999; NETHERCOT e KERDAL, 1982). Entretanto, outros autores têm estudado esse modo de colapso, mais recentemente, em vigas casteladas e celulares, notando que existe influência das aberturas no comportamento das vigas à flambagem lateral com torção (MOHEBKHAH, 2004; TKALČEVIĆ *et al.*, 2007; RADÍĆ e MARKULAK, 2007; SHOWKATI, 2008; RADÍĆ *et al.*, 2009; BEZERRA *et al.*, 2010; ABREU *et al.*, 2010). Na Figura 2.1 mostra-se o ensaio de uma viga castelada em que ocorre a flambagem lateral com torção.

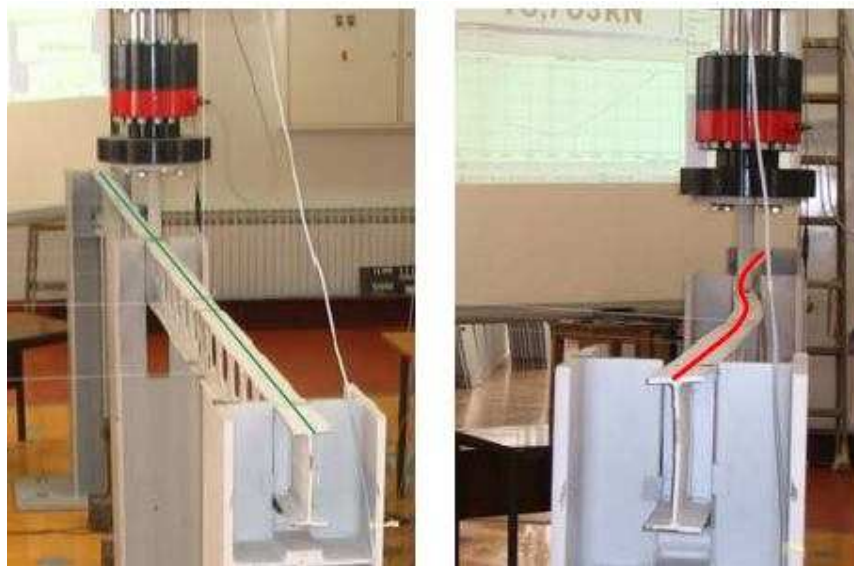


Figura 2.1 – Viga castelada com colapso por flambagem lateral com torção (TKALČEVIĆ *et al.*, 2007).

2.2.4 Formação de mecanismo Vierendeel

No modo de colapso conhecido como mecanismo Vierendeel, ocorre a formação de quatro rótulas plásticas nos cantos das aberturas e os painéis se deformam formando um paralelogramo na região de variação do momento fletor. Estudos demonstram que este modo de colapso ocorre preferencialmente em vigas com vãos pequenos, com alta relação b_w/p e baixa altura das seções T acima e abaixo das aberturas em relação à altura expandida do perfil (KERDAL e NETHERCOT, 1984). Na Figura 2.2 é apresentada a

caracterização do mecanismo Vierendeel. Altifillisch *et al.* (1957 *apud* DEMIRDJIAN, 1999) e Toprac e Cooke (1959) foram os primeiros a observarem este modo de falha nas vigas casteladas.

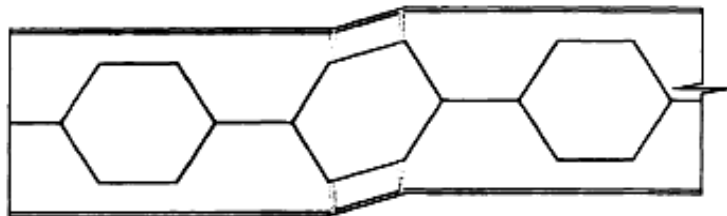


Figura 2.2 – Formação do mecanismo Vierendeel (DEMIRDJIAN, 1999).

2.2.5 Ruptura na região de menor largura do montante de alma

Algumas vigas têm sua capacidade limitada pela ruptura do montante de alma por cisalhamento, na região da solda. Esse modo de ruptura ocorre normalmente quando as tensões de cisalhamento no metal base, na região da solda, atingem o valor da tensão de escoamento do material, o que acontece mais frequentemente em vigas onde a relação entre o comprimento da solda e a distância entre as aberturas é pequena (KERDAL e NETHERCOT, 1984). Na Figura 2.3, apresenta-se um esquema da ruptura do montante por cisalhamento na região da emenda. Em ensaios realizados por Husain e Speirs (1971 *apud* DEMIRDJIAN, 1999), foi observado este modo de colapso.

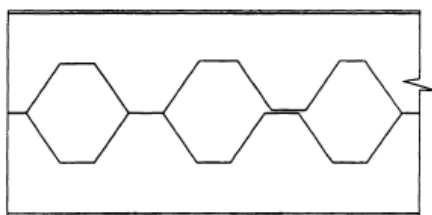


Figura 2.3 – Ruptura do montante de alma entre duas aberturas (DEMIRDJIAN, 1999).

2.2.6 Flambagem do montante de alma por compressão (FMAC)

A flambagem do montante de alma por compressão acontece normalmente em pontos de carga concentrada sobre o montante ou em apoios, quando não existem enrijecedores. Nesses pontos, esse modo de falha é similar ao enrugamento da alma que se observa numa viga de alma cheia submetida a uma carga concentrada. Ao contrário do que ocorre num montante de alma que flamba por cisalhamento (ver item 2.2.7), o deslocamento lateral do montante que sofre flambagem por compressão não é acompanhado de torção

(Figura 2.4). Embora seja consenso que o comportamento deste elemento sob o efeito da flambagem seria o de uma coluna com seção transversal igual à seção mínima (seção da solda) e comprimento igual à altura da abertura, não existe ainda uma sugestão consistente para o coeficiente de flambagem a ser adotado (KERDAL e NETHERCOT, 1984).

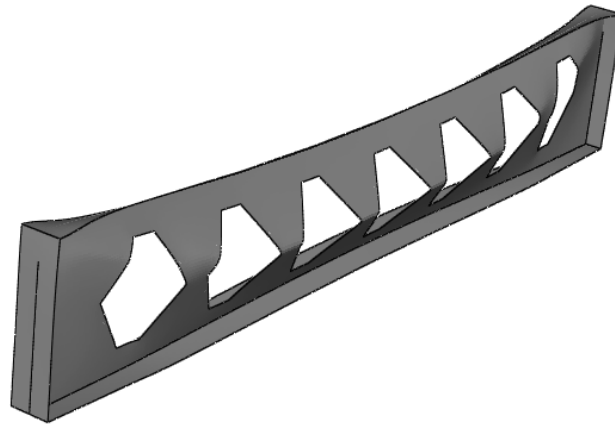


Figura 2.4 – Flambagem do montante de alma por compressão.

2.2.7 Flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMA)

Nas décadas recentes, a indústria siderúrgica tem produzido aços estruturais com maior resistência ao escoamento e perfis laminados com chapas mais esbeltas. Esses dois fatores aumentam as chances de ocorrência dos modos de colapso relacionados à instabilidade. Os limites de esbeltez tornam-se mais rigorosos com o aumento da resistência ao escoamento do aço (ABNT NBR 8800:2008) e a esbeltez das chapas dos perfis laminados atinge uma faixa em que a instabilidade governa o dimensionamento dos elementos estruturais. Essa esbeltez é ainda maior nas vigas alveolares fabricadas a partir desses perfis.

Na Figura 2.5 mostra-se um detalhe de uma viga celular ensaiada por Nadjai *et al.* (2008), que sofreu colapso por flambagem do montante de alma (FMA).



Figura 2.5 – Flambagem do montante de alma de uma viga celular mista (NADJAI *et al.*, 2008).

De um modo geral, a flambagem das vigas pode ocorrer em regime inelástico, quando a flambagem ocorre após o início da plastificação, ou em regime elástico, quando acontece antes do início da plastificação (DOUGHERTY, 1981; NETHERCOT e KERAL, 1982; MOHEBKHAH, 2004).

Por analogia com uma viga Vierendeel, o montante de alma de uma viga castelada possui forças internas como mostrado na Figura 2.6. A força cisalhante F ao longo da junta soldada traciona a borda AB do montante enquanto a borda CD fica sujeita a tensões de compressão, podendo ocasionar a flambagem do montante. Ocorrendo a FMA, o deslocamento lateral será acompanhado de rotação em torno da linha diagonal xx' (Figura 2.6). Esse modo de colapso é denominado flambagem do montante de alma por cisalhamento.

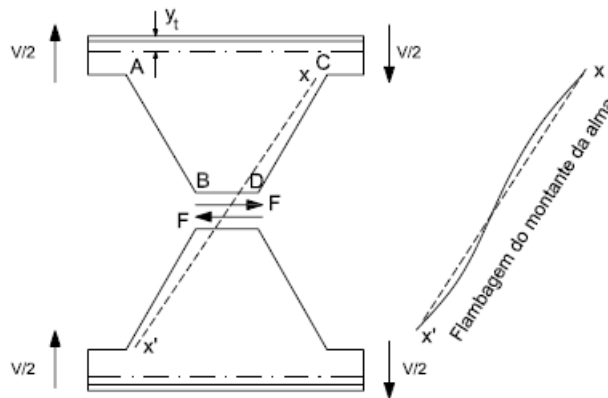


Figura 2.6 – Flambagem do montante de alma por cisalhamento (adaptado de KERAL e NETHERCOT, 1984).

A flambagem do montante de alma por cisalhamento é influenciada pelas relações geométricas a seguir (ZAAROUR e REDWOOD, 1996; REDWOOD e DEMIRDJIAN, 1998):

- altura da abertura em relação à altura total da seção (h_o/d_g);
- altura da abertura em relação à largura mínima do montante de alma (h_o/b_w);
- altura da abertura em relação à espessura da alma (h_o/t_w);
- largura mínima do montante de alma em relação à espessura da alma (b_w/t_w);
- altura da chapa expansora em relação à altura da abertura (h_p/h_o).

Diversos autores reportam casos de colapso de vigas casteladas por FMA, sendo que a maioria ocorreu em regime inelástico, com significativa plastificação das seções (KERDAL e NETHERCOT, 1984).

Delesques (1968) investigou a FMA assumindo comportamento indefinidamente elástico, mas, em concordância com outros autores, concluiu que a flambagem elástica dificilmente ocorre.

Aglan e Redwood (1974) analisaram o problema da FMA através de uma aproximação por diferenças finitas para um material elastoplástico com encruamento. Constataram que os montantes de alma estariam num estágio avançado de escoamento antes da ocorrência da flambagem. Embora o modelo utilizado pelos autores assumisse a flambagem da linha vertical do montante de alma, as curvas propostas para dimensionamento fornecem resultados razoáveis.

Zaarour e Redwood (1996) ensaiaram 12 modelos de vigas casteladas a partir de uma série de perfis laminados leves, denominadas vigas Bantam, fabricados numa determinada época pela Chaparral Steel, cuja esbeltez de alma varia na faixa $53 \leq h/t_w \leq 67$. As vigas foram ensaiadas com o objetivo de investigar a FMA. Das 12 vigas ensaiadas, 10 sofreram colapso por FMA. Os autores também conduziram uma análise numérica, utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF), com o objetivo de prever a carga de flambagem dos montantes de alma considerando comportamento inelástico. Com base nos resultados, propuseram alguns gráficos como ferramenta auxiliar para estimativa da capacidade resistente de vigas casteladas.

Redwood e Demirdjian (1998) estudaram a flambagem local da alma por cisalhamento em vigas casteladas, ensaiando vigas com esbeltez alta ($h/t_w = 74,8$). Foi utilizado um modelo de elementos finitos para a realização de uma análise de bifurcação elástica (Figura 2.7). Os resultados deste trabalho mostraram que a capacidade estimada pelo modelo de elementos finitos foi sempre menor que a experimental. Apesar do alto índice de esbeltez, os autores constataram que o montante de alma ainda sofreu a flambagem em regime inelástico.

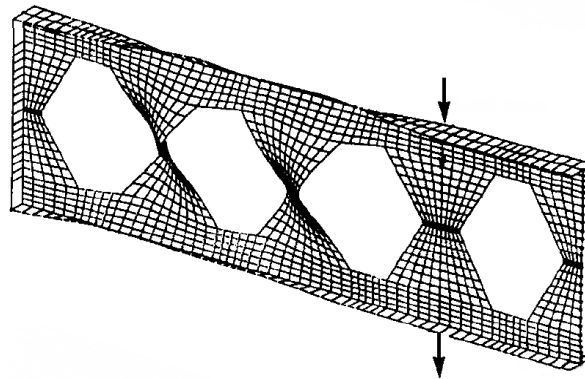


Figura 2.7 – Flambagem dos montantes de alma simulada com modelo numérico (adaptado de REDWOOD e DEMIRDJIAN, 1998).

Além dessas publicações, Kerdal e Nethercot (1984) apresentaram uma síntese de outros trabalhos que relataram a ocorrência da FMA por cisalhamento, realizados por Sherbourne (1966), Halleux (1967), Bazile e Texier (1968) e Stark (1982).

2.3 Verificação de vigas casteladas à FMA

2.3.1 Modelo de Delesques (1968)

Desde meados do século passado, algumas formulações foram desenvolvidas para a verificação da capacidade resistente das vigas casteladas de aço. Para o estado limite de FMA, uma formulação consistente foi desenvolvida por Delesques (1968), com base no princípio da variação da energia potencial. O autor igualou a variação da energia potencial dos esforços internos de meio montante à variação dos trabalhos das forças externas aplicadas à metade do montante da viga, chegando à expressão do esforço cortante crítico que causa a FMA, mostrada a seguir:

$$V_{cr} = \frac{Et_w^3}{5,9 y_o} \sqrt{\Phi\Psi} \quad (2-1)$$

em que:

$$\begin{aligned} \Phi = & 3 \cdot \left[\left(1 - \frac{2b_w}{p}\right) \cdot \left(\frac{h_p}{2 h_{exp}}\right) \cdot \phi_o \left(\frac{h_p}{y_o}\right) - \left(1 - \frac{2b_w}{p}\right) \cdot \left(1 + \frac{h_p}{2 h_{exp}}\right) \cdot \phi_o \left(\frac{h_p + h_{exp}}{y_o}\right) \right] + \\ & + 3 \cdot \left[\left(1 - \frac{b_w}{p}\right) \cdot \phi_o(1) + \left(1 - \frac{2b_w}{p}\right) \cdot \frac{y_o}{h_{exp}} \cdot \phi_1 \left(\frac{h_p + h_{exp}}{y_o}\right) - \left(1 - \frac{2b_w}{p}\right) \cdot \frac{y_o}{h_{exp}} \cdot \phi_1 \left(\frac{h_p}{y_o}\right) \right] \end{aligned} \quad (2-2)$$

$$\begin{aligned} \Psi = & 3 \cdot \left[\left(1 - \frac{2b_w}{p}\right) \cdot \left(\frac{h_p}{2 h_{exp}}\right) \cdot \phi_o \left(\frac{h_p}{y_o}\right) - \left(1 - \frac{2b_w}{p}\right) \cdot \left(1 + \frac{h_p}{2 h_{exp}}\right) \cdot \phi_o \left(\frac{h_p + h_{exp}}{y_o}\right) \right] + \\ & + 3 \cdot \left[\left(1 - \frac{b_w}{p}\right) \cdot \phi_o(1) + \left(1 - \frac{2b_w}{p}\right) \cdot \frac{y_o}{h_{exp}} \cdot \phi_1 \left(\frac{h_p + h_{exp}}{y_o}\right) - \left(1 - \frac{2b_w}{p}\right) \cdot \frac{y_o}{h_{exp}} \cdot \phi_1 \left(\frac{h_p}{y_o}\right) \right] \end{aligned} \quad (2-3)$$

com:

$$\phi_o \left(\frac{y}{y_o}\right) = 16 \cdot \left(\frac{y}{y_o}\right)^3 \cdot \left[3 - 6 \left(\frac{y}{y_o}\right)^2 + \frac{25}{7} \left(\frac{y}{y_o}\right)^4 \right] \quad (2-4)$$

$$\phi_1 \left(\frac{y}{y_o}\right) = 16 \cdot \left(\frac{y}{y_o}\right)^3 \cdot \left[\frac{9}{4} - 5 \left(\frac{y}{y_o}\right)^2 + \frac{25}{8} \left(\frac{y}{y_o}\right)^4 \right] \quad (2-5)$$

$$\phi_o \left(\frac{y}{y_o}\right) = 16 \cdot \left(\frac{y}{y_o}\right)^3 \cdot \left[\frac{1}{3} - \frac{2}{5} \left(\frac{y}{y_o}\right)^2 + \frac{1}{7} \left(\frac{y}{y_o}\right)^4 \right] \quad (2-6)$$

$$\phi_1 \left(\frac{y}{y_o}\right) = 16 \cdot \left(\frac{y}{y_o}\right)^3 \cdot \left[\frac{1}{4} - \frac{1}{3} \left(\frac{y}{y_o}\right)^2 + \frac{1}{8} \left(\frac{y}{y_o}\right)^4 \right] \quad (2-7)$$

onde:

E é o módulo de elasticidade longitudinal do aço;

t_w é a espessura da alma do perfil;

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

b_w é a menor largura do montante de alma;

p é a distância entre centros de alvéolos adjacentes;

h_p é a altura da chapa expansora;

h_{exp} é a projeção vertical do lado inclinado do alvéolo.

Por ser uma formulação com muitas variáveis, o autor propôs outra formulação, simplificada, para a obtenção da força cortante crítica de flambagem, dada pela Eq. (2-8).

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

Devido ao fato de terem sido feitos poucos testes com a formulação simplificada, Delesques (1968) recomenda que as verificações sejam realizadas conforme as expressões:

$$V_{FMA} = \begin{cases} V_p & \text{se } \frac{V_{cr}}{V_p} > 2 \\ \frac{V_p + V_{cr}}{3} & \text{se } 1 \leq \frac{V_{cr}}{V_p} \leq 2 \\ \frac{2}{3} V_{cr} & \text{se } \frac{V_{cr}}{V_p} < 1 \end{cases} \quad (2-9)$$

em que:

$$V_p = t_w y_o p \left\{ \frac{4 \left(1 - 2 \frac{b_w}{p} \right) \left[\frac{b_w h_{exp}}{p} - \left(1 - 2 \frac{b_w}{p} \right) h_p \right]}{3 h_{exp}^2} \right\} f_y, \text{ para } h_p \leq \frac{b_w h_{exp}}{2b} \quad (2-10)$$

onde f_y é a resistência ao escoamento do aço.

A formulação analítica simplificada de Delesques (1968) foi adaptada e reescrita por Cimadevilla (2000) para as vigas casteladas nos padrões Litzka e Peiner, e, posteriormente por Veríssimo *et al.* (2010), para as vigas casteladas nos padrões Litzka, Peiner e anglo-saxão, bem como para as vigas celulares com alvéolos circulares.

2.3.2 Outros modelos

Aglan e Redwood (1974) propuseram alguns conjuntos de curvas de resistência à FMA de vigas casteladas em função de alguns parâmetros geométricos. Esse modelo é limitado a tipologias que não são popularmente utilizadas na atualidade.

Lawson *et al.* (2002) apresentaram um modelo para o estudo da flambagem do montante de alma em vigas celulares, com uma analogia de barra submetida à compressão, denominado *strut model* (Figura 2.8).

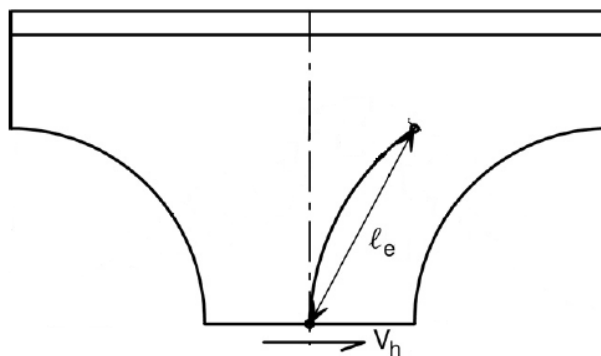


Figura 2.8 – *Strut model* em uma viga celular (adaptado de LAWSON *et al.*, 2006).

A esbeltez do montante é calculada com a expressão:

$$\lambda = \frac{l_e \sqrt{12}}{t_w} \quad (2-11)$$

onde t_w é a espessura da alma e l_e é o comprimento efetivo da barra, dado por:

$$l_e = 0,5 \sqrt{b_w^2 + d_o^2} \quad (2-12)$$

onde b_w é a largura mínima do montante de alma e d_o é o diâmetro do alvéolo da viga celular.

3 PROGRAMA EXPERIMENTAL

3.1 Aspectos gerais

Neste capítulo são apresentados o planejamento e a definição de um programa experimental, a fabricação das vigas e a execução dos ensaios, os resultados obtidos e uma análise desses resultados.

3.2 Planejamento

3.2.1 Estudos preliminares

Para o planejamento do conjunto de experimentos a realizar, levou-se em consideração os seguintes fatores: (a) as vigas seriam fabricadas a partir de uma série de perfis laminados fabricados no Brasil; e (b) era desejável que o colapso se desse por flambagem do montante de alma (FMA). Para essa definição, alguns estudos preliminares foram realizados.

Primeiramente, buscou-se um conjunto de geometrias em que os parâmetros dimensionais favorecessem a ocorrência da instabilidade dos montantes de alma, com base nas conclusões apresentadas na literatura e descritas no item 2.2.7.

Na sequência, definiu-se que os perfis seriam fabricados a partir da série de perfis W310, da siderúrgica Gerdau-Açominas. Essa série foi escolhida pelas seguintes razões: a relação h/t_w dos perfis varia entre 38 e 57, permitindo assim o estudo de uma larga faixa de esbeltez de alma; é possível a fabricação de vigas leves, o que facilitaria o transporte e a execução dos ensaios; é uma série de perfis largamente utilizada na construção de edifícios.

Definiu-se também que os ensaios seriam divididos em três grupos: um grupo A com vigas padrão Litzka; um grupo B com vigas fabricadas no padrão anglo-saxão e um grupo C formado por vigas no padrão Litzka com chapa expansora.

A norma britânica BS 5950-1:2000 estabelece, no item 4.15.5, uma metodologia para verificação da estabilidade do montante de alma, limitando a relação h_g/t_w máxima, para a qual a viga castelada padrão anglo-saxão não sofre colapso por instabilidade dos montantes, mostrada na Eq. (3-1).

$$\frac{h_g}{t_w} \leq 70 \sqrt{\frac{275}{f_y}} \quad (3-1)$$

onde:

h_g é altura da alma da viga castelada;

t_w é a espessura da alma;

f_y é a resistência ao escoamento do aço.

Como o objetivo dos experimentos era atingir a FMA, adotou-se o valor calculado pela Eq. (3-1) como mínimo valor de h_g/t_w para as vigas do grupo B.

Após estes estudos prévios, o conjunto de ensaios ficou pré-definido da seguinte forma: cada um dos três grupos seria formado por três pares de vigas, originárias dos perfis W310x21, W310x28,3 e W310x52, que são respectivamente o perfil com alma mais esbelta, um perfil intermediário e o perfil com alma menos esbelta dessa série de perfis. As propriedades dimensionais e mecânicas em relação ao eixo de maior inércia desses perfis são apresentadas na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Perfis adotados para fabricação das vigas casteladas.

Perfil	d mm	b_f mm	t_f mm	t_w mm	h/t_w	Área cm ²	Inércia cm ⁴
W310x21	303	101	5,7	5,1	57,2	27,25	3775,62
W310x28.3	309	102	8,9	6,0	48,5	36,49	5500,48
W310x52	317	167	13,2	7,6	38,2	67,03	11909,40

O comprimento do vão entre apoios nas vigas é definido em função dos alvéolos. As vigas casteladas no padrão Litzka deveriam possuir quatro alvéolos enquanto as vigas no padrão anglo-saxão possuiriam seis alvéolos. Definiu-se também que os montantes de alma de extremidade, em todas as vigas, seriam de mesma largura que os demais montantes de alma.

Por fim, foi realizado um estudo numérico via elementos finitos, utilizando-se o modelo numérico desenvolvido por Vieira (2011). Os resultados numéricos, em concordância com a norma britânica, previram que as vigas do grupo B (padrão anglo-saxão) sofreriam a instabilidade dos montantes de alma. O mesmo se verificou para as vigas do grupo C (padrão Litzka com uma chapa expansora de 150 mm). No entanto, para o grupo A, os resultados numéricos mostraram que, exceto para a viga com alma mais esbelta, seria improvável a ocorrência do colapso por FMA.

3.2.2 Geometria das vigas do programa experimental

Após os estudos iniciais, incluindo revisão de literatura e análises numéricas preliminares, foi definido um programa experimental formado por 14 vigas casteladas de aço curtas, conforme apresentado na Tabela 3.2.

Ficou estabelecido também que as vigas seriam fabricadas com enrijecedores de alma na seção do centro do vão e nas seções dos apoios. Para o posicionamento da viga nos apoios, projetou-se um comprimento adicional de 75 mm para fora dos apoios, de cada lado, conforme mostrado na Tabela 3.2. A Figura 1.8 ilustra os parâmetros geométricos das vigas casteladas.

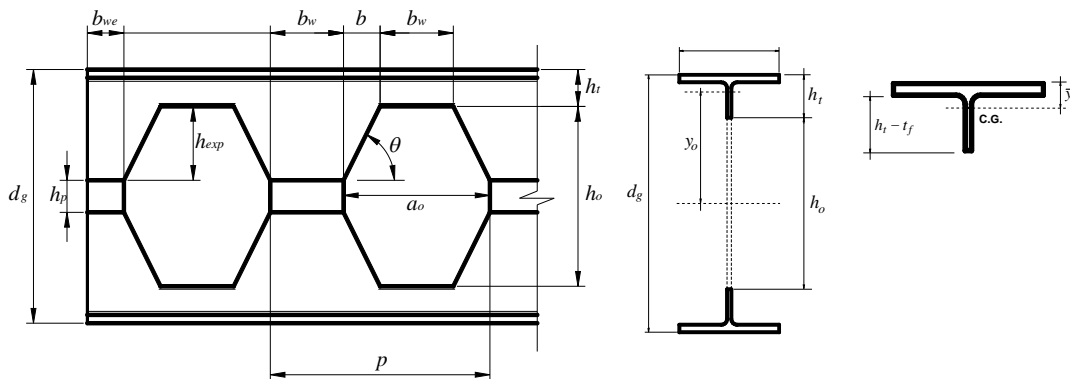


Figura 1.8 – Elementos geométricos das vigas casteladas.

Tabela 3.2 – Propriedades geométricas e mecânicas em das vigas do programa experimental.

modelo	padrão	perfil	d_g	h_o	b_w	b	p	h_p	Propriedades da seção do alvéolo (vazada)		Propriedades da seção do montante (cheia)		Vão	Comp
									Área	Inércia	Área	Inércia		
			mm	mm	mm	mm	mm	mm	cm ²	cm ⁴	cm ²	cm ⁴	mm	mm
A1	Litzka	W 310x21,0	454,5	303	174,9	87,5	524,8	-	19,52	8727,04	34,97	9909,31	2274,2	2424,2
A2	Litzka	W 310x21,0	454,5	303	174,9	87,5	524,8	-	19,52	8727,04	34,97	9909,31	2274,2	2424,2
B1	Anglo-saxão	W 310x21,0	454,5	303	75,8	87,9	327,4	-	19,52	8727,04	34,97	9909,31	2039,2	2189,2
B2	Anglo-saxão	W 310x21,0	454,5	303	75,8	87,9	327,4	-	19,52	8727,04	34,97	9909,31	2039,2	2189,2
B3	Anglo-saxão	W 310x28,3	463,5	309	77,3	89,6	333,8	-	27,22	12751,87	45,76	14227,05	2079,6	2229,6
B4	Anglo-saxão	W 310x28,3	463,5	309	77,3	89,6	333,8	-	27,22	12751,87	45,76	14227,05	2079,6	2229,6
B5	Anglo-saxão	W 310x52,0	475,5	317	79,3	91,9	342,4	-	54,99	27707,07	79,08	29724,55	2133,4	2283,4
B6	Anglo-saxão	W 310x52,0	475,5	317	79,3	91,9	342,4	-	54,99	27707,07	79,08	29724,55	2133,4	2283,4
C1	Litzka exp.	W 310x21,0	604,5	453	174,9	87,5	524,8	150	19,52	15982,63	42,62	19933,42	2274,2	2424,2
C2	Litzka exp.	W 310x21,0	604,5	453	174,9	87,5	524,8	150	19,52	15982,63	42,62	19933,42	2274,2	2424,2
C3	Litzka exp.	W 310x28,3	613,5	459	178,4	89,2	535,2	150	27,22	23079,04	54,76	27914,17	2319,2	2469,2
C4	Litzka exp.	W 310x28,3	613,5	459	178,4	89,2	535,2	150	27,22	23079,04	54,76	27914,17	2319,2	2469,2
C5	Litzka exp.	W 310x52,0	625,5	467	183,0	91,5	549,0	150	54,99	49257,57	90,48	55707,92	2379,3	2529,3
C6	Litzka exp.	W 310x52,0	625,5	467	183,0	91,5	549,0	150	54,99	49257,57	90,48	55707,92	2379,3	2529,3

3.3 Fabricação

3.3.1 Generalidades

As vigas casteladas de aço para os ensaios foram produzidas na fábrica da CPC Estruturas (<http://www.cpcestruturas.com.br/>), localizada em Brasília, DF.

Nos parágrafos a seguir são descritas as etapas do processo de fabricação e as fotos utilizadas para ilustrar cada etapa correspondem à fabricação da viga A1.

3.3.2 Corte do perfil

Inicialmente, os perfis são cortados transversalmente, no comprimento de projeto, conforme mostrado na Figura 3.1. Na sequência, realiza-se o corte longitudinal em ziguezague, que possibilita a montagem da viga castelada. Essa etapa do corte foi executada com o auxílio de uma máquina CNC² de corte a plasma, que obedece aos comandos previamente definidos para a linha de corte, conforme pode ser visto na Figura 3.2 e na Figura 3.3.



Figura 3.1 – Corte do perfil laminado no comprimento de projeto.

² Comando numérico computadorizado



Figura 3.2 – Máquina CNC de corte a plasma.



Figura 3.3 – Corte longitudinal com plasma.

Para assegurar a precisão, o corte longitudinal é iniciado a partir de um ponto interno à alma, como mostrado na Figura 3.4, de modo a impedir a separação imediata das duas metades do perfil. Esse cuidado é necessário para evitar que as metades cortadas sofram um empenamento durante o processo de corte, que poder ser induzido pelas tensões residuais do perfil.

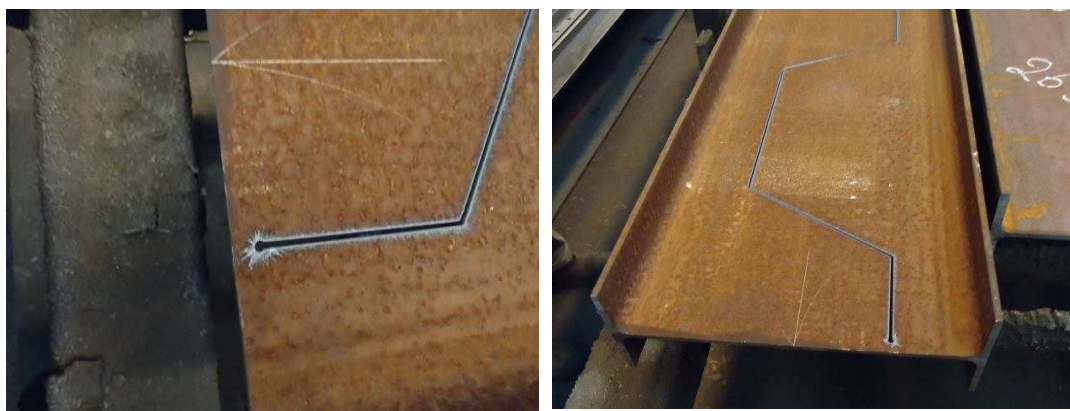


Figura 3.4 – Detalhe do início de um corte.

3.3.3 Pré-montagem

Após o corte, a viga é transferida para uma mesa de montagem, com as metades ainda não separadas nas extremidades da peça. Após soltar as metades, as tensões de tração na mesa superam as tensões de compressão na metade da alma, provocando a flexão das metades conforme mostrado na Figura 3.5.

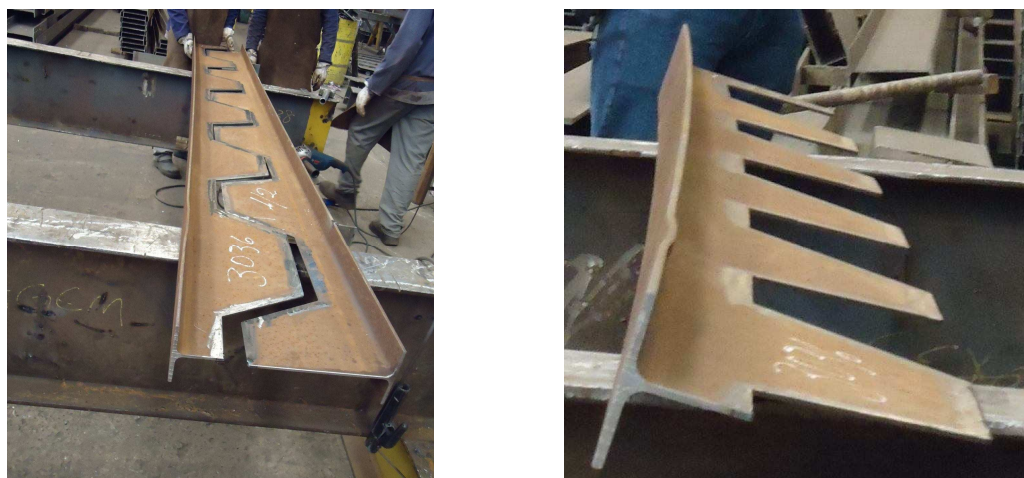


Figura 3.5 – Empenamento da metade de um perfil I laminado, após o corte, devido às tensões residuais no perfil.

Uma das metades é desempenada, alinhada e fixada sobre a mesa de apoio. Em seguida, aproxima-se a outra metade e alinham-se os montantes, como mostrado na Figura 3.6. Devido à tendência de cada metade fletir, devido às tensões residuais, uma metade é presa à outra conforme mostrado na Figura 3.7 e, na sequência, são aplicados pontos de solda para unir as duas partes (Figura 3.8).

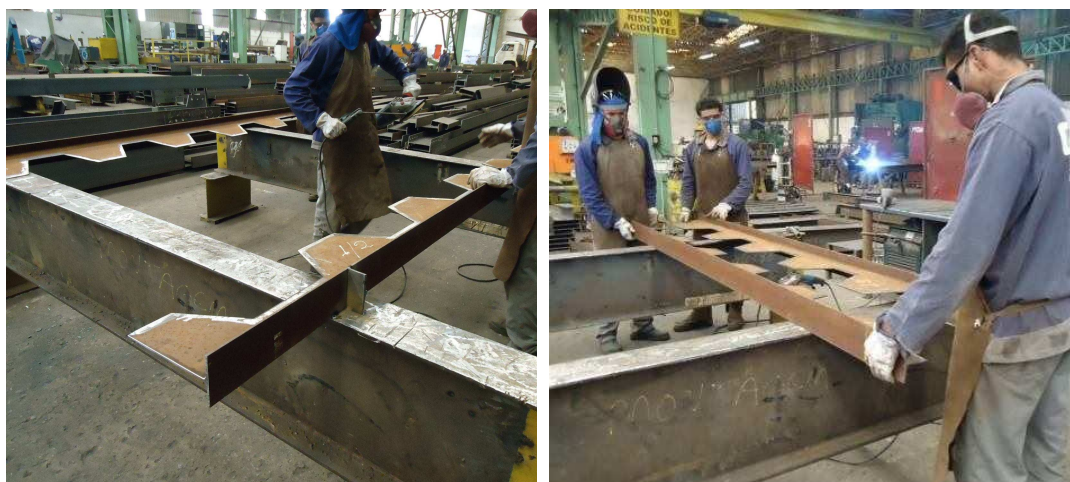


Figura 3.6 – Início do posicionamento das metades da viga para pré-montagem.

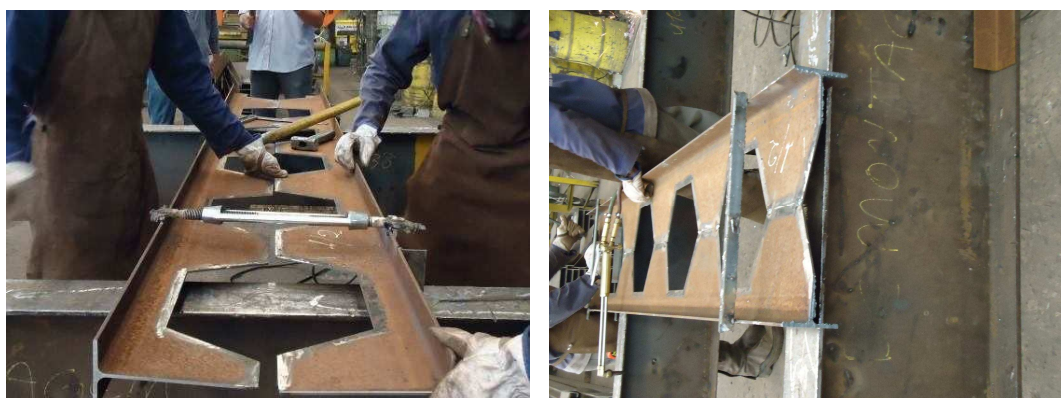


Figura 3.7 – Finalização do posicionamento das metades e pré-montagem da viga castelada.



Figura 3.8 – Viga pré-montada com pontos de solda.

Após pontear com solda todos os montantes, é dado o acabamento final em cada extremidade da viga castelada, a fim de eliminar as partes excedentes geradas na etapa de deslocamento para alinhar os montantes e preencher o vazio na extremidade deixado pelo corte (Figura 3.9).



Figura 3.9 – Acabamento final das extremidades da viga castelada.

Por fim, os enrijecedores de alma são fixados por meio de pontos de solda, como mostrado na Figura 3.10. Assim, tem-se a peça pré-montada, pronta para a soldagem final.

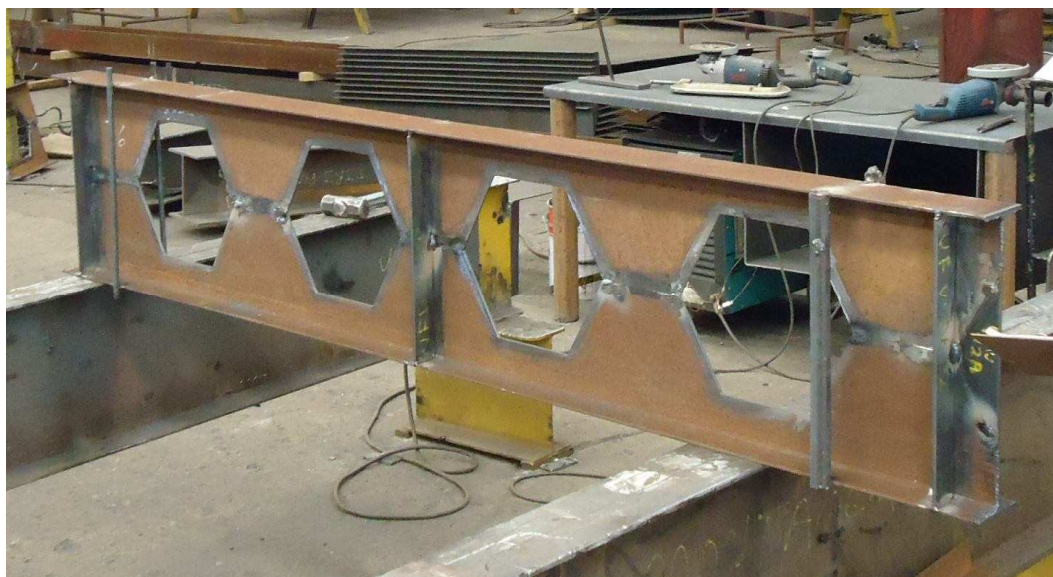


Figura 3.10 – Viga castelada A1 pré-montada.

3.3.4 Finalização do processo

Na etapa final do processo de fabricação, é realizada a soldagem completa dos elementos da viga castelada, bem como dos enrijecedores e chapas complementares. Na Figura 3.11 é mostrado o aspecto da ligação com solda MIG.



Figura 3.11 – Aspecto da viga após a soldagem final (foto: Gustavo Verissimo).

Após a soldagem final, foi realizado um jateamento das peças, seguido da pintura das mesmas. O jateamento foi feito com granalha de ferro projetada sobre o aço com um ângulo que possibilita a limpeza da superfície e a formação de uma pequena rugosidade que favorece a aderência da tinta. Na Figura 3.12 são apresentadas imagens das vigas na fase final de fabricação, após jateamento e pintura.

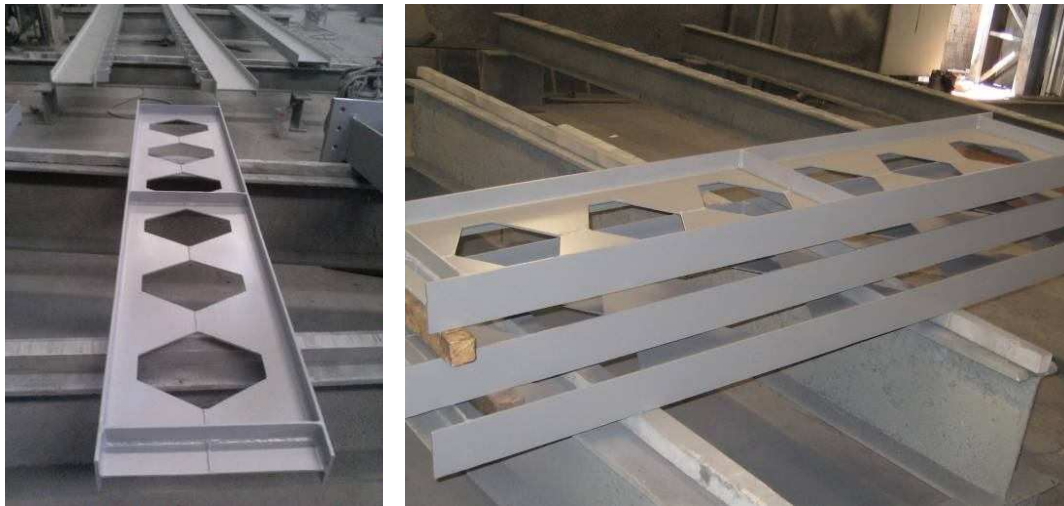


Figura 3.12 – Vigas casteladas após jateamento e pintura (foto: CPC Estruturas).

3.4 Caracterização dos aços

3.4.1 Generalidades

Todas as vigas foram fabricadas com perfis metálicos constituídos do aço ASTM A-572 Grau 50, que tem valor nominal de resistência ao escoamento igual a 345 MPa.

Para obter o valor real da tensão de escoamento dessas vigas foram realizados ensaios de tração em amostras retiradas de nove das vigas após os ensaios. Nos itens a seguir são apresentadas as características das amostras e os resultados desses ensaios.

3.4.2 Amostras retiradas

Foram retiradas 14 amostras, provenientes de nove vigas ensaiadas. Nos esquemas apresentados a seguir (da Figura 3.13 à Figura 3.21) são mostradas as posições nas vigas em que se retiraram as amostras. Em cada figura são apresentadas a face frontal da alma e as faces internas das mesas (face inferior da mesa superior e face superior da mesa inferior). Todas as amostras foram retiradas do lado oposto ao lado em que a viga sofreu o colapso.

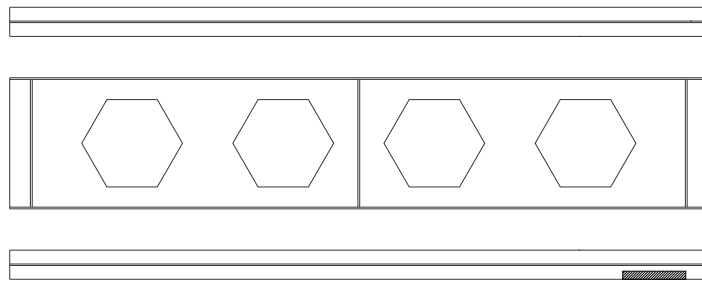


Figura 3.13 – Posicionamento da amostra extraída da mesa da viga A1.

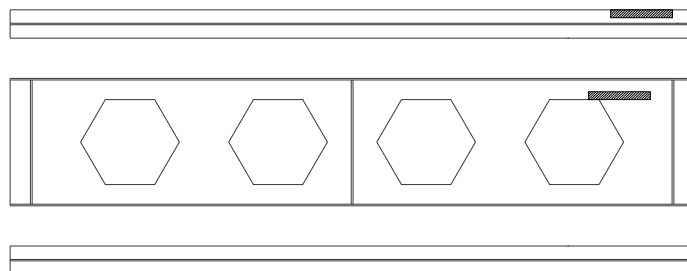


Figura 3.14 – Posicionamento das amostras extraída da mesa e da alma da viga A2.

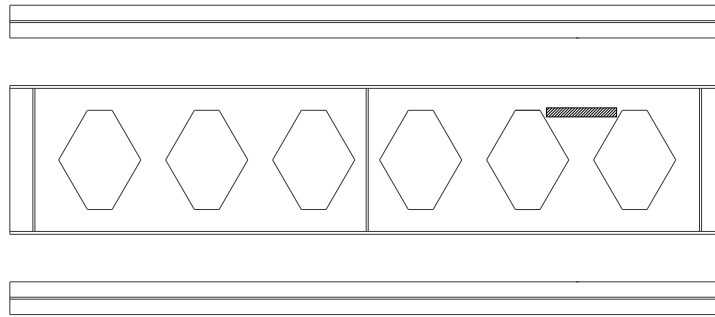


Figura 3.15 – Posicionamento da amostra extraída da alma da viga B3.

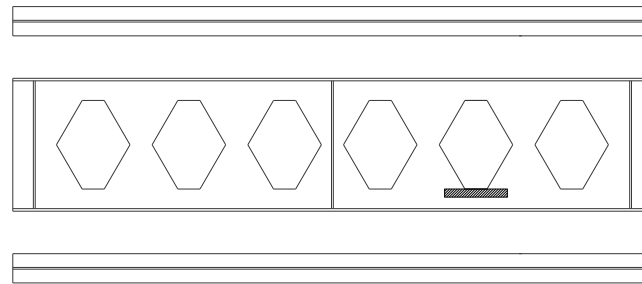


Figura 3.16 – Posicionamento da amostra extraída da alma da viga B4.

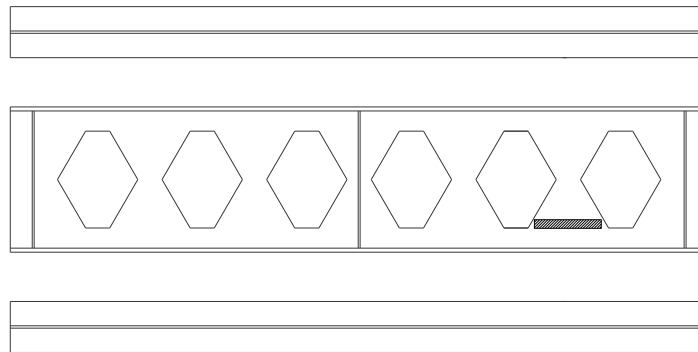


Figura 3.17 – Posicionamento da amostra extraída da alma da viga B5.

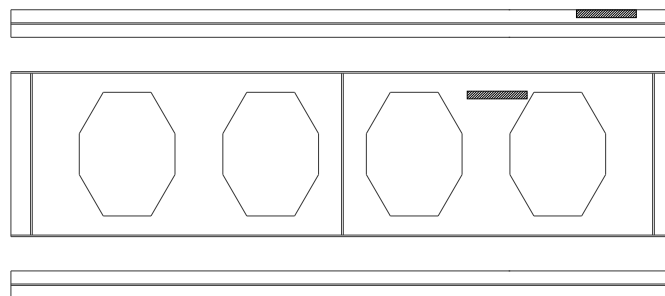


Figura 3.18 – Posicionamento das amostras extraídas da mesa e da alma da viga C1.

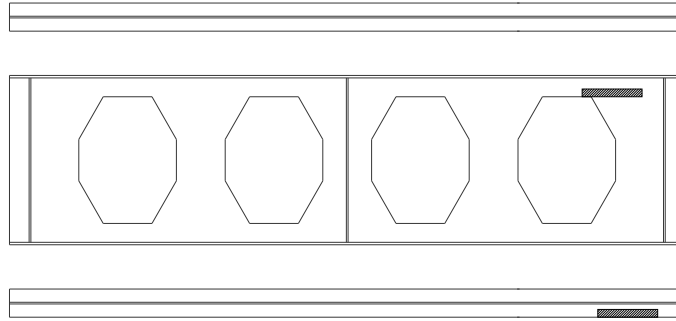


Figura 3.19 – Posicionamento das amostras extraídas da mesa e da alma da viga C3.

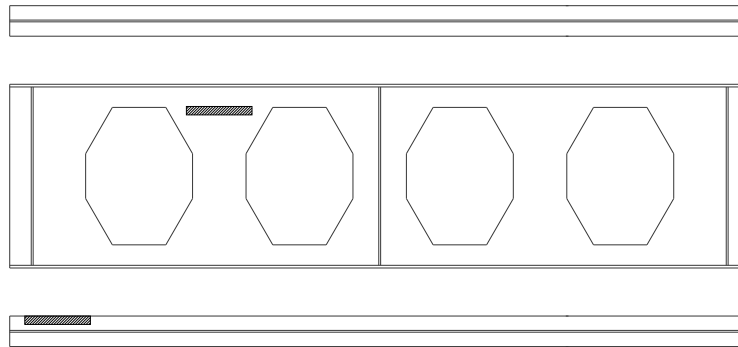


Figura 3.20 – Posicionamento das amostras extraídas da mesa e da alma da viga C4.

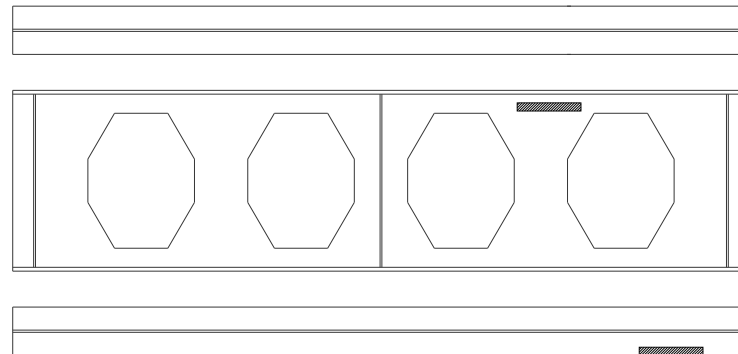


Figura 3.21 – Posicionamento das amostras extraídas da mesa e da alma da viga C5.

As amostras retangulares de aço foram retiradas das vigas com o auxílio de uma esmerilhadora com um disco de corte de aço. Posteriormente, essas amostras foram usinadas em uma fresadora (Figura 3.22), para produzir os corpos de prova de acordo com as recomendações da norma brasileira ABNT NBR ISO 6892, que prescreve sobre ensaios de tração à temperatura ambiente em materiais metálicos.



Figura 3.22 – Usinagem de um corpo de prova.

3.4.3 Resultados

Na Tabela 3.3 são apresentados os resultados obtidos dos ensaios de caracterização do aço realizados.

Tabela 3.3 – Ensaios de caracterização dos aços das vigas ensaiadas³.

ID	S_0	L_0 mm	L_t mm	P_{max} kN	f_y MPa	f_u MPa	f_{rup} MPa	A_t %
A1-Mesa	11,43 x 5,59 = 63,94 mm ²	45	250	26,5	349	414	208	ND
A2-Alma	10,53 x 5,09 = 53,52 mm ²	40	250	24,3	345	453	255	ND
A2-Mesa	12,54 x 5,94 = 74,53 mm ²	50	250	33,9	341	455	238	31,3
B3-Alma	13,42 x 6,50 = 87,22 mm ²	50	250	40,0	365	458	257	36,4
B4-Alma	12,98 x 6,44 = 83,52 mm ²	50	250	38,1	413	456	233	26,0
B5-Alma	15,64 x 7,69 = 120,35 mm ²	60	250	61,7	426	513	298	31,7
C1-Alma	11,47 x 5,26 = 60,26 mm ²	45	250	26,3	350	437	253	36,7
C1-Mesa	12,21 x 5,90 = 72,05 mm ²	50	250	32,8	357	455	262	32,0
C3-Alma	13,06 x 6,76 = 88,25 mm ²	55	250	39,5	360	447	229	34,6
C3-Mesa	17,51 x 8,80 = 154,14 mm ²	70	250	71,1	345	461	265	35,0
C4-Alma	14,44 x 6,43 = 92,81 mm ²	55	250	43,6	428	470	273	27,3
C4-Mesa	18,14 x 8,90 = 161,46 mm ²	70	250	69,6	353	430	215	35,0
C5-Alma	15,62 x 7,70 = 120,29 mm ²	60	250	65,5	449	545	277	30,8
C5-Mesa	24,71 x 12,13 = 299,78 mm ²	100	300	158,4	416	528	303	31,5

Nas análises subsequentes, utilizaram-se os valores das resistências obtidas nos ensaios de caracterização para as vigas correspondentes. Para as vigas em que não se tiraram amostras para ensaios, foram utilizadas as propriedades do aço da viga mais semelhante, como mostrado na Tabela 3.4.

³ Simbologia adotada na norma brasileira ABNT NBR ISO 6892: S_0 – seção transversal média; L_0 – comprimento de referência; L_t – comprimento total do corpo-de-prova; A_t – alongamento total na ruptura;

Tabela 3.4 – Correspondência dos ensaios de caracterização com as vigas casteladas para análises posteriores.

Ensaio de caracterização	Vigas
A1-Mesa	A1
A2-Alma; A2-Mesa	A2
C1-Alma; C1-Mesa	B1; B2; C1; C2
B3-Alma	B3
B4-Alma	B4
B5-Alma	B5
B5-Alma	B6
C3-Alma; C3-Mesa	C3
C4-Alma; C4-Mesa	C4
C5-Alma; C5-Mesa	C5; C6

3.5 Ensaios

3.5.1 Dimensões reais

Antes da realização dos ensaios das vigas, foram tomadas as medições de todos os parâmetros de interesse, a fim de compará-los com as dimensões nominais e para se utilizar os valores reais nas análises numéricas subsequentes.

As medições foram realizadas seguindo-se alguns critérios, apresentados nos parágrafos a seguir.

A medição da altura total da seção transversal da viga castelada (d_g) foi tomada nas seções dos montantes de alma, sendo, portanto, tomadas cinco medições nas vigas dos grupos A e C, e sete medições nas vigas do grupo B, como pode ser visto na Figura 3.23.

A medição da largura da mesa foi tomada nas mesmas seções transversais, na mesa superior e na mesa inferior⁴. A espessura da mesa foi medida em quatro pontos por seção transversal: nos dois lados da mesa superior e nos dois lados da mesa inferior⁵.

⁴ Na viga A1, foram tomadas as medições de apenas uma das mesas.

⁵ Na viga A1, foi tomada apenas uma medição por seção transversal e na viga A2 foram tomadas apenas duas medições por seção transversal.

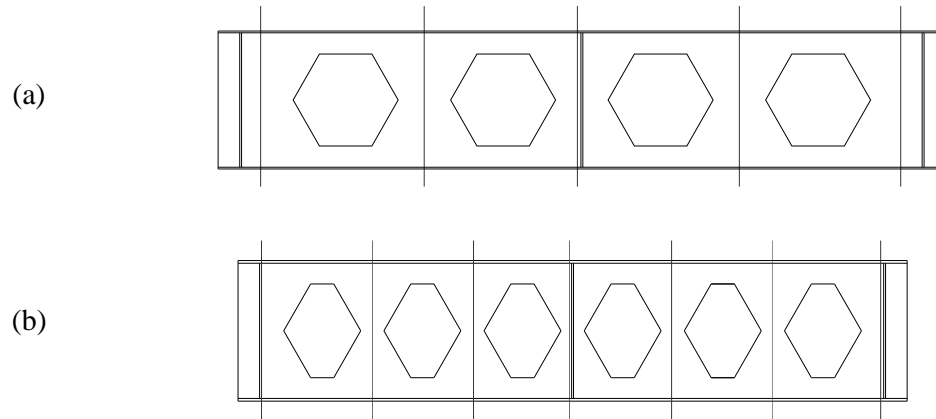


Figura 3.23 – Seções transversais em que se realizaram as medições, nas vigas dos padrões (a) Litzka e (b) anglo-saxão.

A medição da espessura da alma foi tomada de uma das bordas da viga e nas aberturas de um dos lados da viga, em 14 pontos para as vigas do grupo A, em 20 pontos para as vigas do grupo B e em 19 pontos para as vigas do grupo C, como mostrado na Figura 3.24.

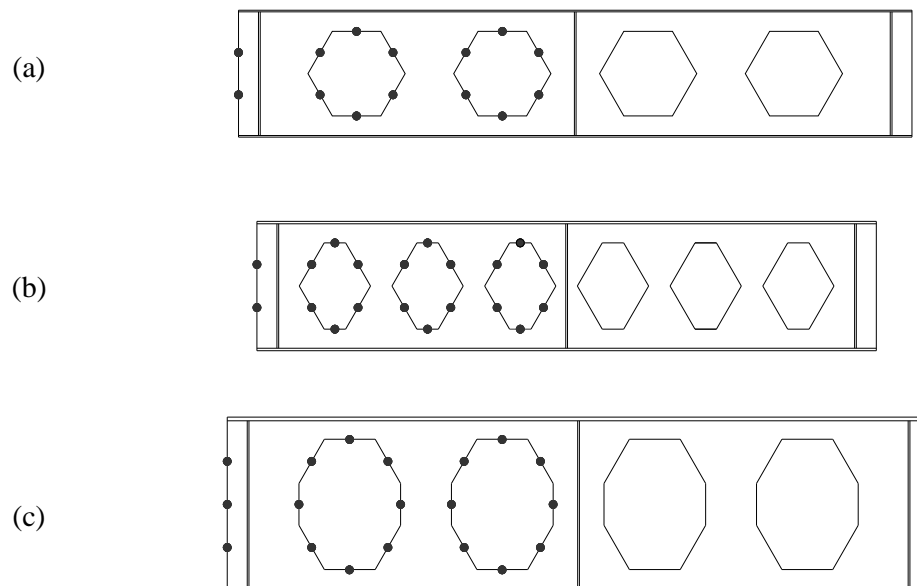


Figura 3.24 – Pontos de medição da espessura da alma, nas vigas dos padrões (a) Litzka, (b) anglo-saxão e (c) Litzka com chapa expansora.

Também foram tomadas medições da altura e da largura de cada alvéolo, da largura mínima dos montantes de alma e do comprimento total da viga.

Na Tabela 3.5 são apresentados os valores médios das medições realizadas dos principais parâmetros dimensionais das vigas ensaiadas.

Tabela 3.5 – Dimensões reais dos modelos experimentais (em milímetros).

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

3.5.2 Imperfeições iniciais

Foram realizadas também medições das imperfeições iniciais presentes na viga, decorrentes do processo de fabricação. Na Figura 3.25 são apresentados exemplos de vigas com significativa imperfeição inicial nos montantes de alma.



Figura 3.25 – Imperfeições iniciais na viga.

Após as medições realizadas, obtém-se o valor da imperfeição inicial Δ , como mostrado na Figura 3.26. Verificou-se que a deformada do montante devido às imperfeições

iniciais pode ser de três tipos: a deformada tipo (1) ocorre para as vigas dos grupos A e B, enquanto as deformadas dos tipos (2) e (3) ocorrem para as vigas do grupo C.

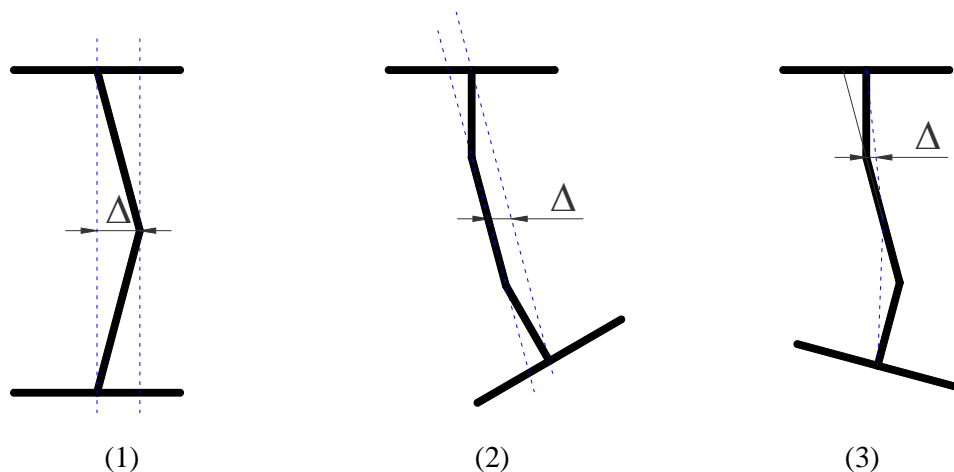


Figura 3.26 – Tipos de imperfeições iniciais no montante de alma das vigas casteladas.

Na Tabela 3.6 são apresentados os valores das imperfeições iniciais do montante de alma mais imperfeito de cada viga, obtidos das medições realizadas e o respectivo perfil de imperfeições caracterizado na Figura 3.26. A relação Δ/d_g se mostrou significativamente mais elevada que as estimativas utilizadas nos modelos numéricos preliminares.

Tabela 3.6 – Imperfeição inicial no montante de alma.

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

Para as vigas Angelina™ (ARCELORMITTAL, 2014) a tolerância especificada para imperfeição inicial no montante de alma é de $d_g/100$ se $d_g > 600$ mm ou de 4 mm, nos

⁶ Medição realizada antes do primeiro ensaio, no montante oposto ao instrumentado.

demais casos. Aplicando esse nível de tolerância às vigas do programa experimental, cinco delas (A1, B3, B5, C1 e C2) possuem imperfeições acima do limite de tolerância, enquanto as outras nove estariam dentro do limite aceitável.

Além das imperfeições iniciais no montante de alma, notou-se que a linha de corte de algumas vigas não foi posicionada perfeitamente no eixo longitudinal da viga. Assim, a posição dos alvéolos ficou acima ou abaixo do eixo da viga e os banzos ficaram, portanto, com dimensões diferentes. Essa excentricidade dos alvéolos em relação à altura média das vigas é apresentada na Tabela 3.7. Essas imperfeições também foram reproduzidas nos modelos numéricos descritos no Capítulo 4.

Tabela 3.7 – Excentricidade dos alvéolos em relação ao eixo da viga.

Viga	Excentricidade do alvéolo (mm)	Viga	Excentricidade do alvéolo (mm)
A1	-	A2	-
B1	-	B2	-
B3	-6,7	B4	-9,4
B5	+10,9	B6	-8,0
C1	-0,6	C2	-3,2
C3	+5,6	C4	-5,7
C5	+7,7	C6	-8,4

3.5.3 Condições de contorno

Os ensaios das vigas casteladas foram montados reproduzindo-se as condições de vinculação consideradas nos modelos numéricos preliminares. Essas condições de vinculação podem ser resumidas em: (a) apoios nas extremidades (sob os enrijecedores) impedindo o deslocamento vertical e o deslocamento para fora do plano da viga; (b) travamento lateral – para fora do plano da viga – no centro do vão, para impedir a ocorrência da flambagem lateral com torção; e (c) vínculo que impede o deslocamento longitudinal – na direção do eixo da viga.

Para se materializar o modelo no laboratório, planejou-se um esquema de apoios conforme exemplificado na Figura 3.27 para o caso do ensaio A1.

Nos apoios, foram utilizados roletes para impedir a movimentação vertical (Figura 3.28), e em um dos apoios foram colocadas chapas para impedir a o deslocamento ao longo do eixo da viga. Para que houvesse a restrição ao deslocamento lateral, nos apoios e no

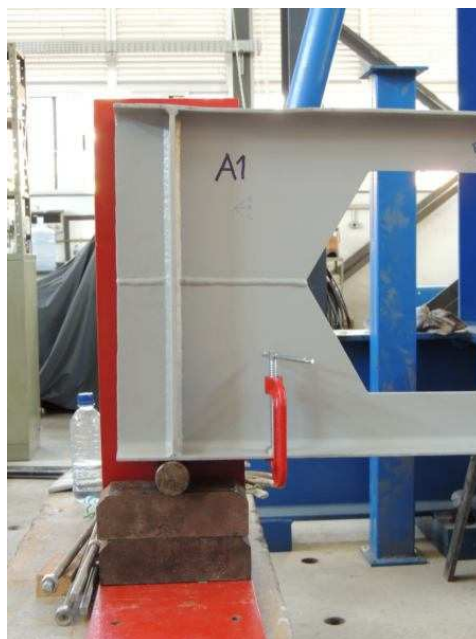


Figura 3.28 – Configuração do apoio.



Figura 3.29 – Montagem do ensaio da viga A1.

O ensaio da viga A1 foi realizado com a montagem apresentada na Figura 3.29. Entretanto, no decorrer do ensaio, notou-se que o vínculo de garfo que deveria conferir o travamento lateral no centro do vão não funcionou de forma satisfatória, pelos seguintes motivos:

- o vínculo de garfo central foi posicionado e fixado com pontos de solda sobre um suporte cuja largura é menor que a largura da chapa de base do vínculo (Figura 3.29); assim, a chapa de base do vínculo de garfo ficou em balanço; com a

aplicação do carregamento, e a tendência da viga de se deslocar lateralmente, surge uma força horizontal para fora do plano da viga no topo do vínculo de garfo, que faz com que a chapa de base do vínculo que estava em balanço sofra deformações de flexão, permitindo o giro da viga (Figura 3.30);

- com a flexão da chapa, o binário de forças resultante sobre o suporte do vínculo de garfo promoveu a ruptura da solda que ligava o vínculo de garfo à base de apoio (Figura 3.31).



Figura 3.30 – Flexão do vínculo de garfo.



Figura 3.31 – Ruptura da solda do suporte do vínculo de garfo central da viga.

Com a falha do vínculo de garfo central a viga sofreu flambagem lateral com torção. Não obstante, como o ensaio estava sendo conduzido com controle de deslocamentos, a viga não sofreu danos sérios. O ensaio foi interrompido e o sistema de travamento foi corrigido adotando-se as seguintes medidas (Figura 3.32):

- o suporte para o vínculo de garfo central foi substituído por outro de maior largura que pudesse oferecer apoio contínuo à base do elemento de vinculação;
- o comprimento da solda do suporte foi calculado para os possíveis esforços a que poderia ser submetido;
- uma barra horizontal foi posicionada entre o vínculo de garfo e o pórtico de reação, para assegurar o travamento lateral no centro do vão; esse travamento não induz força lateral sobre a viga, uma vez que foram posicionadas cunhas de madeira nas folgas do vínculo de garfo, produzindo um atrito pequeno que impede o deslocamento lateral, mas permite o deslocamento vertical da viga no centro do vão.



Figura 3.32 – Montagem padrão dos ensaios.

3.5.4 Carregamento

O carregamento foi aplicado nas vigas por um atuador MTS com capacidade de 1500 kN, mostrado na Figura 3.33. Os ensaios foram realizados com controle de deslocamento para possibilitar a ocorrência da flambagem de modo lento, sem colapso súbito. Para isso, o atuador foi programado para se deslocar a uma taxa de 0,02 mm/s.



Figura 3.33 – Atuador MTS de 1500 kN.

Tomando como referência os programas experimentais realizados por Zaarour e Redwood (1996) e por Redwood e Demirdjian (1998), a carga concentrada foi aplicada com um pequeno deslocamento em relação ao centro do vão, para induzir a flambagem do lado instrumentado da viga. Zaarour e Redwood relatam que utilizaram um *offset* de uma polegada enquanto Redwood e Demirdjian aplicaram a carga com uma excentricidade de 15 mm.

O carregamento foi aplicado a 15 mm do centro do vão, no sentido do montante com imperfeições iniciais de maior magnitude (que foi o instrumentado). Os 12 primeiros ensaios foram realizados obedecendo-se este critério. No entanto, embora com esse

cuidado, a viga C4 (12º ensaio) sofreu colapso do lado oposto ao instrumentado. Assim, por precaução, nas vigas C5 e C6, o carregamento foi deslocado do centro da viga em 24 mm.

O carregamento foi aplicado sobre uma chapa metálica de aproximadamente 150 mm de largura e 19 mm de espessura, centralizada sob o rolete de aplicação de carga do atuador, conforme mostrado na Figura 3.34.



Figura 3.34 – Aplicação do carregamento (a) no primeiro ensaio e (b) nos demais ensaios.

3.5.5 Instrumentação

Como relatado no item anterior, os ensaios foram instrumentados em apenas uma das metades da viga em relação ao centro do vão. A instrumentação foi planejada seguindo os seguintes critérios:

- (a) um transdutor de deslocamento para medir o deslocamento vertical no centro do vão;
- (b) transdutores de deslocamento para medir o deslocamento lateral – para fora do plano da viga – ao longo da diagonal comprimida do(s) montante(s) de alma na metade instrumentada da viga;
- (c) um transdutor de deslocamento para medir o deslocamento lateral – para fora do plano da viga – na mesa superior para cada montante instrumentado;
- (d) um transdutor de deslocamento para medir o deslocamento vertical sob um montante de alma instrumentado;

(e) três rosetas tri-direcionais de extensômetros para cada montante instrumentado, sendo duas delas posicionadas próximas aos alvéolos e outra posicionada na seção central do montante – todas na altura do tê superior.

Para serem atendidos esses critérios gerais, foram realizados os projetos de instrumentação para cada um dos grupos de ensaios separadamente.

Na Figura 3.35 é apresentado o projeto de instrumentação para as vigas do grupo A e na Figura 3.36 é apresentado um esquema tridimensional ilustrando o posicionamento dos transdutores de deslocamento.

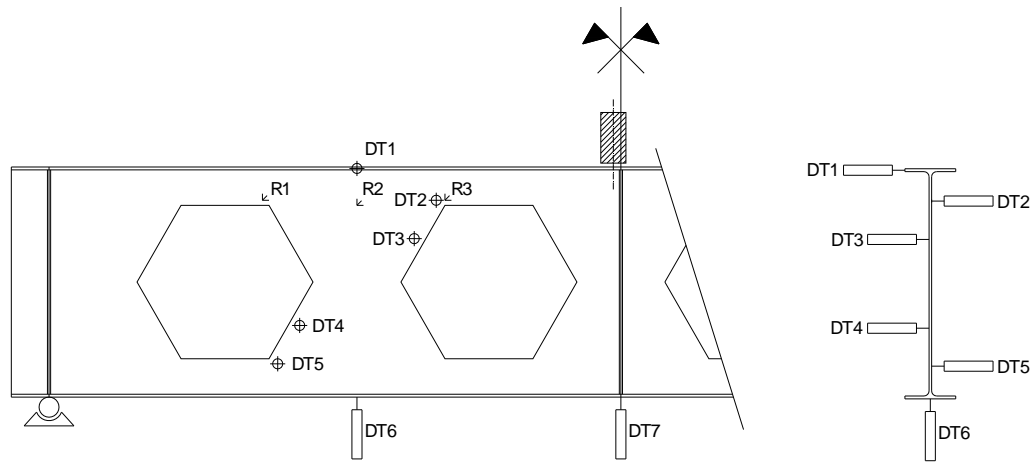


Figura 3.35 – Projeto de instrumentação para as vigas do grupo A.

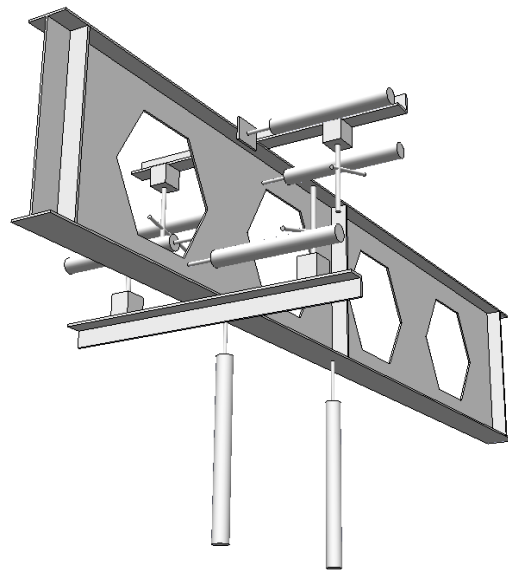


Figura 3.36 – Esquema tridimensional dos transdutores de deslocamento das vigas do grupo A.

Na Figura 3.37 e na Figura 3.38 são apresentados respectivamente os esquemas da instrumentação das vigas do grupo B e do grupo C.

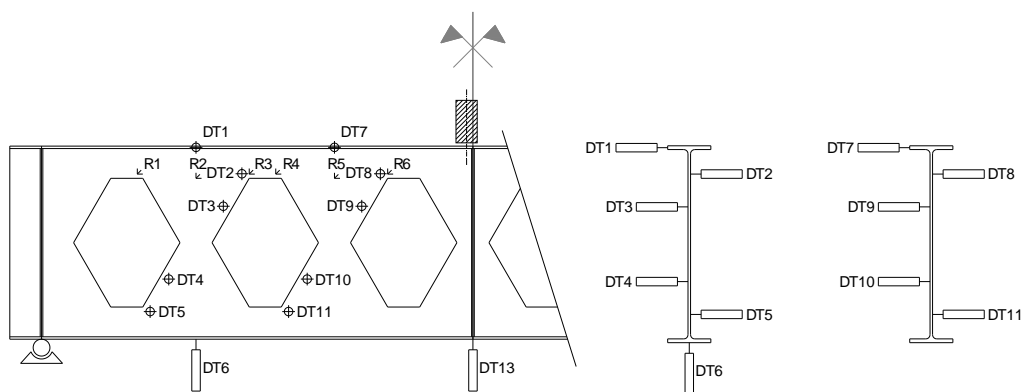


Figura 3.37 – Projeto de instrumentação para as vigas do grupo B.

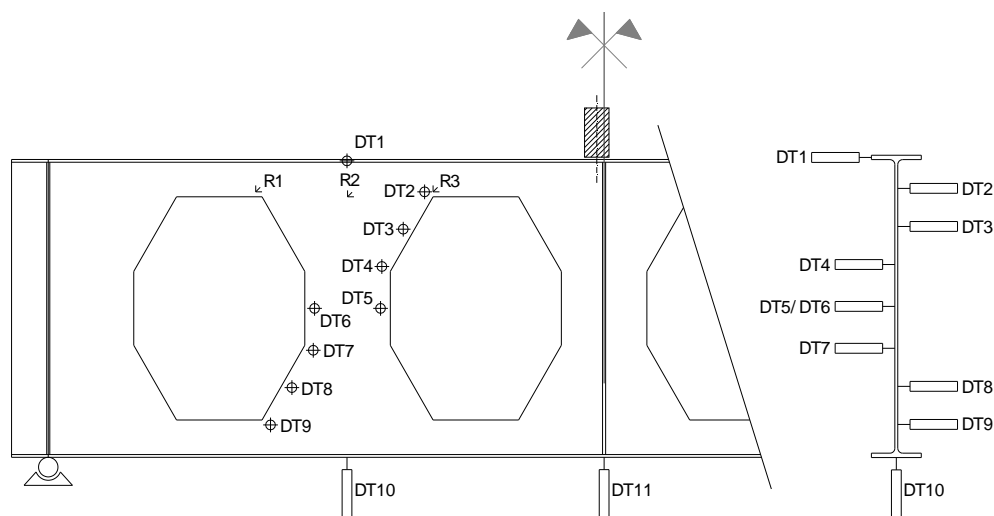


Figura 3.38 – Projeto de instrumentação para as vigas do grupo C.

Em todos os casos, os transdutores de deslocamento posicionados para medir os deslocamentos laterais no montante de alma foram fixados em chapas que, por sua vez, estavam presas às mesas do perfil. Desse modo, esses transdutores obtiveram a medição de deslocamento relativo. Todos os demais transdutores foram fixados em suportes externos à viga ensaiada.

A roseta de extensômetros denominada R1 nos esquemas acima (bem como a R4, no caso das vigas do grupo B), foi posicionada nas proximidades da diagonal tracionada do montante de alma, numa zona com altos valores de tensão no caso da ocorrência da FMA. De modo similar, a roseta R3 (bem como a R6, no caso das vigas padrão anglo-saxão),

foi posicionada próxima à diagonal comprimida do montante de alma, num ponto também altamente solicitado. A roseta R2 (e a R5, para as vigas do grupo B) foi posicionada no ponto médio das outras duas rosetas, num ponto de baixa solicitação. Todas as rosetas foram posicionadas de modo que os extensômetros *a*, *b* e *c* ficassem dispostos a $+45^\circ$, 0° e -45° em relação à horizontal.

Na Tabela 3.8 são apresentadas as quantidades de transdutores e de extensômetros presentes em cada uma das vigas ensaiadas.

Tabela 3.8 – Quantidade de sensores na instrumentação das vigas.

	Grupo A (Litzka)	Grupo B (anglo-saxão)	Grupo C (Litzka c/ chapa expansora)
Transdutores verticais	2	2	2
Transdutores horizontais	5	10	9
na mesa superior	1	2	1
no(s) montante(s) de alma	4	8	8
Rosetas de extensômetros	3	6	3
Total de extensômetros	9	18	9
Total de sensores	16	30	20

Para a aplicação dos extensômetros, foi retirada a pintura das vigas, utilizando-se para isso lixas de diversas gramaturas, até se obter uma superfície limpa e polida. Após a limpeza e preparação da superfície, os extensômetros foram fixados ao aço com adesivo à base de cianoacrilato (Figura 3.39).

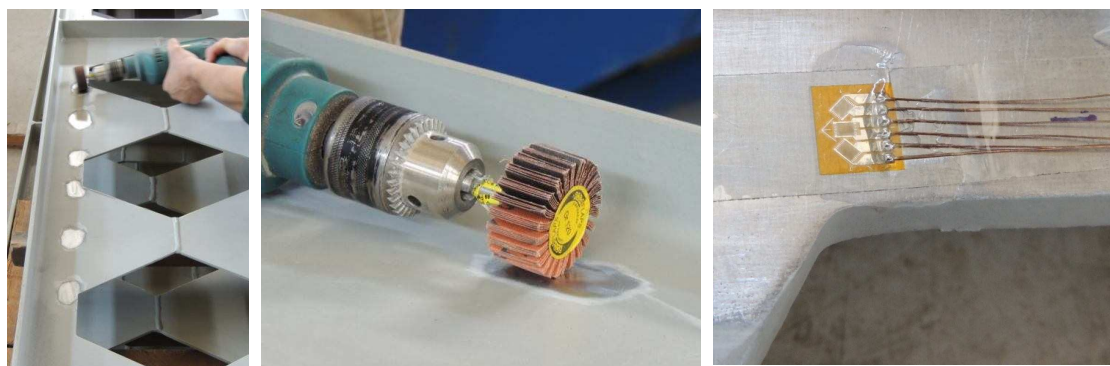


Figura 3.39 – Preparação da superfície e colagem dos extensômetros.

Após o tempo necessário para a adequada cura do adesivo, foram montados os circuitos em Ponte de Wheatstone para conexão ao sistema de aquisição de dados (Figura 3.40).



Figura 3.40 – Montagem dos circuitos das rosetas de extensômetros.

Por fim, são posicionados os transdutores de deslocamento de ensaio da viga, de acordo com os esquemas mostrados anteriormente (Figura 3.35 à Figura 3.38). Na Figura 3.41 é apresentada a disposição final dos transdutores de deslocamento em duas vigas antes do ensaio.

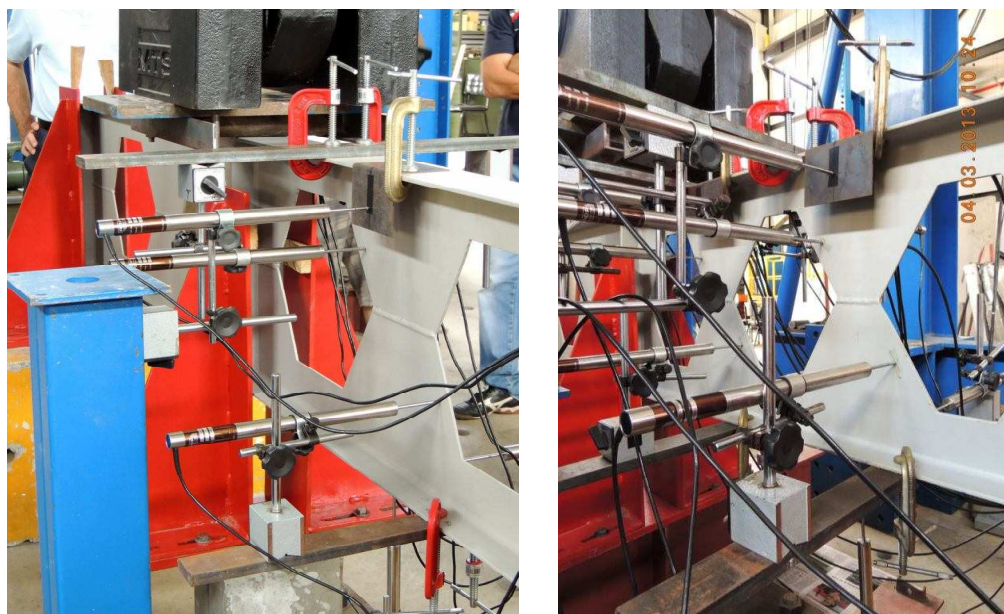


Figura 3.41 – Disposição dos transdutores de deslocamento em vigas diferentes.

Devido à configuração do vínculo de garfo no centro do vão, não foi possível posicionar um transdutor para medir o deslocamento vertical exatamente sob a seção central da viga. Por esse motivo o transdutor de deslocamento foi posicionado próximo ao centro do vão, no sentido oposto à metade instrumentada da viga, conforme mostrado na Figura 3.42. Na

Tabela 3.9 é mostrada a distância entre esse transdutor de deslocamento e o centro do vão da viga, para cada ensaio.

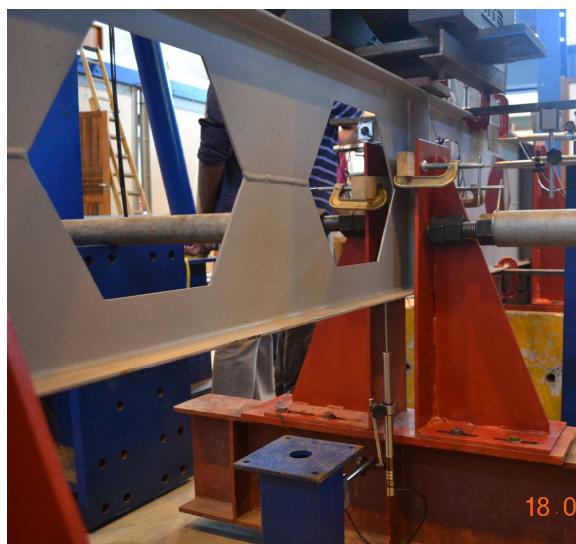


Figura 3.42 – Disposição do transdutor próximo ao centro do vão.

Tabela 3.9 – Posição do transdutor central em relação ao centro do vão.

Viga	Distância DT ao centro do vão (mm)	Viga	Distância DT ao centro do vão (mm)
A1	136	A2	136
B1	140	B2	140
B3	140	B4	150
B5	150	B6	150
C1	150	C2	150
C3	150	C4	154
C5	150	C6	150

3.5.6 Aquisição de dados

A aquisição de dados dos ensaios foi realizada por dois sistemas. O sistema da MTS obteve os registros da força aplicada, medida pela célula de carga, e do deslocamento do atuador. Para a aquisição dos dados dos extensômetros e dos transdutores de deslocamento, foi utilizado um sistema de aquisição de dados HBM (*Hottinger Baldwin Messtechnik*), composto por vários módulos modelo SPIDER 8, que permitem o acoplamento em função da quantidade de canais necessários (Figura 3.43).

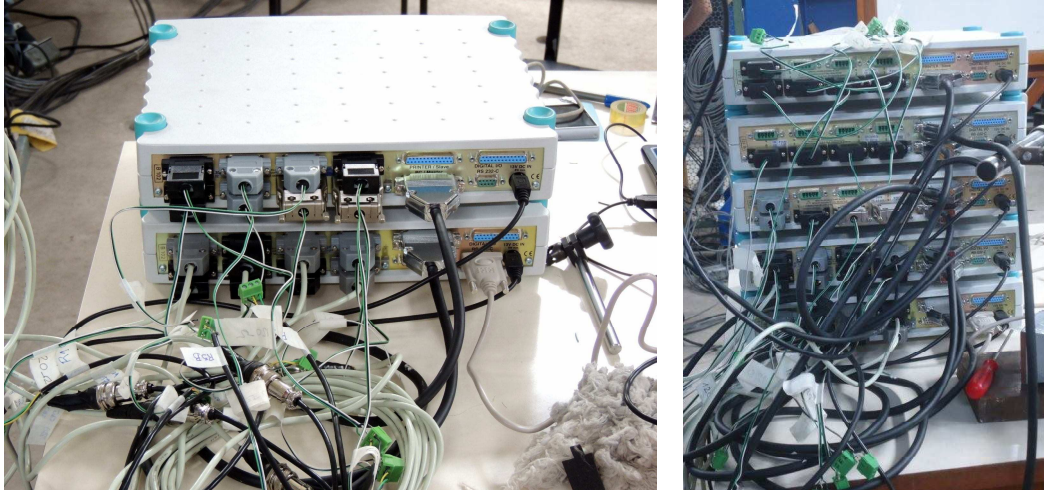


Figura 3.43 – Sistema de aquisição de dados HBM SPIDER 8.

Para a sincronização das leituras, a aquisição dos dados era iniciada em simultâneo nos dois sistemas, ambos configurados com uma taxa de amostragem de 2 Hz.

3.6 Resultados e discussão de cada ensaio

3.6.1 Generalidades

Nos tópicos a seguir são apresentados os resultados dos ensaios das vigas casteladas descritos na Seção 3.5. Ao longo do texto é apresentada também uma discussão dos resultados de cada ensaio. No entanto, para melhor organização do texto, as discussões comparativas entre diferentes ensaios são apresentadas em uma seção à parte, na Seção 3.7.

Muitas das observações sobre a obtenção dos resultados e comentários sobre os mesmos são comuns a diversos ensaios. Para evitar repetições desnecessárias, os aspectos gerais apresentados no item 3.6.2 são omitidos nos tópicos seguintes. Da mesma forma, os aspectos gerais das vigas padrão anglo-saxão são apresentados no tópico sobre o ensaio da viga B1 (item 3.6.4) e omitidos subsequentemente. De forma análoga, para as vigas do grupo C os aspectos comuns são apresentados em detalhe apenas no item 3.6.10.

3.6.2 Ensaio da Viga A1

O ensaio da viga A1 teve duração de 25 minutos, sendo interrompido devido a uma falha do vínculo de garfo, descrita no item 3.5.3. Nesse instante, já podiam se medir os deslocamentos devidos à FMA. No entanto, a falha do suporte permitiu a ocorrência de

uma instabilidade lateral global da viga (Figura 3.44). Após uma carga máxima de 170 kN, a viga começou a perder capacidade resistente e o ensaio foi interrompido quando a carga aplicada era de 145 kN.

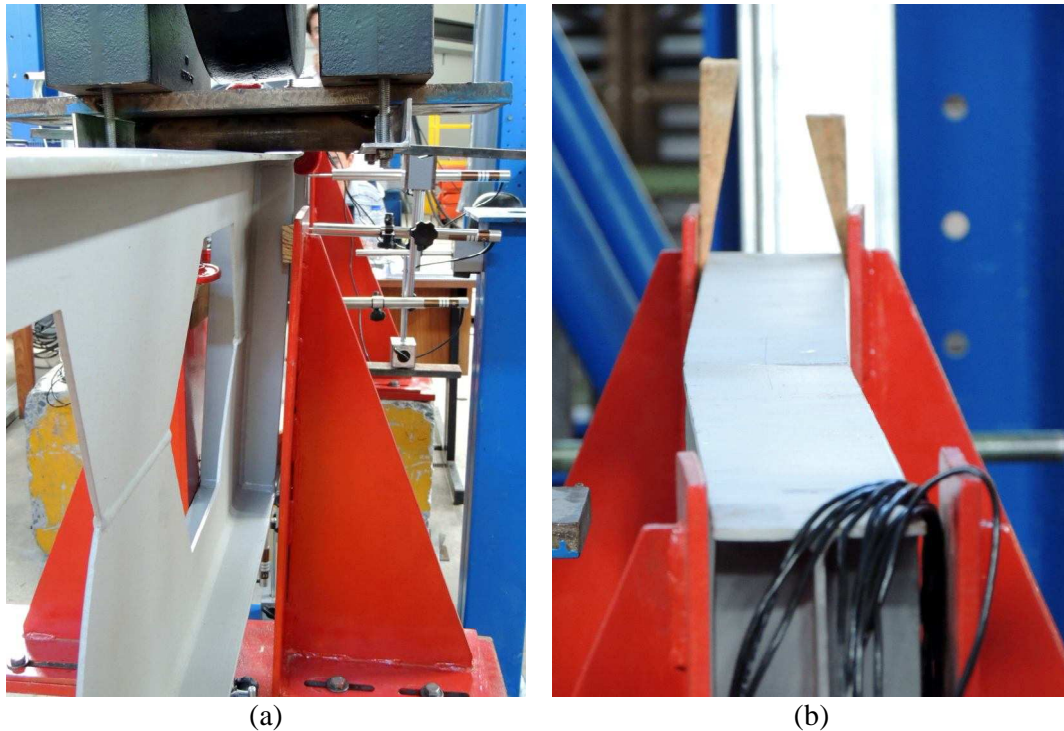


Figura 3.44 – Ensaio da viga A1, mostrando (a) o início da instabilidade de um dos montantes e (b) a ocorrência da flambagem lateral com torção.

No gráfico da Figura 3.45 são apresentadas as curvas de carregamento aplicado *versus* deslocamento medido nos dois transdutores verticais. O DT7 foi posicionado próximo ao centro do vão (distância na Tabela 3.9) e o DT6 estava sob o montante de alma instrumentado (ver esquema na Figura 3.35). Em cada uma das curvas é marcado um ponto que corresponde à carga de início da instabilidade do montante de alma⁷. Nota-se, a partir desse ponto, uma ligeira mudança de inclinação nas curvas. Já na carga máxima, é possível notar uma mudança mais brusca na inclinação, refletindo o início dos deslocamentos laterais globais da viga. No final do ensaio, nota-se uma queda brusca da carga aplicada, o que caracterizou a instabilidade global da viga, antes do desenvolvimento das deformações referentes à FMA.

⁷ Após análise cuidadosa dos resultados experimentais, convencionou-se como o início da flambagem do montante de alma, o instante em que a taxa máxima de deslocamento lateral medida no montante de alma fosse de 0,02 mm/kN.

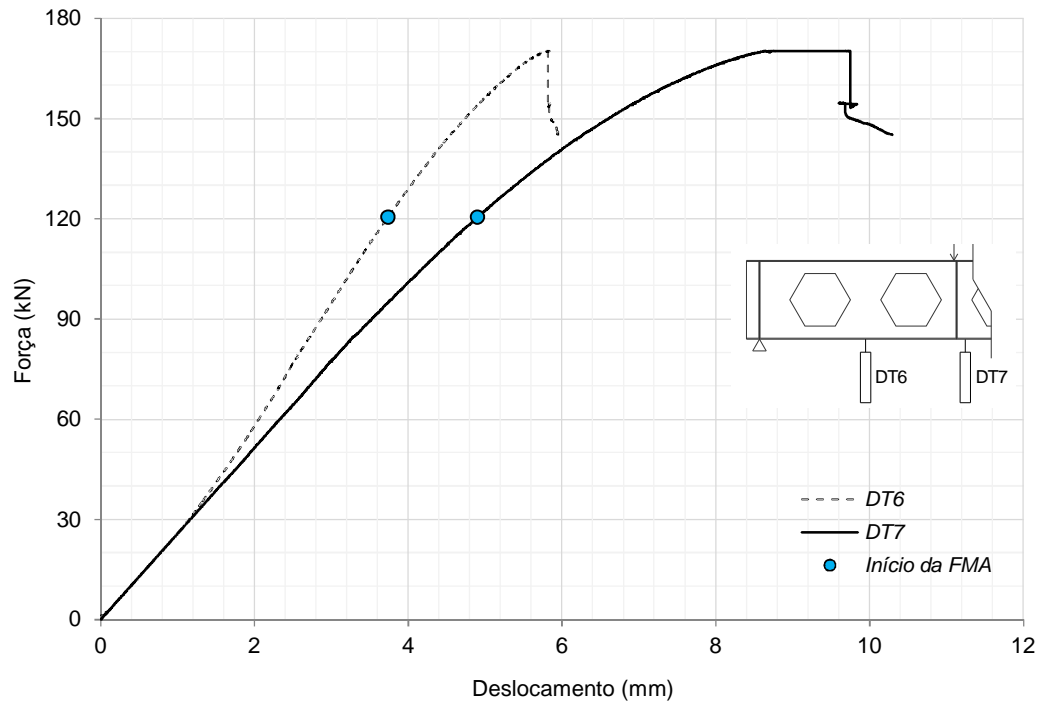


Figura 3.45 – Curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical no ensaio da viga A1.

O transdutor DT1 mediu os deslocamentos laterais na mesa superior na seção transversal média do montante de alma instrumentado. Nesse ponto, os deslocamentos laterais podem ser devidos à rotação da seção devido à instabilidade do montante e/ou à instabilidade lateral com torção da viga. No caso deste ensaio, esse deslocamento medido foi causado principalmente pela flambagem lateral com torção da viga. Na Figura 3.46 é apresentado um gráfico mostrando a evolução dos deslocamentos medidos nesse ponto em função do carregamento aplicado na viga.



Figura 3.46 – Curva carregamento *versus* deslocamento lateral na mesa superior na seção transversal média do montante instrumentado, no ensaio da viga A1.

Devido à interrupção abrupta do ensaio, o montante de alma não sofreu a deformação visível característica da FMA. Além disso, devido à configuração e à magnitude das imperfeições iniciais da viga A1 (Figura 3.26; Tabela 3.6), a diagonal tracionada do montante não se retificou completamente, o que não permitiu que a diagonal comprimida tomasse a configuração típica.

Na Figura 3.47 é apresentada a curva dos deslocamentos laterais medidos no transdutor DT4 – que apresenta o máximo deslocamento no montante de alma – em relação à carga aplicada na viga, considerando deslocamento zero no início do ensaio, ou seja, sem considerar as imperfeições iniciais.

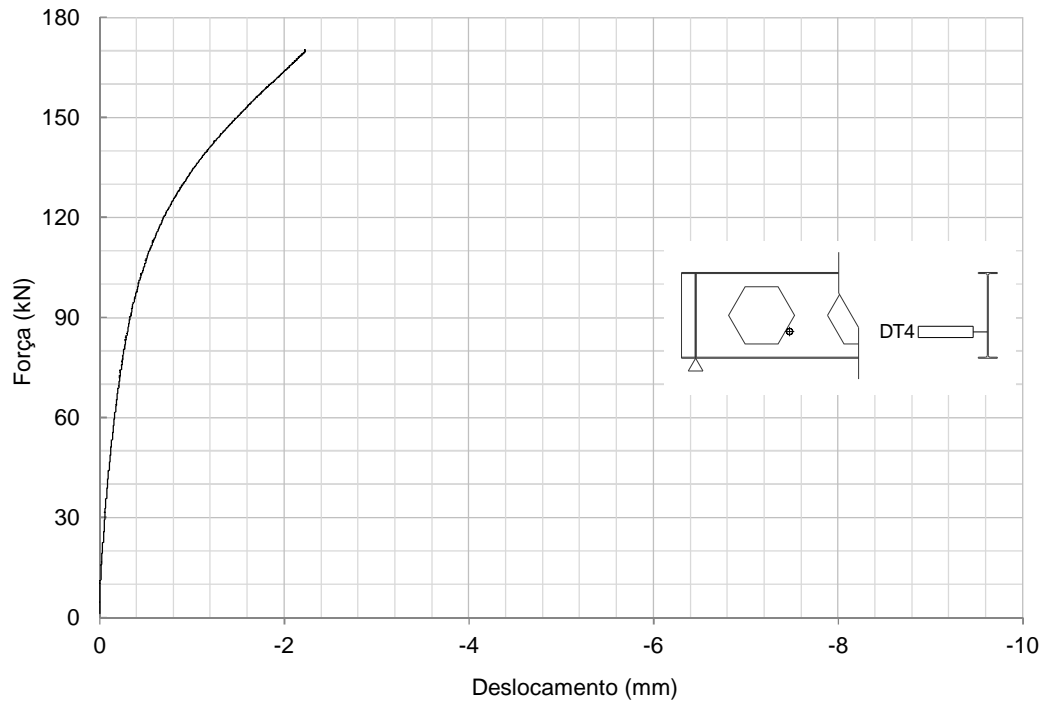


Figura 3.47 – Curva carregamento versus deslocamento lateral no transdutor DT4 – que apresentou o maior deslocamento lateral no montante de alma – no ensaio da viga A1.

Na Figura 3.48 são apresentados os perfis de deslocamentos em cinco pontos ao longo da altura do montante de alma – nas posições dos transdutores de deslocamento e na altura média do montante de alma – considerando-se as imperfeições iniciais no montante. São apresentados: um perfil antes do ensaio (somente as imperfeições iniciais), um perfil no instante do carregamento máximo e um perfil no final do ensaio. As imperfeições iniciais são obtidas a partir do valor máximo medido e calculadas em cada ponto, de forma aproximada, utilizando-se o perfil da deformada de imperfeições apresentado na Figura 3.26. Os deslocamentos na altura média do montante de alma devidos ao ensaio são obtidos fazendo-se uma média das medições dos transdutores adjacentes, DT3 e DT4.

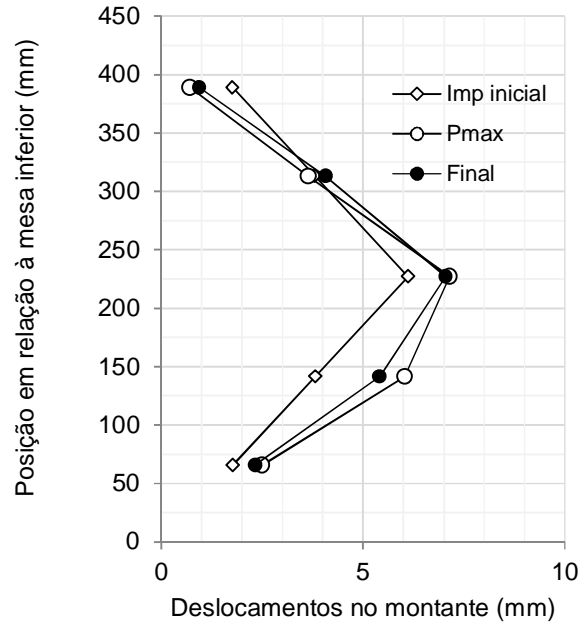


Figura 3.48 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga A1.

Nos gráficos da Figura 3.49 são apresentadas as curvas das tensões de von Mises – obtidas das medições dos extensômetros – em função da carga aplicada no ensaio e limitada pela tensão de plastificação do material.

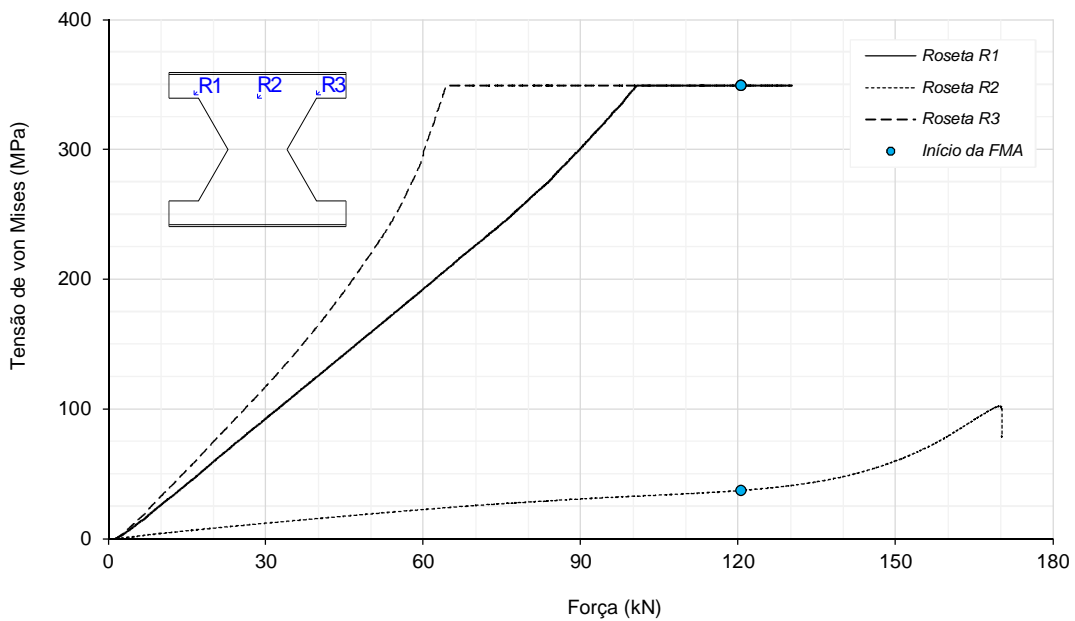


Figura 3.49 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga A1.

Nota-se, na Figura 3.49, que nas regiões onde foram posicionadas as roseta R1 e R3 a plastificação iniciou respectivamente antes dos 60% e dos 40% da carga máxima – e em ambas as regiões, a plastificação iniciou antes do início da FMA. Na região intermediária, onde está localizada a roseta R2, o material permaneceu em regime elástico.

Devido à falha ocorrida na execução do ensaio, foram recuperadas as deformações da viga, e, em seguida, realizada nova montagem com a mesma viga e procedeu-se à repetição do ensaio. Uma vez que já havia ocorrido a plastificação em algumas regiões da viga, os resultados obtidos do segundo ensaio da viga A1 foram analisados apenas qualitativamente.

Este segundo ensaio teve duração de 50 minutos tendo a carga máxima ocorrido aos 25 minutos. No final do ensaio, a carga atuante na viga era de 61% da carga máxima. Nas fotos da Figura 3.50 é mostrada a viga A1 na fase final do ensaio, quando se pode ver nitidamente a ocorrência da instabilidade do montante de alma que foi instrumentado.

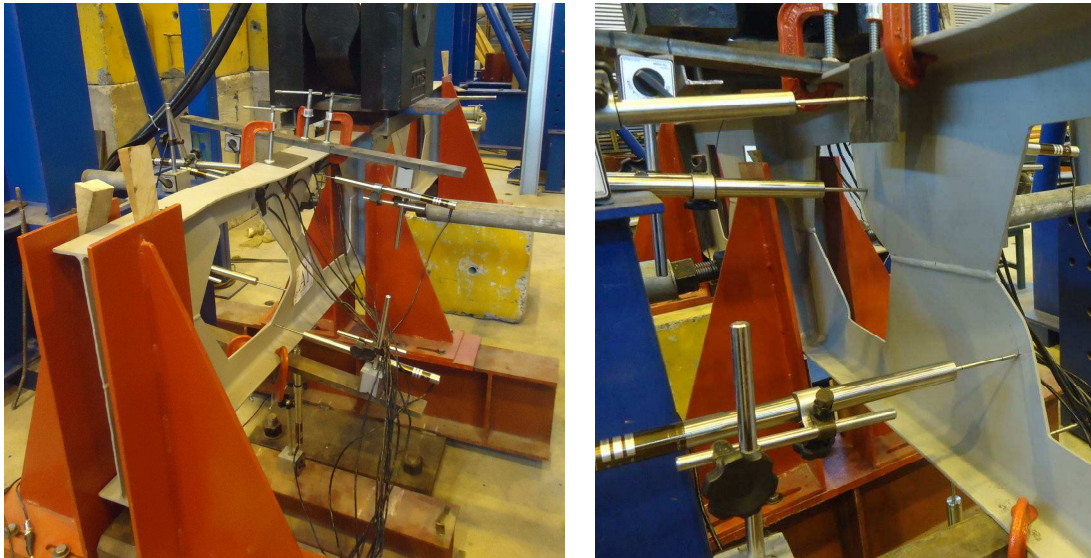


Figura 3.50 – Aspecto da viga A1, no final do segundo ensaio, com destaque para a ocorrência da FMA.

Possivelmente, devido ao encruamento sofrido pelo aço, a capacidade resistente da viga nesse segundo ensaio foi superior. Portanto, para fins de análises comparativas com outros resultados experimentais, com resultados numéricos ou analíticos, são utilizados sempre os resultados do primeiro ensaio. Na Figura 3.51 são apresentadas as curvas de carga *versus* deslocamento medido nos transdutores verticais.

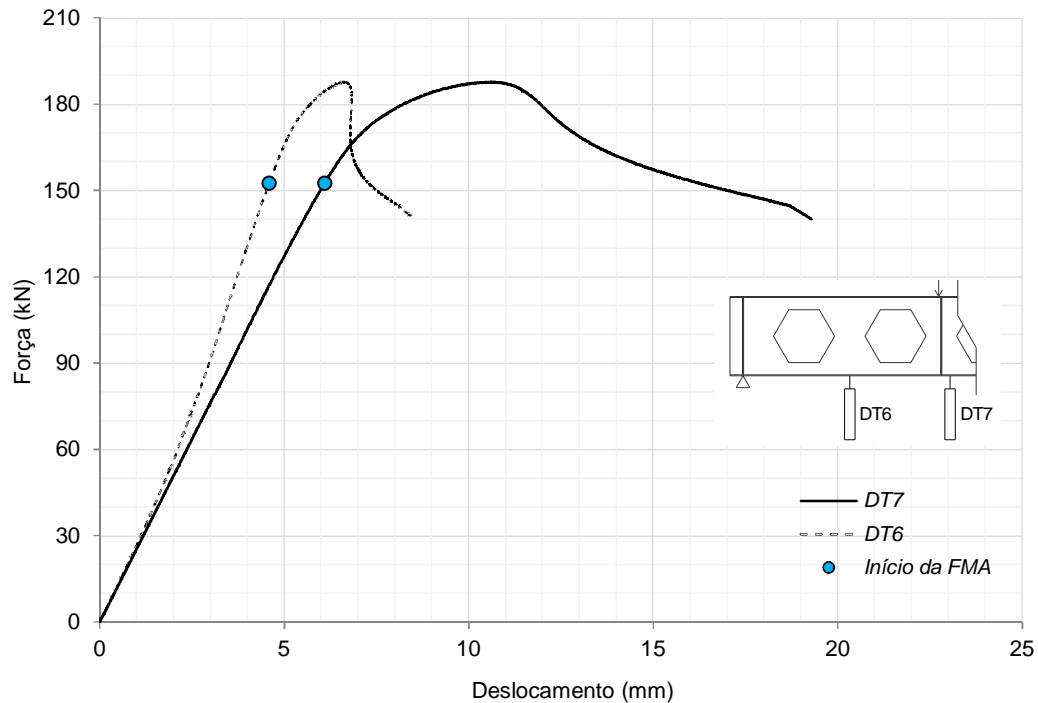


Figura 3.51 – Curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical na repetição do ensaio da viga A1.

Na Figura 3.52, mostra-se a evolução dos deslocamentos medidos no transdutor DT1, que mede os deslocamentos laterais na mesa superior na seção média do montante instrumentado. Os deslocamentos medidos foram significativamente inferiores aos do primeiro ensaio, e são devidos principalmente ao giro da seção transversal ocorrido durante a instabilidade do montante de alma.

Na Figura 3.53 são apresentados os perfis de deslocamentos em cinco pontos ao longo da altura do montante de alma – nas posições dos transdutores de deslocamento e na altura média do montante de alma – em que se pode notar a curvatura característica da flambagem do montante de alma por cisalhamento. As imperfeições iniciais no montante de alma não foram medidas após a recuperação da deformada do primeiro ensaio, e, de forma simplificada, considerou-se que fosse igual às imperfeições iniciais antes do primeiro ensaio. Os deslocamentos na altura média do montante de alma devidos ao ensaio foram obtidos fazendo-se uma média das medições dos transdutores adjacentes, DT3 e DT4.

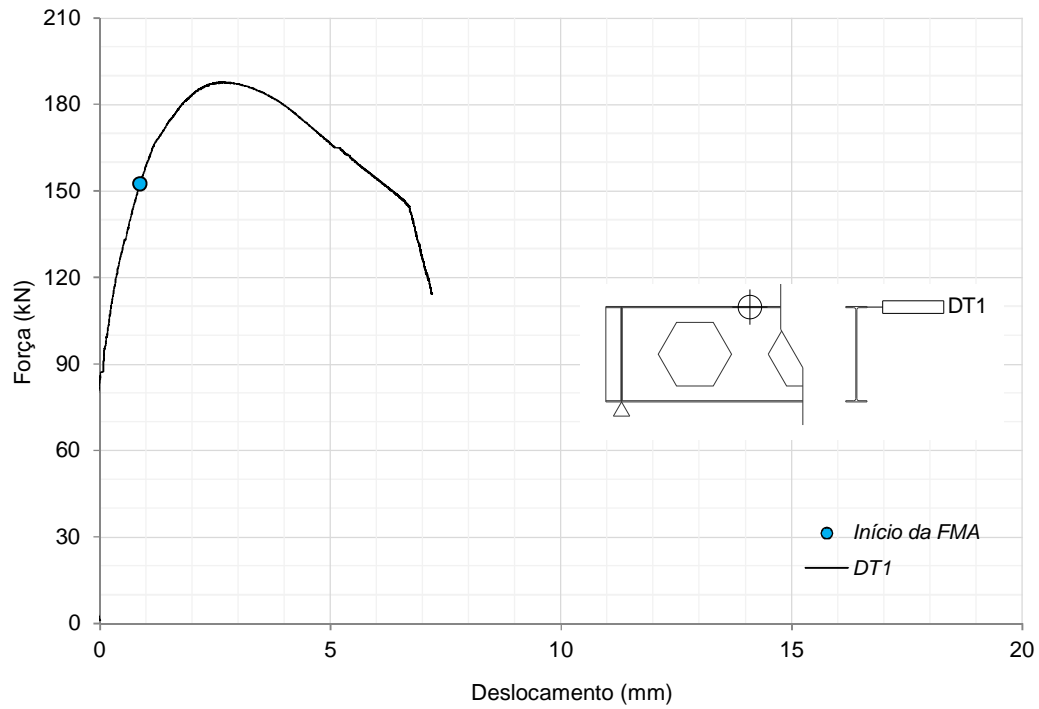


Figura 3.52 – Curva carregamento *versus* deslocamento lateral na mesa superior na seção transversal média do montante instrumentado, na repetição do ensaio da viga A1.

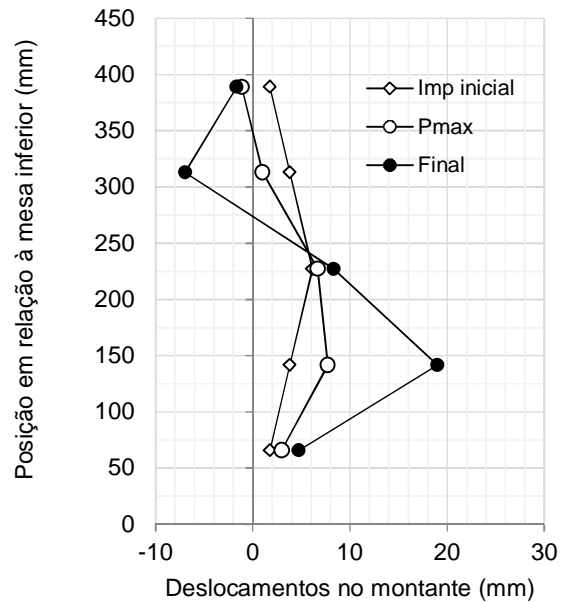


Figura 3.53 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, na repetição do ensaio da viga A1.

Embora de pouca valia para uma avaliação quantitativa, os resultados obtidos foram excelentes qualitativamente, evidenciando que: a instabilidade dos montantes ocorreu

como previsto; não houve nenhuma instabilidade global da viga que pudesse prejudicar a observação da FMA; foi possível prosseguir o ensaio por um longo período após a carga máxima.

3.6.3 Ensaio da Viga A2

A viga A2 foi ensaiada durante 50 minutos, chegando a um deslocamento máximo no transdutor DT7 superior aos 23 mm ao final do ensaio. Por volta dos 25 minutos do início do ensaio, observou-se o início de deformações características de colapso por mecanismo Vierendeel (Figura 3.54a). Aos 26 minutos, a viga atingiu sua capacidade máxima, de 180 kN, com praticamente nenhuma deformação nos montantes de alma que caracterizasse o início da FMA. Nos minutos seguintes, constatou-se que a FMA realmente não iria acontecer, visto que as deformações dos alvéolos já apresentavam todas as características do colapso por mecanismo Vierendeel. Na Figura 3.54b é mostrado o aspecto do alvéolo adjacente ao montante instrumentado e próximo ao centro do vão, onde se pode ver a deformada que caracteriza o modo de colapso supracitado.

O ensaio foi interrompido na fase pós-pico, quando a capacidade resistente da viga A2 era de 139 kN (cerca de 77% da carga máxima), uma vez que a deformação apresentada nesse instante já era significativa e suficiente para se chegar às devidas conclusões sobre o ensaio. Na Figura 3.55 é apresentado o aspecto global da viga A2 após o final do ensaio.

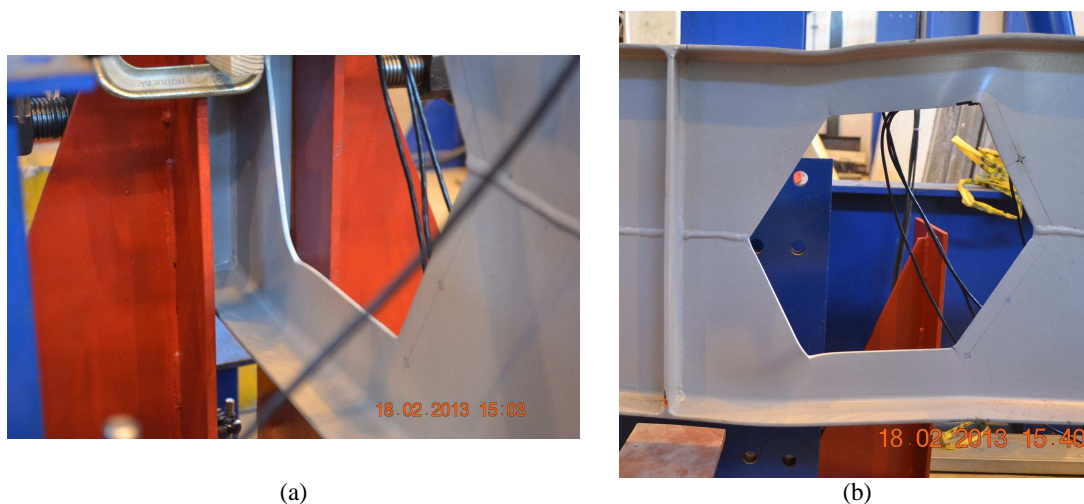


Figura 3.54 – Ensaio da viga A2: (a) início das deformações características do mecanismo Vierendeel e (b) alvéolo deformado após o ensaio (foto: Felipe Sakiyama).



Figura 3.55 – Aspecto da viga A2, após o ensaio (foto: Felipe Sakiyama).

No gráfico da Figura 3.56 são apresentadas as curvas carga-deslocamento nos pontos dos transdutores DT6 e DT7 (ver Figura 3.35 e Tabela 3.9). Observa-se que, após a carga máxima, a queda da carga não se dá de forma brusca.

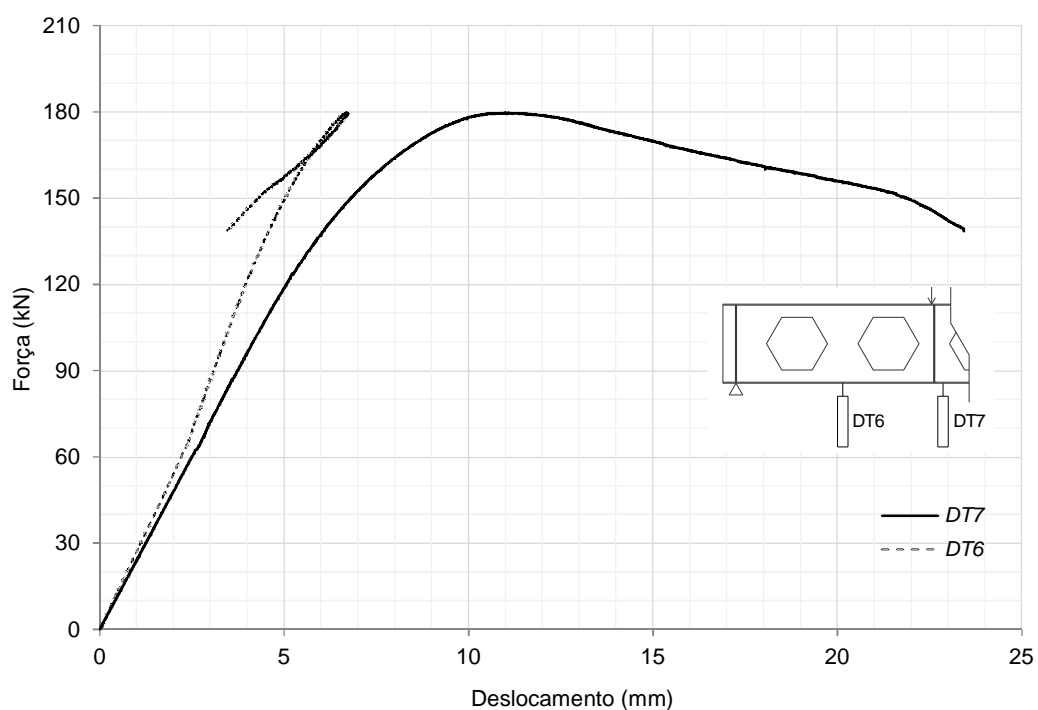


Figura 3.56 – Curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical no ensaio da viga A2.

Na Figura 3.57 é apresentado um gráfico mostrando a evolução dos deslocamentos medidos no DT1 em função do carregamento. Esse pequeno deslocamento é devido principalmente a um ligeiro giro dessa seção transversal.

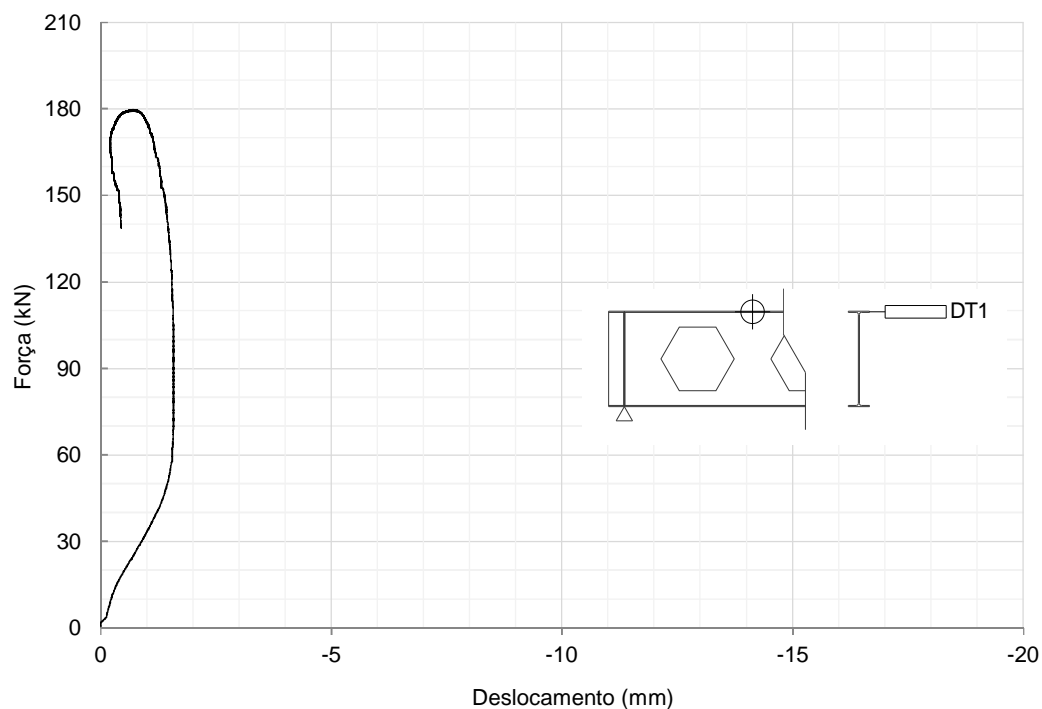


Figura 3.57 – Curva carregamento *versus* deslocamento lateral na mesa superior na seção transversal média do montante instrumentado, no ensaio da viga A2.

Embora não tenha ocorrido FMA, a instrumentação do montante de alma na viga A2 era idêntica às das demais vigas. Assim, na Figura 3.58 é apresentado o perfil de deslocamentos ao longo do montante de alma, considerando as imperfeições iniciais do montante, e deixando evidente que a FMA não aconteceu nesse ensaio.

Na Figura 3.59 são apresentadas as tensões de von Mises, obtidas dos resultados dos extensômetros. Nota-se que a plastificação nas regiões das rosetas R1 e R3 iniciou antes da metade da carga máxima, enquanto na região da roseta R2 o aço permaneceu em regime elástico durante todo o ensaio.

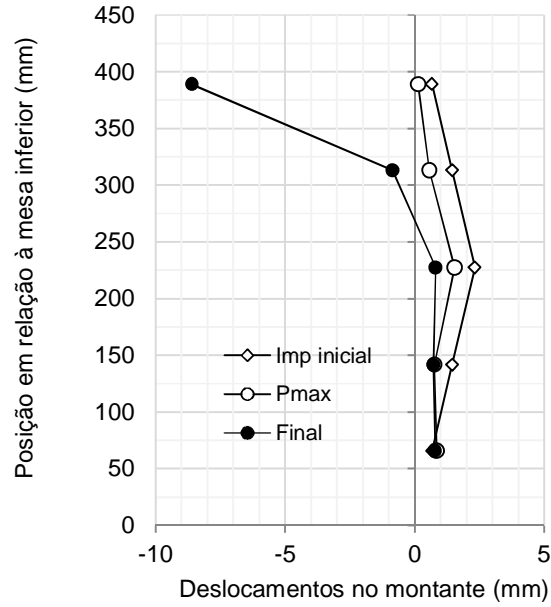


Figura 3.58 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga A2.

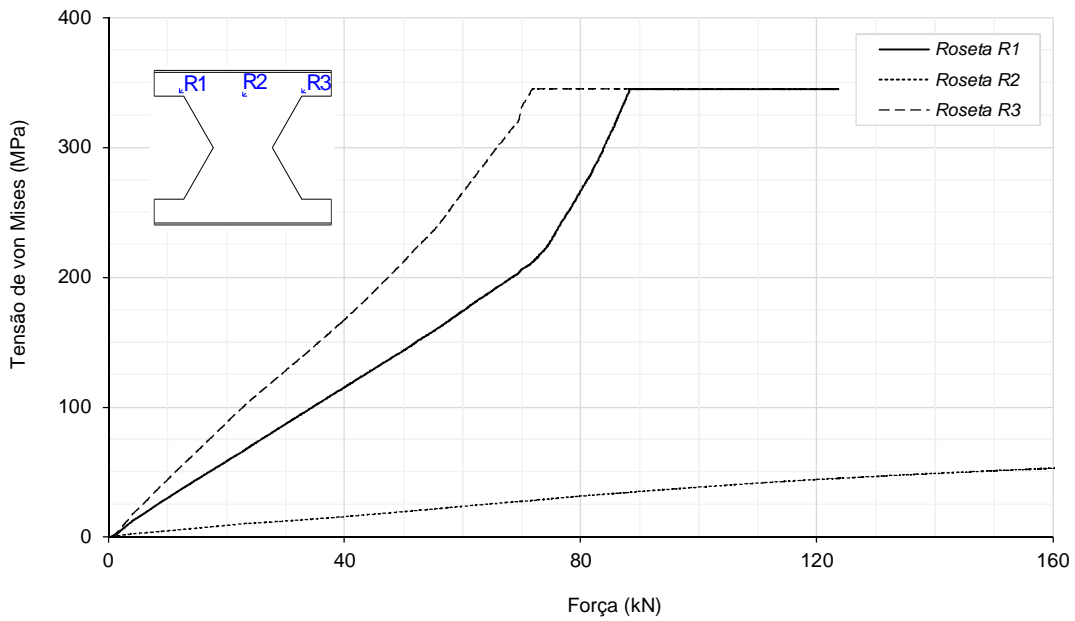


Figura 3.59 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga A2.

Quando da realização das análises numérica prévias, foi previsto que nas vigas A1 e/ou A2 poderia ocorrer o colapso por mecanismo Vierendeel. Na seção 3.7 serão apresentados os motivos que justificam a ocorrência de modos de colapso diferentes para as duas vigas similares.

3.6.4 Ensaio da Viga B1

A viga B1 foi ensaiada durante 53 minutos, chegando a um deslocamento máximo no transdutor DT13 superior aos 23 mm ao final do ensaio. Depois dos 16 minutos do início do ensaio, tem início a instabilidade dos montantes. A FMA foi visível primeiramente no montante instrumentado mais próximo ao centro do vão e, logo em seguida, no montante mais próximo ao apoio. Aos 21 minutos do início do ensaio, a viga atinge a capacidade máxima, de 249 kN. O ensaio foi interrompido na fase pós-pico quando a capacidade resistente da viga B1 era de 175 kN, o que corresponde a 70% da carga máxima.

Na Figura 3.60 é mostrado o aspecto da viga no início do ensaio, onde se pode ver a instrumentação e a montagem da viga. Na Figura 3.61 são apresentados os montantes de alma que sofreram flambagem, em um instante próximo à carga máxima e no final do ensaio.

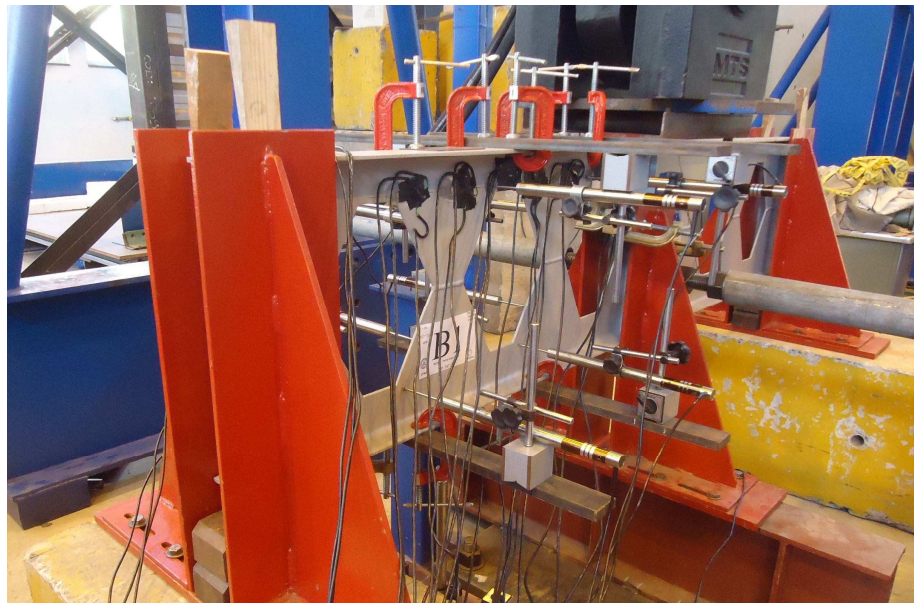


Figura 3.60 – Aspecto da viga B1, no início do ensaio.

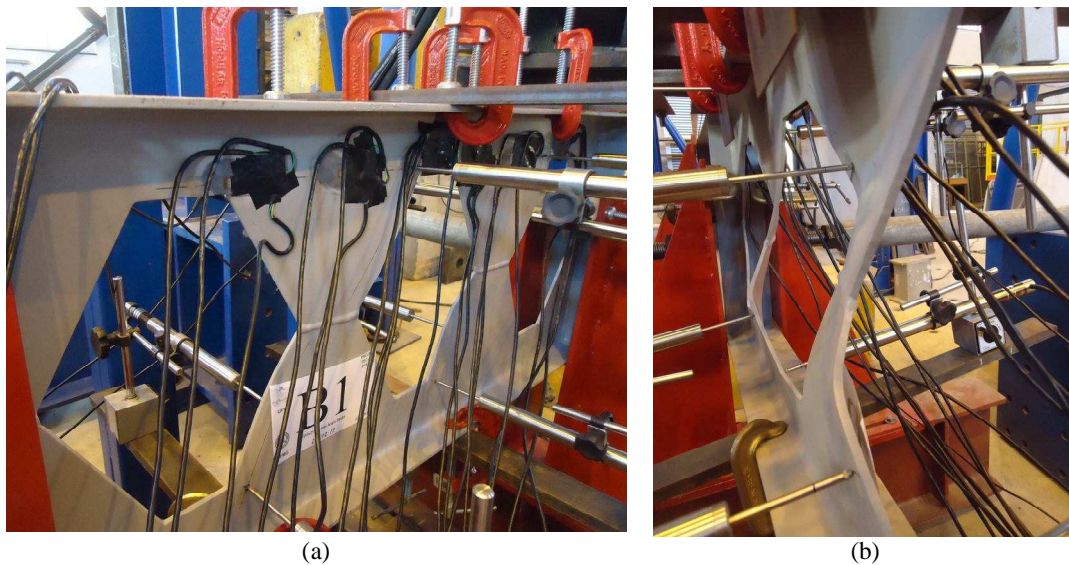


Figura 3.61 – Flambagem dos montantes de alma na viga B1:
 (a) próximo da carga máxima; (b) próximo ao final do ensaio.

No gráfico da Figura 3.62 são apresentadas as curvas carga-deslocamento nos pontos dos transdutores DT6 e DT13 (ver Figura 3.37 e Tabela 3.9). Nota-se que as curvas permanecem praticamente lineares até pouco mais de 200 kN – acima dos 80% da capacidade máxima da viga – quando se tem início a FMA.

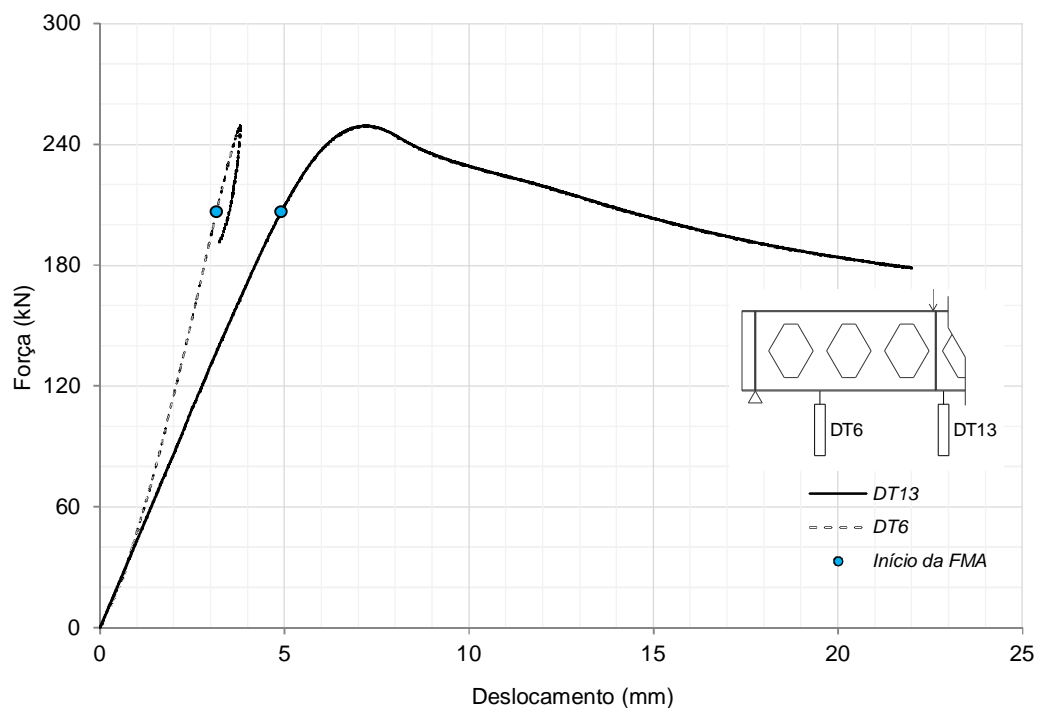


Figura 3.62 – Curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical no ensaio da viga B1.

Os transdutores DT1 e DT7 mediram os deslocamentos laterais na mesa superior nas seções transversais médias dos montantes instrumentados (Figura 3.63), a fim de verificar a não ocorrência de fenômenos de instabilidade global da viga. Os valores permaneceram baixos durante todo o ensaio. As medições no início do ensaio são principalmente devidas à acomodação da viga sob a carga aplicada e após o início da FMA o avanço desses deslocamentos é devido, principalmente, ao giro da seção transversal decorrente da flambagem dos montantes.

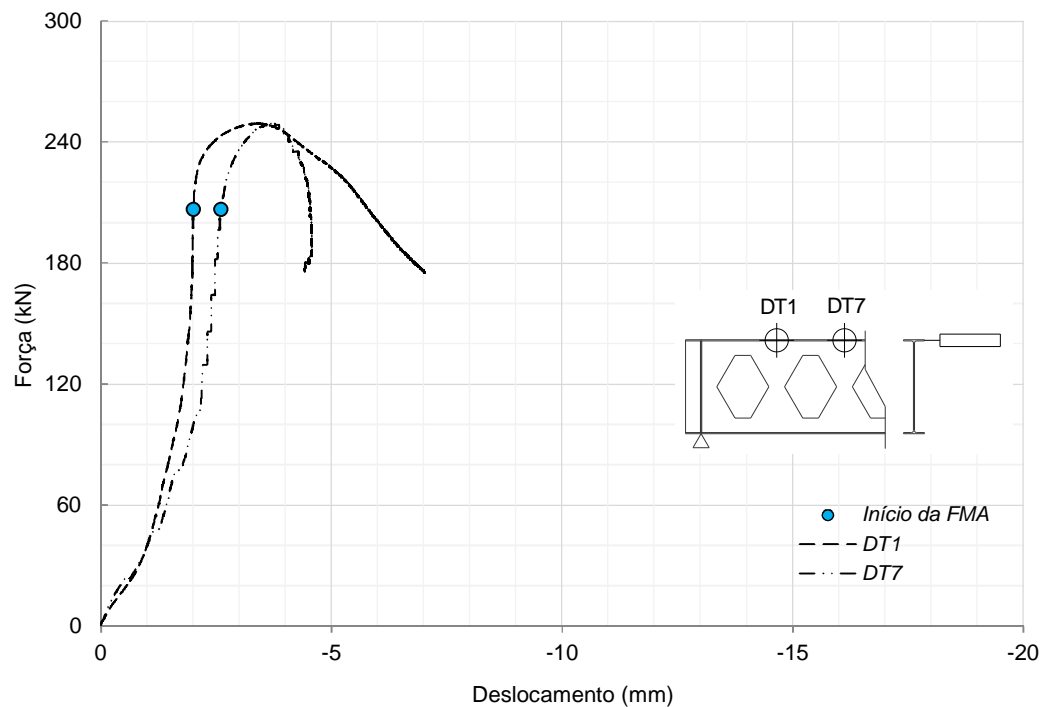


Figura 3.63 – Curvas carregamento *versus* deslocamento lateral na mesa superior da viga B1.

Na Figura 3.64 é apresentado o perfil de deslocamentos laterais no montante de alma instrumentado mais próximo ao apoio da viga B1, somando-se os deslocamentos medidos com o perfil de imperfeições iniciais presentes na viga. Nota-se que, no instante da carga máxima, as deformações no montante já caracterizavam a ocorrência da FMA, entretanto, essas deformações aumentaram significativamente após o pico de carga. A configuração da deformada devido à instabilidade foi similar em ambos os montantes, conforme se pode ver na Figura 3.61.

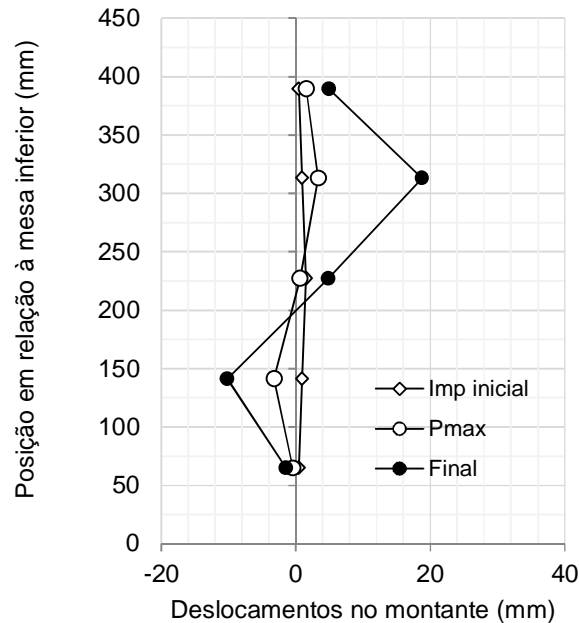


Figura 3.64 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga B1.

Nos gráficos da Figura 3.65 são apresentadas as tensões de von Mises nos pontos em que foram instalados os extensômetros, em função do carregamento aplicado na viga, limitadas pela tensão de escoamento do aço. Observa-se que nos cantos dos alvéolos que fazem parte da diagonal comprimida (rosetas R3 e R6) o escoamento do material teve início antes de 60% da carga máxima. Nos outros cantos (rosetas R1 e R4), a plastificação começou um pouco antes de 80% da carga máxima.

Quando teve início a FMA, todos os cantos dos alvéolos já haviam chegado à resistência de escoamento do material, mas na região intermediária (rosetas R2 e R5) o valor das tensões ainda era muito baixo. No entanto, após o início da FMA, as tensões sobem nessa região, chegando ao escoamento próximo à carga máxima. O aumento da magnitude das tensões de von Mises nessa região ocorre porque as diagonais mobilizadas após o início da FMA possuem uma largura significativa em relação à largura do montante em padrão anglo-saxão, atingindo a região das rosetas intermediárias.

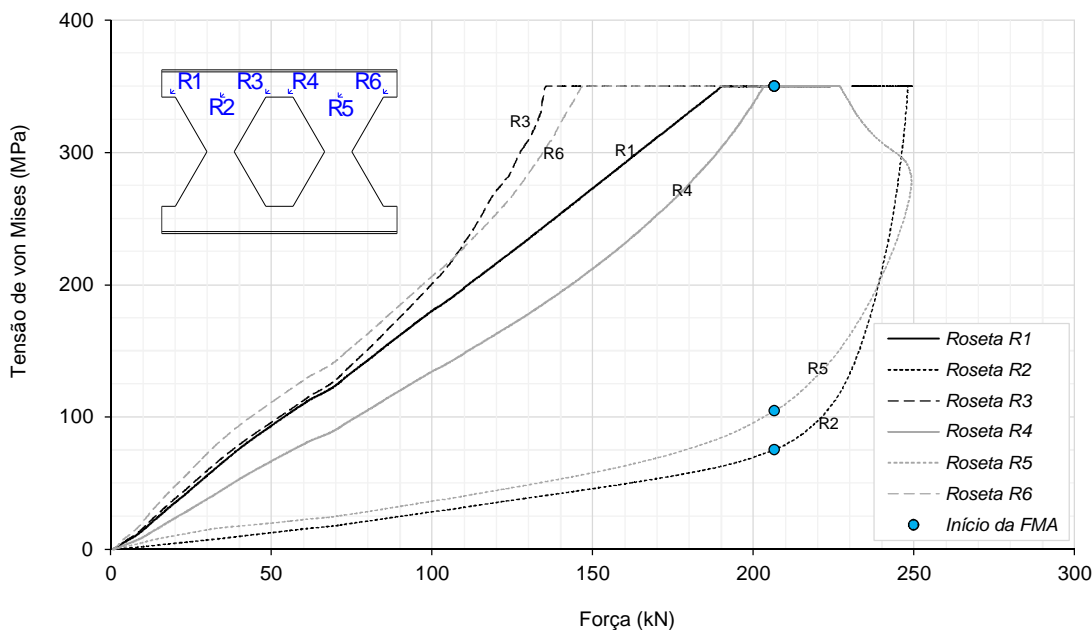


Figura 3.65 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga B1.

3.6.5 Ensaio da Viga B2

A viga B2 foi submetida ao ensaio de forma similar às demais vigas. No entanto, logo no início do ensaio, foi detectado um problema no sistema de resfriamento do óleo do atuador, pelo que foi necessária a interrupção do ensaio. Na Figura 3.66, apresenta-se a curva carga-deslocamento nos pontos dos transdutores verticais, indicando que a viga estava em regime elástico. Nesse instante, nenhuma indicação do início da flambagem dos montantes havia sido notada. Na Figura 3.67 são apresentadas as tensões de von Mises obtidas desse ensaio, que confirma que mesmo na região dos cantos dos alvéolos, o material ainda estava em regime elástico. Por esse motivo, o carregamento foi retirado, e, após o reparo no sistema de resfriamento, o ensaio foi realizado novamente.

A viga B2 foi ensaiada durante 36 minutos, chegando a um deslocamento máximo no transdutor DT13 da ordem de 16 mm ao final do ensaio. Após 14 minutos do início do ensaio, teve início a instabilidade dos montantes de alma. A carga máxima, de 177 kN foi atingida aos 16 minutos do ensaio. Quando o ensaio foi interrompido, a capacidade resistente da viga era de 137 kN na fase pós-pico, cerca de 77% da carga máxima.

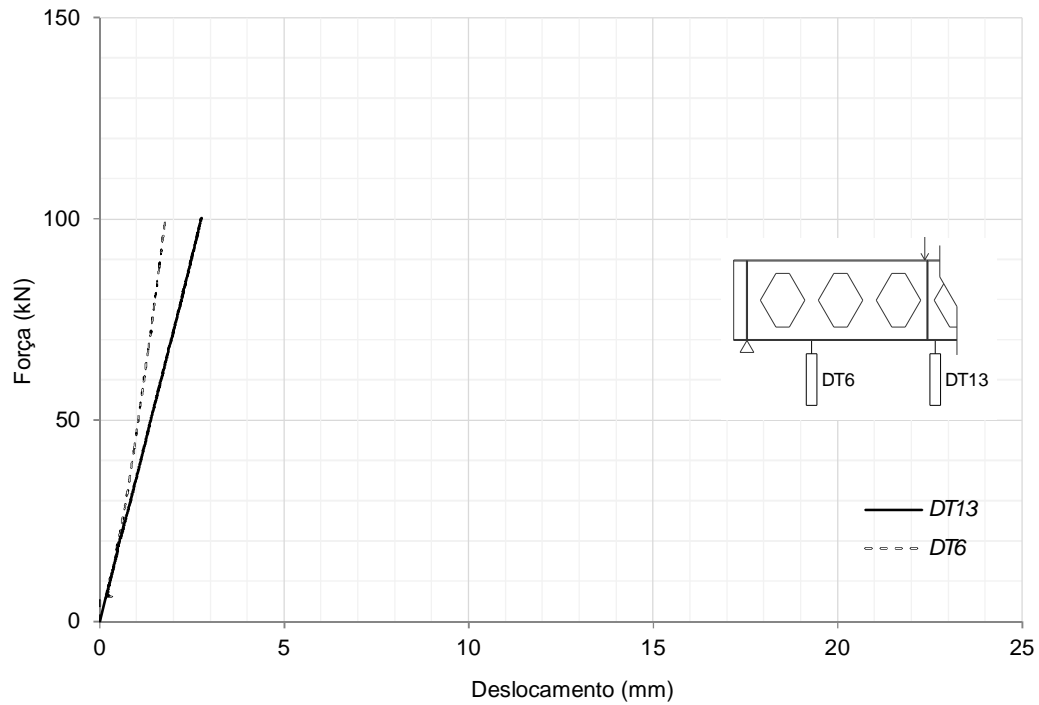


Figura 3.66 – Curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical durante ensaio interrompido da viga B2.

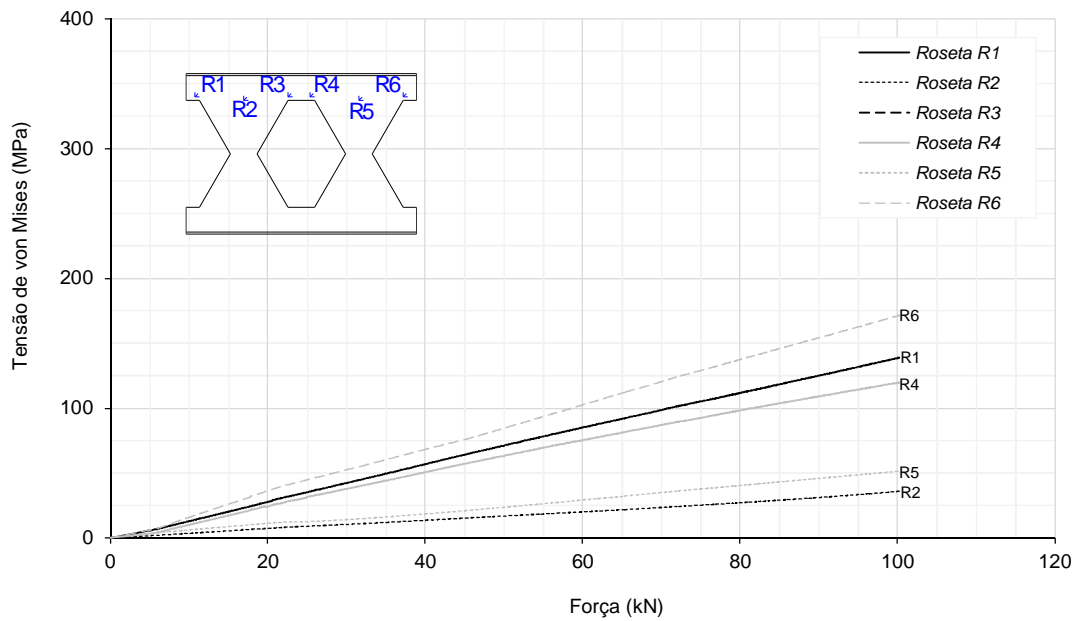


Figura 3.67 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga B1 (ensaio interrompido).

Na Figura 3.68, apresenta-se a viga B2, com destaque para os montantes que sofreram instabilidade.

(a)



(b)



**Figura 3.68 – Flambagem dos montantes de alma na viga B2:
(a) próximo da carga máxima; (b) próximo ao final do ensaio.**

As medições dos transdutores DT1 e DT7 (Figura 3.69) confirmaram que não houve nenhuma instabilidade global da viga. Os valores medidos no início do ensaio caracterizam a acomodação da viga sob a carga aplicada e, após o início da FMA, o avanço desses deslocamentos (em sentido contrário) deve-se ao giro da seção transversal decorrente da flambagem dos montantes.

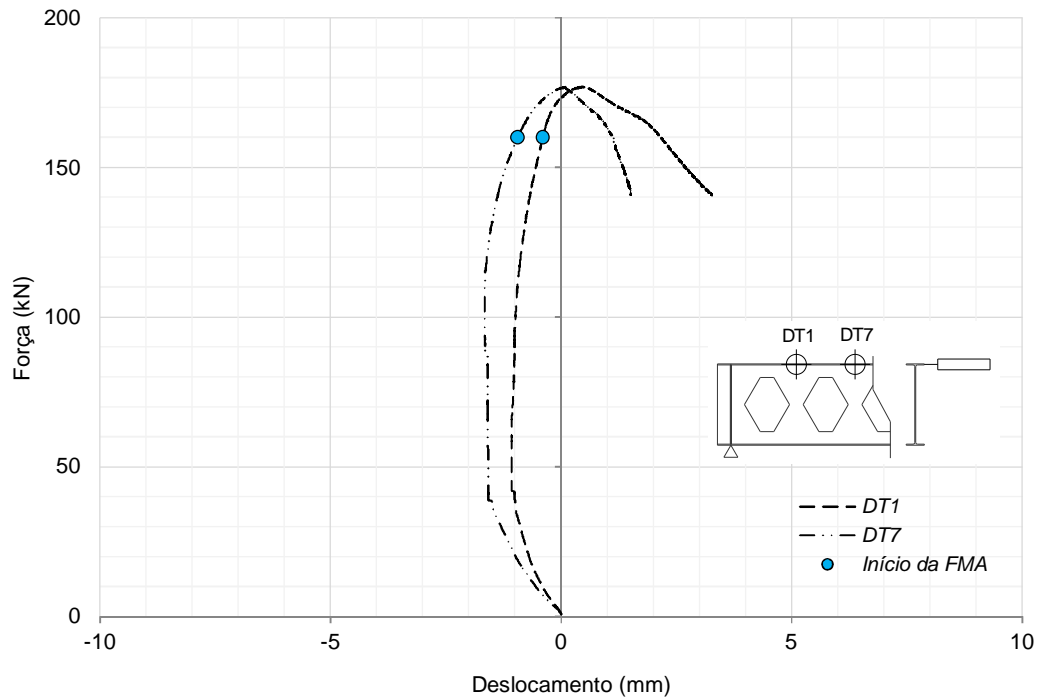


Figura 3.69 – Curvas carregamento *versus* deslocamento lateral na mesa superior da viga B2.

No gráfico da Figura 3.70 são apresentadas as curvas carga-deslocamento nos pontos dos transdutores DT6 e DT13 (ver Figura 3.37 e Tabela 3.9). Nota-se que as curvas permanecem praticamente lineares até por volta dos 160 kN – cerca de 90% da capacidade máxima da viga – quando tem início a flambagem dos montantes.

Na Figura 3.71 é apresentado o perfil de deslocamentos laterais no montante de alma instrumentado mais próximo ao apoio da viga B2. Esse perfil foi obtido somando-se os deslocamentos medidos com o perfil de imperfeições iniciais presentes na viga. Nota-se que, no instante da carga máxima, as deformações no montante já caracterizavam a ocorrência da FMA. Entretanto, essas deformações aumentaram significativamente após o pico de carga. A configuração da deformada devido à instabilidade foi similar em ambos os montantes, conforme se pode ver na Figura 3.68b.

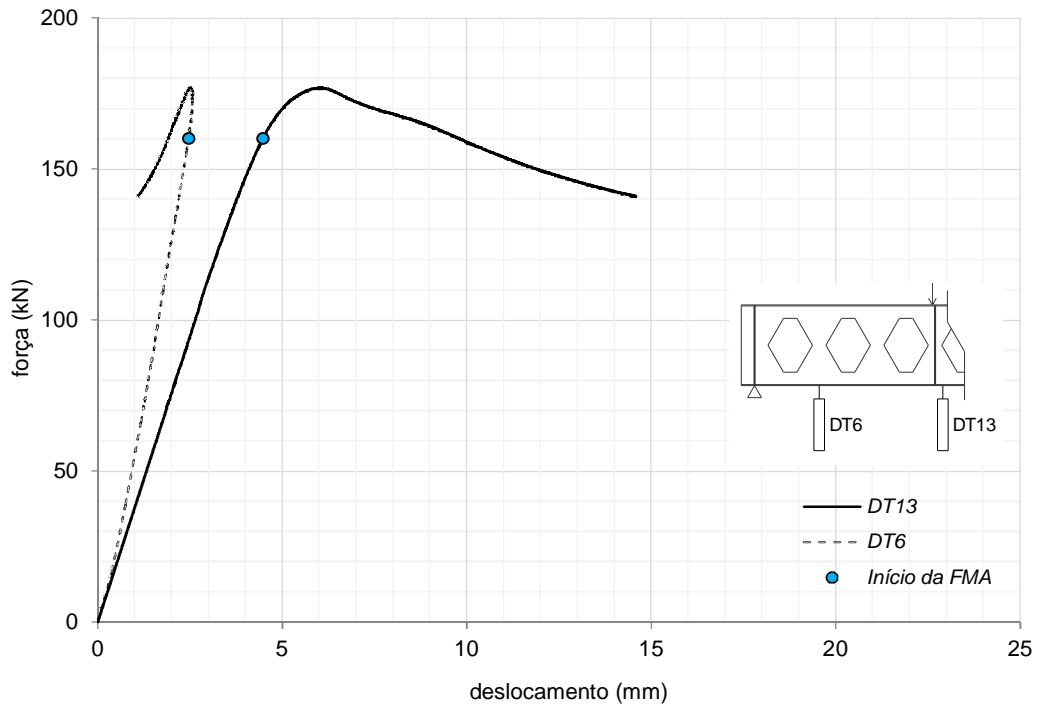


Figura 3.70 – Curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical no ensaio da viga B2.

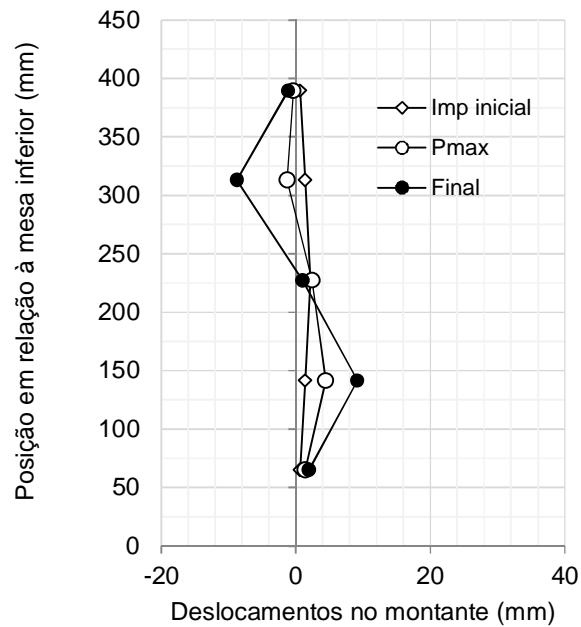


Figura 3.71 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga B2.

Nos gráficos da Figura 3.72 são apresentadas as tensões de von Mises nos pontos em que foram instalados os extensômetros, em função do carregamento aplicado na viga, e,

limitada pela tensão de escoamento do aço. Observa-se que o escoamento do material inicia nas regiões dos cantos dos alvéolos que fazem parte da diagonal comprimida (roseta R6⁸), já próximo da carga máxima. Em seguida, começa a plastificação na região das rosetas R1 e R4. E, por fim, já após o pico de carga, as tensões aumentaram até a plastificação na região da roseta R2 e até quase a plastificação na região da roseta R5.

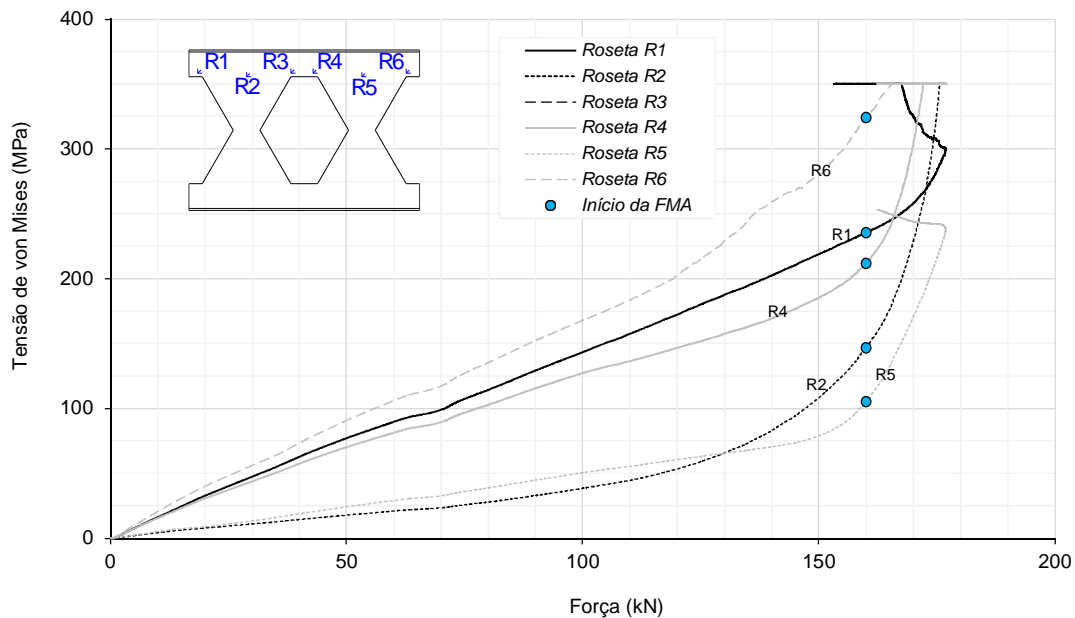


Figura 3.72 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga B2.

Quando teve início a FMA já havia iniciado a plastificação na região da roseta R3⁹. Portanto, a flambagem ocorreu no início do regime inelástico. No entanto, logo após o início da instabilidade dos montantes, as tensões aumentaram significativamente, indicando uma possível plastificação de quase toda a região dos dois montantes mostrados na Figura 3.68. O aumento da magnitude das tensões de von Mises ocorre, pois as diagonais mobilizadas após o início da deformação do montante possuem uma largura que abrange praticamente toda a largura do montante em padrão anglo-saxão.

⁸ Por uma falha no isolamento de um dos extensômetros da roseta R3, houve comprometimento das leituras do mesmo, o que impossibilitou a obtenção das tensões de von Mises naquele ponto.

⁹ Apesar da perda de um dos extensômetros, os resultados dos outros dois extensômetros indicam a tendência de tensões significativamente mais elevadas na região da roseta R3, comparada à roseta R6.

3.6.6 Ensaio da Viga B3

A viga B3 foi ensaiada durante 47 minutos, chegando a um deslocamento máximo no transdutor DT13 da ordem de 21 mm ao final do ensaio. A instabilidade dos montantes de alma teve início aos 25 minutos do início do ensaio, já muito próximo à carga máxima. Aos 30 minutos de ensaio, a viga atingiu a capacidade máxima de 332 kN. O ensaio foi interrompido na fase pós-pico quando a capacidade resistente da viga B3 era de 232 kN, o que corresponde a 70% da carga máxima.

As medições dos transdutores DT1 e DT7 (Figura 3.73) atestaram que não houve nenhuma instabilidade global da viga durante o ensaio. O pequeno deslocamento medido no início do ensaio caracteriza a acomodação da viga sob a carga aplicada. O avanço desses deslocamentos após o início da FMA deve-se ao giro da seção transversal decorrente da flambagem dos montantes.

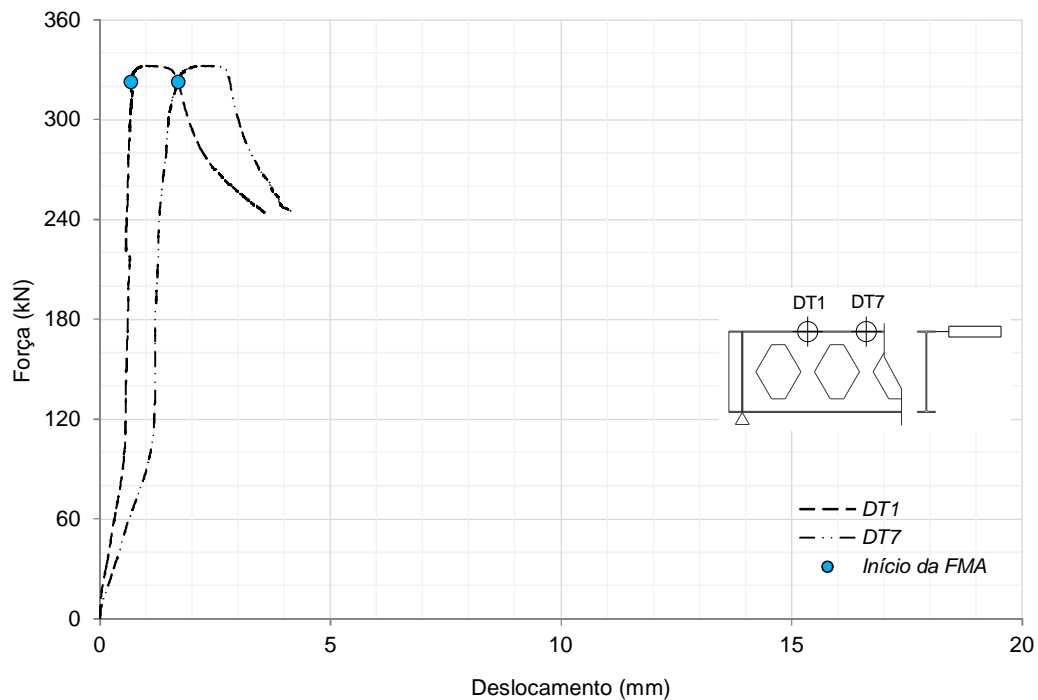


Figura 3.73 – Curvas carregamento *versus* deslocamento lateral na mesa superior da viga B3.

Na Figura 3.74 é apresentada a evolução da FMA ao longo do ensaio. O início da instabilidade dos montantes (Figura 3.74a) foi caracterizado por uma mudança na inclinação na curva carga *versus* deslocamento vertical (Figura 3.75). Quando a viga atinge a capacidade máxima, ocorre uma queda brusca da carga (Figura 3.75) associada a

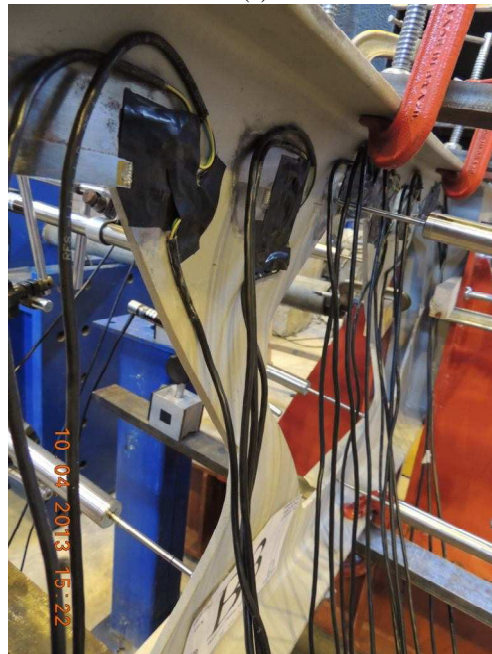
um aumento progressivo dos deslocamentos devidos à instabilidade dos montantes (Figura 3.74b, c, d).



(a)



(b)



(c)



(d)

**Figura 3.74 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA, na viga B3:
(a) início do fenômeno; (b) logo após a carga máxima;
(c) próximo ao final do ensaio e (d) após o ensaio.**

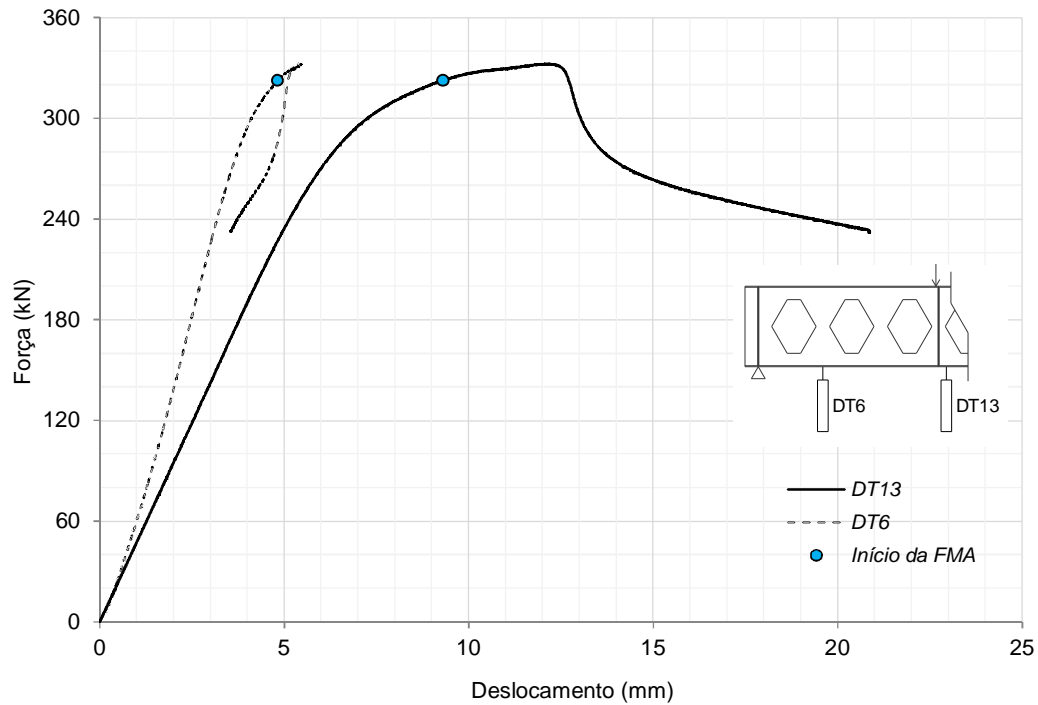


Figura 3.75 – Curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical no ensaio da viga B3.

Na Figura 3.76 é apresentado o perfil de deslocamentos laterais no montante de alma instrumentado mais próximo ao apoio da viga B3. Esse perfil foi obtido somando-se os deslocamentos medidos com o perfil de imperfeições iniciais presentes na viga. Nota-se que, no instante da carga máxima, as deformações no montante ainda não caracterizavam a ocorrência da FMA. No entanto, essas deformações aumentaram significativamente após o pico de carga. A configuração da deformada devido à instabilidade foi similar em ambos os montantes, conforme se pode ver na Figura 3.74.

Nos gráficos da Figura 3.77 são apresentadas as tensões de von Mises nos pontos em que foram instalados os extensômetros, em função do carregamento aplicado na viga, limitadas pela tensão de escoamento do aço. Observa-se que o escoamento do material inicia nas regiões dos cantos dos alvéolos, entre 50 e 70% da carga máxima, muito antes do início da FMA. E, por fim, já após o pico de carga, as tensões aumentaram nas rosetas R2 e R5, chegando à plastificação na roseta R2. O aumento da magnitude das tensões de von Mises ocorre pois as diagonais mobilizadas após o início da deformação do montante possuem uma largura que abrange praticamente toda a largura do montante em padrão anglo-saxão.

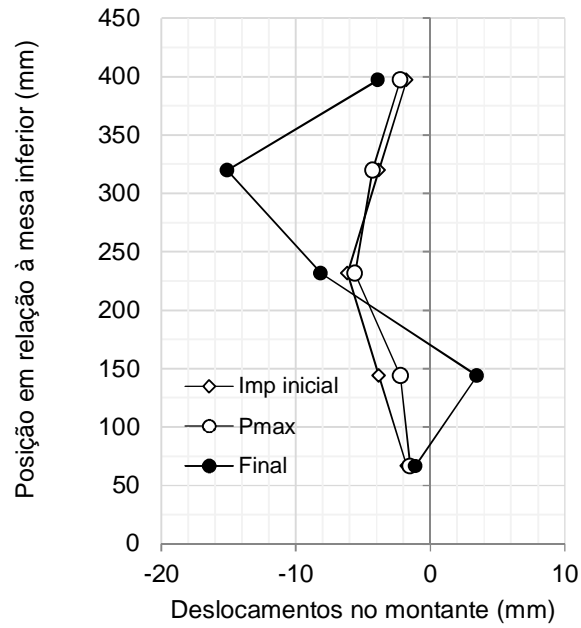


Figura 3.76 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga B3.

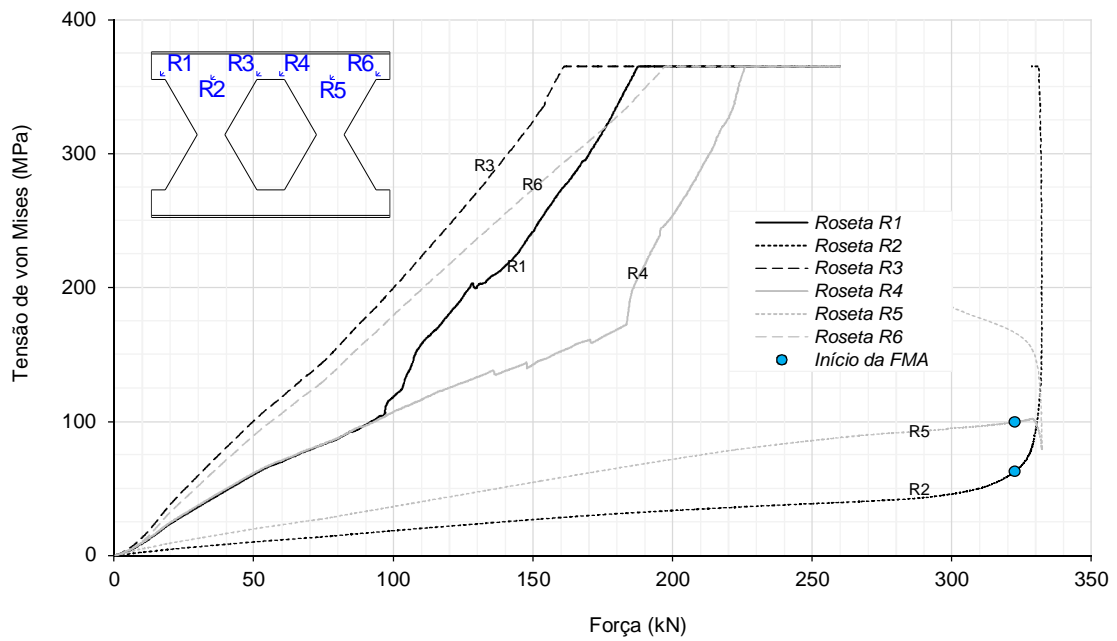


Figura 3.77 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga B3.

3.6.7 Ensaio da Viga B4

A viga B4 foi ensaiada durante 49 minutos, chegando a um deslocamento máximo no transdutor DT13 da ordem de 21 mm ao final do ensaio. A instabilidade dos montantes de alma teve início aos 21 minutos do início do ensaio, já muito próximo à carga máxima. Aos 26 minutos de ensaio, a viga atingiu a capacidade máxima de 318 kN. O ensaio foi interrompido quando a capacidade resistente da viga era de 224 kN, o que corresponde a 70% da carga máxima. Na Figura 3.78 é apresentada a viga B4, ao final do ensaio, quando está bem visível a flambagem dos montantes e o consequente giro das mesas.



Figura 3.78 – Aspecto global da viga B4, ao final do ensaio.

As medições dos transdutores DT1 e DT7 (Figura 3.79) atestaram que não houve nenhuma instabilidade global da viga durante o ensaio. O pequeno deslocamento medido no início do ensaio caracteriza a acomodação da viga sob a carga aplicada. O retrocesso e mudança de sentido desses deslocamentos após o início da FMA devem-se ao giro da seção transversal decorrente da flambagem dos montantes.

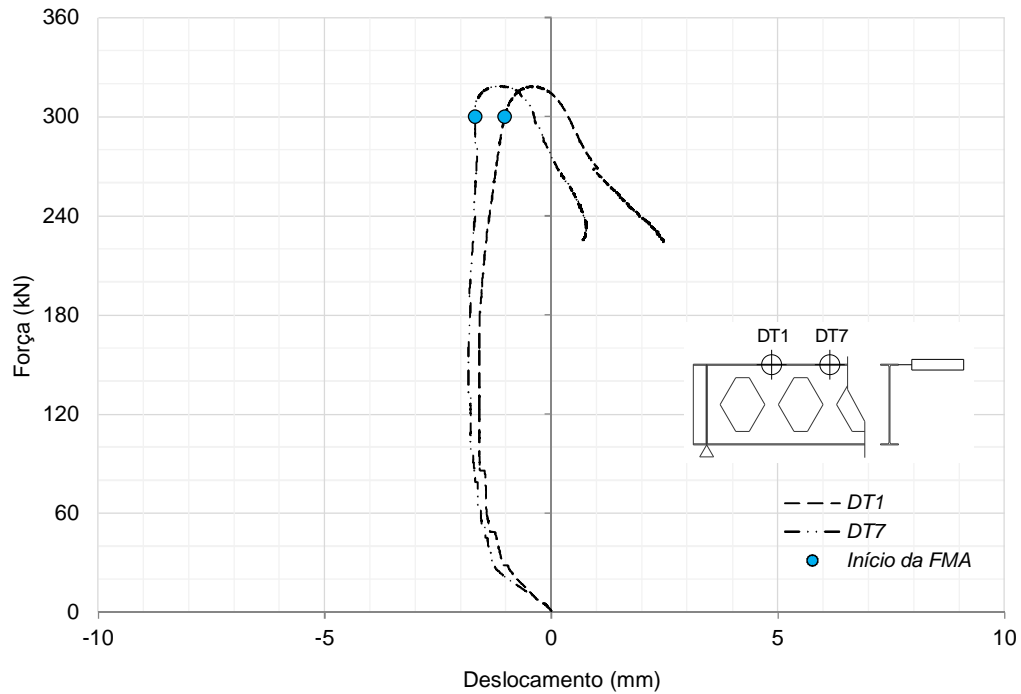


Figura 3.79 – Curvas carregamento *versus* deslocamento lateral na mesa superior da viga B4.

Na Figura 3.80 é apresentada a evolução da FMA ao longo do ensaio. O início da instabilidade dos montantes (Figura 3.80a) foi caracterizado por uma mudança na inclinação na curva carga *versus* deslocamento vertical (Figura 3.81). Quando a viga atinge a capacidade máxima, ocorre uma rápida queda da capacidade da viga (Figura 3.81) associada a um aumento progressivo dos deslocamentos devido à FMA (Figura 3.74b, c).

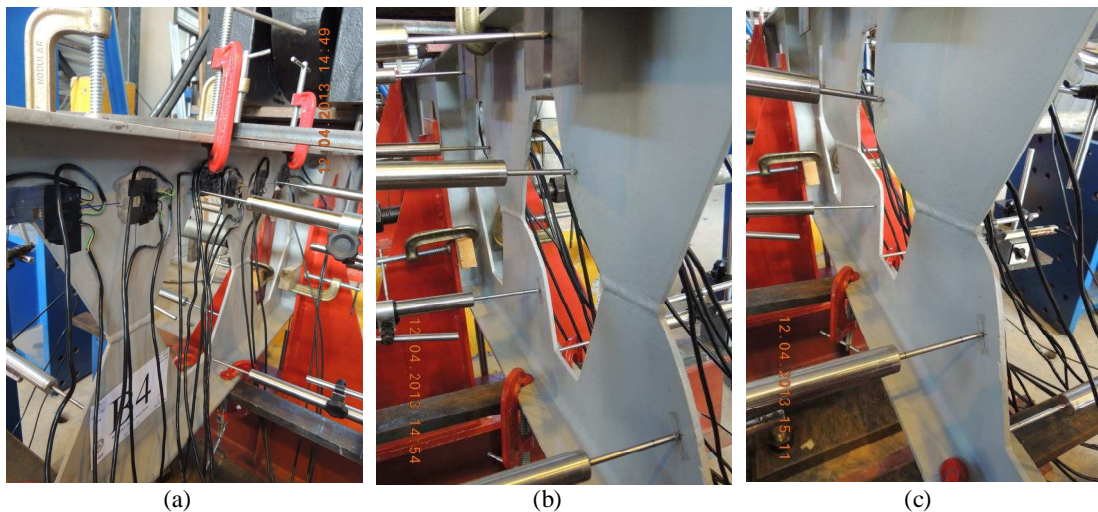


Figura 3.80 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA, na viga B4: (a) início do fenómeno; (b) logo após a carga máxima e (c) próximo ao final do ensaio.

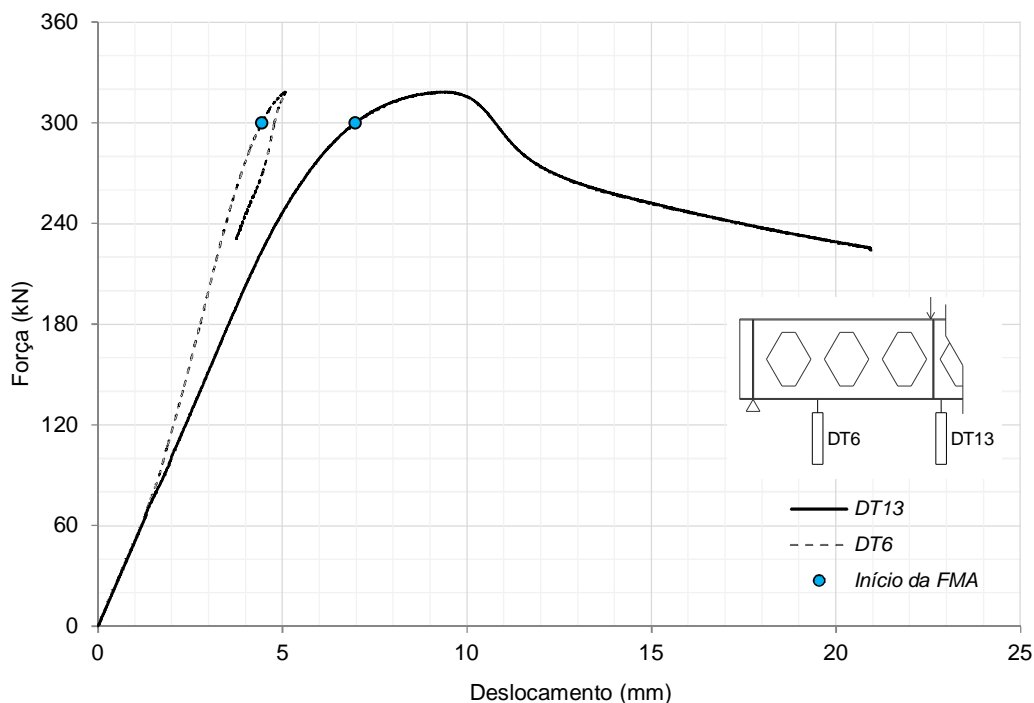


Figura 3.81 – Curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical no ensaio da viga B4.

Na Figura 3.82 é apresentado o perfil de deslocamentos laterais no montante de alma instrumentado mais próximo ao apoio da viga B4. Esse perfil foi obtido somando-se os deslocamentos medidos com o perfil de imperfeições iniciais da viga. No instante da carga máxima, a deformada do montante ainda não caracterizava a FMA. No entanto, essas deformações aumentaram significativamente após o pico de carga. Foi observada similaridade nas deformadas dos dois montantes (Figura 3.80).

Nos gráficos da Figura 3.83 são apresentadas as tensões de von Mises nos pontos em que foram instalados os extensômetros, em função do carregamento aplicado na viga, limitadas pela tensão de escoamento do aço. Observa-se que o escoamento do material inicia nas regiões dos cantos dos alvéolos, entre 60 e 80% da carga máxima, muito antes do início da FMA. E, por fim, já após o pico de carga, as tensões aumentaram nas rosetas R2 e R5, chegando à plastificação nessas regiões. O aumento da magnitude das tensões de von Mises ocorre, pois as diagonais mobilizadas após o início da deformação do montante possuem uma largura que abrange praticamente toda a largura do montante em padrão anglo-saxão.

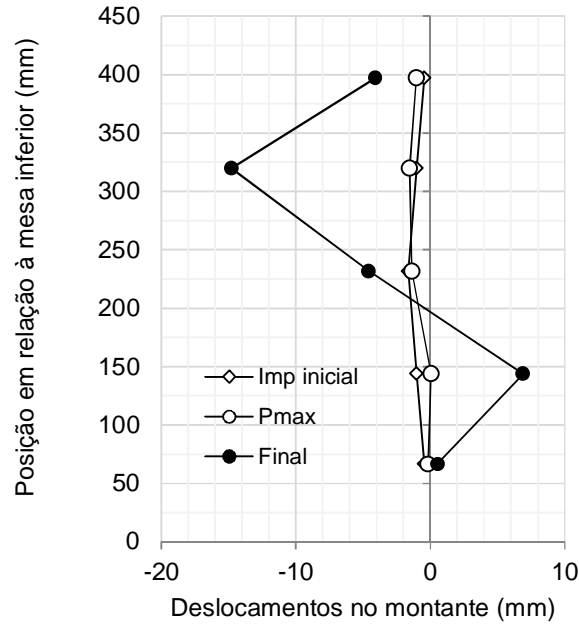


Figura 3.82 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga B4.

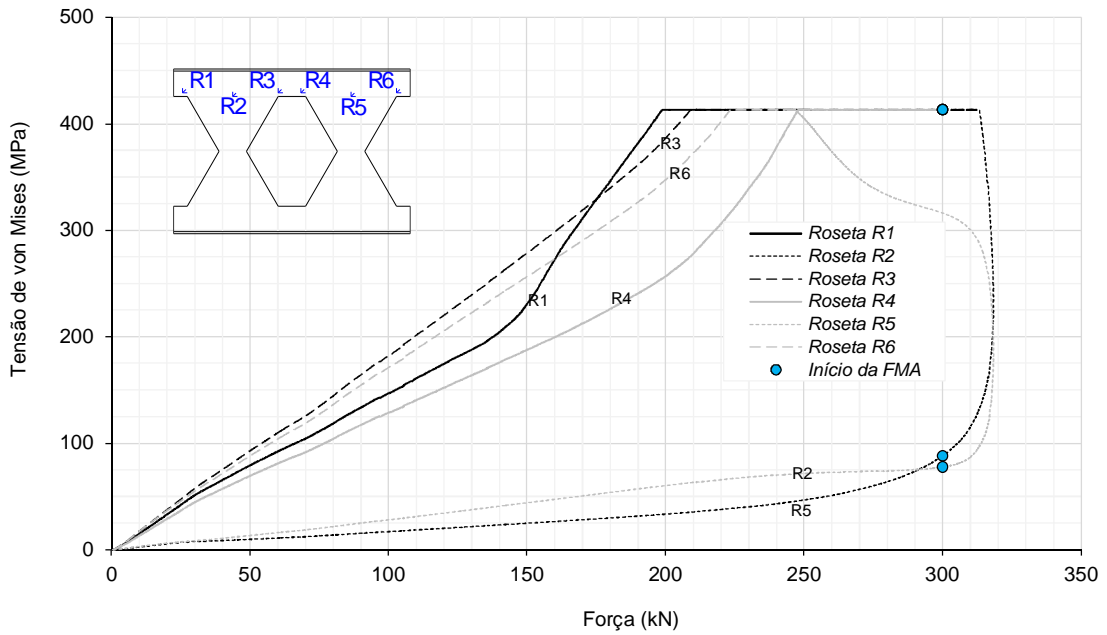


Figura 3.83 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga B4.

3.6.8 Ensaio da Viga B5

A viga B5 foi ensaiada durante 62 minutos, chegando a um deslocamento máximo no transdutor DT13 de 26 mm ao final do ensaio. A instabilidade dos montantes de alma teve início aos 30 minutos do início do ensaio, próximo à carga máxima. Aos 37 minutos de ensaio, a viga atingiu a capacidade máxima de 492 kN. O ensaio foi interrompido quando a capacidade resistente da viga era de 344 kN, o que corresponde a 70% da carga máxima. Na Figura 3.84 é apresentado o ensaio da viga B5, em um instante em que a carga aplicada era da ordem de 300 kN, ainda antes do início da instabilidade dos montantes.

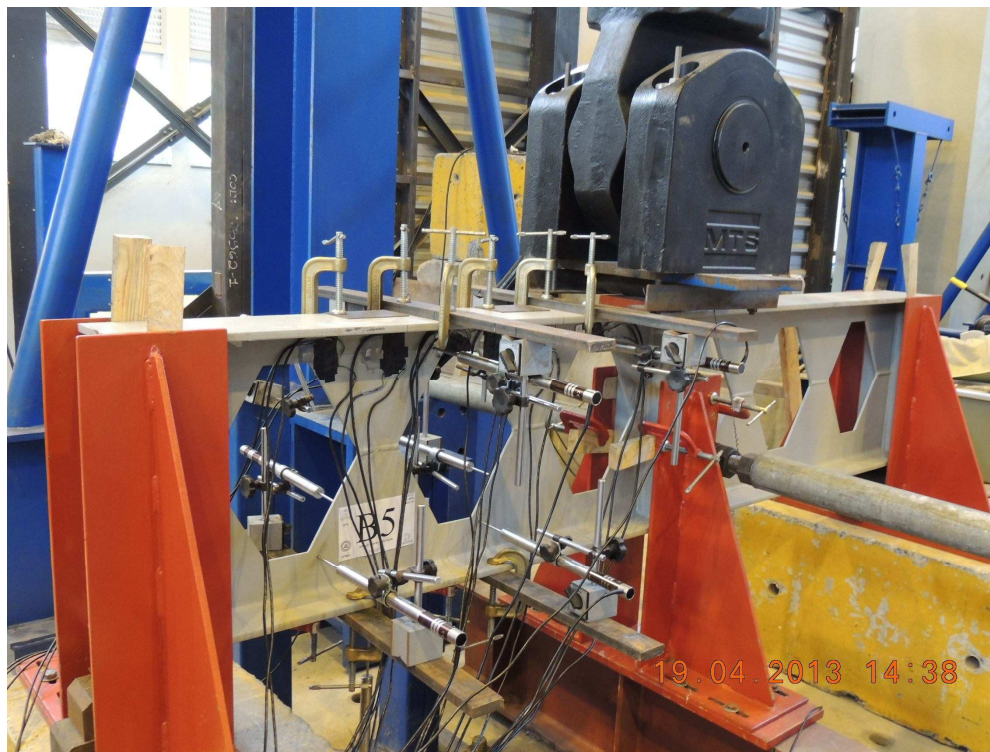


Figura 3.84 – Viga B5, antes do início da FMA.

As medições dos transdutores DT1 e DT7 (Figura 3.85) atestaram que não houve nenhuma instabilidade global da viga durante o ensaio. O pequeno deslocamento medido no início do ensaio caracteriza a acomodação do conjunto atuador-viga na aplicação do carregamento (Figura 3.86). O retrocesso e mudança de sentido desses deslocamentos após o início da FMA devem-se ao giro da seção transversal decorrente da flambagem dos montantes.

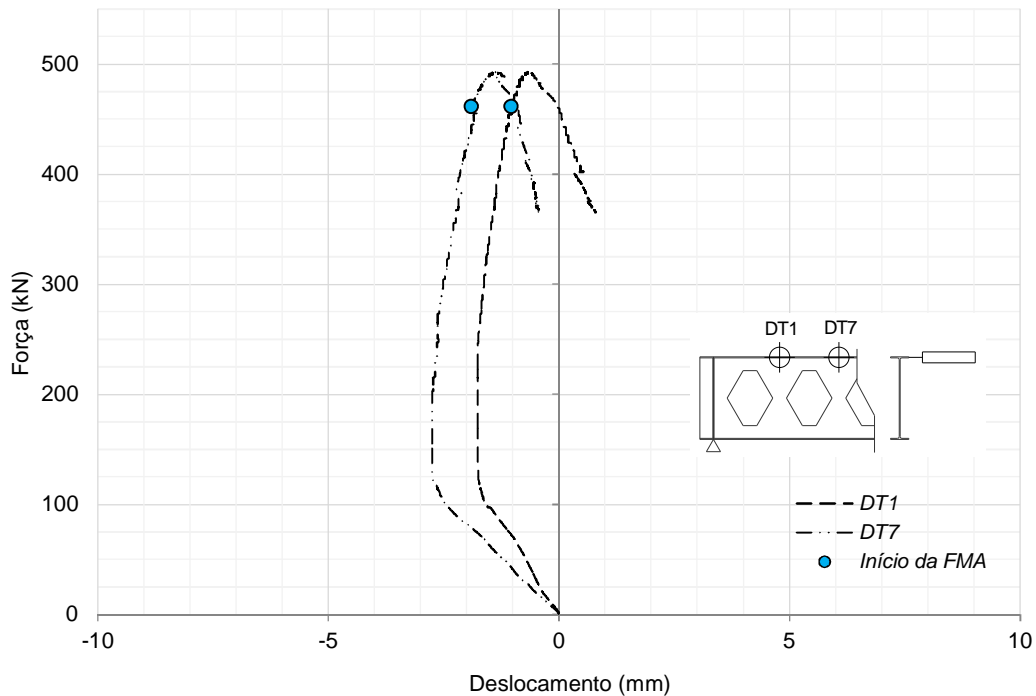


Figura 3.85 – Curvas carregamento *versus* deslocamento lateral na mesa superior da viga B5.



Figura 3.86 – Acomodação do conjunto viga/atuador no ensaio da viga B5:
(a) no início do ensaio ($P \approx 50$ kN), o eixo do atuador não era ortogonal ao plano da mesa e
(b) após a acomodação da do conjunto ($P \approx 220$ kN).

Na Figura 3.87 é apresentada a evolução da instabilidade dos montantes ao longo do ensaio. A flambagem dos montantes começa a ser notada no ensaio (Figura 3.87a), logo após a mudança de inclinação da curva carga-deslocamento (Figura 3.88). Na fase ascendente da curva da Figura 3.88 após o início da FMA, os deslocamentos nos montantes crescem pouco (Figura 3.87b) até à carga máxima. Logo após a carga máxima, nota-se uma queda da capacidade de carga em uma velocidade constante até por volta dos 460 kN, e logo em seguida a curva aumenta a inclinação. Nesse instante, os

deslocamentos de FMA nos montantes começam a crescer rapidamente (Figura 3.87c) até ao final do ensaio (Figura 3.87d).

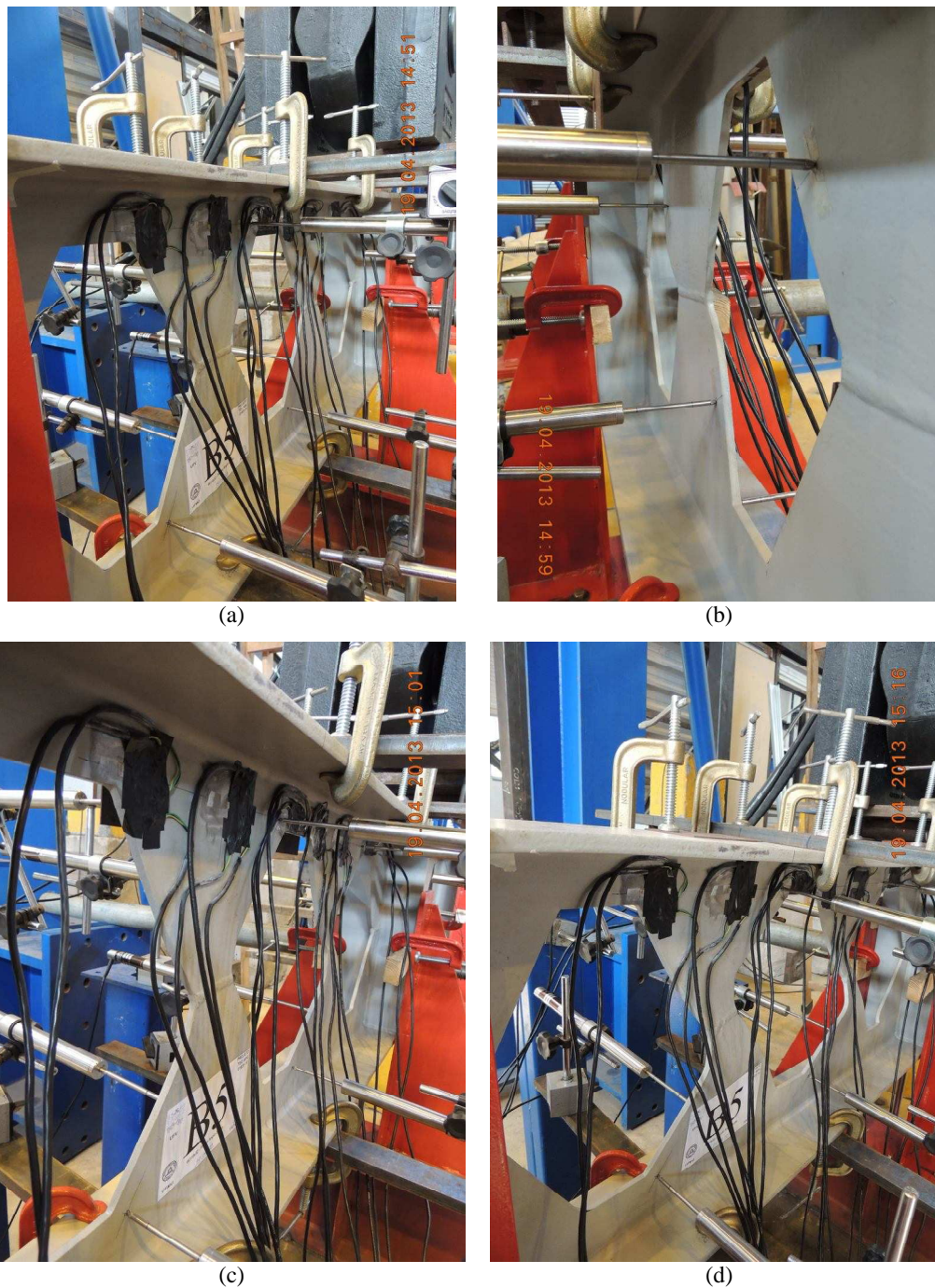


Figura 3.87 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA, na viga B5:
(a) início do fenómeno ($P \approx 465$ kN); (b) logo após a carga máxima ($P \approx 480$ kN);
(c) para $P \approx 440$ kN e (d) próximo ao final do ensaio ($P \approx 355$ kN).

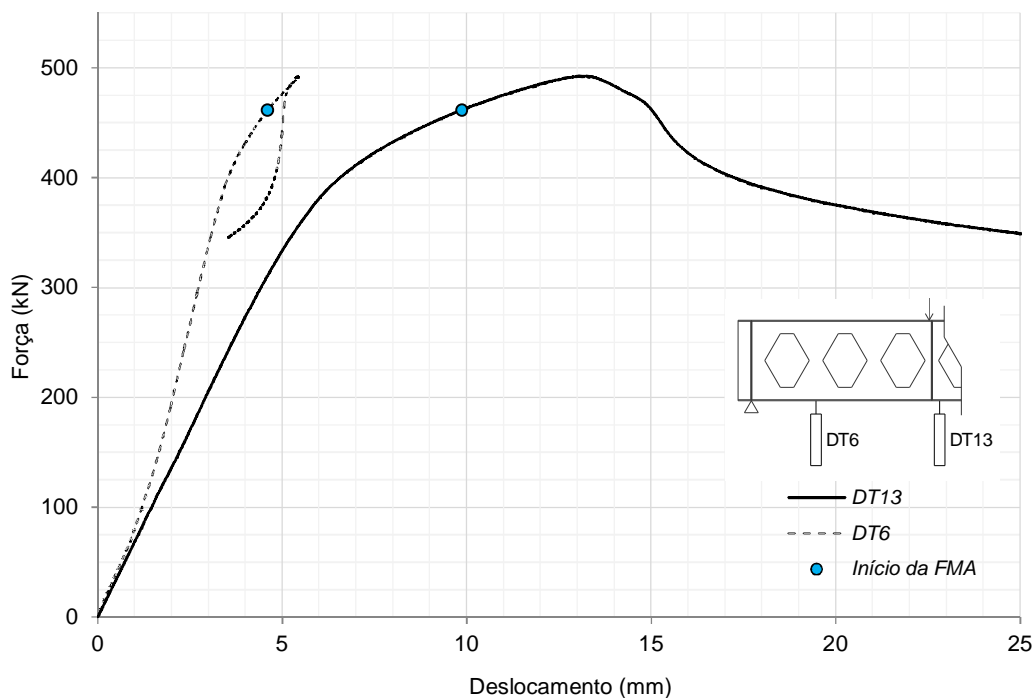


Figura 3.88 – Curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical no ensaio da viga B5.

Na Figura 3.89 é apresentado o perfil de deslocamentos laterais no montante de alma instrumentado mais próximo ao apoio da viga B5. Esse perfil foi obtido somando-se os deslocamentos medidos com o perfil de imperfeições iniciais da viga. No instante da carga máxima, os deslocamentos no montante de alma eram praticamente nulos, de forma que não se podia notar a deformada característica de flambagem dos montantes, conforme pode ser visto na Figura 3.87a. Entretanto, após a carga máxima as deformações aumentaram significativamente, chegando a deslocamentos medidos no montante de até 18 mm. Como se pode notar na Figura 3.87, as deformadas dos dois montantes de alma que sofreram flambagem foi bastante similar.

Nos gráficos da Figura 3.90 são apresentadas as tensões de von Mises nos pontos em que foram instalados os extensômetros, em função do carregamento aplicado na viga, limitadas pela tensão de escoamento do aço. Observa-se que o escoamento do material inicia nas regiões dos cantos dos alvéolos que fazem parte das diagonais comprimidas, entre 30 e 45% da carga máxima. Por volta de 60% da carga máxima, tem início a plastificação dos cantos dos alvéolos que fazem parte das diagonais tracionadas dos montantes, ainda muito antes do início da flambagem dos montantes. A FMA inicia quando as tensões nas rosetas R2 e R5 ainda estão em um patamar inferior a 20% da

resistência ao escoamento do material. No entanto, logo após o início da flambagem, as tensões aumentam nessa região, chegando à plastificação de todo o montante.

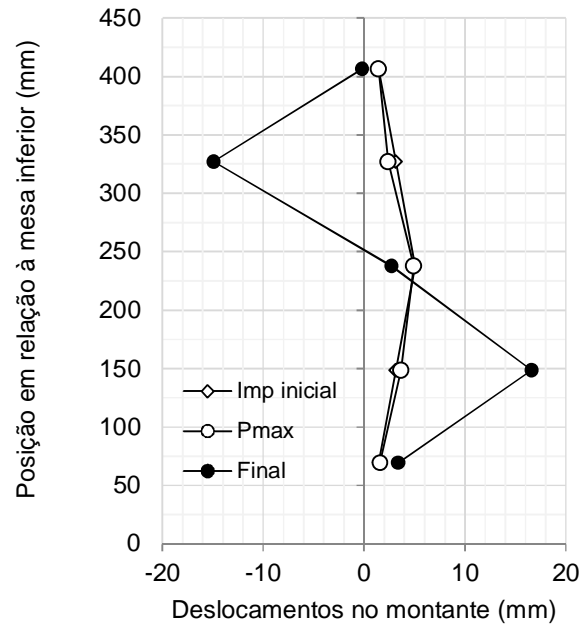


Figura 3.89 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga B5.

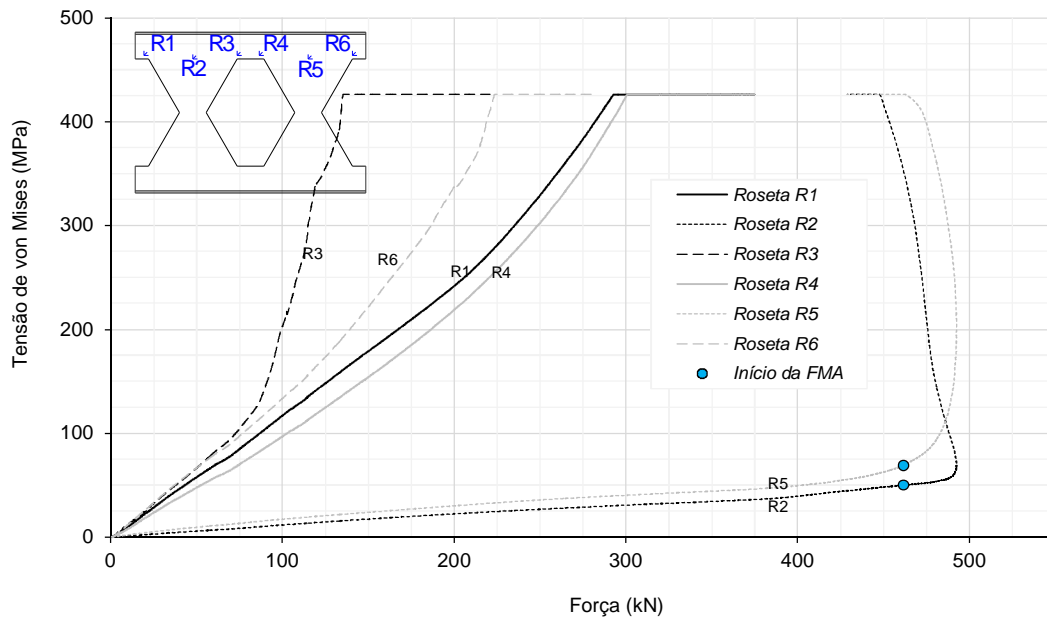


Figura 3.90 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga B5.

3.6.9 Ensaio da Viga B6

A viga B6 foi ensaiada durante 51 minutos, chegando a um deslocamento máximo no transdutor DT13 de 19 mm ao final do ensaio. A instabilidade dos montantes de alma teve início aos 30 minutos do início do ensaio, a 90% da carga máxima. A viga atingiu a capacidade máxima de 533 kN aos 41 minutos de ensaio. O ensaio foi interrompido na fase pós-pico quando a capacidade resistente da viga era de 416 kN, o que corresponde a 78% da carga máxima. Na Figura 3.91 é apresentado o ensaio da viga B6, em um instante em que a carga aplicada era da ordem de 470 kN, ainda antes do início da instabilidade dos montantes.



Figura 3.91 – Viga B6, antes do início da FMA.

No ensaio da viga B5, o atuador de carga sofreu um pequeno giro para acomodação da viga sob o carregamento (Figura 3.86). Consequentemente, na realização do ensaio da viga B6, imediatamente após o ensaio da viga B5, o atuador estava com essa pequena inclinação. Além disso, ainda havia uma pequena inclinação da mesa superior da viga B6 em relação ao atuador. Desse modo, a carga foi aplicada com uma ligeira inclinação. Devido à inclinação e da alta magnitude da carga, em dez ocasiões durante o ensaio a rótula do atuador sofreu um pequeno giro. Nessas ocasiões, havia uma oscilação na carga

aplicada, como pode ser visto nos gráficos que seguem. Antes de a viga atingir a capacidade máxima, resolveu-se colocar um travamento na rótula do atuador para evitar que esta continuasse a girar e comprometesse o final do ensaio (Figura 3.92).

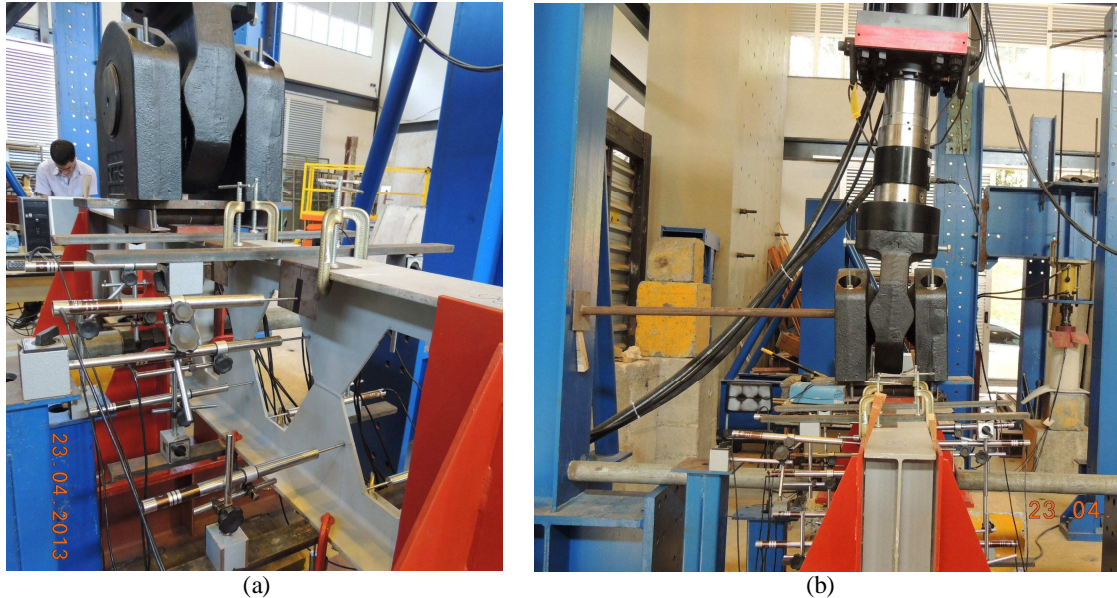


Figura 3.92 – Ensaio da viga B6: (a) eixo do atuador inclinado em relação à mesa da viga e (b) travamento posicionado para impedir que a rótula continuasse a girar.

Ao analisar as medições dos transdutores DT1 e DT7 (Figura 3.93), observa-se um pequeno deslocamento medido no início do ensaio, que caracteriza a acomodação da viga. Em seguida, os consecutivos giros da rótula do atuador a uma carga elevada provocou uma ligeira movimentação da viga como um todo, mas, não caracterizou nenhum tipo de instabilidade global. Na fase final do ensaio, os deslocamentos são devidos principalmente ao giro da seção transversal decorrente da flambagem dos montantes.

Na Figura 3.94 é apresentada a evolução da FMA ao longo do ensaio. A flambagem dos montantes começa a ser notada no ensaio (Figura 3.94a) logo após a mudança de inclinação da curva carga-deslocamento (Figura 3.95). Na fase ascendente da curva da Figura 3.95 após o início da FMA, os deslocamentos nos montantes não crescem muito até a carga máxima. Logo após a carga máxima (Figura 3.94b), nota-se uma evolução mais rápida da FMA até ao final do ensaio (Figura 3.94c).

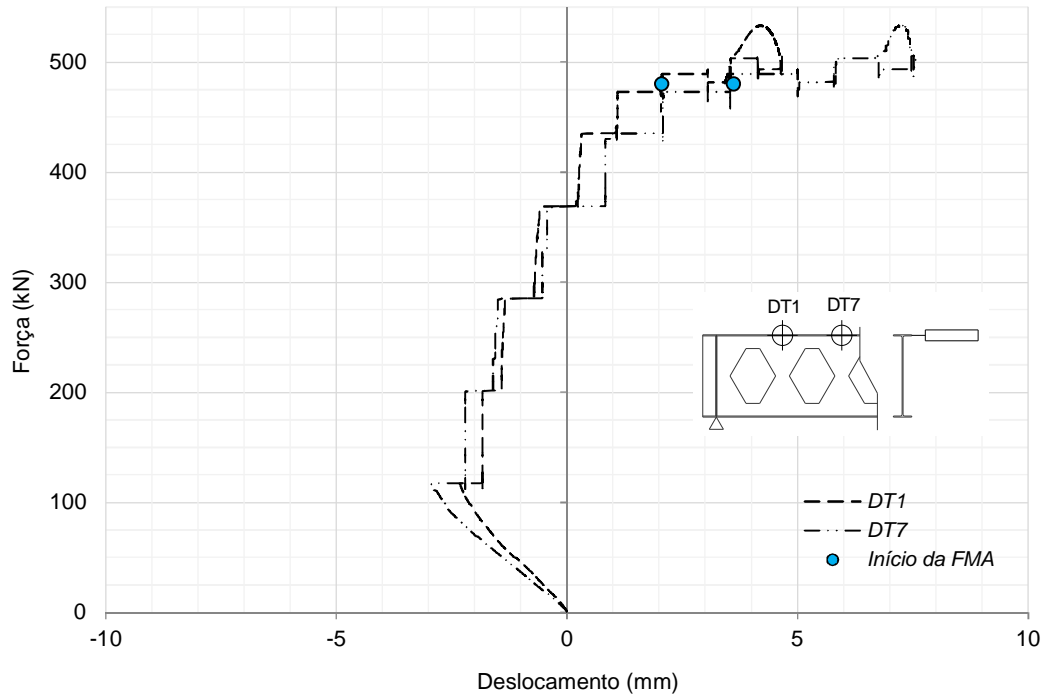


Figura 3.93 – Curvas carregamento *versus* deslocamento lateral na mesa superior da viga B6.

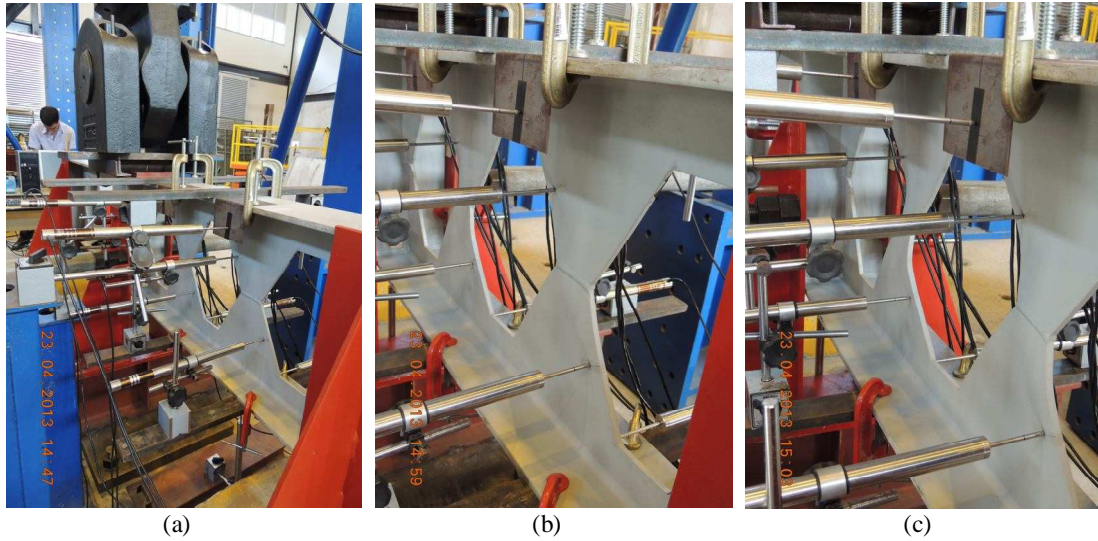


Figura 3.94 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA, na viga B6:
 (a) início do fenômeno ($P \approx 490$ kN); (b) após a carga máxima ($P \approx 510$ kN);
 e (c) próximo ao final do ensaio ($P \approx 435$ kN).

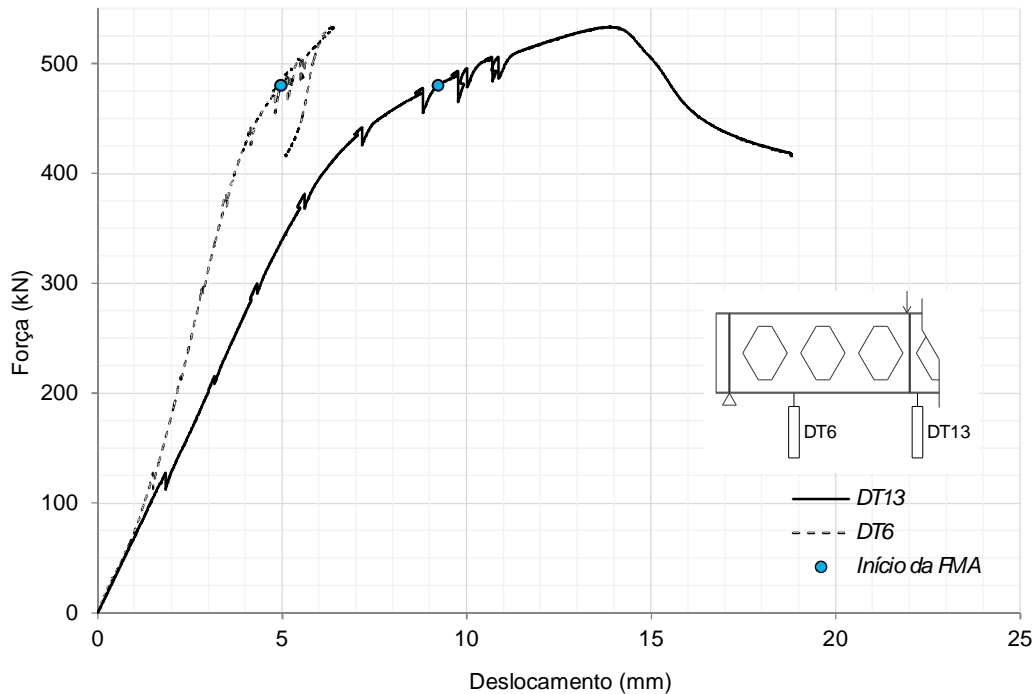


Figura 3.95 – Curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical no ensaio da viga B6.

Na Figura 3.96 é apresentado o perfil de deslocamentos laterais no montante de alma instrumentado mais próximo ao apoio da viga B6. Esse perfil foi obtido somando-se os deslocamentos medidos com o perfil de imperfeições iniciais da viga. No instante da carga máxima, os deslocamentos no montante de alma eram praticamente nulos, de forma que não se podia notar a deformada característica de flambagem dos montantes, conforme pode ser visto na Figura 3.94a. Entretanto, após a carga máxima as deformações aumentaram significativamente, chegando a deslocamentos medidos no montante de até 14 mm. Como se pode notar na Figura 3.94, as deformadas dos dois montantes de alma que sofreram flambagem foi similar.

Nos gráficos da Figura 3.97 são apresentadas as tensões de von Mises nos pontos em que foram instalados os extensômetros, em função do carregamento aplicado na viga, e, limitada pela tensão de escoamento do aço. Observa-se que o escoamento do material inicia nas regiões dos cantos dos alvéolos adjacentes ao montante instrumentado mais próximo ao apoio (rosetas R1 e R3), entre 40 e 60% da carga máxima. Entre 65 e 80% inicia-se a plastificação nas regiões das rosetas R4 e R6, ainda antes do início da flambagem dos montantes. A FMA inicia quando as tensões nas rosetas R2 e R5 ainda estão em um patamar inferior a 25% da resistência ao escoamento do material. No

entanto, logo após o início da flambagem, as tensões aumentam nessa região, chegando à plastificação de todo o montante.

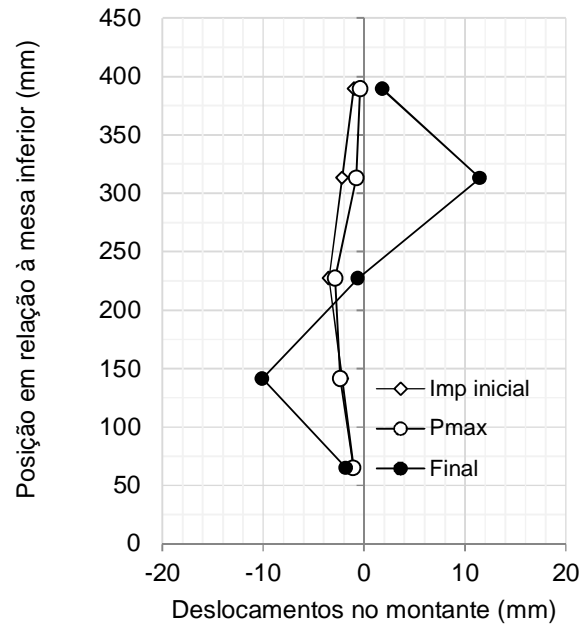


Figura 3.96 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga B6.

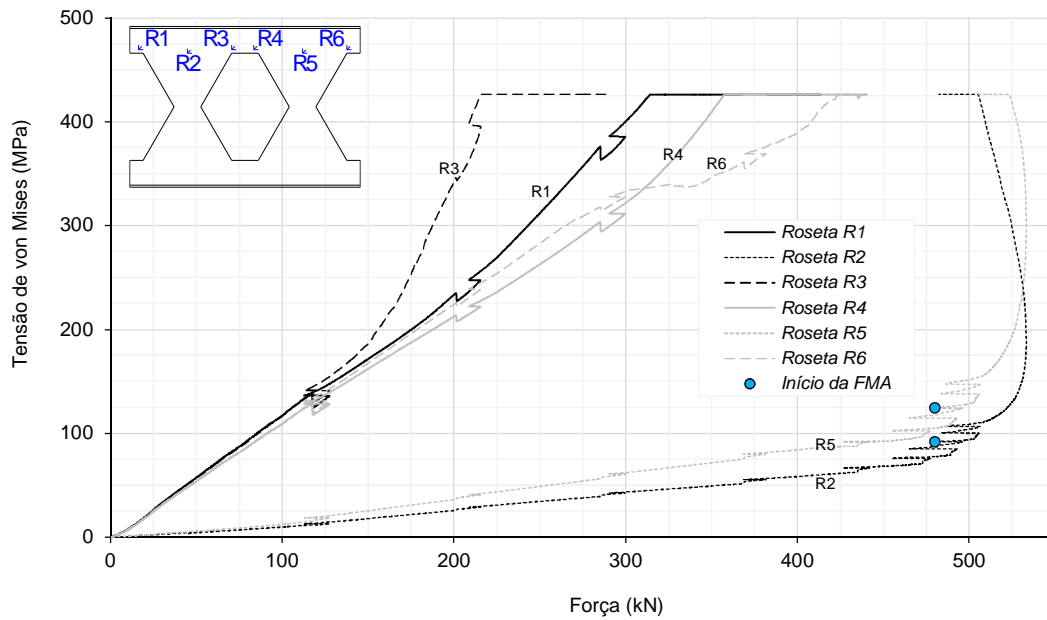


Figura 3.97 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga B6.

3.6.10 Ensaio da Viga C1

A viga C1 foi ensaiada durante 48 minutos, chegando a um deslocamento máximo no transdutor DT11 (ver Figura 3.38) da ordem de 23 mm ao final do ensaio. A instabilidade dos montantes de alma teve início por volta dos 5 minutos do início do ensaio, a apenas 28% da carga máxima. Devido à alta esbelteza da alma, aliada às altas imperfeições iniciais, desde o início do ensaio era possível notar a retificação na diagonal tracionada, e, em seguida, o avanço dos deslocamentos na diagonal comprimida. Aos 23 minutos de ensaio, a viga atinge a capacidade máxima de 138 kN. O ensaio foi interrompido na fase pós-pico quando a capacidade resistente da viga era de 108 kN, o que corresponde a 78% da carga máxima. Na Figura 3.98 é apresentada a montagem do ensaio da viga C1, antes do início da aplicação do carregamento.



Figura 3.98 – Viga C1, antes do início do ensaio.

As medições do transdutor DT1 (Figura 3.99) atestaram que não houve nenhuma instabilidade global da viga durante o ensaio. O pequeno deslocamento medido no início do ensaio caracteriza a acomodação do conjunto atuador-viga na aplicação do carregamento. No final do ensaio, o avanço desses deslocamentos deve-se ao giro da seção transversal decorrente da flambagem dos montantes.

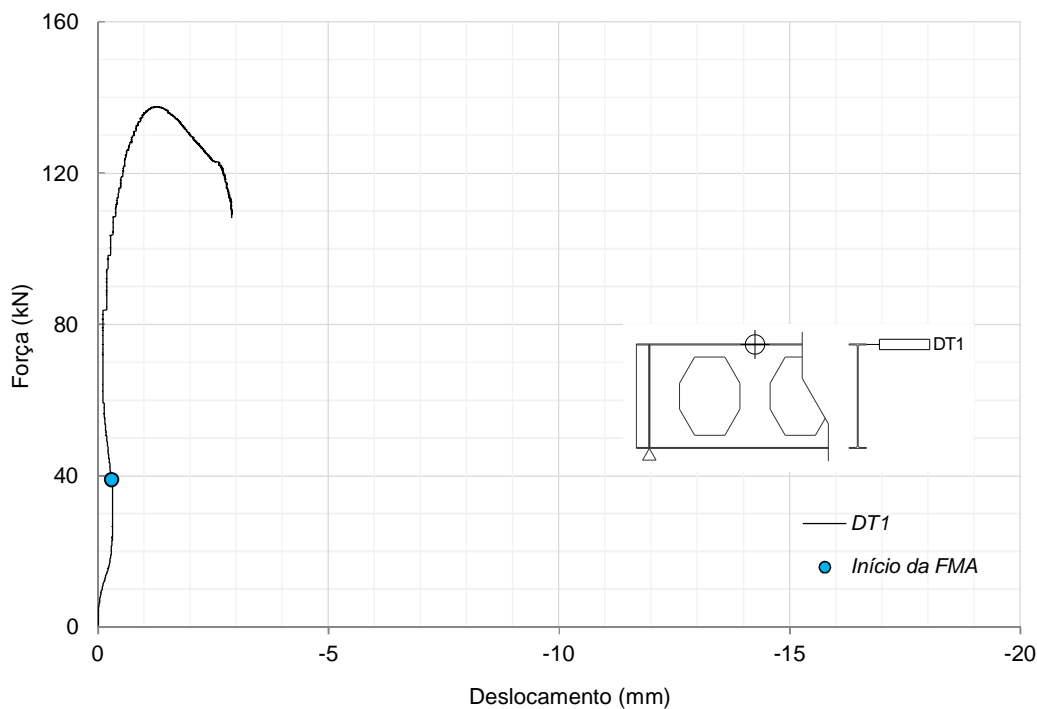


Figura 3.99 – Curva carregamento *versus* deslocamento lateral na mesa superior da viga C1.

Na Figura 3.100 é apresentada a evolução da instabilidade do montante ao longo do ensaio. Na Figura 3.100a, observa-se configuração do montante de alma antes do início do ensaio, em que são visíveis as imperfeições iniciais. A flambagem dos montantes começa logo no início do ensaio (Figura 3.100b), em uma fase elástica da curva carga-deslocamento (Figura 3.101). Nota-se um acréscimo nos deslocamentos devidos à FMA na fase ascendente da curva (Figura 3.100c, d), sendo que na carga máxima (Figura 3.100e), a configuração da deformada do montante, devido à FMA, já era muito próxima da configuração ao final do ensaio (Figura 3.100f; Figura 3.102).

Na Figura 3.102 é apresentado o perfil de deslocamentos laterais ao longo da altura do montante de alma instrumentado. Esse perfil foi obtido somando-se os deslocamentos medidos com o perfil de imperfeições iniciais da viga. Nota-se, nas fotos da Figura 3.100, a evolução da configuração deformada do montante, no entanto, da Figura 3.102, pode-se perceber que, a magnitude dos deslocamentos devidos à FMA é pouco superior à magnitude da imperfeição inicial presente no montante.

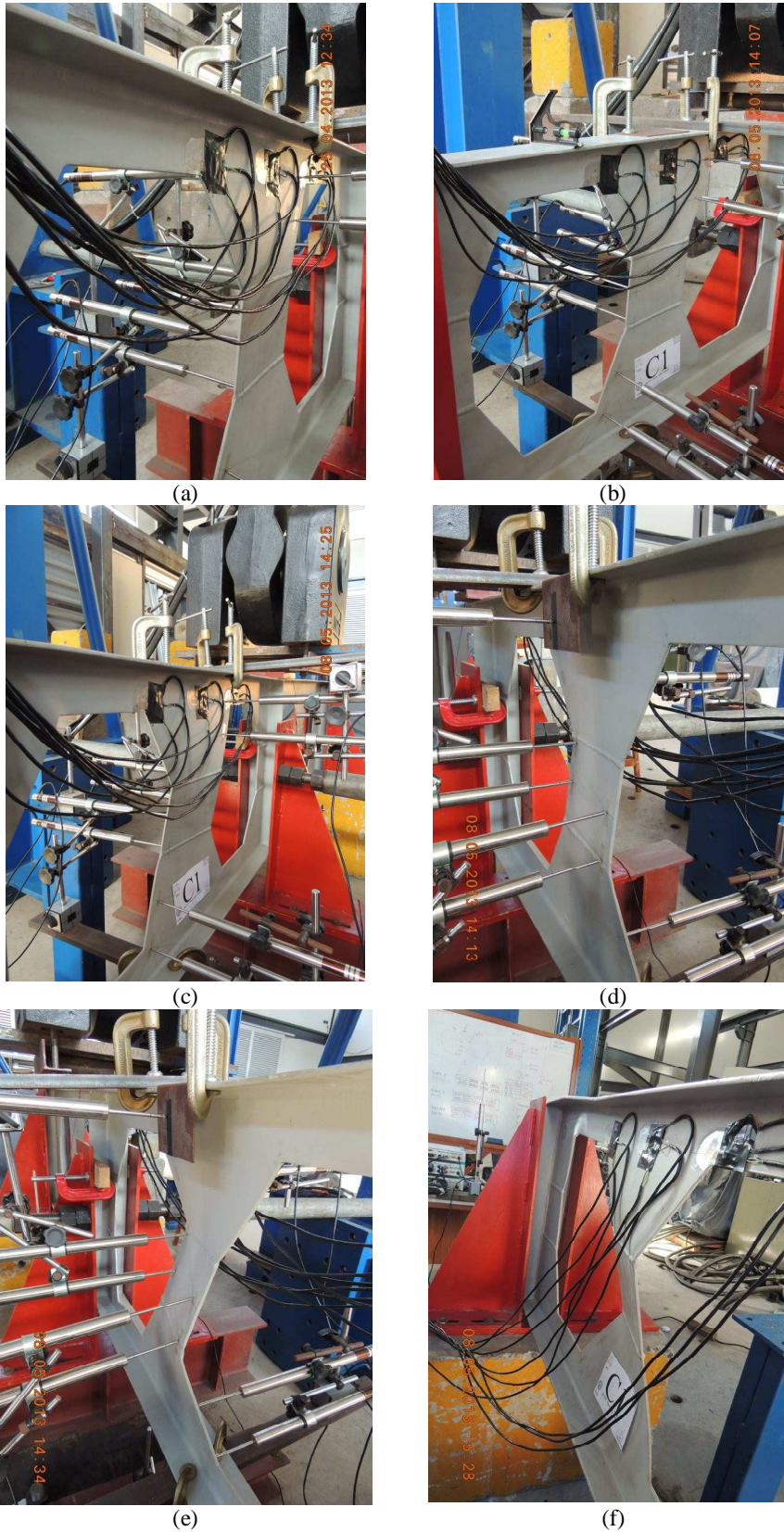


Figura 3.100 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA, na viga C1: (a) antes do início do ensaio; (b) logo após o início da FMA ($P \approx 50$ kN); (c) para $P \approx 90$ kN; (d) para $P \approx 120$ kN; (e), na carga máxima ($P \approx 138$ kN) e (f) após o final do ensaio.

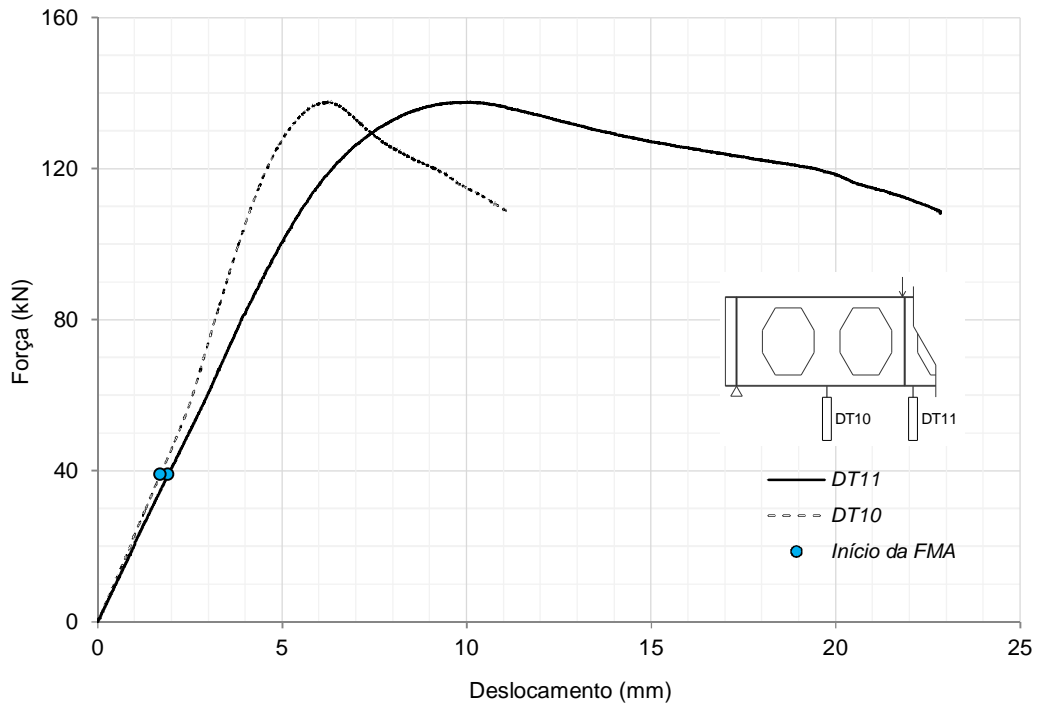


Figura 3.101 – Curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical no ensaio da viga C1.

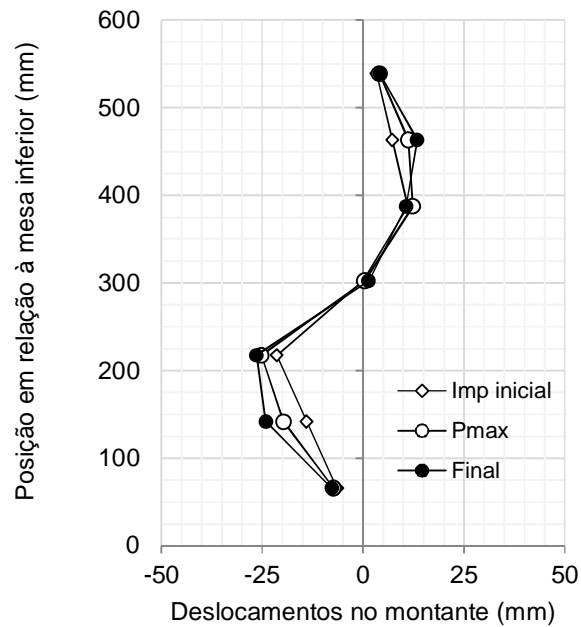


Figura 3.102 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga C1.

Nos gráficos da Figura 3.103 são apresentadas as tensões de von Mises nos pontos em que foram instalados os extensômetros, em função do carregamento aplicado na viga, e,

limitada pela tensão de escoamento do aço. Desses gráficos pode-se concluir que a flambagem dos montantes de alma inicia em regime elástico, para uma tensão máxima nos cantos dos alvéolos inferior a metade da resistência ao escoamento do aço. A plastificação dos cantos dos alvéolos inicia entre 55% e 65% da carga máxima, e, no pico do carregamento, todas as regiões em que foram posicionados os extensômetros estavam plastificadas.

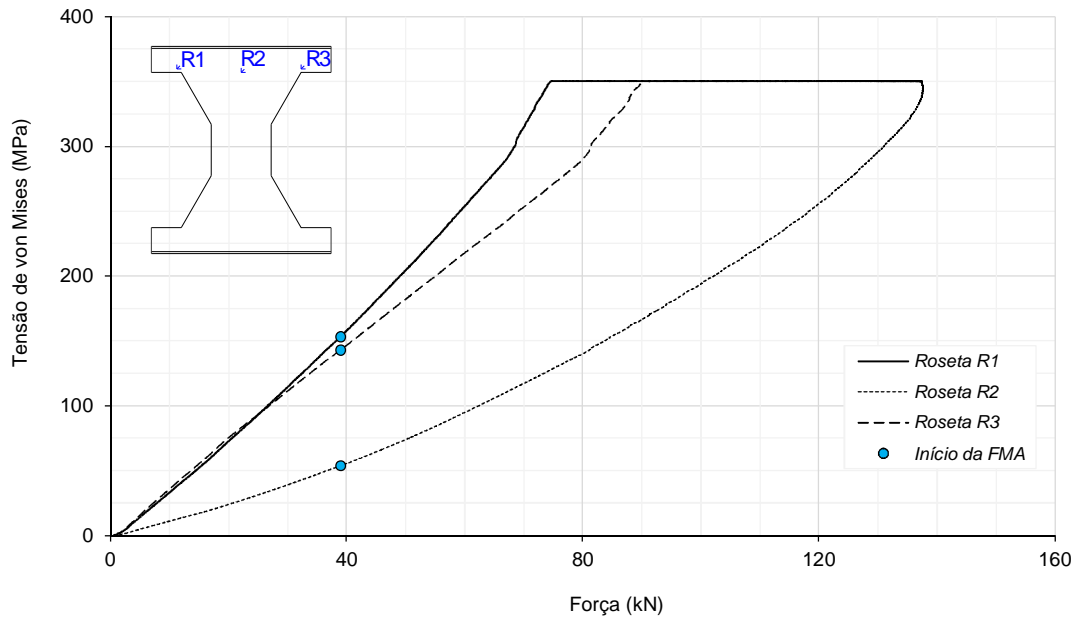


Figura 3.103 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga C1.

3.6.11 Ensaio da Viga C2

A viga C2 foi ensaiada durante 49 minutos, chegando a um deslocamento máximo no transdutor DT11 da ordem de 24 mm ao final do ensaio. A instabilidade dos montantes de alma teve início por volta dos 5 minutos do início do ensaio, a apenas 28% da carga máxima. Devido à alta esbeltez da alma, aliada às altas imperfeições iniciais, desde o início do ensaio era possível notar-se a retificação na diagonal tracionada, e, em seguida, o avanço dos deslocamentos na diagonal comprimida. Aos 23 minutos de ensaio, a viga atinge a capacidade máxima de 144 kN. O ensaio foi interrompido na fase pós-pico quando a capacidade resistente da viga era de 108 kN, o que corresponde a 76% da carga máxima. Na foto da Figura 3.104 é apresentado um instante do ensaio da viga C2, quando a carga aplicada era de 75% da carga máxima.



Figura 3.104 – Ensaio da viga C2.

As medições do transdutor DT1 (Figura 3.105) atestaram que não houve nenhuma instabilidade global da viga durante o ensaio. O pequeno deslocamento medido no início do ensaio caracteriza a acomodação do conjunto atuador-viga na aplicação do carregamento. No final do ensaio, o avanço desses deslocamentos é devido ao giro da seção transversal decorrente da flambagem dos montantes.

Na Figura 3.106 é apresentada a evolução da instabilidade do montante ao longo do ensaio. Na Figura 3.106a, observa-se configuração do montante após o início da FMA, em que nota-se a influência das imperfeições iniciais na configuração da deformada. A flambagem dos montantes começou logo no início do ensaio em uma fase elástica da curva carga-deslocamento (Figura 3.107). Nota-se uma progressão na FMA até à carga máxima (Figura 3.106b) e até ao final do ensaio (Figura 3.106c).

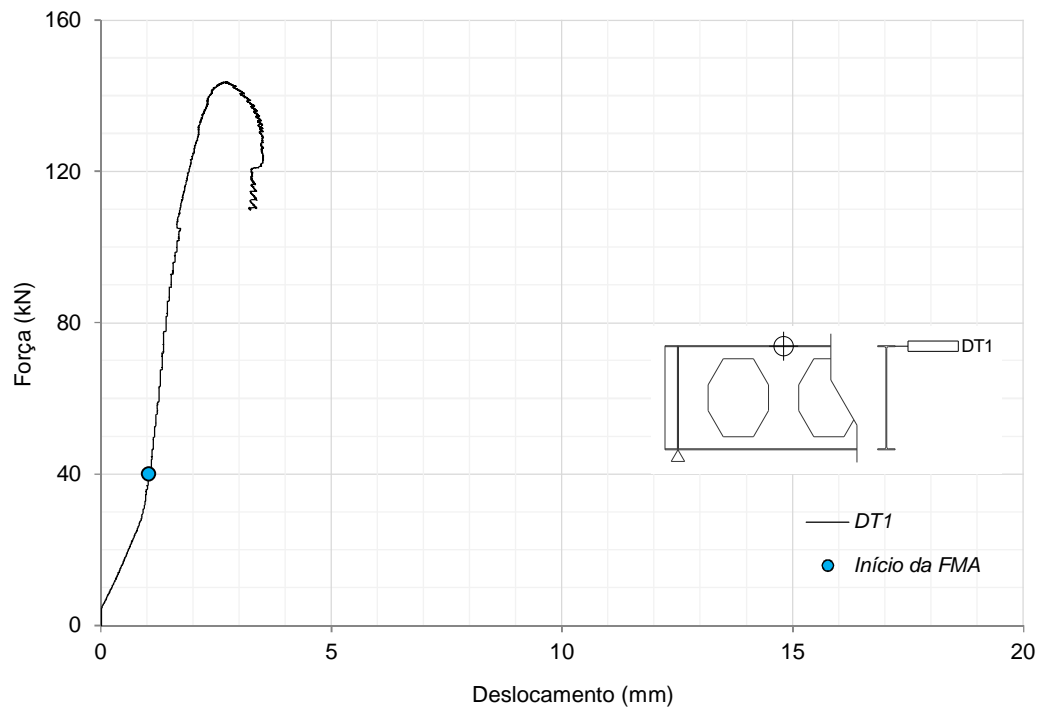


Figura 3.105 – Curva carregamento *versus* deslocamento lateral na mesa superior da viga C2.

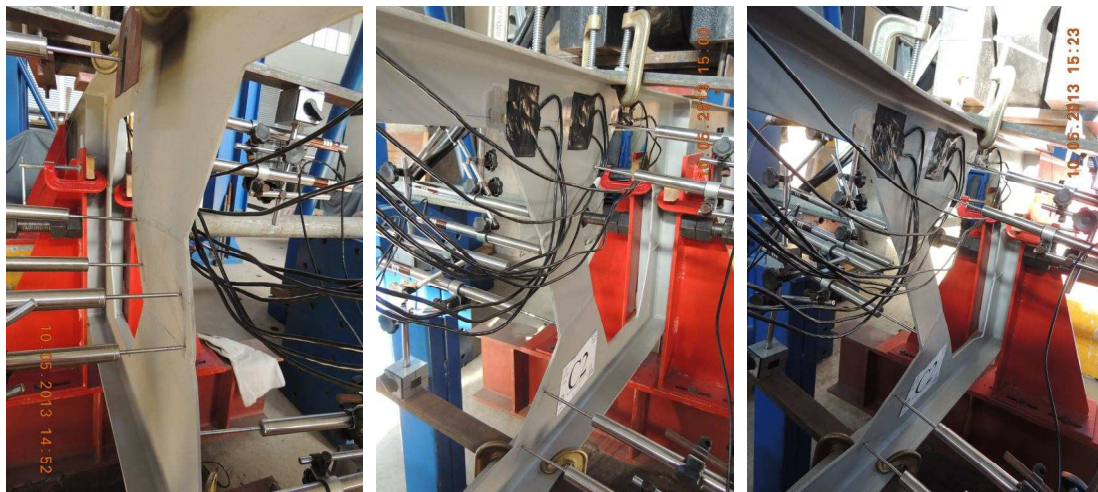


Figura 3.106 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA, na viga C2: (a) após o início da FMA ($P \approx 120$ kN); (b) na carga máxima ($P \approx 144$ kN) e (c) ao final do ensaio.

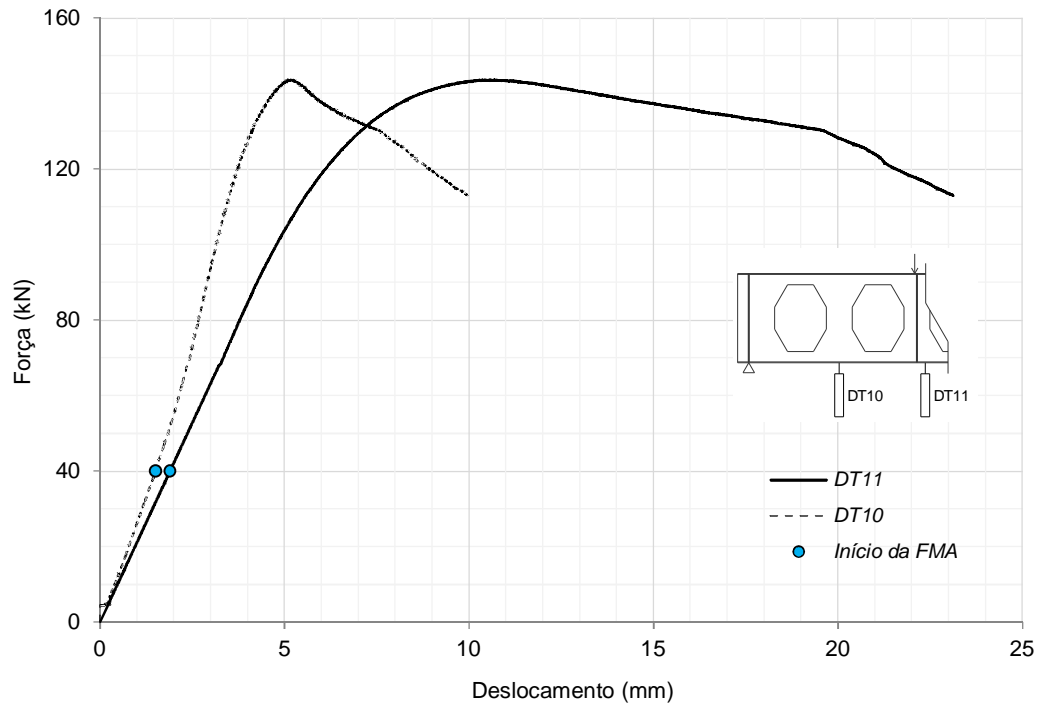


Figura 3.107 – Curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical no ensaio da viga C2.

Na Figura 3.108 é apresentado o perfil de deslocamentos laterais ao longo da altura do montante de alma instrumentado. Esse perfil foi obtido somando-se os deslocamentos medidos com o perfil de imperfeições iniciais da viga. Nota-se que, a magnitude dos deslocamentos devidos à FMA é pouco superior à magnitude da imperfeição inicial do montante.

Nos gráficos da Figura 3.109 são apresentadas as tensões de von Mises nos pontos em que foram instalados os extensômetros, em função do carregamento aplicado na viga, limitadas pela tensão de escoamento do aço. Desses gráficos pode-se concluir que a flambagem dos montantes de alma inicia em regime elástico, para uma tensão máxima nos cantos dos alvéolos inferior a um terço da resistência ao escoamento do aço. Antes de a viga atingir a carga máxima, a tensão nos cantos dos alvéolos atinge a resistência ao escoamento do aço. Na roseta R2, as tensões não chegaram à plastificação.

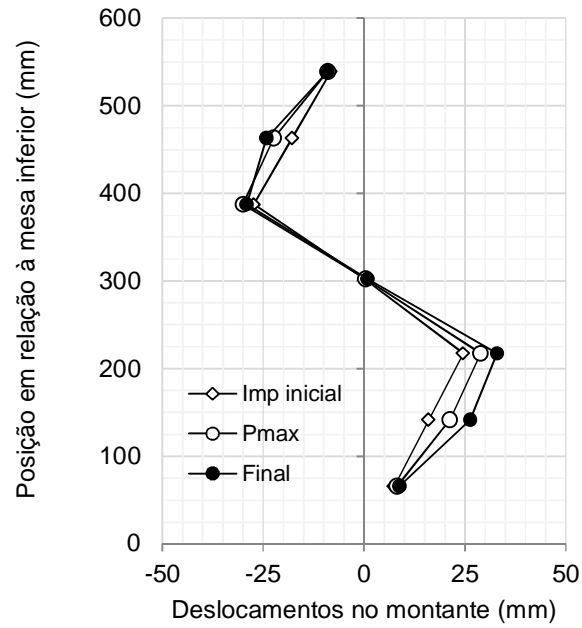


Figura 3.108 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga C2.

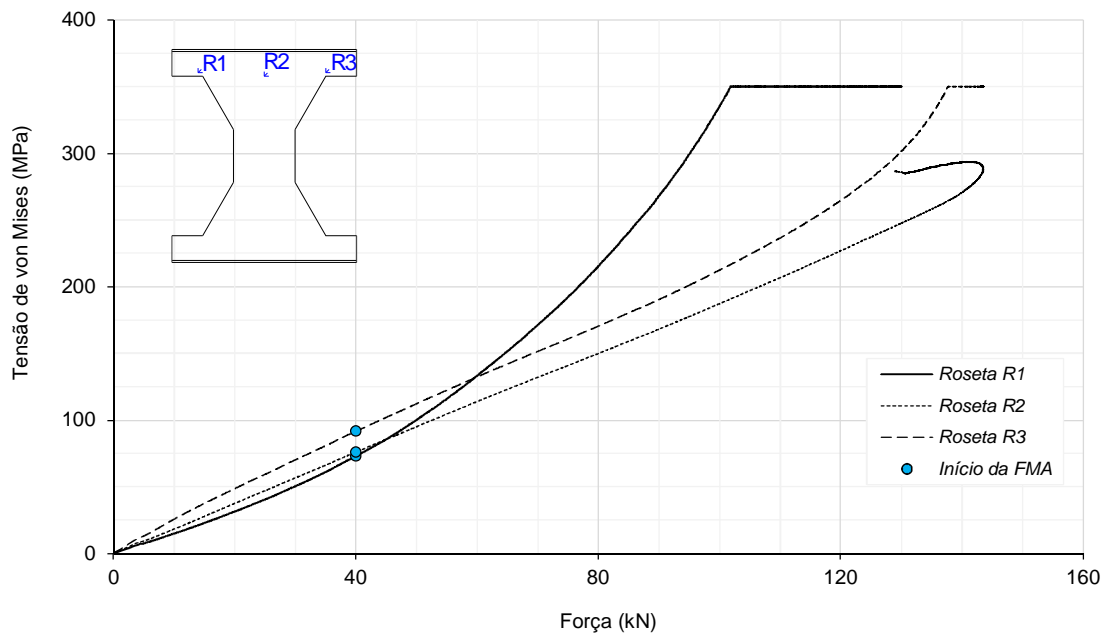


Figura 3.109 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga C2.

3.6.12 Ensaio da Viga C3

A viga C3 foi ensaiada durante 60 minutos, chegando a um deslocamento máximo no transdutor DT11 de 28 mm ao final do ensaio. A instabilidade dos montantes de alma teve início por volta dos 14 minutos do início do ensaio, em 79% da carga máxima. Aos 23 minutos de ensaio, a viga atingiu a capacidade máxima de 229 kN. O ensaio foi interrompido na fase pós-pico quando a capacidade resistente da viga era de 180 kN, o que corresponde a 79% da carga máxima. Na foto da Figura 3.110 é apresentado um instante do ensaio, quando a carga aplicada era metade da carga máxima.



Figura 3.110 – Ensaio da viga C3.

As medições do transdutor DT1 (Figura 3.111) atestaram que não houve nenhuma instabilidade global da viga durante o ensaio. O pequeno deslocamento medido no início do ensaio caracteriza a acomodação do conjunto atuador-viga na aplicação do carregamento. No final do ensaio, o retorno e mudança de sentido nesses deslocamentos são devidos ao giro da seção transversal decorrente da flambagem dos montantes.

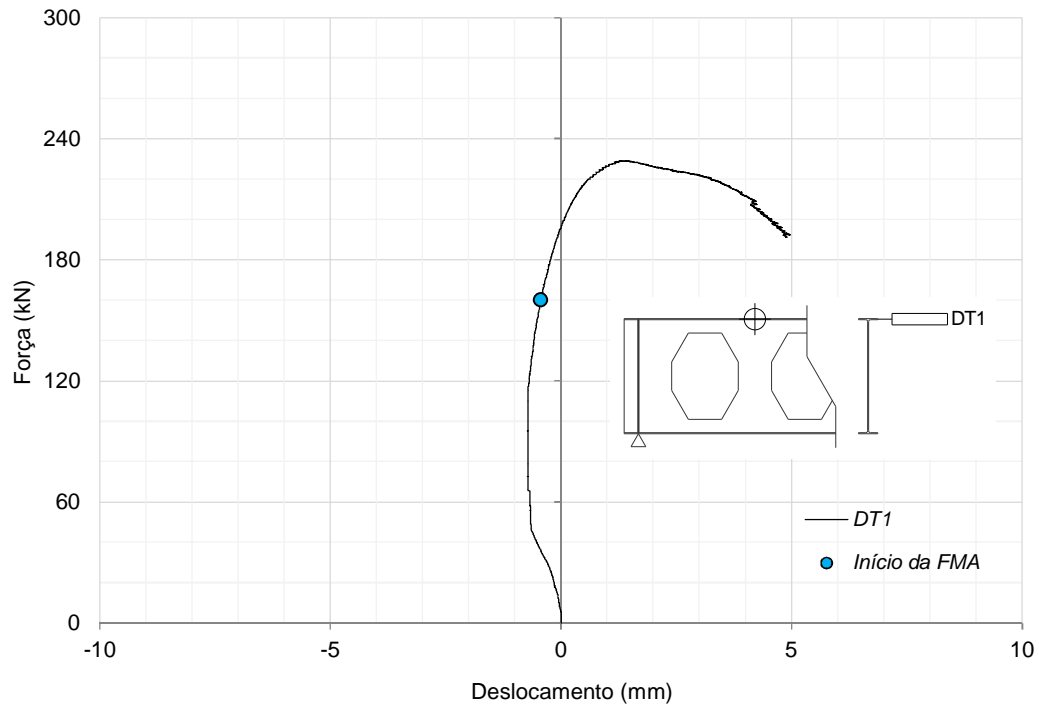
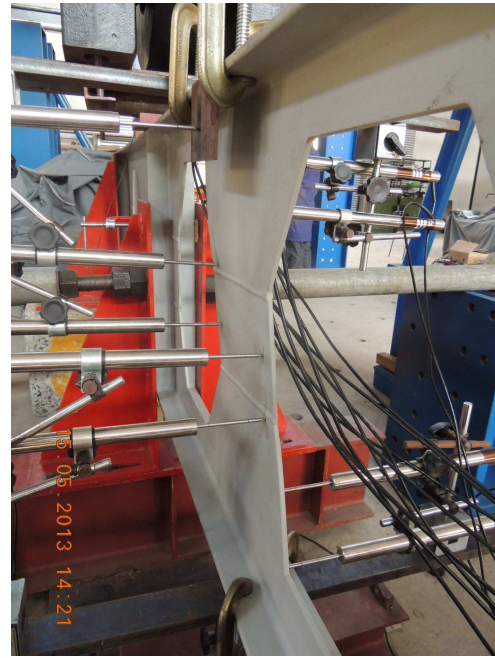


Figura 3.111 – Curva carregamento *versus* deslocamento lateral na mesa superior da viga C3.

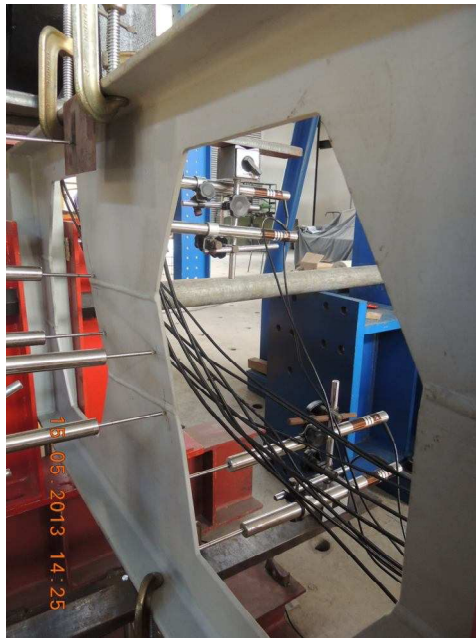
Na Figura 3.112 é apresentada a evolução da instabilidade do montante ao longo do ensaio. Após no início da FMA (Figura 3.112a), começa a ocorrer uma mudança na inclinação da curva carga-deslocamento (Figura 3.113), e os deslocamentos no montante de alma têm um ligeiro crescimento até que o ensaio atinja a carga máxima (Figura 3.112b; Figura 3.114). Após a carga máxima, os deslocamentos devidos à FMA crescem mais rapidamente (Figura 3.112c) até ao final do ensaio (Figura 3.112d; Figura 3.114). O perfil de deslocamentos laterais ao longo da altura do montante de alma instrumentado, apresentado na Figura 3.114, foi obtido somando-se os deslocamentos medidos às imperfeições iniciais no perfil, antes do ensaio, na carga máxima e no final do ensaio.



(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 3.112 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA:
(a) após o início da FMA ($P \approx 175$ kN); (b) antes da carga máxima ($P \approx 220$ kN);
(c) após a carga máxima ($P \approx 225$ kN) e (d) ao final do ensaio.

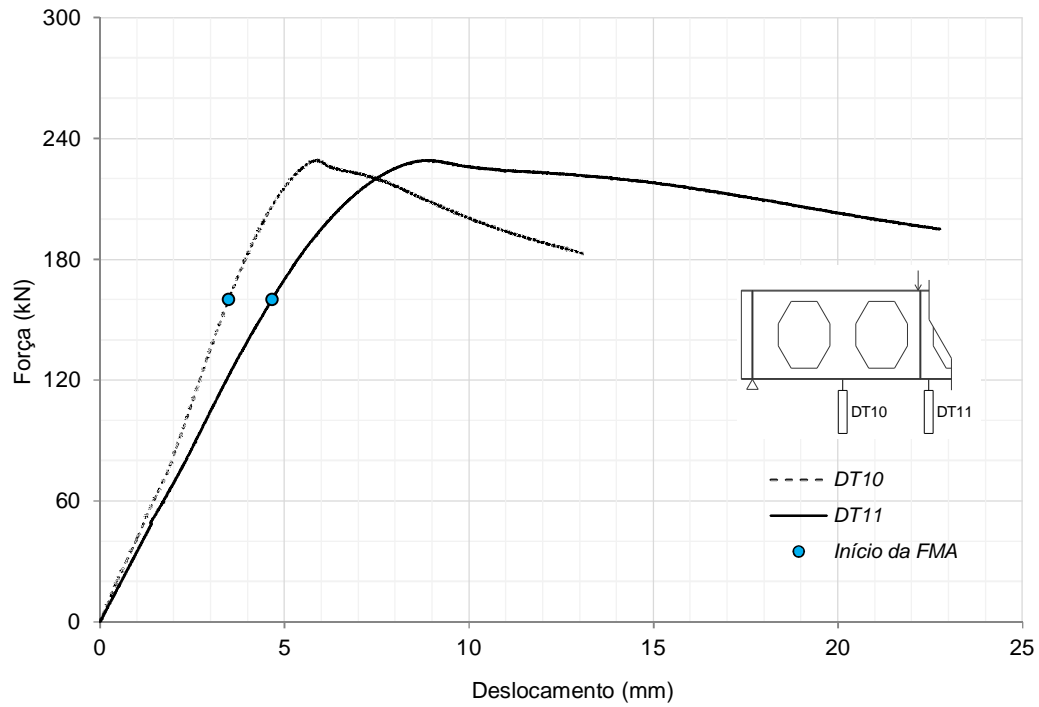


Figura 3.113 – Curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical no ensaio da viga C3.

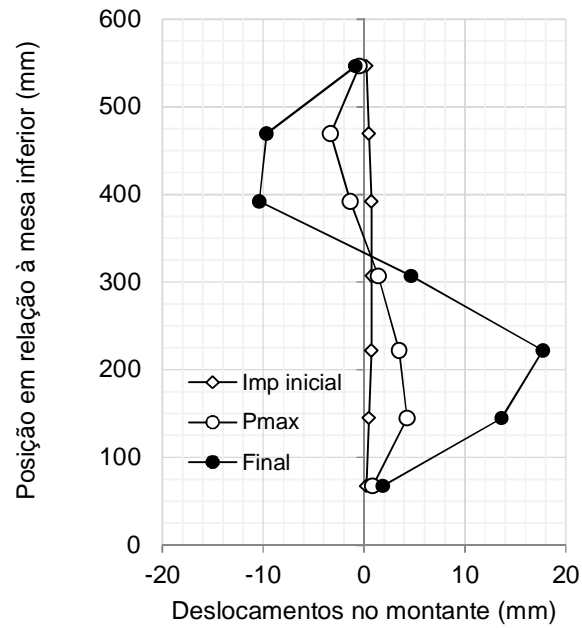


Figura 3.114 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga C3.

Nos gráficos da Figura 3.115 são apresentadas as tensões de von Mises nos pontos em que foram instalados os extensômetros, em função do carregamento aplicado na viga, limitadas pela tensão de escoamento do aço. Observa-se que o escoamento do material inicia nas regiões dos cantos dos alvéolos (rosetas R1 e R3), entre 40 e 50% da carga máxima, antes do início da FMA. Após o início da FMA, as tensões aumentaram na região da roseta R2, chegando à plastificação também nessa região.

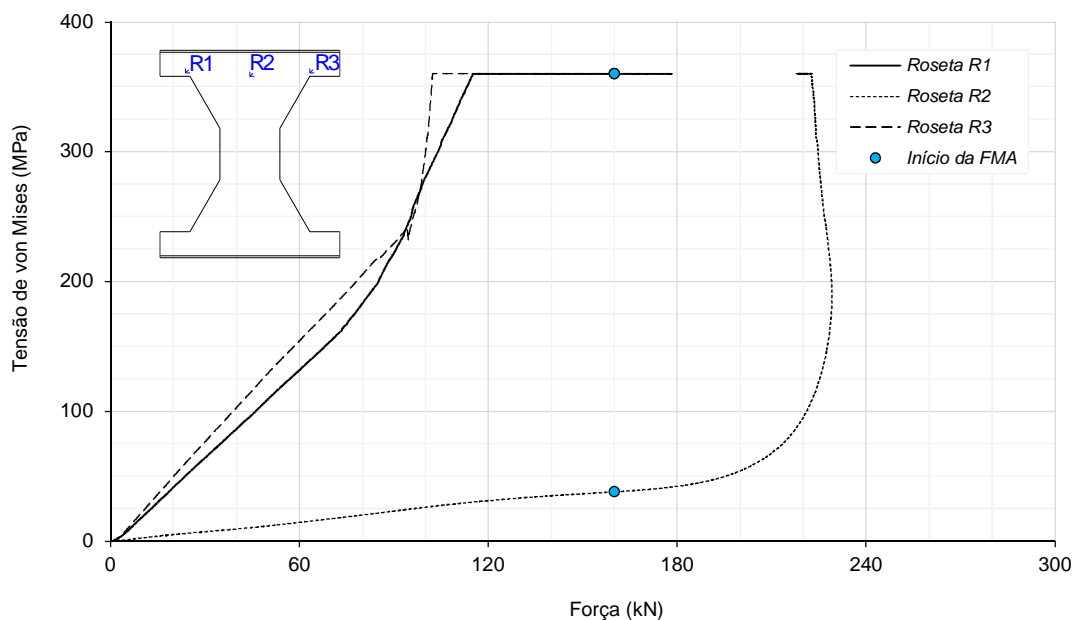


Figura 3.115 – Tensões de Von Mises obtidas dos extensômetros na viga C3.

3.6.13 Ensaio da Viga C4

A viga C4 foi ensaiada durante 49 minutos, chegando a um deslocamento máximo no transdutor DT11 de 28 mm ao final do ensaio. Observaram-se deslocamentos que pareciam indicar o início da flambagem do montante instrumentado por volta dos 16 minutos de ensaio. No entanto, a flambagem se desenvolveu no montante do lado oposto (não instrumentado). Aos 23 minutos de ensaio, a viga atingiu a capacidade máxima de 260 kN. O ensaio foi interrompido na fase pós-pico quando a capacidade resistente da viga era de 197 kN, o que corresponde a 76% da carga máxima. Na foto da Figura 3.116 é apresentado um instante do ensaio, após a carga máxima.

As medições do transdutor DT1 (Figura 3.117) atestaram que não houve nenhuma instabilidade global da viga durante o ensaio.

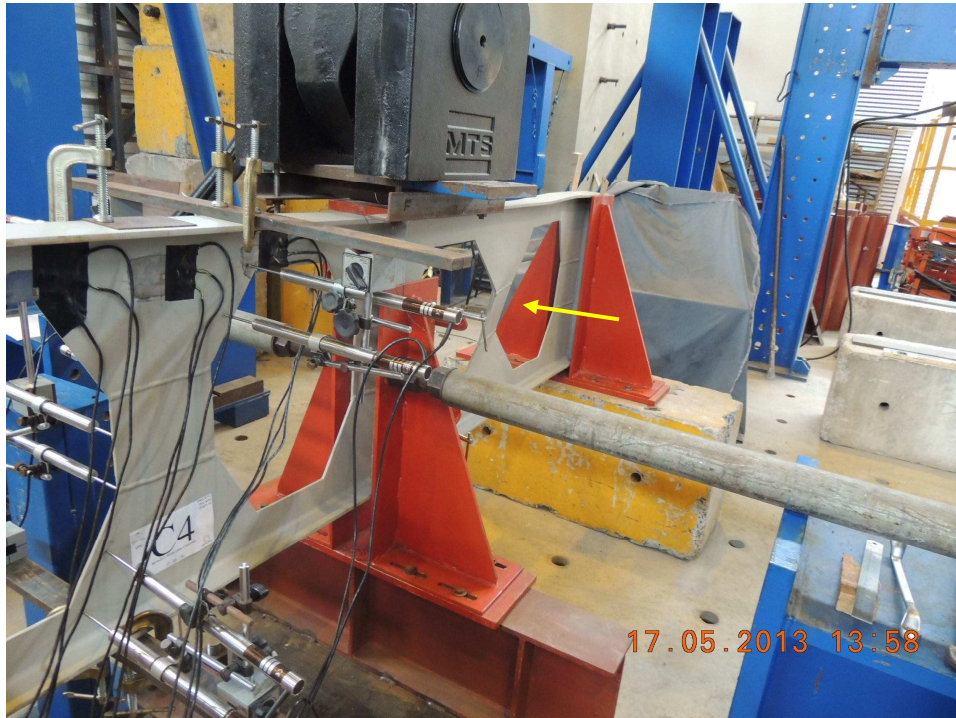


Figura 3.116 – Ensaio da viga C4, após a carga máxima.

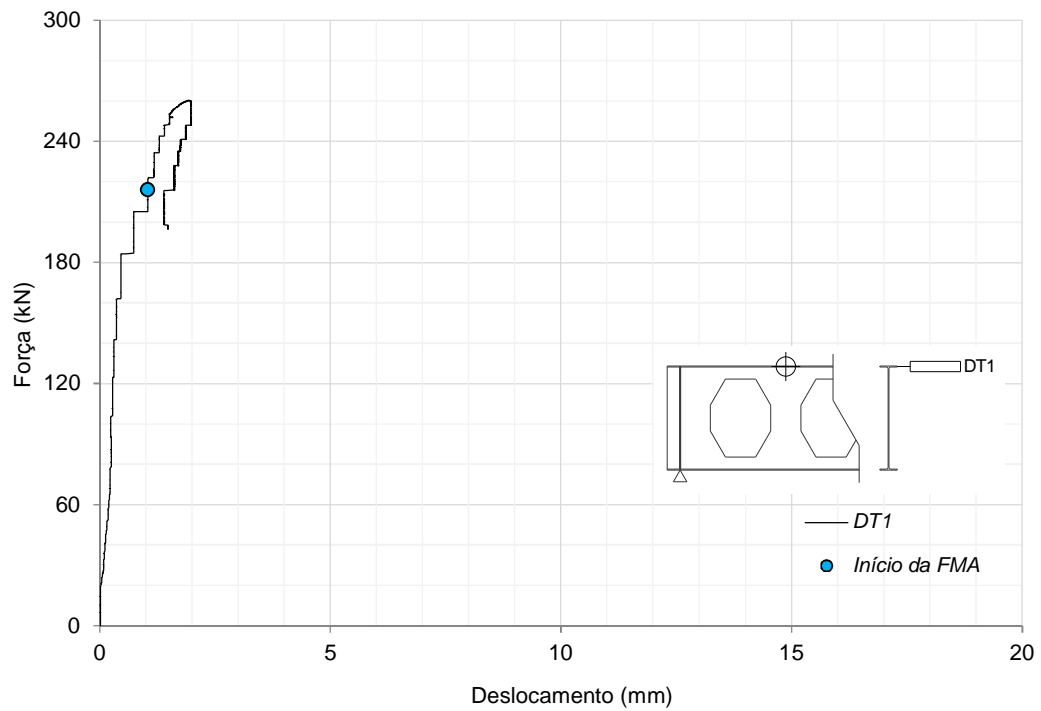


Figura 3.117 – Curva carregamento *versus* deslocamento lateral na mesa superior da viga C4.

Embora a FMA tenha sido mais perceptível na metade não instrumentada da viga, no início do fenômeno ambos os montantes livres exibiram deslocamentos característicos de FMA, possibilitando a detecção do início da instabilidade do montante.

Na Figura 3.118 é apresentada a evolução da instabilidade do montante ao longo do ensaio, num instante próximo à carga máxima (Figura 3.118a) e ao final do ensaio (Figura 3.118b).

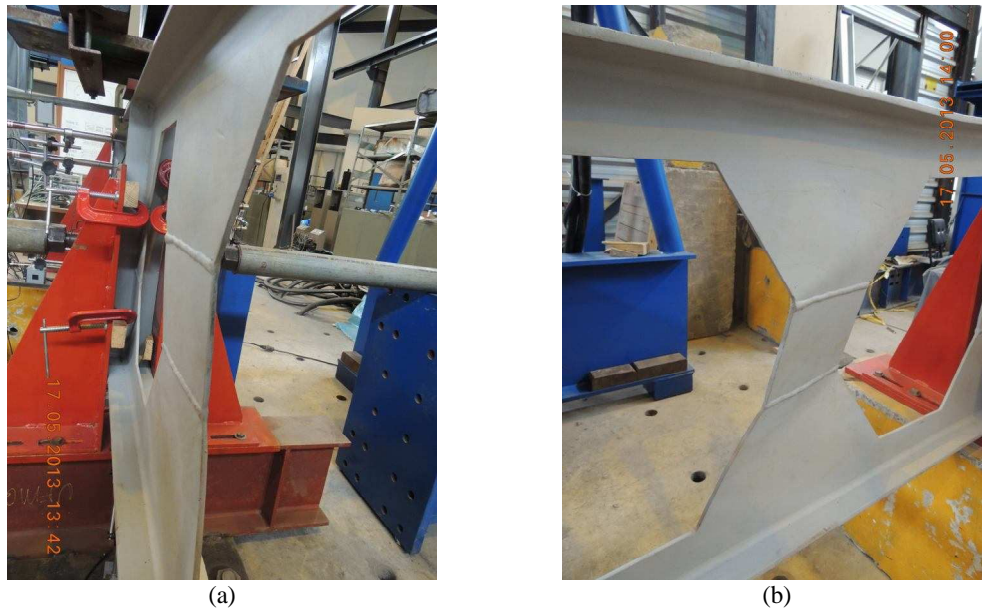


Figura 3.118 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA: (a) na carga máxima e (b) ao final do ensaio.

Após o início da instabilidade dos montantes, a inclinação da curva carga-deslocamento é reduzida (Figura 3.119), atingindo-se logo a carga máxima. Após o pico de carga, o decaimento da capacidade resistente da viga é lento e praticamente constante a uma taxa de 2,9 kN/mm.

Nos gráficos da Figura 3.120 são apresentadas as tensões de von Mises nos pontos em que foram instalados os extensômetros, em função do carregamento aplicado na viga, limitadas pela tensão de escoamento do aço. Neste caso, as medições foram realizadas no montante de alma que não sofreu FMA. No entanto, os cantos dos alvéolos sofreram plastificação muito antes da carga máxima do ensaio.

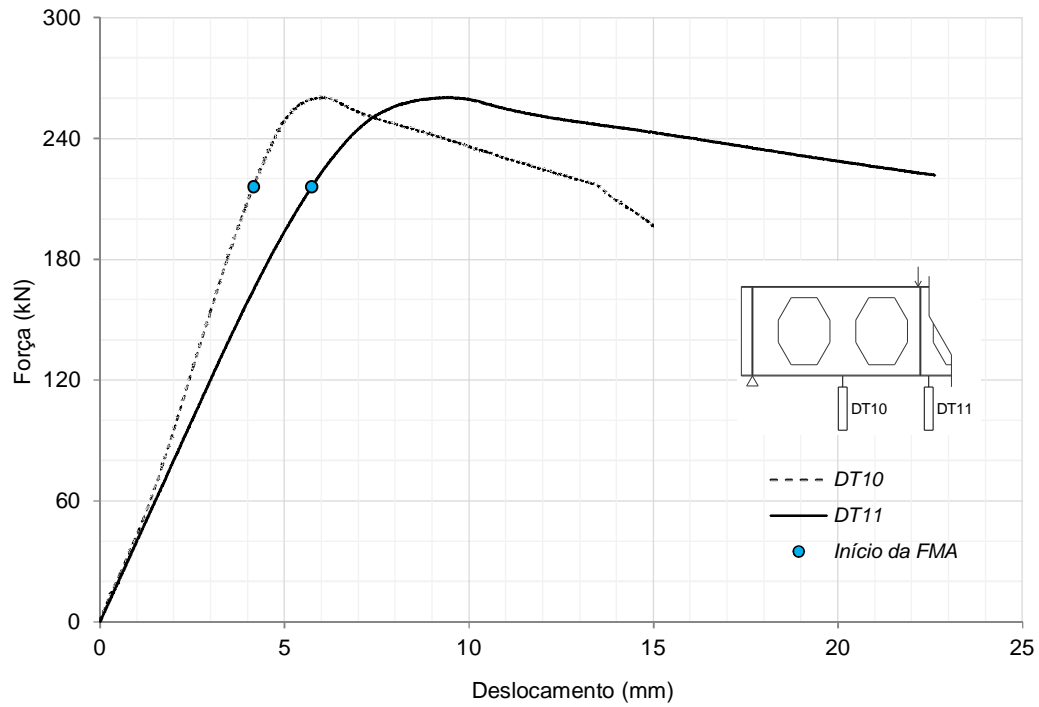


Figura 3.119 – Curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical no ensaio da viga C4.

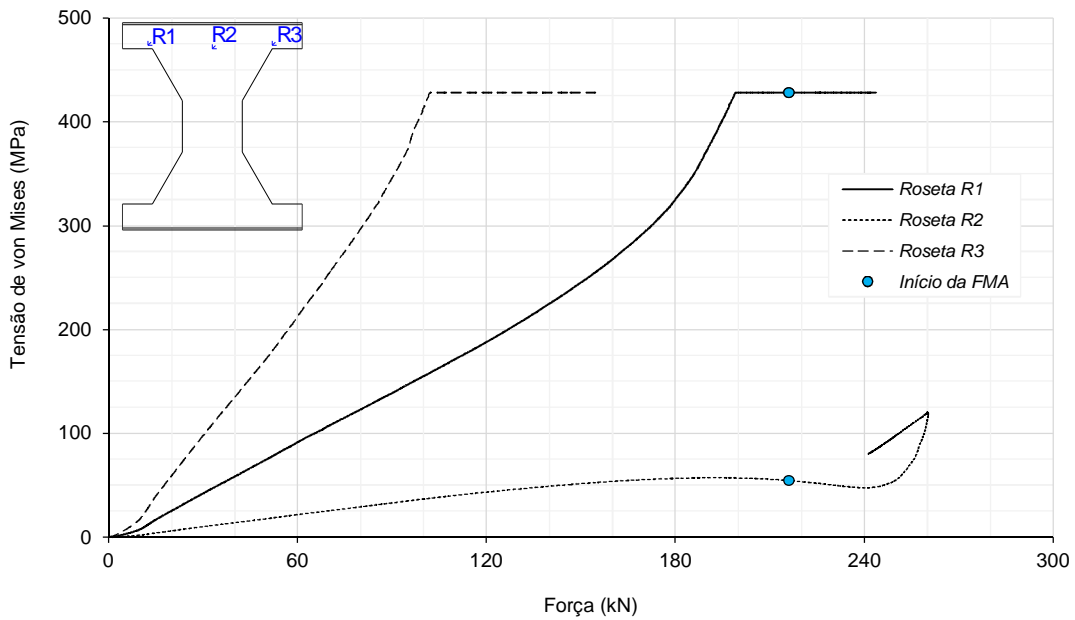


Figura 3.120 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga C4.

A despeito de todas as análises realizadas, não foi possível concluir sobre a causa da FMA da viga C4 ter ocorrido na metade da viga com menor força cortante e menores imperfeições.

3.6.14 Ensaio da Viga C5

A viga C5 foi ensaiada durante 61 minutos, atingindo um deslocamento máximo no transdutor DT11 de 21 mm ao final do ensaio. A instabilidade dos montantes de alma teve início por volta dos 21 minutos do início do ensaio, em 80% da carga máxima. Aos 25 minutos de ensaio, a viga atingiu a capacidade máxima de 386 kN. O ensaio foi interrompido na fase pós-pico quando a capacidade resistente da viga era de 305 kN, o que corresponde a 80% da carga máxima. Na Figura 3.121 é apresentada a viga C5 no início do ensaio.

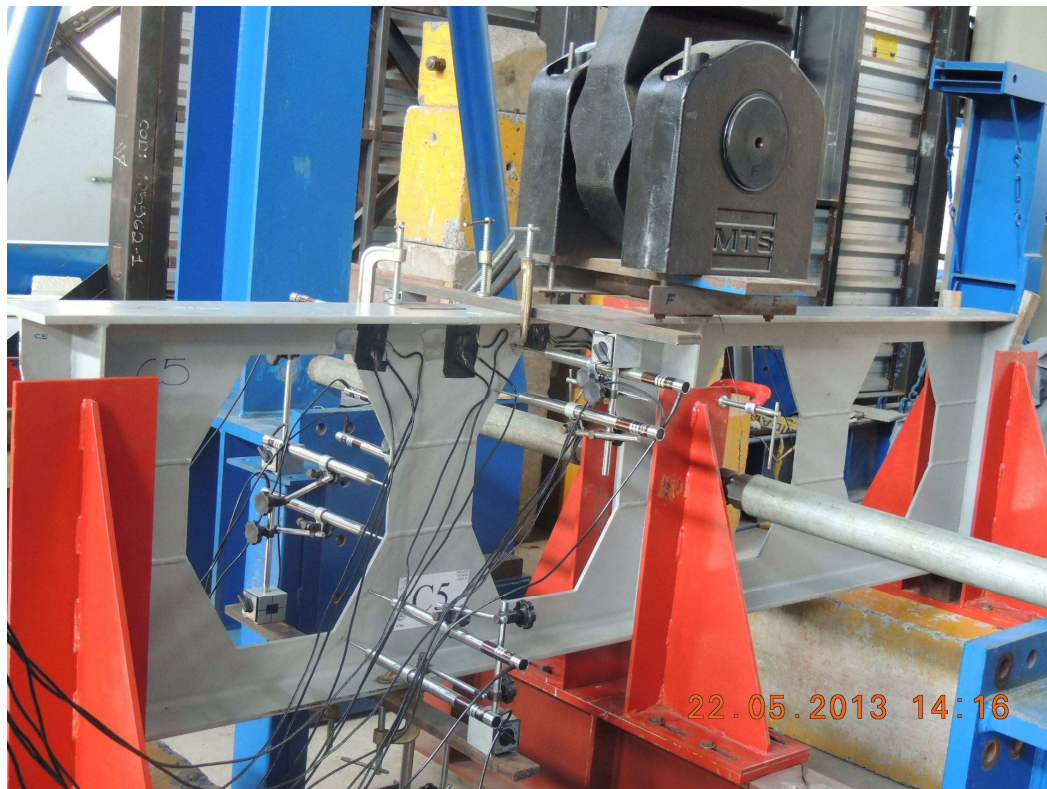


Figura 3.121 – Ensaio da viga C5.

As medições do transdutor DT1 (Figura 3.122) atestaram que não houve nenhuma instabilidade global da viga durante o ensaio. O pequeno deslocamento medido no início do ensaio caracteriza a acomodação do conjunto atuador-viga na aplicação do carregamento. Os deslocamentos do final do ensaio são devidos ao giro da seção transversal decorrente da flambagem dos montantes.

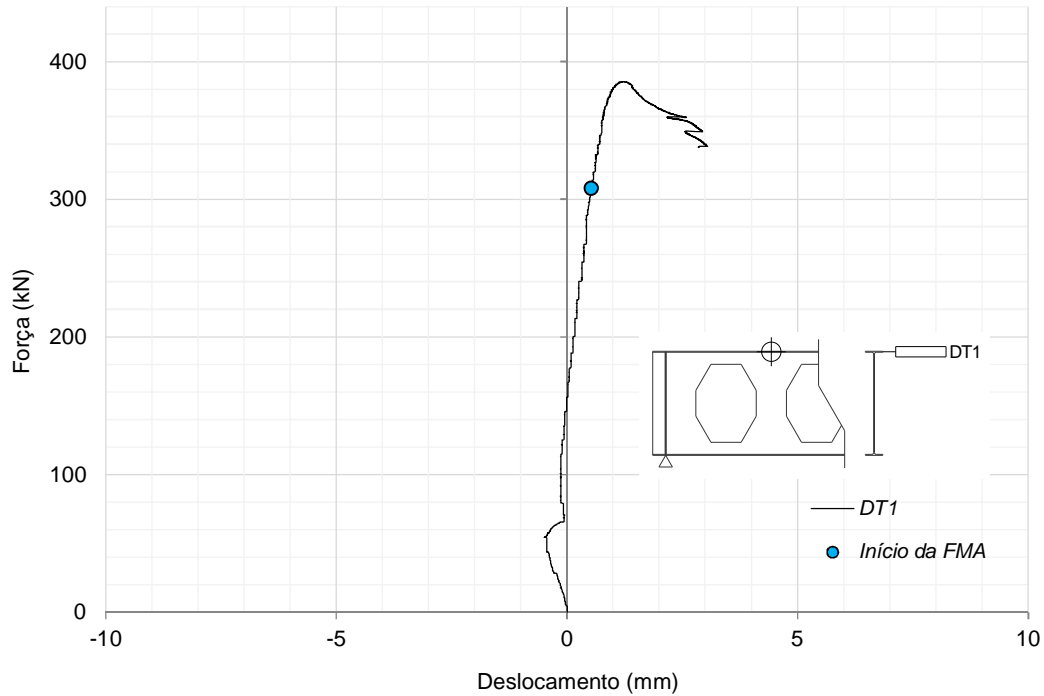


Figura 3.122 – Curva carregamento *versus* deslocamento lateral na mesa superior da viga C5.

Na Figura 3.123 é apresentada a evolução da instabilidade do montante ao longo do ensaio. Após o início da FMA (Figura 3.123a), começa a ocorrer uma mudança na inclinação da curva carga-deslocamento (Figura 3.124) e os deslocamentos no montante de alma têm um ligeiro crescimento até que o ensaio atinja a carga máxima (Figura 3.123b; Figura 3.125). Após a carga máxima, os deslocamentos devidos à FMA crescem mais rapidamente até ao final do ensaio (Figura 3.123c; Figura 3.125). O perfil de deslocamentos laterais ao longo da altura do montante de alma instrumentado, apresentado na Figura 3.125, foi obtido somando-se os deslocamentos medidos às imperfeições iniciais no perfil, antes do ensaio, na carga máxima e no final do ensaio.

Nos gráficos da Figura 3.126 são apresentadas as tensões de von Mises nos pontos em que foram instalados os extensômetros, em função do carregamento aplicado na viga, limitadas pela tensão de escoamento do aço. Observa-se que o escoamento do material inicia nas regiões dos cantos dos alvéolos (rosetas R1 e R3), entre 30 e 50% da carga máxima, antes do início da FMA. Após o início da FMA, as tensões aumentaram na região da roseta R2, chegando à plastificação também nessa região.

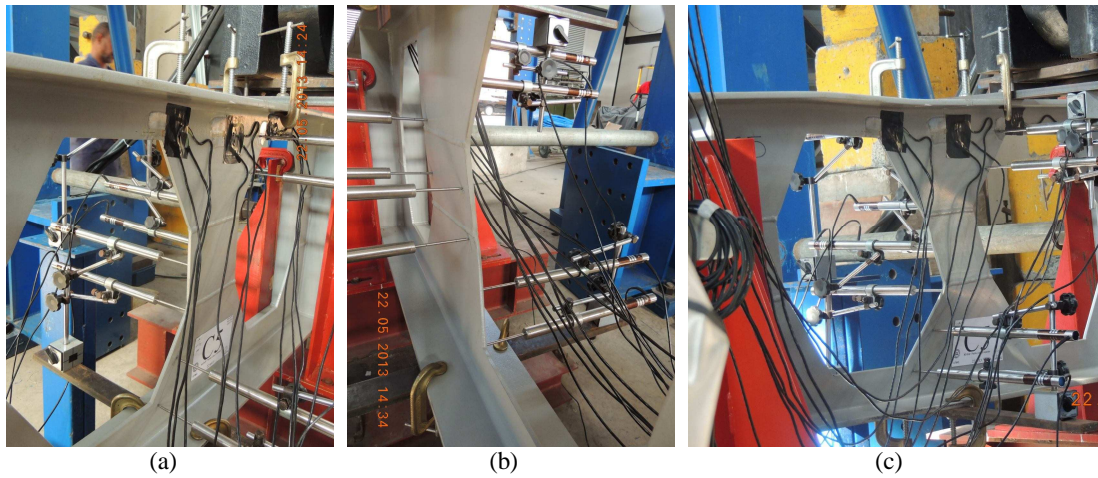


Figura 3.123 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA: (a) logo após o início da FMA ($P \approx 310$ kN); (b) na carga máxima; e (c) ao final do ensaio.

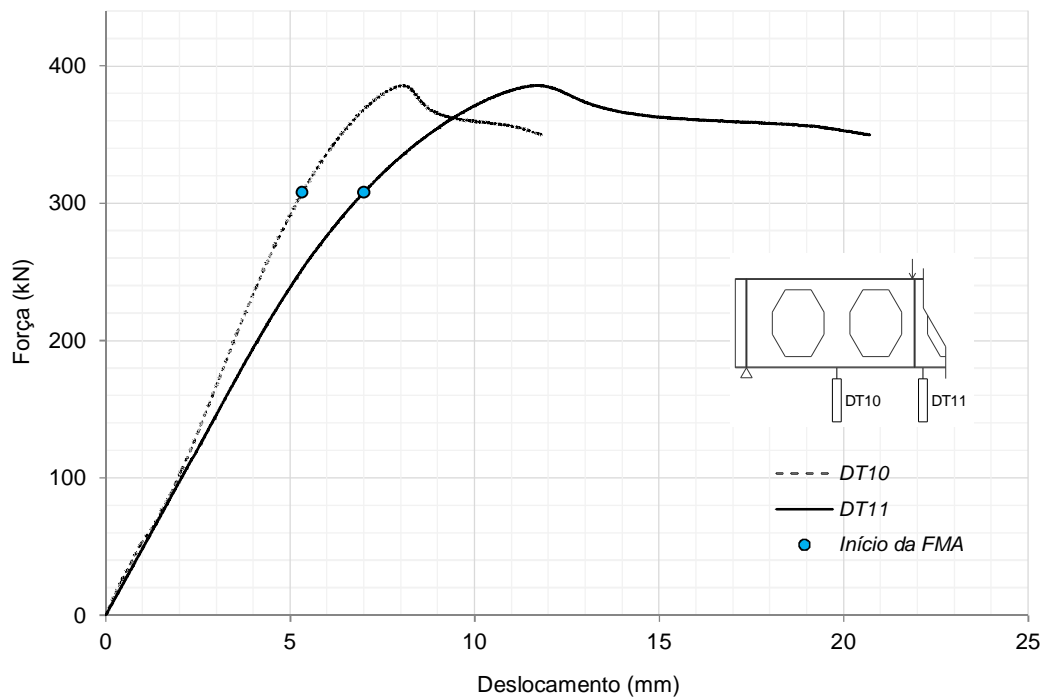


Figura 3.124 – Curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical no ensaio da viga C5.

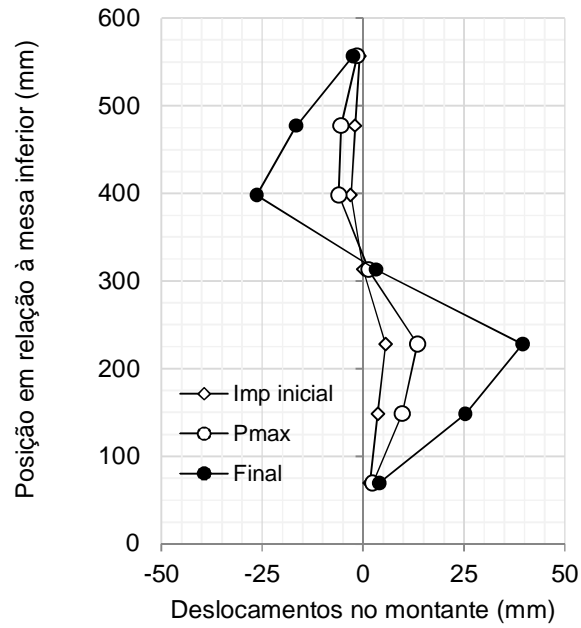


Figura 3.125 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga C5.

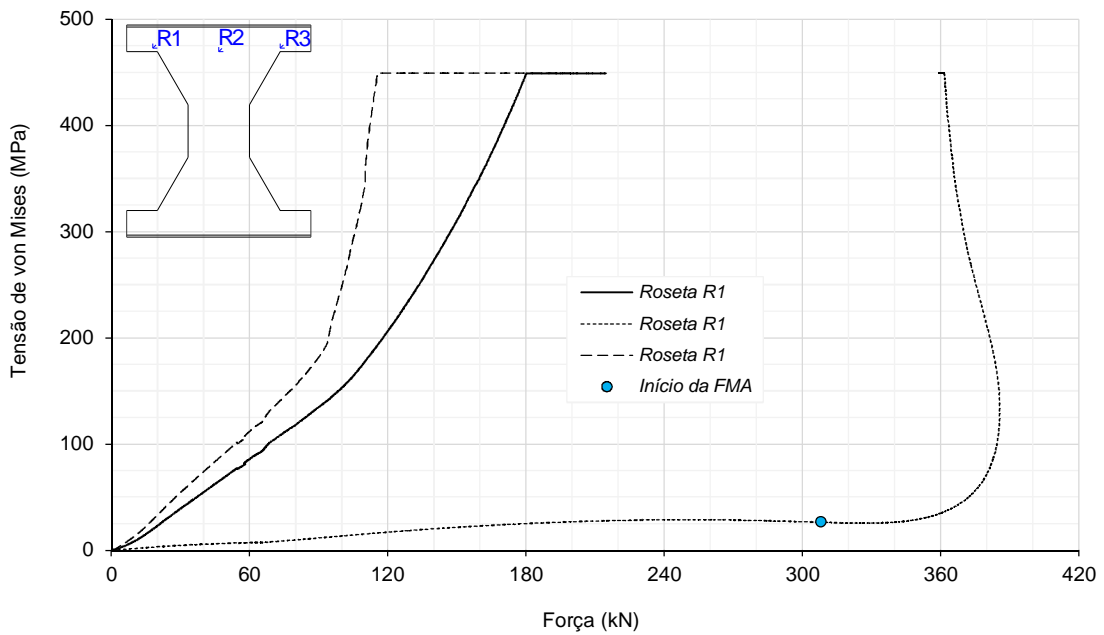


Figura 3.126 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga C5.

3.6.15 Ensaio da Viga C6

A viga C6 foi ensaiada durante 59 minutos, chegando a um deslocamento máximo no transdutor DT11 de 27 mm ao final do ensaio. A instabilidade dos montantes de alma teve início por volta dos 23 minutos do início do ensaio, em 87% da carga máxima. Aos 31 minutos de ensaio, a viga atingiu a capacidade máxima de 384 kN. O ensaio foi interrompido na fase pós-pico quando a capacidade resistente da viga era de 298 kN, o que corresponde a 78% da carga máxima. Na foto da Figura 3.127 é apresentada a viga C6 no início do ensaio.



Figura 3.127 – Ensaio da viga C6.

As medições do transdutor DT1 (Figura 3.128) atestaram que não houve nenhuma instabilidade global da viga durante o ensaio. O deslocamento medido no início do ensaio caracteriza a acomodação do conjunto atuador-viga na aplicação do carregamento. Os deslocamentos do final do ensaio são devidos ao giro da seção transversal decorrente da flambagem dos montantes.

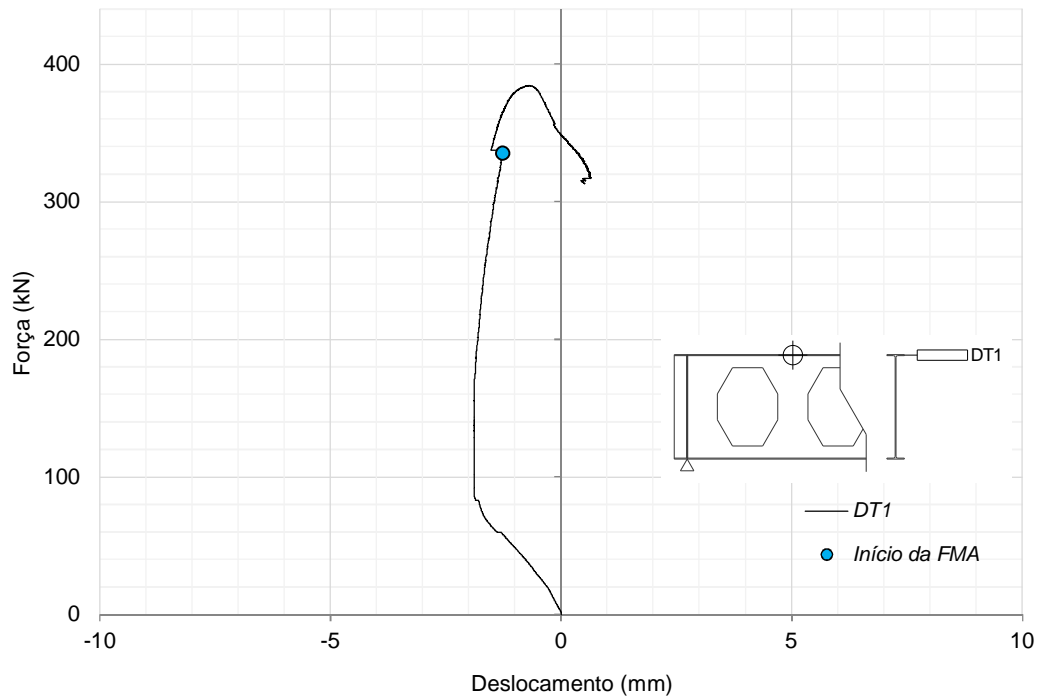


Figura 3.128 – Curva carregamento *versus* deslocamento lateral na mesa superior da viga C6.

Na Figura 3.129 é apresentada a evolução da instabilidade do montante ao longo do ensaio. O início da FMA (Figura 3.129a) é caracterizado por uma mudança na inclinação da curva carga-deslocamento (Figura 3.130) e os deslocamentos no montante de alma têm um ligeiro crescimento até que o ensaio atinja a carga máxima (Figura 3.129b; Figura 3.131). Após a carga máxima, os deslocamentos devidos à FMA crescem mais rapidamente até ao final do ensaio (Figura 3.129c; Figura 3.131). O perfil de deslocamentos laterais ao longo da altura do montante de alma instrumentado, apresentado na Figura 3.131, foi obtido somando-se os deslocamentos medidos às imperfeições iniciais no perfil, antes do ensaio, na carga máxima e no final do ensaio.

Nos gráficos da Figura 3.132 são apresentadas as tensões de von Mises nos pontos em que foram instalados os extensômetros, em função do carregamento aplicado na viga, e, limitada pela tensão de escoamento do aço. Observa-se que o escoamento do material inicia nas regiões dos cantos dos alvéolos (rosetas R1 e R3), antes de 60% da carga máxima e muito antes do início da FMA. Após o início da FMA, as tensões aumentaram na região da roseta R2, chegando à plastificação também nessa região.

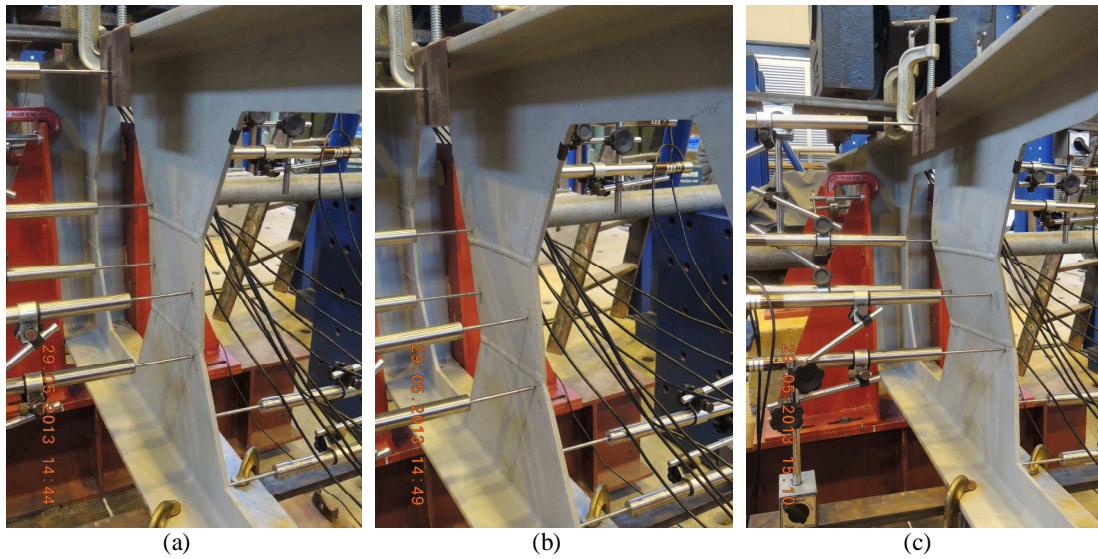


Figura 3.129 – Aspectos da deformada dos montantes de alma devido à FMA:
 (a) logo após o início da FMA ($P \approx 340$ kN); (b) na carga máxima; e (c) ao final do ensaio.

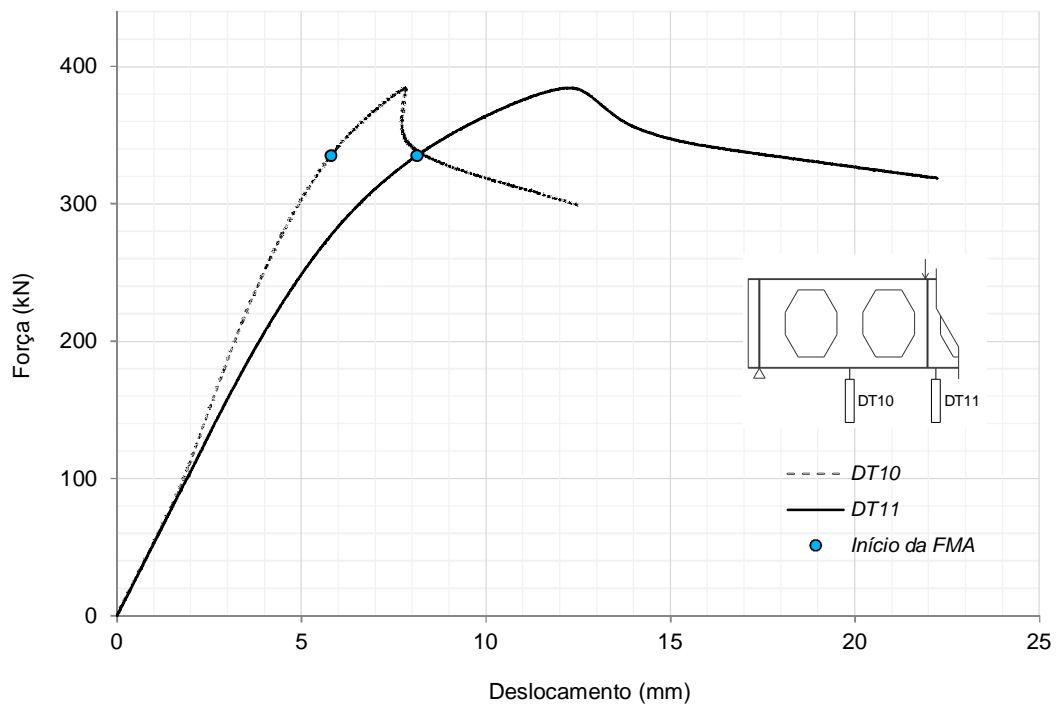


Figura 3.130 – Curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical no ensaio da viga C6.

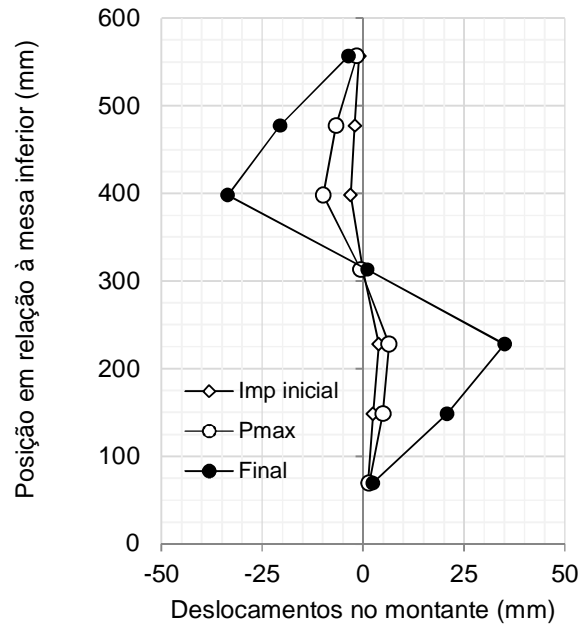


Figura 3.131 – Perfil de deslocamentos ao longo da altura do montante de alma, considerando-se as imperfeições iniciais, no ensaio da viga C6.

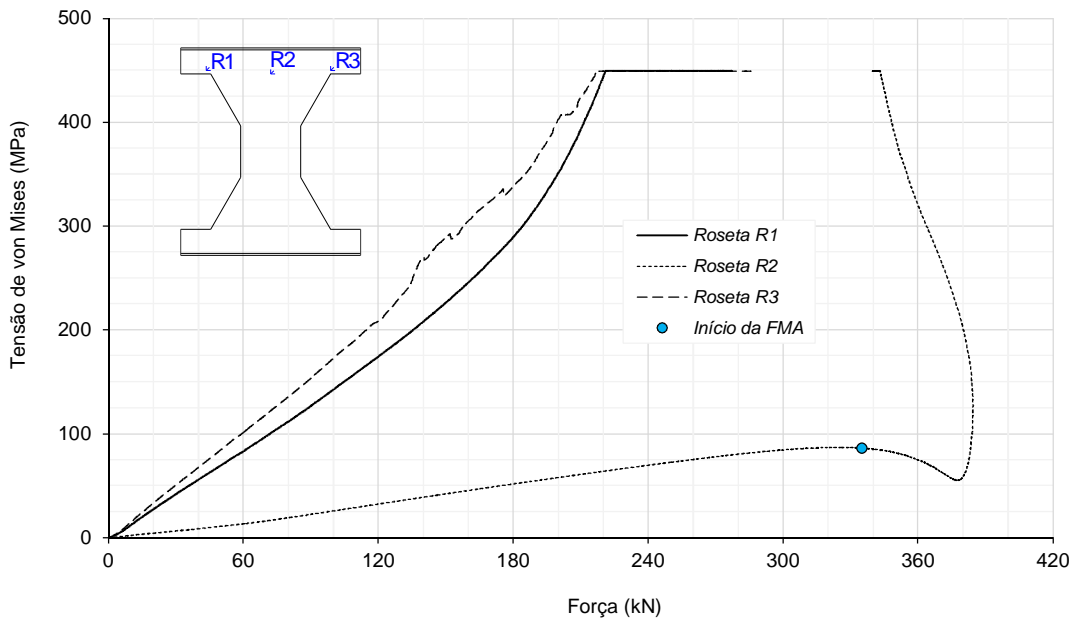


Figura 3.132 – Tensões de von Mises obtidas dos extensômetros na viga C6.

3.7 Discussão comparativa dos resultados

3.7.1 Generalidades

No planejamento apresentado na Seção 3.2, eram previstos fabricação e ensaios de sete pares de vigas. No entanto, os resultados mostraram que nem todos os pares foram idênticos entre si. Nos tópicos a seguir são discutidos os aspectos comparativos de cada par de modelos, bem como entre ensaios diferentes.

3.7.2 Ensaio do Grupo A

No par de ensaios A1-A2, tanto a carga máxima como a rigidez inicial e a forma da curva momento-deslocamento foram muito semelhantes, conforme se pode ver na Figura 3.133. No entanto, observou-se um colapso por FMA na viga A1 enquanto na viga A2 o colapso ocorreu com a formação de um mecanismo Vierendeel. A seguir são apresentados alguns fatores que podem explicar essa diferença em termos de modo de colapso.

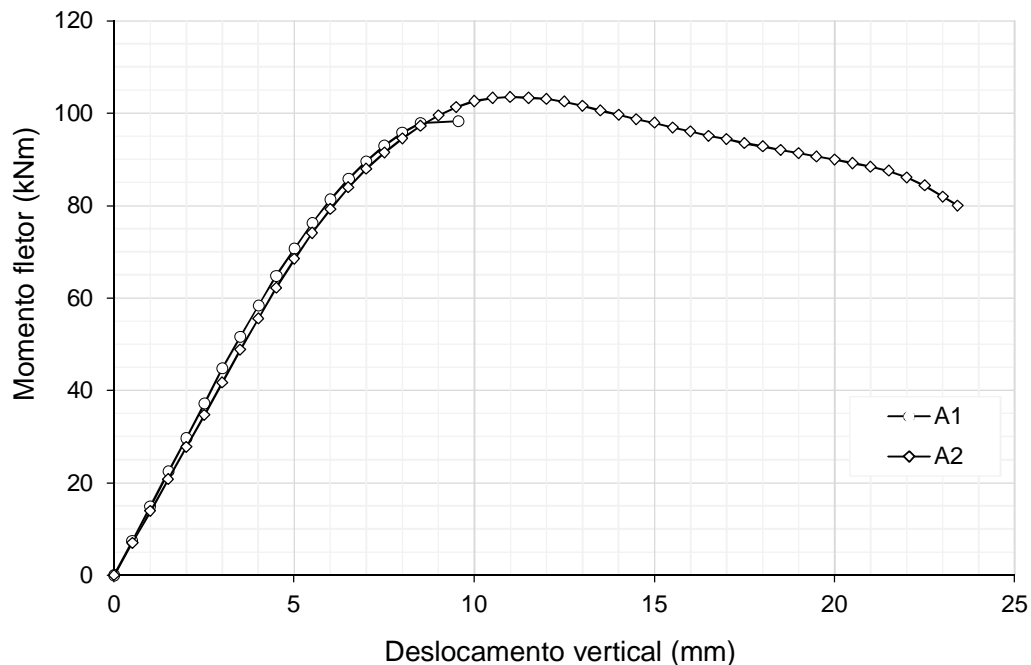


Figura 3.133 – Curvas comparativas no par de ensaios A1/A2.

Após análise dos resultados, foram observadas três diferenças básicas entre a viga A1 e a viga A2 que podem justificar os diferentes modos de colapso observados.

Primeiro, a imperfeição inicial medida no montante de alma da viga A1 foi 2,6 vezes superior à medida no montante de alma da viga A2, conforme apresentado na Tabela 3.6.

Como a susceptibilidade à ocorrência da instabilidade do montante está associada à imperfeição inicial presente, a probabilidade de ocorrência da FMA na viga A1 era significativamente superior à ocorrência do mesmo fenômeno na viga A2.

Segundo, notou-se uma pequena diferença nas espessuras médias da mesa e da alma nas duas vigas. A espessura média das mesas da viga A1 é ligeiramente superior à da viga A2 ($t_{f,A1}/t_{f,A2} = 1,012$) enquanto a espessura média da alma da viga A2 é superior à da viga A1 ($t_{w,A2}/t_{w,A1} = 1,045$). Com esses aspectos, a capacidade resistente da viga A2 à flexão – e consequentemente ao mecanismo Vierendeel – seria reduzida em relação à viga A1, devido à espessura da mesa, e, por outro lado, a capacidade resistente à FMA seria aumentada, devido à espessura da alma. Assim, explica-se tanto a similaridade em termos de carga última como a diferença em termos de modo de colapso.

Terceiro, a resistência ao escoamento do aço da viga A1 é ligeiramente superior à do aço da viga A2 ($f_{y,A1}/f_{y,A2} = 1,012$, ver Tabela 3.3). Como o índice de esbeltez limite à plastificação é inversamente proporcional à resistência ao escoamento, a viga A1 – mesmo que tivesse a mesma espessura da alma da viga A2 – seria mais susceptível à FMA.

3.7.3 Ensaio do Grupo B

O momento fletor resistente no centro do vão da viga B1 foi 41% superior ao da viga B2 (Figura 3.134). Após os ensaios, e verificando as medições das propriedades geométricas das duas vigas, constatou-se que, por um equívoco na fabricação, a viga B1 foi produzida a partir de um perfil W310x23,8 e não a partir do perfil W310x21,0, como estava no planejamento e como foi fabricada a viga B2. Daí a diferença considerável entre as capacidades resistentes dessas duas vigas.

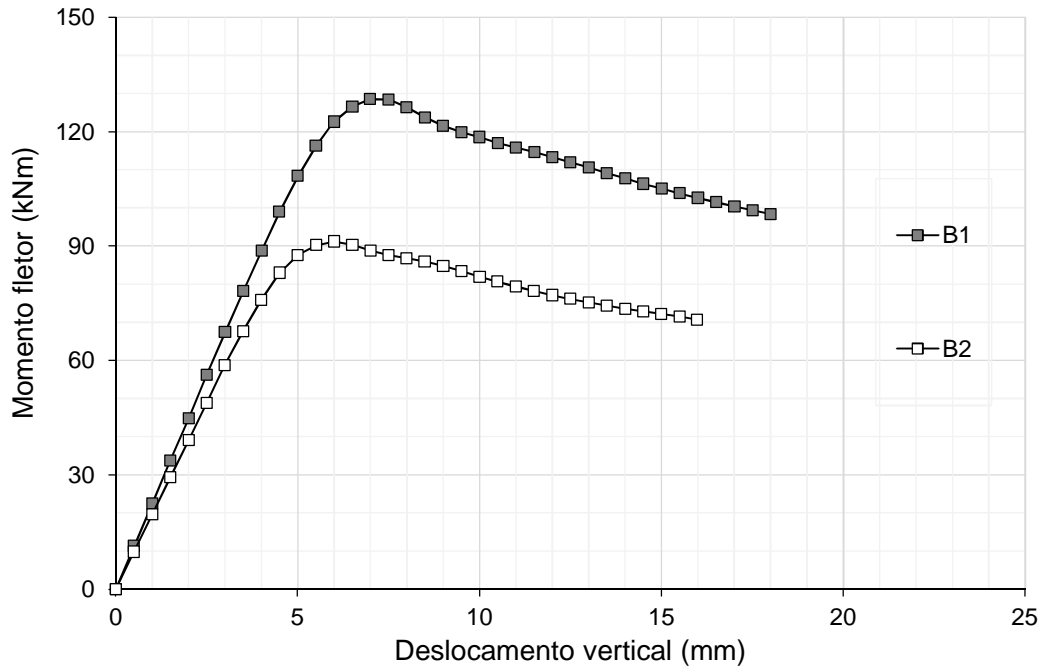


Figura 3.134 – Curvas comparativas do par de ensaios B1/B2.

Na Figura 3.135 e na Figura 3.136 são apresentadas as curvas dos pares B3-B4 e B5-B6, respectivamente. As diferenças observadas são devidas principalmente às pequenas variações geométricas entre os modelos.

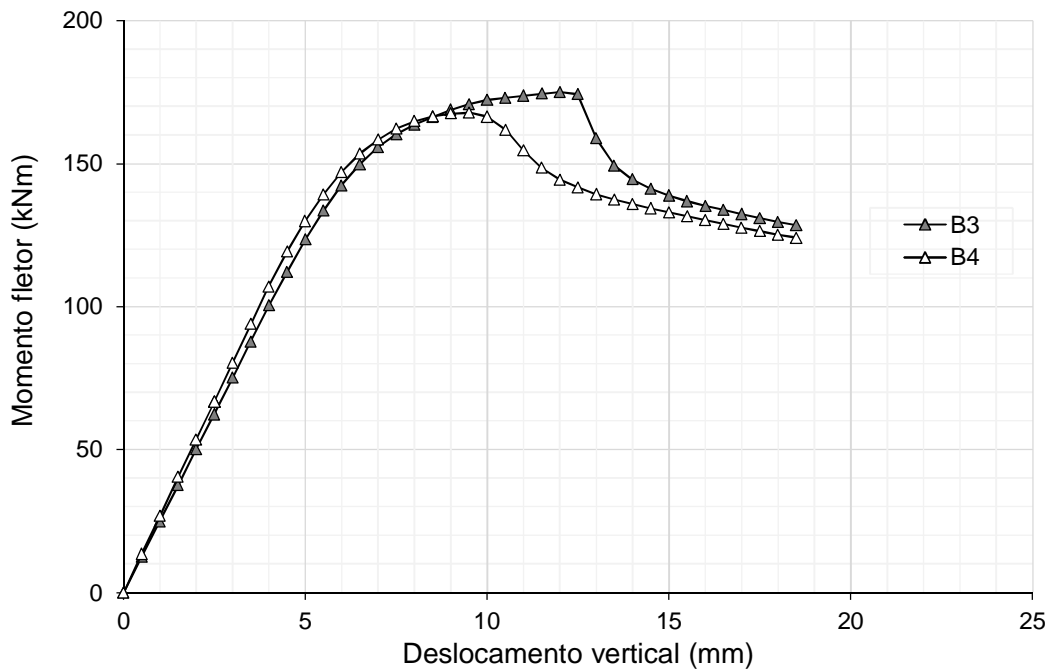


Figura 3.135 – Curvas comparativas no par de ensaios B3/B4.

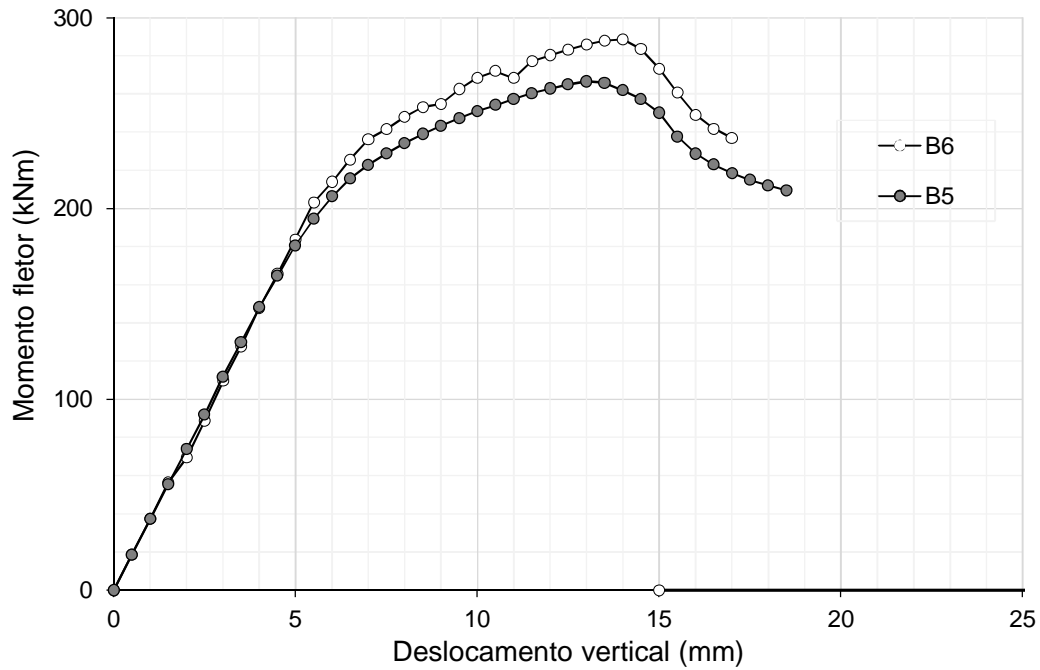


Figura 3.136 – Curvas comparativas no par de ensaios B5/B6.

Na Figura 3.137 é apresentada comparativamente a evolução dos deslocamentos laterais em um ponto do montante de alma (transdutor DT4) de cada um dos ensaios do grupo B.

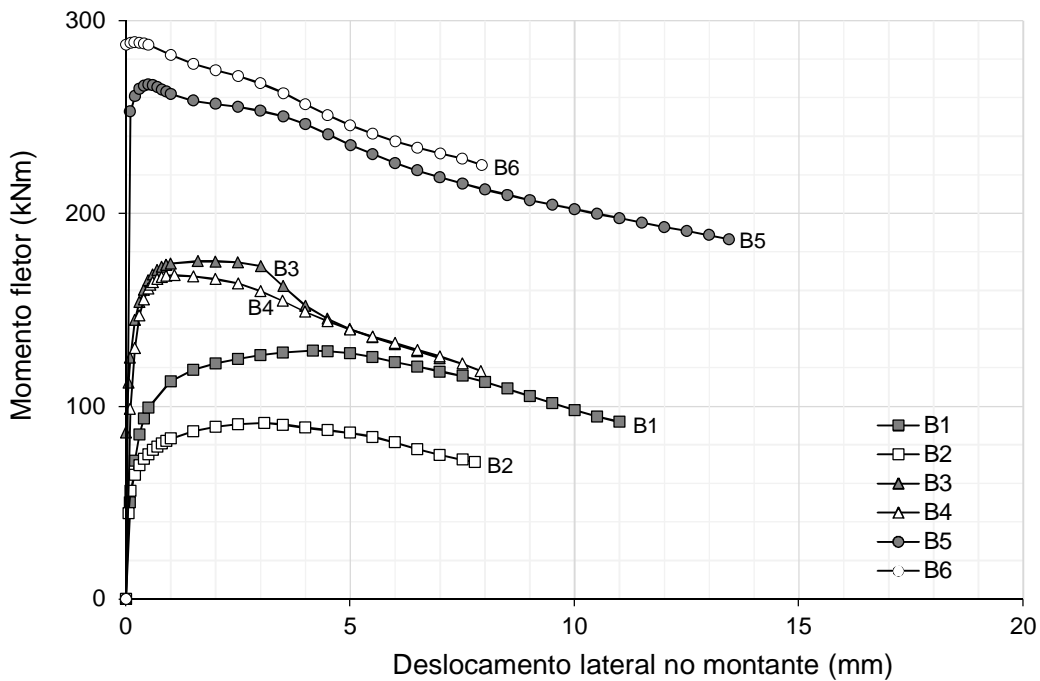


Figura 3.137 – Carga versus deslocamento lateral no montante (DT4) nas vigas do grupo B.

Da Figura 3.137, nota-se que além do aumento da capacidade resistente com o aumento da inércia da seção transversal da viga, ocorre também um aumento da rigidez à FMA.

3.7.4 Ensaios do Grupo C

O comportamento das vigas C1 e C2 foi bastante similar (Figura 3.138), bem como do par de vigas C5 e C6 (Figura 3.140). As pequenas diferenças observadas nos resultados são devidas principalmente a particularidades na geometria e ao nível de imperfeições iniciais.

Observando-se os resultados dos ensaios das vigas C3 e C4 (Figura 3.139), nota-se que o momento fletor resistente da viga C4 foi 14% superior ao momento fletor resistente da viga C3. Analisando-se as particularidades de cada uma das vigas, nota-se que essa diferença é devida principalmente ao material. A resistência ao escoamento do aço da viga C4 é cerca de 19% maior que a do aço da viga C3, conforme mostrado na Tabela 3.3.

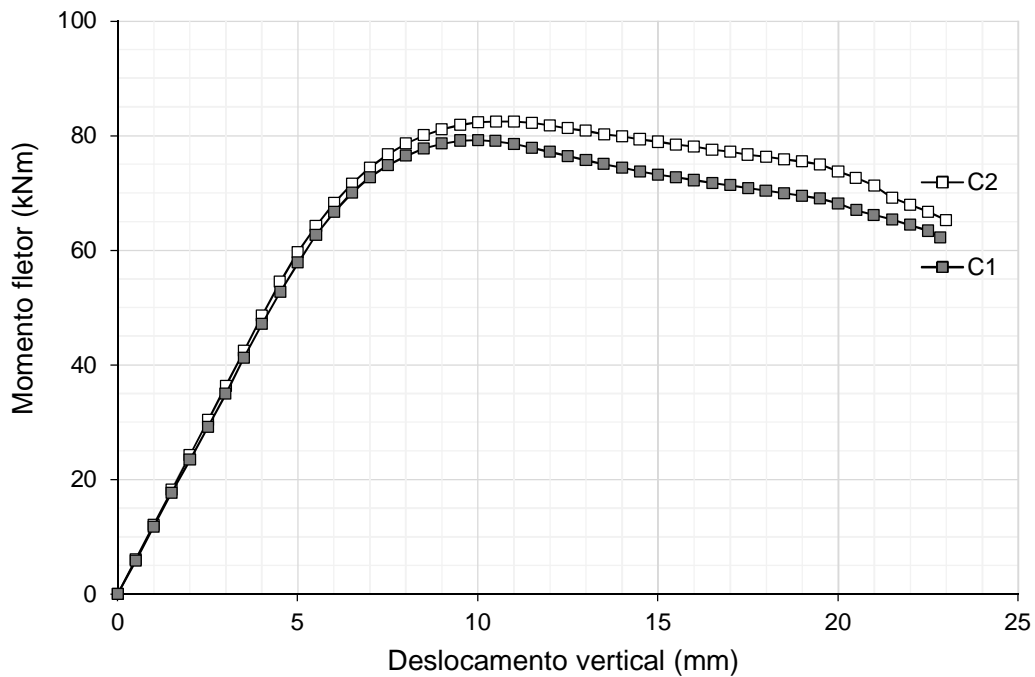


Figura 3.138 – Curvas comparativas no par de ensaios C1/C2.

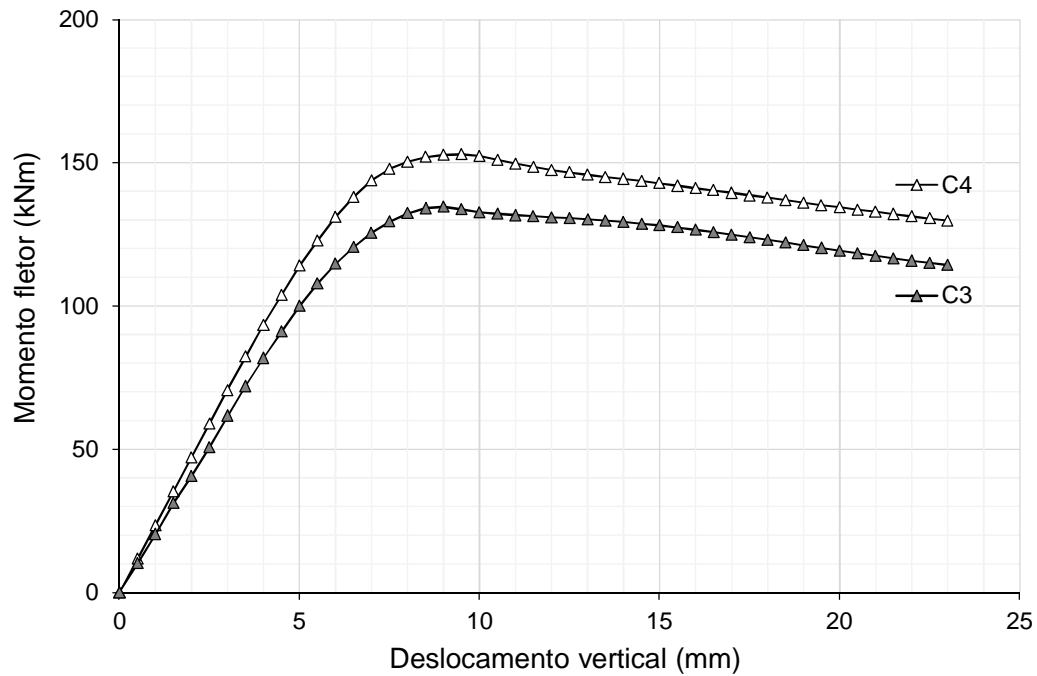


Figura 3.139 – Curvas comparativas no par de ensaios C3/C4.

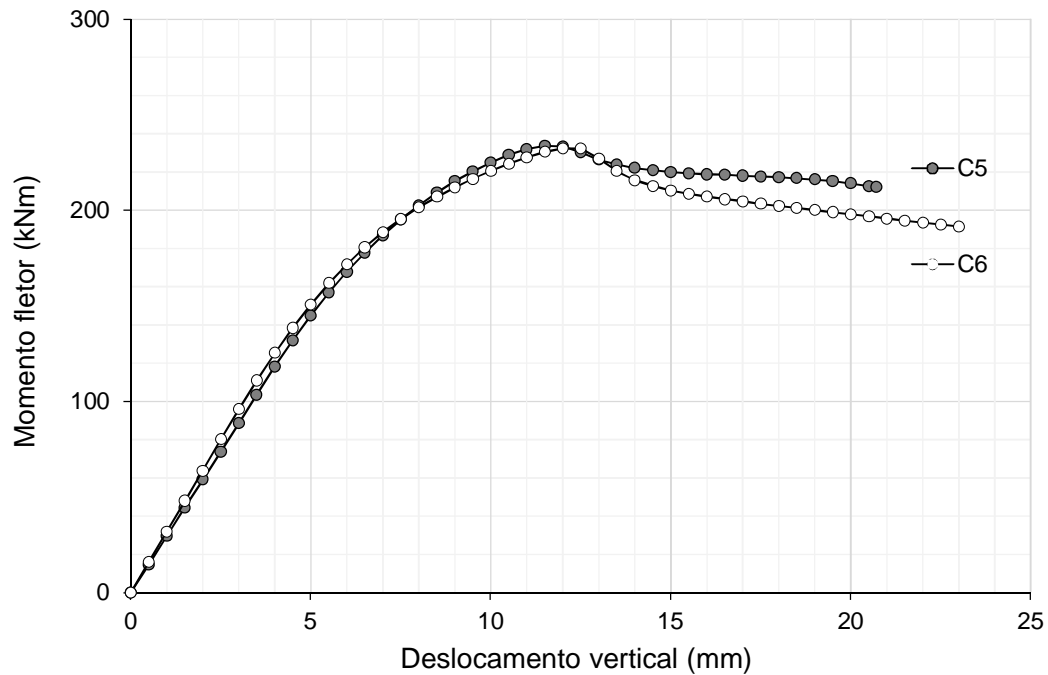


Figura 3.140 – Curvas comparativas no par de ensaios C5/C6.

Na Figura 3.141 é apresentada comparativamente a evolução dos deslocamentos laterais em um ponto do montante de alma (transdutor DT7) de cada um dos ensaios do grupo C. Com o aumento da inércia da seção transversal da viga, nota-se que um acréscimo da capacidade resistente bem como da rigidez à FMA nas vigas.

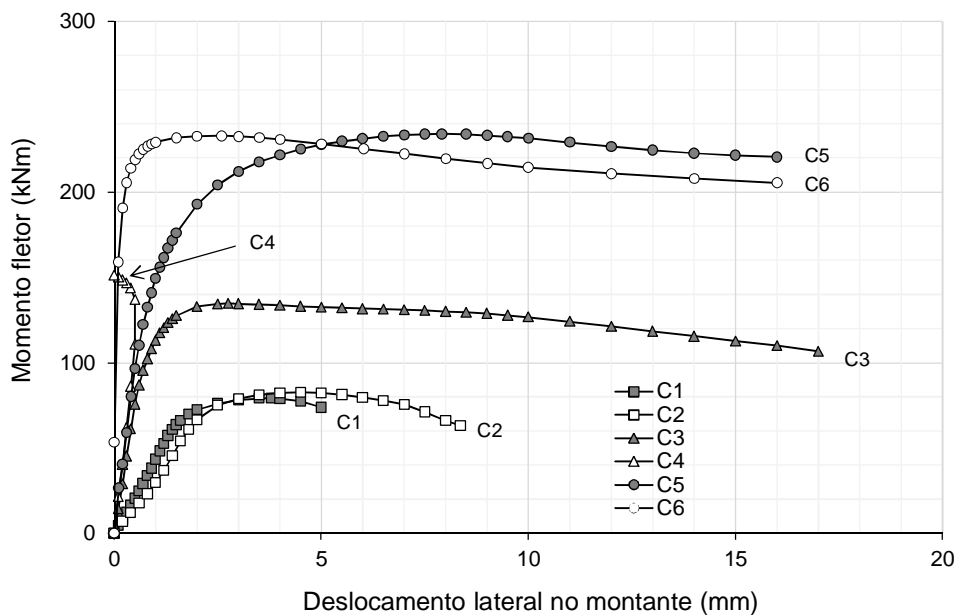


Figura 3.141 – Carga *versus* deslocamento lateral no montante (DT7) nas vigas do grupo C.

3.7.5 Considerações finais

Analisando o programa experimental como um todo, pode-se fazer algumas considerações importantes. Quanto aos parâmetros variáveis, destacam-se os seguintes pontos:

- foram ensaiadas vigas com três diferentes padrões (anglo-saxão, Litzka e Litzka com chapa expansora) e com diferentes índices de esbeltezes de alma;
- após a fabricação das vigas, observou-se que haviam também valores variáveis de imperfeições iniciais no montante de alma;
- foram ensaiadas amostras de aço de diversas vigas, constatando-se diferenças nas propriedades do material.

Quanto aos resultados observados, vale destacar os seguintes pontos:

- em cada conjunto de vigas de mesmo padrão, quanto menor a relação h/t_w , maior a rigidez aos deslocamentos verticais e aos deslocamentos laterais no montante de alma (Figura 3.134 à Figura 3.142);
- comparando os diferentes padrões, observa-se que as vigas no padrão anglo-saxão possuem maior rigidez que as vigas em padrão Litzka; e as vigas em padrão

Litzka sem chapa expansora possuem maior rigidez que as vigas com chapa expansora (Figura 3.142);

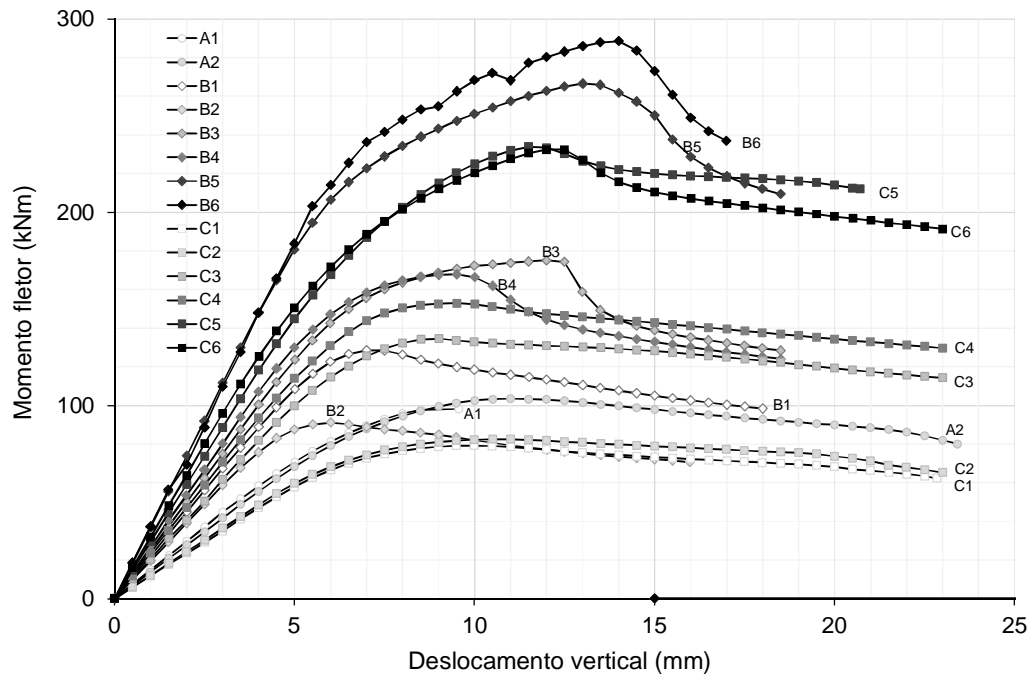


Figura 3.142 – Momento *versus* deslocamento vertical nas 14 vigas do programa experimental.

- a resistência ao escoamento do aço é um parâmetro importante que não somente altera significativamente a capacidade resistente da viga, mas, também pode influenciar o modo e o regime de colapso;
- os resultados mostraram que a magnitude da imperfeição inicial da viga pode influenciar sua capacidade de carga, bem como no modo de colapso; no entanto, a configuração da deformada do montante no final do ensaio é pouco influenciada pela deformada inicial causada pela fabricação da viga castelada; no início da FMA é formada uma diagonal tracionada, que tende a retificar o montante, e uma diagonal comprimida, que sofre a flambagem e conforma a deformada final do montante (que, via de regra é diferente da configuração inicial devido às imperfeições);
- uma viga ensaiada não sofreu flambagem (A2), duas vigas sofreram FMA em regime elástico (C1 e C2) e as demais vigas sofreram FMA em regime inelástico, cobrindo assim os três regimes da curva de flambagem.

Todos os parâmetros variáveis são tratados numericamente no Capítulo 4, que confirma os resultados e as considerações apresentadas neste capítulo.

4 MODELOS NUMÉRICOS

4.1 Modelo numérico da viga castelada

4.1.1 Generalidades

O modelo numérico descrito a seguir tem como base o modelo desenvolvido em Vieira (2011). Após a realização do programa experimental descrito no Capítulo 3, algumas alterações no modelo numérico foram necessárias.

O modelo numérico foi desenvolvido no programa computacional ABAQUS que tem como base o Método dos Elementos Finitos. As análises realizadas consideram as não linearidades geométrica e material e as imperfeições geométricas iniciais a partir de uma análise elástica de flambagem.

Nos itens a seguir serão apresentadas todas as características do modelo numérico utilizado para modelagem das vigas casteladas.

4.1.2 Modelo geométrico

Para representar de forma realista a geometria da viga castelada, foi adotado um modelo geométrico tridimensional. As vigas foram modeladas omitindo-se o comprimento excedente para além dos enrijecedores nos apoios, uma vez que os esforços nessa região são irrelevantes. O modelo é formado por elementos de casca fina do tipo deformável, representando a superfície média das chapas de aço que compõem a viga modelada.

Na Figura 4.1 é apresentado um exemplo do modelo geométrico construído no ABAQUS, de uma das vigas do programa experimental.

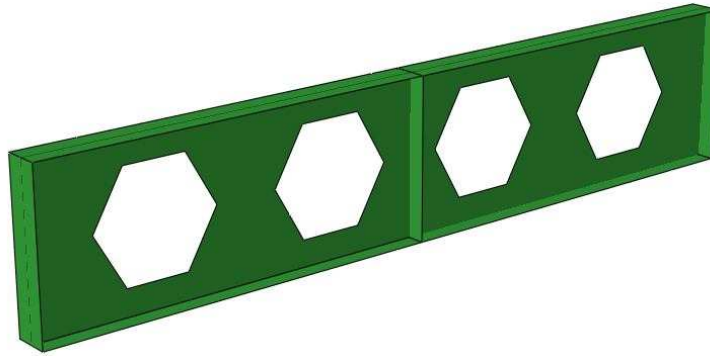


Figura 4.1 – Modelo geométrico da viga castelada.

Na modelagem das vigas do programa experimental, foram adotados os valores reais das espessuras das chapas obtidos nas medições realizadas (Tabela 3.5). Utilizaram-se também os valores medidos para todos os demais elementos geométricos que estivessem significativamente discordantes dos valores nominais.

4.1.3 Condições de contorno

As condições de contorno dos modelos experimentais, detalhada no item 3.5.3, foi simulada no modelo numérico da seguinte forma:

- impedimento do deslocamento vertical nos apoios, em um ponto na altura média da seção transversal de cada apoio (pontos marcados na Figura 4.2a);
- impedimento do deslocamento longitudinal em um dos apoios, no mesmo ponto que é feito o impedimento ao deslocamento vertical;
- impedimento aos deslocamentos laterais nas seções dos apoios (nas mesas superior e inferior) e na seção do centro do vão (na mesa superior), conforme ilustrado na Figura 4.2b.

Todos os vínculos foram dispostos no plano da alma da viga, para evitar o aparecimento de esforços secundários devidos à disposição da vinculação.

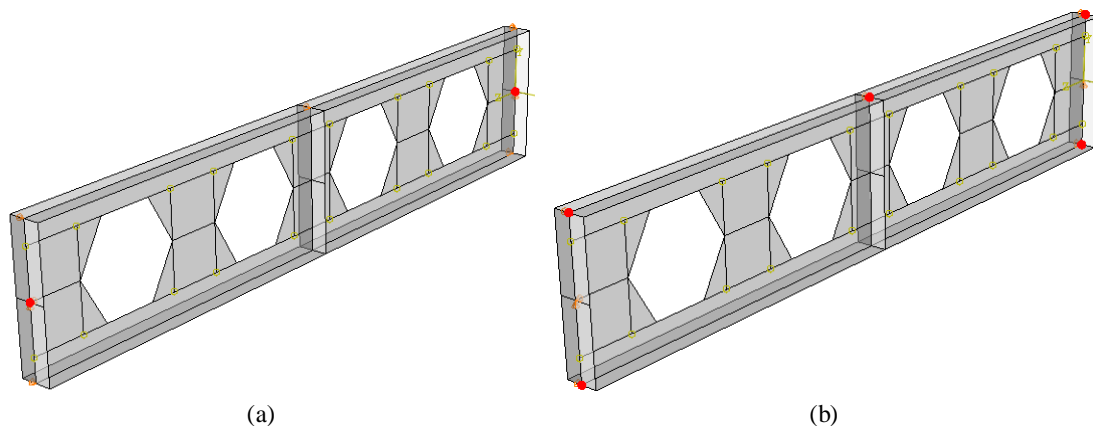


Figura 4.2 – Pontos de localização da imposição das condições de contorno das vigas dos ensaios numéricos.

4.1.4 Aplicação do carregamento

O carregamento é aplicado como uma força puntual na mesa superior, na seção do centro do vão. Nos ensaios experimentais, o carregamento foi aplicado com uma excentricidade em relação ao centro do vão, para induzir a flambagem de um dos lados da viga. Após alguns testes numéricos, constatou-se que os resultados não sofriam diferença significativa com a carga no centro da viga ou com pequena excentricidade. Assim, por simplicidade, no modelo numérico o carregamento foi aplicado na seção central da viga.

O carregamento no modelo é aplicado pelo algoritmo *Riks* modificado, implementado no ABAQUS, em pequenos incrementos cuja magnitude é variável e controlada pelo próprio algoritmo, com base nas condições de convergência numérica. O algoritmo *Riks* modificado tem como base o método do comprimento de arco. Diversos trabalhos com modelagem numérica de vigas casteladas tem utilizado algoritmos com base no método do comprimento de arco (LIAN e SHANMUGAM, 2004; DERVINIS e KVEDARAS, 2008; GIZEJOWSKY e SALAH, 2008; SONK *et al.*, 2011; SONK *et al.*, 2012; EL-SAWY *et al.*, 2014).

4.1.5 Modelo constitutivo do material

Para modelar o comportamento do aço, adotou-se um modelo constitutivo bilinear, admitindo assim, um comportamento elastoplástico perfeito. Na fase elástica, admite-se o módulo de elasticidade de 200 GPa, conforme recomendação da norma brasileira de estruturas de aço (ABNT NBR 8800:2008), e coeficiente de Poisson igual a 0,3. Na fase plástica, a tensão é constante e igual à resistência ao escoamento do aço.

A utilização desse modelo constitutivo se justifica pela simplicidade do modelo, rapidez na análise e bons resultados observados em diversos trabalhos numéricos com vigas casteladas (CHUNG *et al.*, 2001; SHANMUGAM *et al.*, 2002; LIAN e SHANMUGAM, 2004; LIU e CHUNG, 2003; HENNESSEY *et al.*, 2004; HOFFMAN *et al.*, 2006; BAKE e BAILEY, 2007; DERVINIS e KVEDARAS, 2008; GIZEJOWSKY e SALAH, 2008; KALKAN *et al.*, 2011; SONK *et al.*, 2011; SOLTANI *et al.*, 2012; SONK *et al.*, 2012; WANG *et al.*, 2014).

Na modelagem numérica do programa experimental, foram utilizados os dados apresentados na Tabela 3.3 e na Tabela 3.4 para a definição do modelo constitutivo do aço.

4.1.6 Imperfeições geométricas iniciais

Na análise não linear realizada no ABAQUS, o modelo é iniciado com a deformada obtida de uma análise prévia de flambagem, escolhendo-se o autovetor de menor energia de deformação, que tenha deformada característica da flambagem do montante de alma e que seja relacionado a um autovalor positivo. A essa deformada inicial atribui-se o valor máximo igual ao valor da imperfeição inicial medida na viga castelada. Esse método de inserção das imperfeições iniciais representa uma aproximação, uma vez que a configuração original do montante, devido às imperfeições iniciais, geralmente não corresponde à forma da deformada da flambagem dos montantes. Essa estratégia é considerada adequada uma vez que os resultados obtidos foram coerentes com os resultados experimentais.

A inserção das imperfeições é realizada com o comando *IMPERFECTION do ABAQUS, associando-se o valor máximo da imperfeição inicial do montante ao modo de flambagem apropriado do arquivo de deformada da análise prévia de flambagem elástica.

Na modelagem das vigas casteladas do programa experimental foram utilizados os valores de imperfeição inicial do montante apresentados na Tabela 3.6.

4.1.7 Tensões residuais iniciais

Estudos prévios mostraram que a consideração das tensões residuais em alguns casos altera significativamente o comportamento das vigas casteladas, principalmente naquelas em que o colapso ocorre pela instabilidade dos montantes.

Vieira *et al.* (2011) propuseram um modelo para consideração das tensões residuais em vigas casteladas. O modelo consiste em uma simplificação do modelo de distribuição de tensões residuais, desenvolvido por Young (1972 *apud* SZALAI e PAPP, 2005).

Esse modelo consiste em uma distribuição parabólica de tensões na alma e na mesa, em que nas bordas das mesas e no centro da alma existem tensões de compressão, enquanto nas regiões de encontro da alma com as mesas ocorrem tensões de tração. O esquema da Figura 4.3 ilustra o modelo de distribuição de tensões residuais descrito e as equações seguintes determinam os pontos que definem as parábolas:

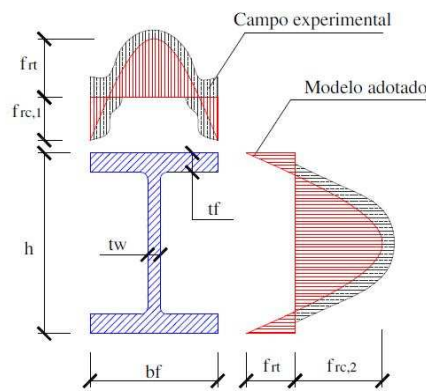


Figura 4.3 – Modelo de distribuição de tensões residuais de Young, adotado pelo ECCS (BALIO e MAZZOLANI, 1983 *apud* GOMES, 2006).

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

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

$$f_{rt} = 100 \left(0,7 + \frac{t_w(h-t_f)}{2t_f b_f} \right) \quad (4-3)$$

O modelo simplificado proposto por Vieira *et al.* (2011) consiste na uniformização das tensões, de forma que as tensões residuais tenham um valor constante em cada elemento da seção transversal e que a força resultante em cada elemento seja igual à força resultante da distribuição parabólica de Young, conforme mostra a Figura 4.4.

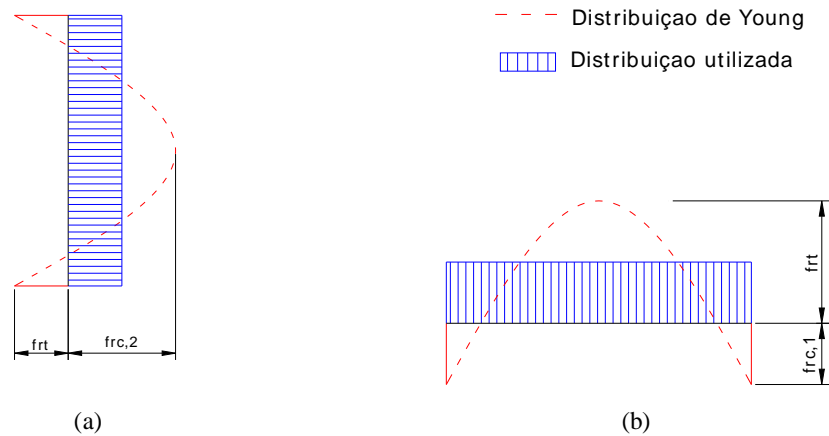


Figura 4.4 – Distribuição simplificada de tensões residuais para (a) alma e (b) mesa.

Assim, aplica-se uma tensão de compressão na alma e uma tensão de tração nas mesas dadas pelas seguintes expressões:

$$f_{r,alma} = \frac{100 t_w (h - t_f)}{9 t_f b_f} + \frac{230}{3} \quad (4-4)$$

$$f_{r,mesa} = \frac{225 t_w (h - t_f)}{4 t_f b_f} - \frac{25}{3} \quad (4-5)$$

A utilização do modelo simplificado de Vieira *et al.* (2011) justifica-se pelas seguintes razões:

- as vigas fabricadas a partir de perfis laminados brasileiros, que é o escopo deste trabalho, possuem uma geometria tal que a alma é submetida predominantemente a tensões residuais de compressão e as mesas a tensões residuais de tração;
- após o corte e a soldagem para fabricação das vigas casteladas, a distribuição das tensões residuais ao longo da alma é alterada; deste modo, não se justifica a utilização de qualquer distribuição precisa com formulação para vigas de alma cheia;
- o modelo numérico apresentado por Vieira (2011) foi validado com ensaios experimentais de vigas casteladas, obtendo-se resultados satisfatórios.

O modelo utilizado para a distribuição de tensões residuais nas vigas admite que as tensões residuais aliviadas no processo de corte do perfil são recuperadas durante a soldagem da viga castelada. No entanto, para aquelas vigas que possuíam imperfeição inicial do montante de alma muito altas, decorrentes da fabricação (superior a 1,5% da altura da seção castelada), os resultados numéricos foram melhores quando não se considerou tensões residuais na alma do perfil, indicando que possivelmente não foram reintroduzidas tensões residuais na alma durante o processo de soldagem. Portanto, nesses casos, admitiu-se a alma livre de tensões residuais.

4.1.8 Tipo de elemento finito

Dadas as características das vigas em estudo, optou-se por utilizar elementos finitos do tipo SHELL (elementos de casca fina), com integração realizada pela regra de Simpson com cinco pontos de integração ao longo da espessura.

Após alguns estudos prévios para definir a distribuição dos elementos, optou-se por realizar partições no modelo geométrico, como mostrado na Figura 4.5 e que dois diferentes tipos de elementos finitos seriam utilizados nessas regiões: nas regiões triangulares, próximas aos alvéolos seria utilizada uma malha com elementos triangulares, enquanto nas demais regiões se utilizariam elementos quadrilaterais.

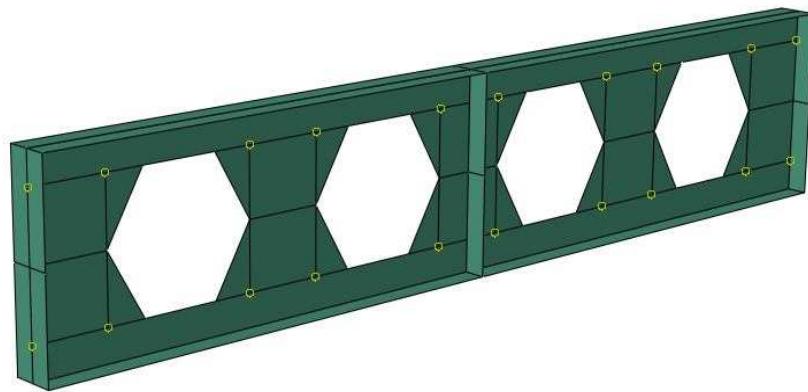


Figura 4.5 – Partições para disposição dos elementos finitos.

Como elementos triangulares, foram selecionados da biblioteca do ABAQUS/Standard os elementos do tipo S3, que são elementos de casca lineares de três nós e seis graus de liberdade por nó. Na malha quadrilateral, foram utilizados os elementos S4R do ABAQUS/Standard, que são elementos de casca lineares, com quatro nós, seis graus de

liberdade por nó com integração reduzida. A integração reduzida permite uma diminuição do tempo de análise e apresenta melhor qualidade dos resultados em relação aos deslocamentos.

Na Figura 4.6 são ilustrados os elementos S3 e S4R do ABAQUS e na Figura 4.7 é apresentada a malha de elementos finitos da viga castelada A1 do programa experimental.

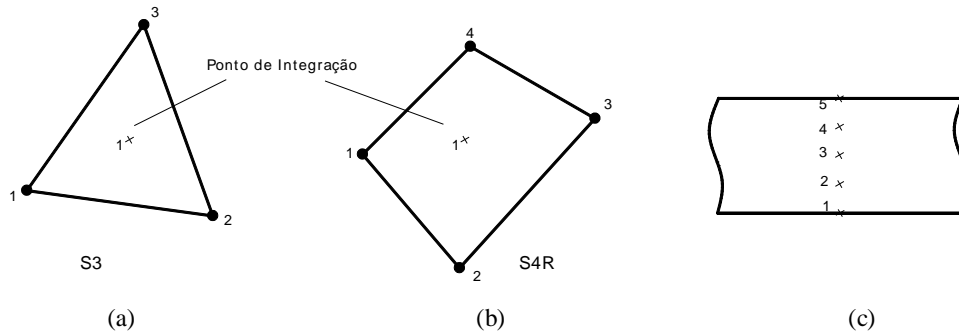


Figura 4.6 – Representação dos elementos (a) S3 e (b) S4R do ABAQUS e (c) dos pontos de integração ao longo da espessura dos elementos pela regra de Simpson.

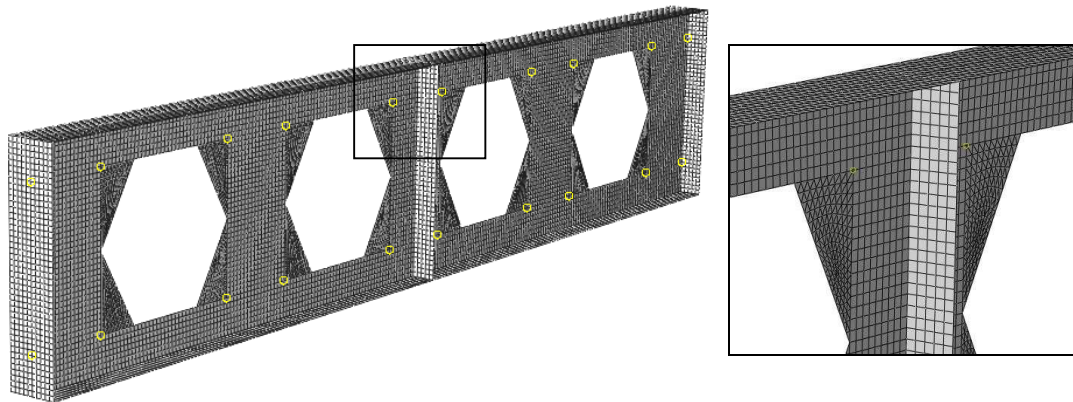


Figura 4.7 – Representação da malha de elementos finitos de uma viga castelada.

4.1.9 Definição da malha

Para a definição da largura dos elementos finitos, realizou-se um estudo de objetividade de malha, variando-se o tamanho dos elementos. Na Figura 4.8 são apresentadas cinco curvas de carregamento *versus* deslocamento vertical no centro do vão para a viga A1, variando-se apenas a largura do elemento finito utilizado. As curvas dos modelos com malha inferior a 50 mm de lado se mostraram concordantes com o resultado experimental.

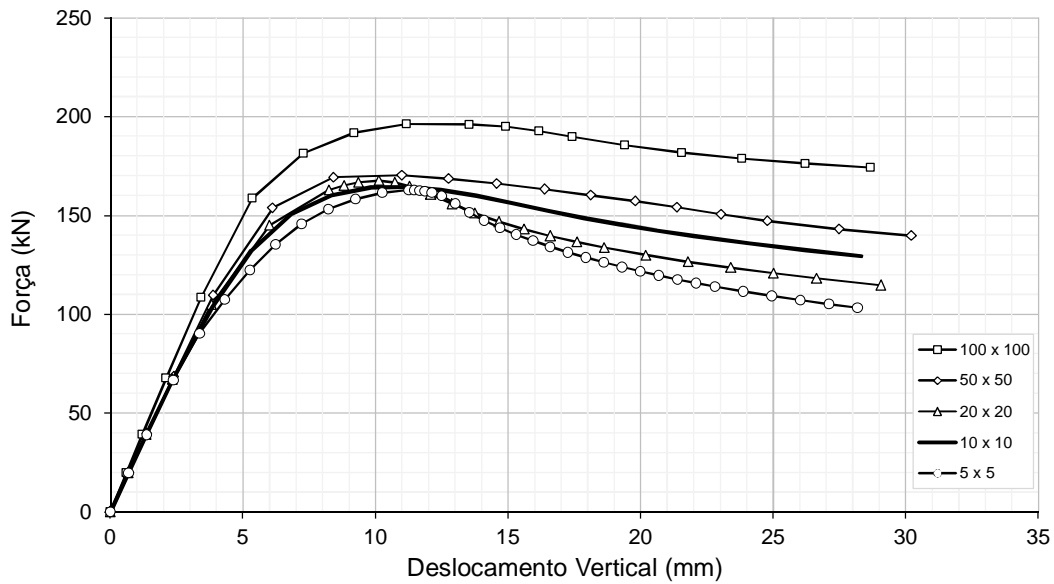


Figura 4.8 – Estudo de objetividade de malha: curvas carga-deslocamento da viga A1.

Tomando como parâmetro os valores obtidos no modelo com a malha mais fina – elementos com 5 mm de lado – são apresentados comparativamente, na Figura 4.9, os valores de carga máxima em função da largura dos elementos da malha.

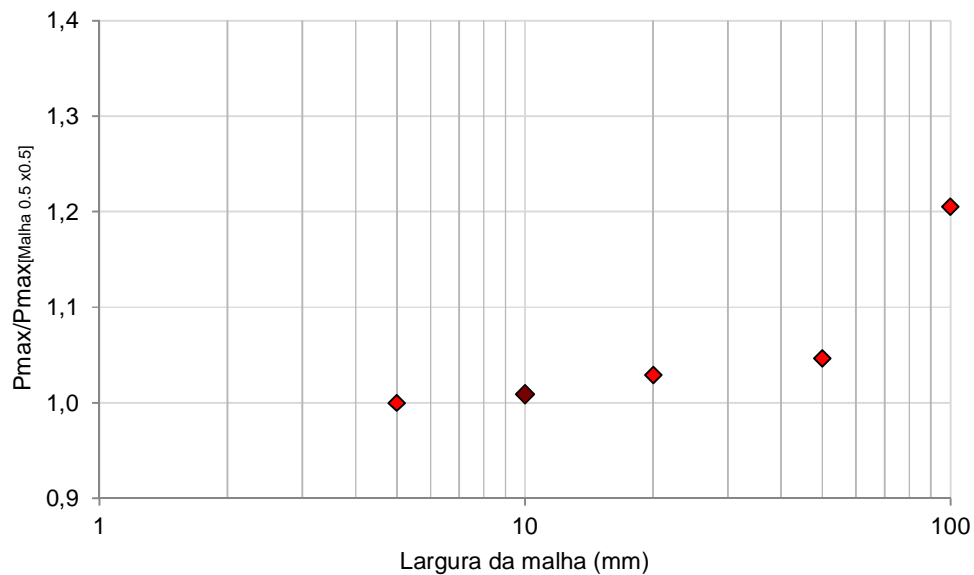


Figura 4.9 – Estudo de objetividade de malha: comparação da carga máxima em função da largura dos elementos.

Após analisar os dados apresentados, e levando em consideração a quantidade de elementos gerados e o tempo gasto de processamento em função da densidade da malha, conforme apresentado na Figura 4.10, optou-se por utilizar uma malha com elementos de 10 mm de largura.

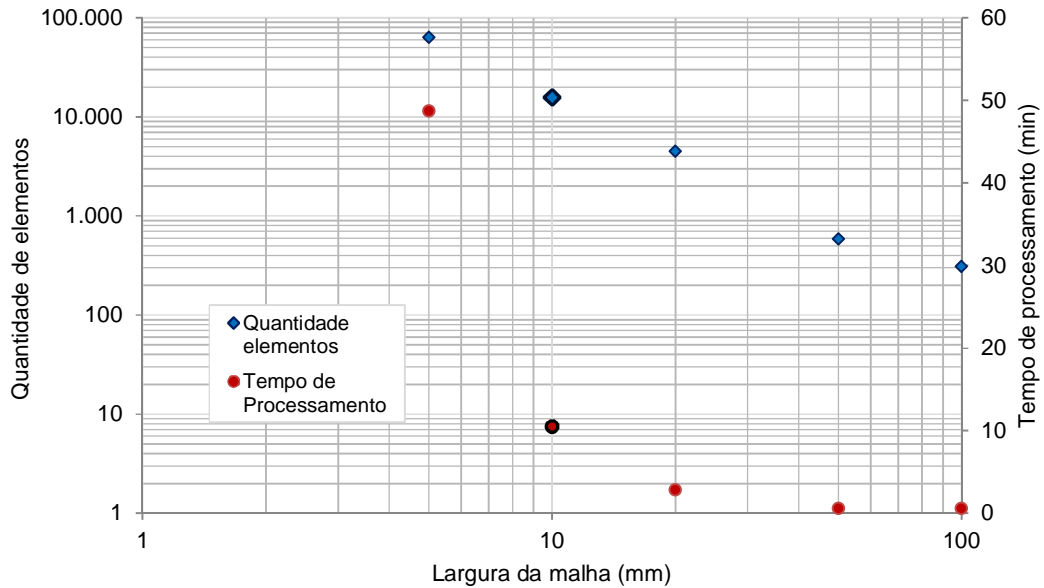


Figura 4.10 – Estudo de objetividade de malha: quantidade de elementos e tempo de processamento em função da largura dos elementos.

4.2 Modelo numérico do montante de alma

4.2.1 Generalidades

Como o objetivo deste trabalho é o estudo da FMA, e, mais especificamente, a obtenção das curvas de resistência para este estado limite, desenvolveu-se outro modelo numérico, também no ABAQUS, tomando como base o modelo apresentado na Seção 4.1, mas, com a ênfase no montante de alma. As particularidades são descritas a seguir.

4.2.2 Modelo geométrico

Utilizou-se um modelo geométrico tridimensional similar ao apresentado no item 4.1.2, mas, compreendendo apenas o comprimento de um montante de alma, como ilustra a Figura 4.11.

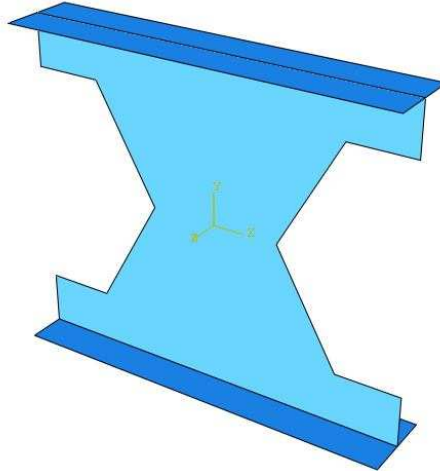


Figura 4.11 – Modelo geométrico do modelo numérico do montante de alma.

4.2.3 Condições de contorno

A vinculação do montante no modelo numérico foi feita em três linhas: na alma da borda esquerda, na mesa da borda esquerda e na alma da borda direita (Figura 4.12), da seguinte forma:

- na alma da borda esquerda, são impedidos os deslocamentos vertical e lateral, e a rotação em torno do eixo longitudinal (u_y , u_z e r_x);
- na mesa da borda esquerda são impedidas as rotações em torno dos eixos longitudinal e vertical (r_x e r_y);
- na alma da borda direita são impedidos os deslocamentos longitudinal e lateral, e a rotação em torno do eixo vertical (u_x e r_y).

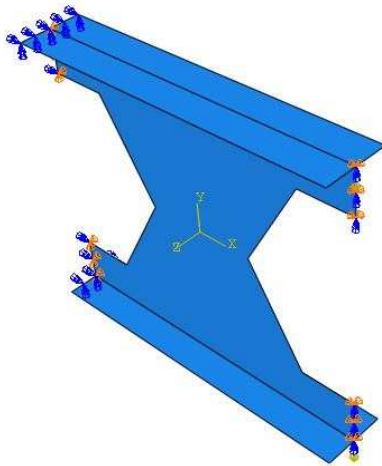


Figura 4.12 – Condições de contorno no modelo numérico do montante de alma.

4.2.4 Aplicação do carregamento

O carregamento é aplicado na borda direita, sendo metade aplicada no eixo da mesa superior e a outra metade no eixo da mesa inferior (Figura 4.12).

4.2.5 Modelo constitutivo do material

Para o material foi utilizado o mesmo modelo constitutivo apresentado em 4.1.5.

4.2.6 Imperfeições geométricas iniciais

Nas análises para validação do modelo numérico, as imperfeições iniciais foram consideradas, a princípio, conforme apresentado em 4.1.6. No entanto, observou-se no modelo numérico do montante de alma que a influência das imperfeições iniciais elevadas é mais expressiva do que a observada nos experimentos e no modelo de viga. Portanto, limitou-se o valor da imperfeição inicial a 1% da altura total da viga castelada.

A norma europeia EN 1993-1-5:2006 preconiza que se deva considerar 80% das tolerâncias de fabricação nos modelos numéricos. No entanto, dadas as dificuldades típicas da fabricação de vigas casteladas, neste caso, em particular, optou-se por considerar o valor total da imperfeição. No estudo paramétrico, foram realizadas análises com diferentes níveis de imperfeição inicial.

4.2.7 Tensões residuais iniciais

As tensões residuais no material foram consideradas de forma análoga à apresentada em 4.1.7.

4.2.8 Tipo de elemento finito

Após estudos prévios, decidiu-se pela utilização somente de elementos de casca do tipo S4R (Figura 4.6), distribuído em malha livre em todo o modelo, conforme ilustrado na Figura 4.13.

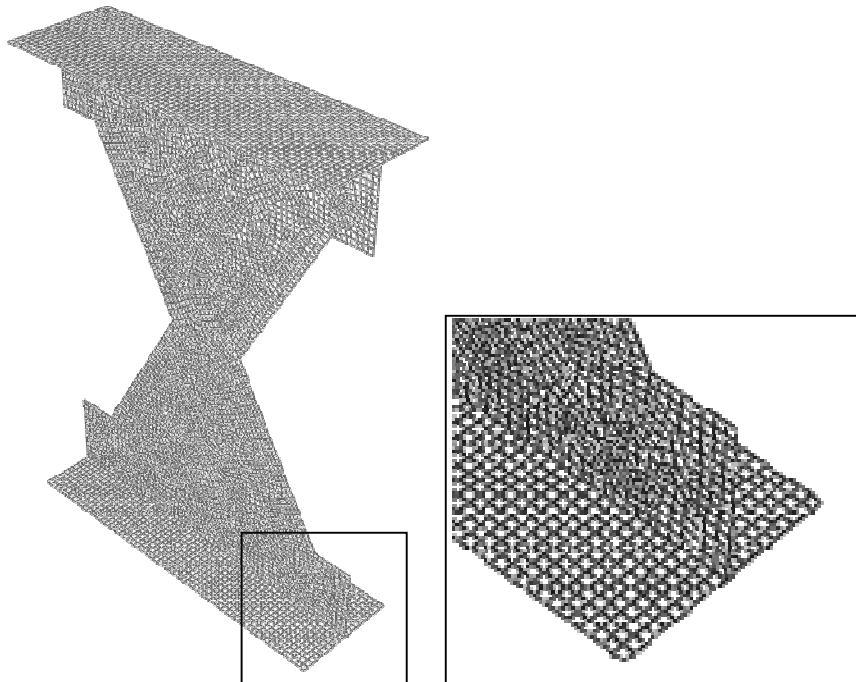


Figura 4.13 – Representação da malha de elementos finitos no modelo numérico do montante de alma.

4.2.9 Definição da malha

Tendo em vista a pequena dimensão física do modelo, procurou-se utilizar a malha com menor dimensão possível. Porém, observou-se que ocorriam erros de processamento para malhas com elementos inferiores a 5 mm. Assim, optou-se por utilizar elementos de 5 mm para todas as análises.

4.3 Validação dos modelos numéricos

4.3.1 Modelo de viga castelada

As vigas do programa experimental relatado no Capítulo 3 foram modeladas de acordo com o modelo apresentado em 4.1. Nos gráficos das figuras a seguir são apresentadas as curvas de carregamento aplicado e deslocamento vertical no transdutor próximo ao centro do vão¹⁰.

¹⁰ As curvas numéricas foram obtidas na posição exata do transdutor de deslocamento posicionado afastado do centro do vão devido ao vínculo de garfo naquela posição.

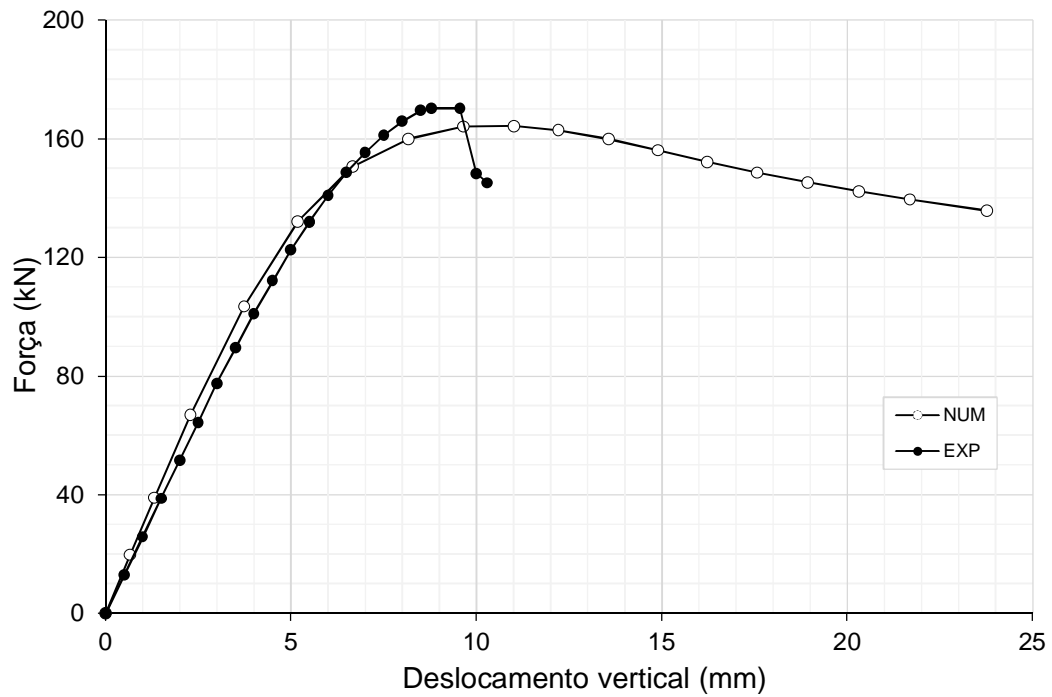


Figura 4.14 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga A1.

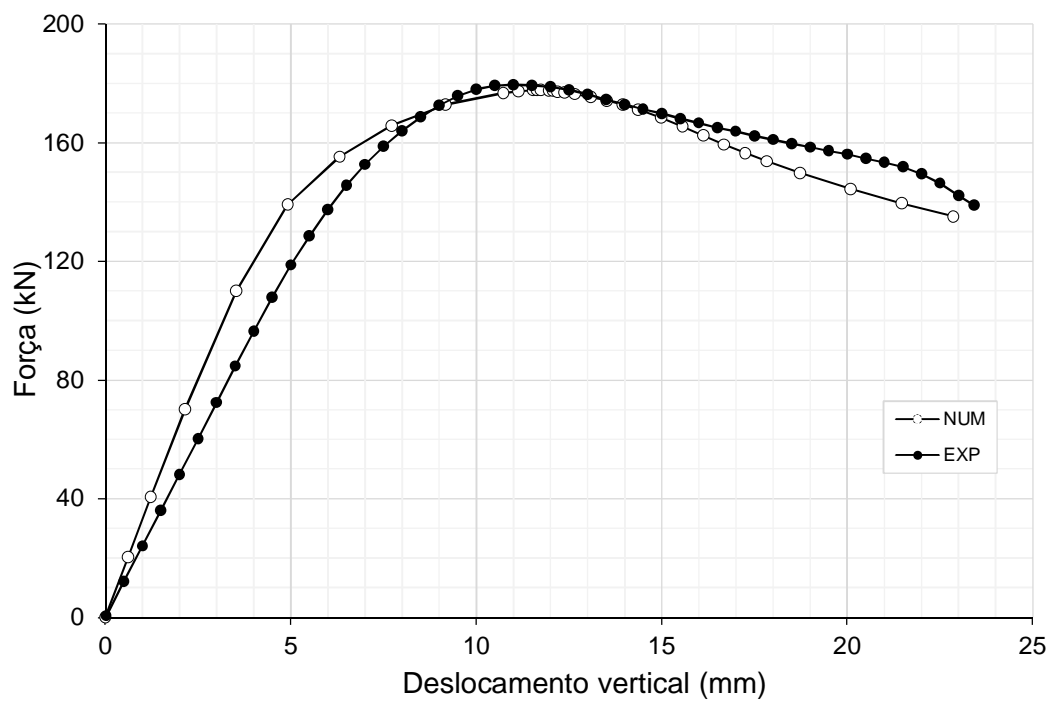


Figura 4.15 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga A2.

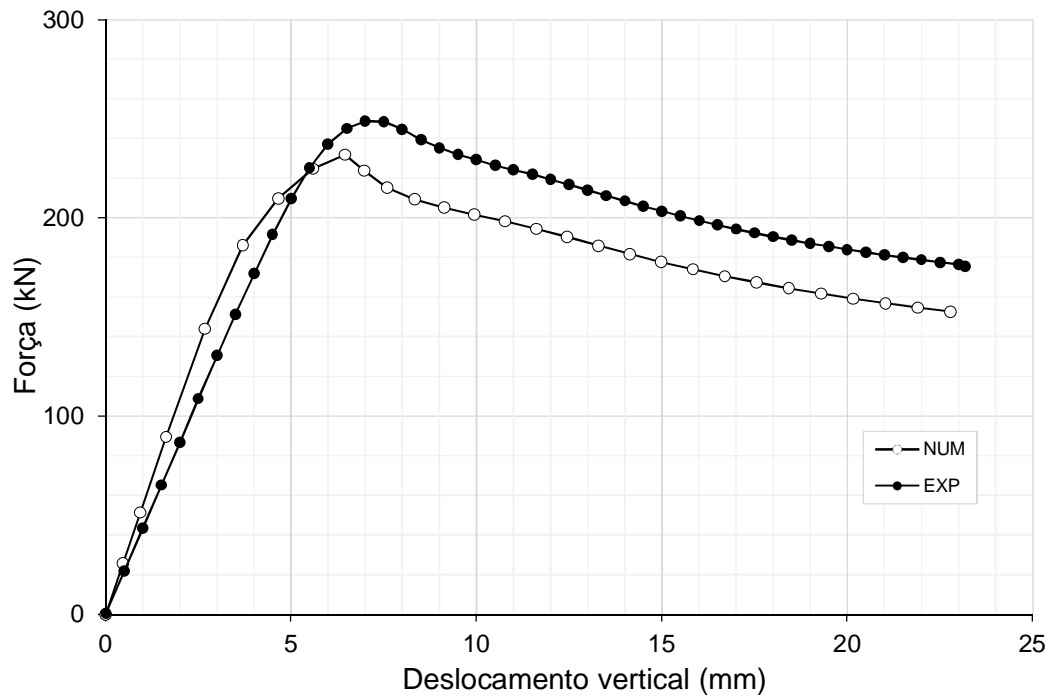


Figura 4.16 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga B1.

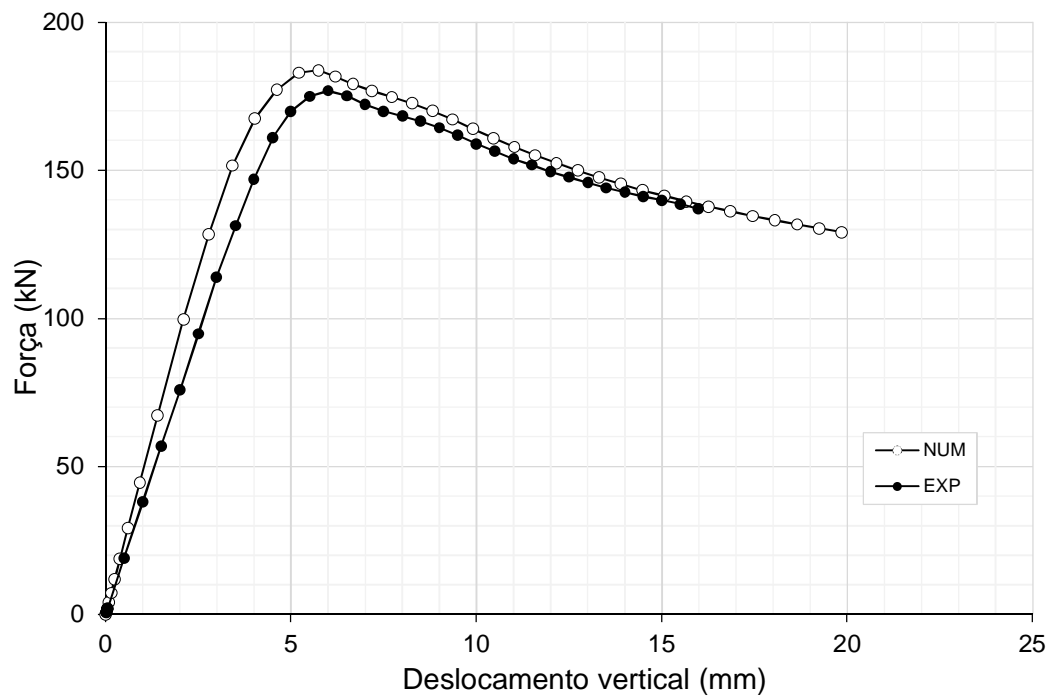


Figura 4.17 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga B2.

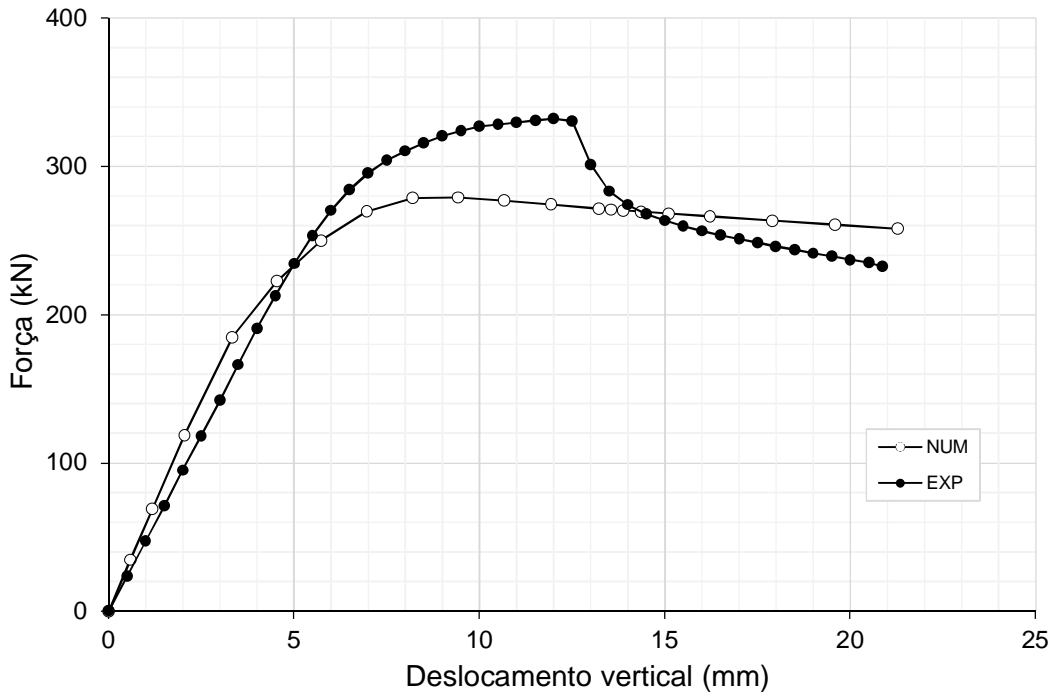


Figura 4.18 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga B3.

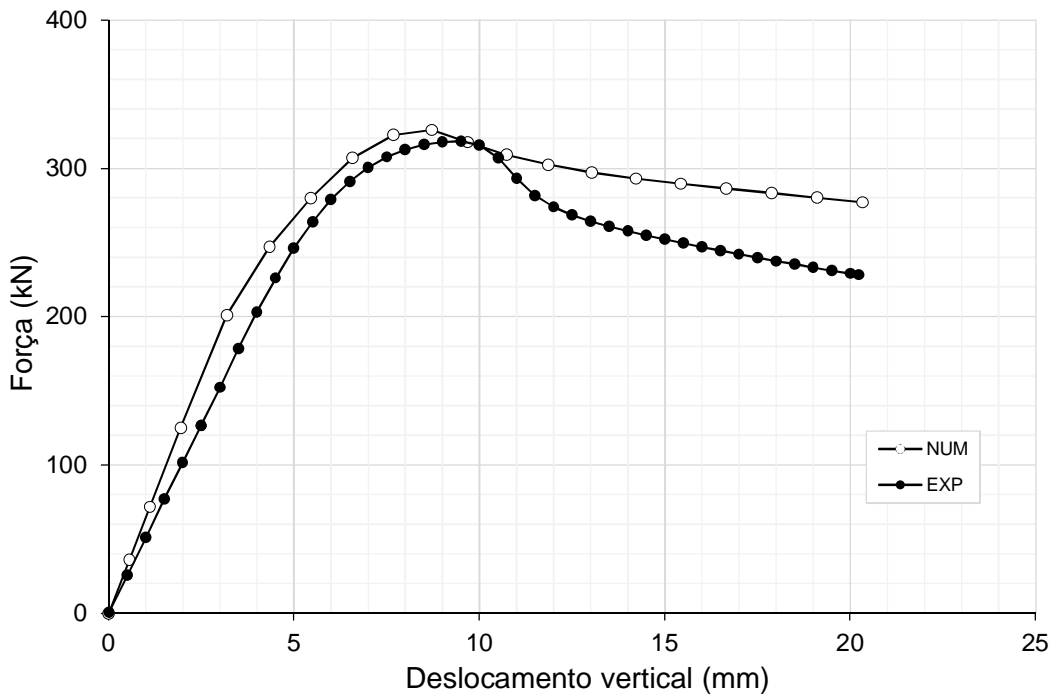


Figura 4.19 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga B4.

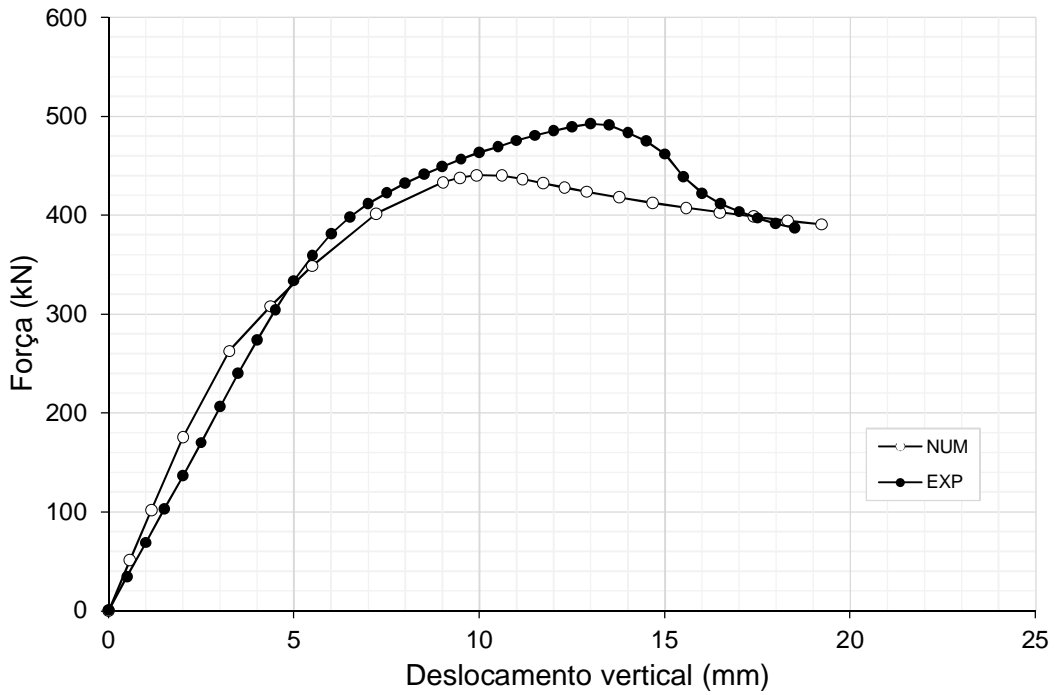


Figura 4.20 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga B5.

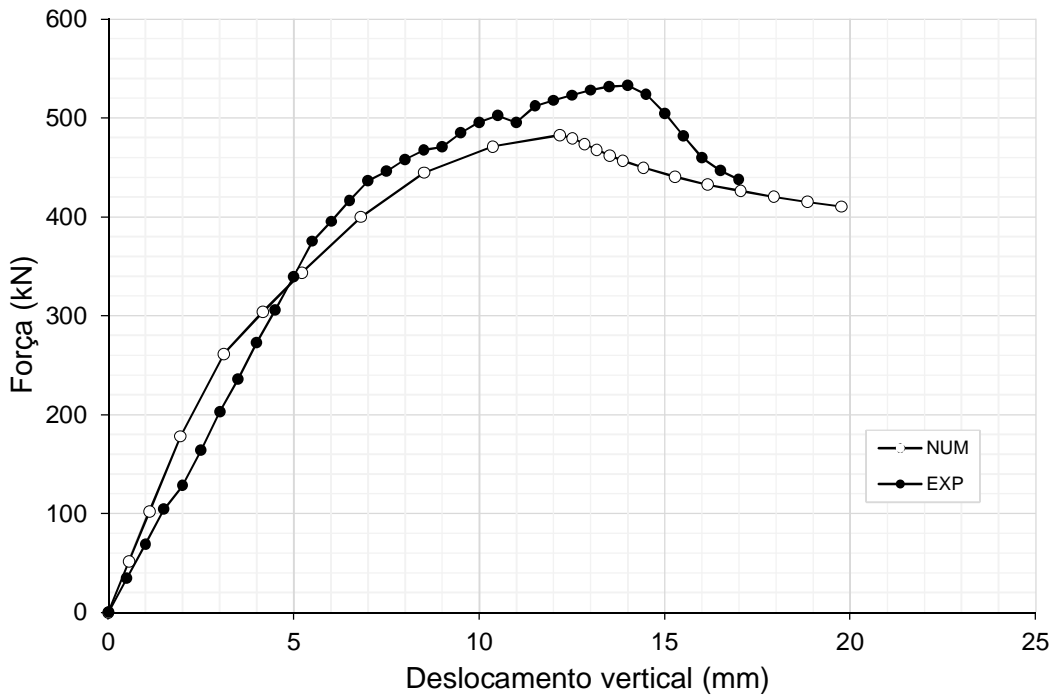


Figura 4.21 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga B6.

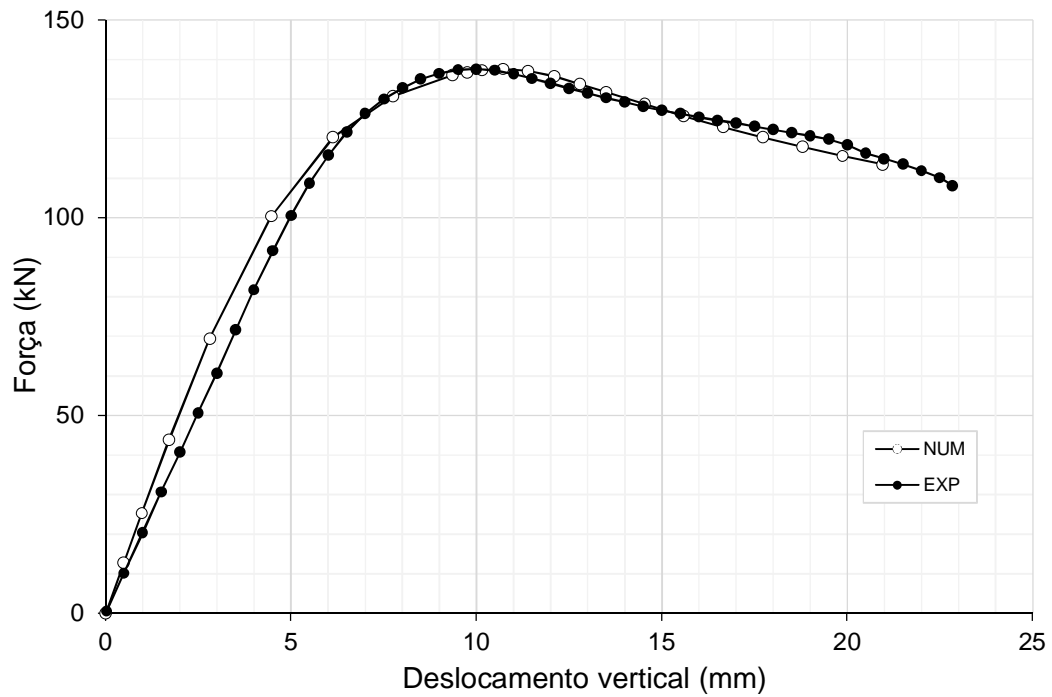


Figura 4.22 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga C1.

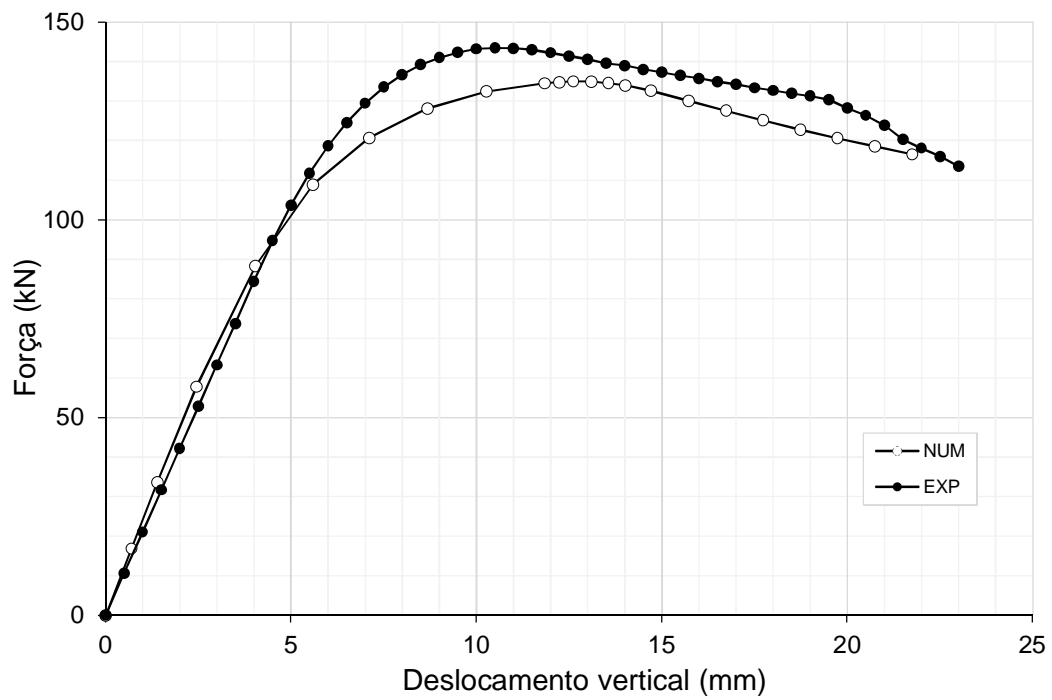


Figura 4.23 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga C2.

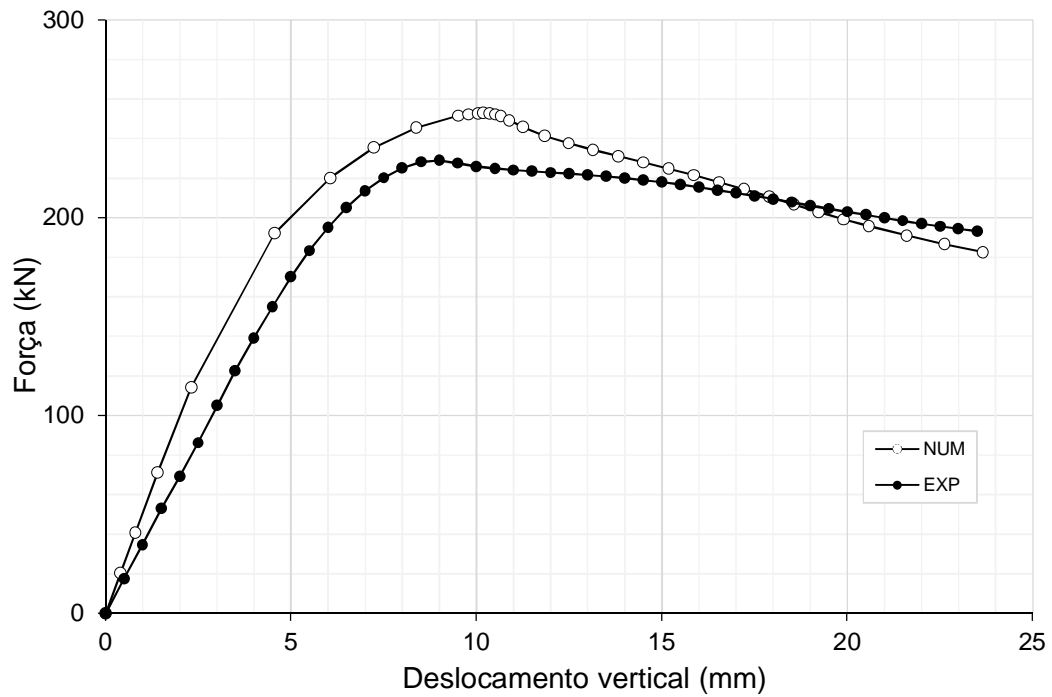


Figura 4.24 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga C3.

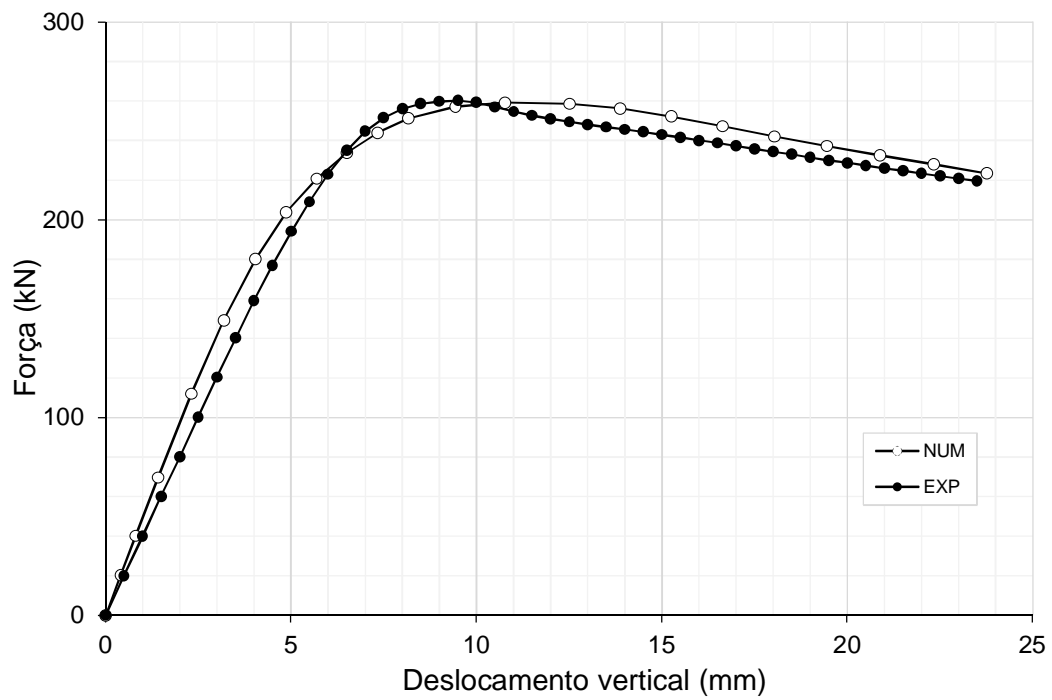


Figura 4.25 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga C4.

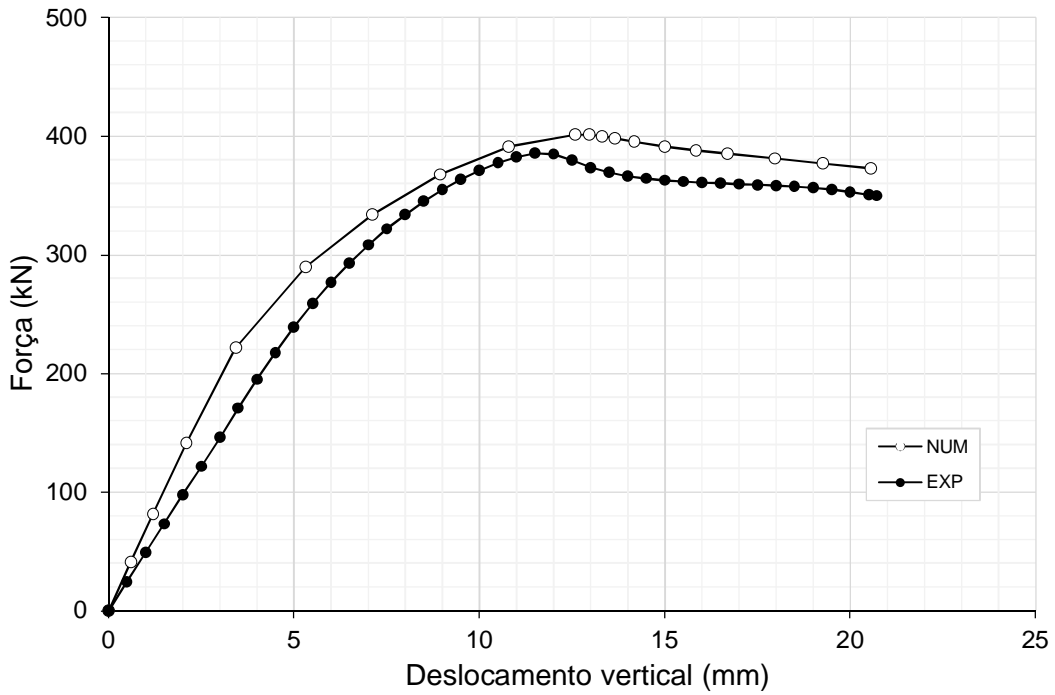


Figura 4.26 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga C5.

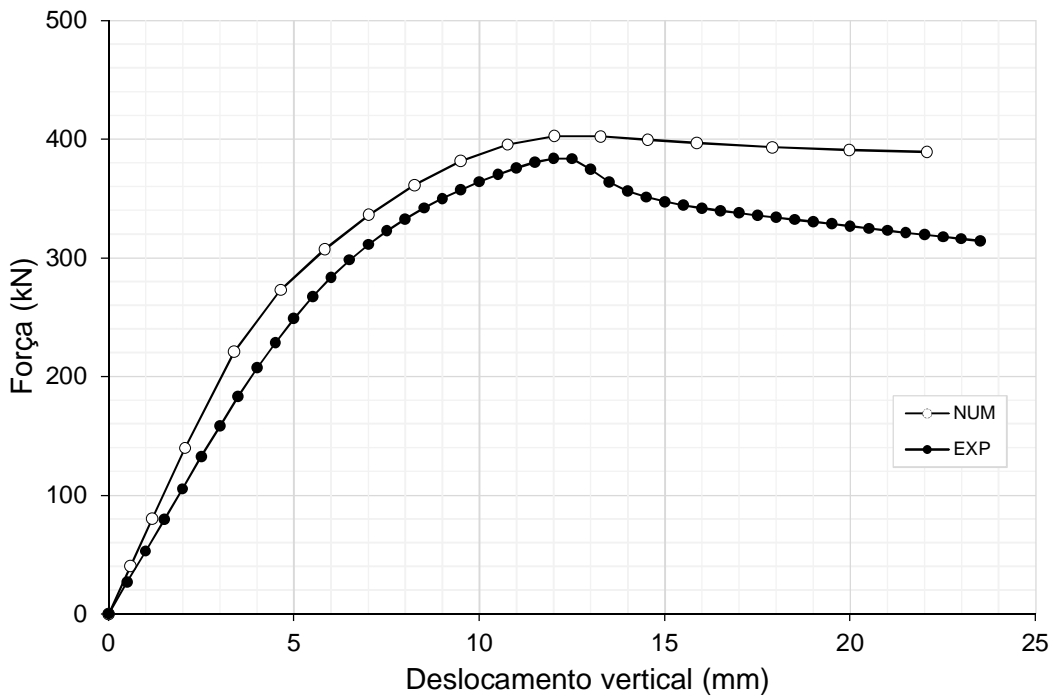


Figura 4.27 – Curvas carga-deslocamento experimental e numérica da viga C6.

Os resultados comparativos apresentados nos gráficos da Figura 4.14 à Figura 4.27 mostraram uma boa concordância entre os resultados numéricos e os experimentais. Na Tabela 4.1 é apresentada uma comparação entre os resultados numéricos e experimentais em termos dos valores de carga máxima atingida no ensaio.

Tabela 4.1 – Carga última no modelo numérico em comparação com o modelo experimental.

Ensaio	P_{\max} experimental (kN)	P_{\max} numérico (kN)	$P_{\max,num}/P_{\max,exp}$
A1	170,24	159,62	0,94
A2	179,68	177,72	0,99
B1	249,3	231,73	0,93
B2	176,92	183,71	1,04
B3	332,34	279,06	0,84
B4	318,39	325,88	1,02
B5	492,49	440,50	0,89
B6	533,35	482,46	0,90
C1	137,68	137,65	1,00
C2	143,55	134,98	0,94
C3	229,16	252,95	1,10
C4	260,37	259,17	1,00
C5	385,74	401,06	1,04
C6	384,44	402,44	1,05
		Média	0,98
		Desvio Padrão	0,070
		Coefficiente de variação	7,1%

4.3.2 Modelo de montante de alma

Para validação desse modelo numérico, foram modelados os ensaios do programa experimental relatado no Capítulo 3 de acordo com o modelo apresentado em 4.2. Na Tabela 4.2 são apresentados comparativamente os resultados numéricos e experimentais em termos de força cortante resistente.

Tabela 4.2 – Força cortante última no modelo numérico do montante de alma em comparação com os resultados experimental.

Ensaio	V_{\max} experimental (kN)	V_{\max} numérico (kN)	$V_{\max.\text{num}}/V_{\max.\text{exp}} - 1$
A1	85,1	72,9	0,86
A2	91,0	84,1	0,92
B1	126,5	118,7	0,94
B2	89,8	91,9	1,02
B3	168,6	129,6	0,77
B4	161,5	159,7	0,99
B5	249,7	197,0	0,79
B6	270,4	217,7	0,81
C1	69,8	53,5	0,77
C2	72,7	54,0	0,74
C3	116,1	118,4	1,02
C4	128,5	116,0	0,90
C5	195,3	180,9	0,93
C6	194,7	180,5	0,93
		Média	0,88
		Desvio Padrão	0,093
		Coefficiente de variação	10,5%

Nota-se que, embora a precisão do modelo numérico do montante de alma não seja tão boa como a do modelo da viga, os resultados numéricos aparecem praticamente sempre inferiores aos valores experimentais. Isso é favorável à segurança, uma vez que os modelos para cálculo serão construídos a partir deste modelo numérico.

5 ESTUDO DE VARIAÇÃO DE PARÂMETROS

5.1 Generalidades

Para a obtenção das curvas de resistência apresentadas no Capítulo 6, foi necessário obter um conjunto de resultados numéricos de capacidade resistente dos montantes de alma de vigas casteladas, variando-se alguns parâmetros geométricos e mecânicos. Neste capítulo é apresentado o procedimento adotado para a obtenção desses resultados, por meio do modelo numérico apresentado em 4.2.

5.2 Parâmetros considerados no estudo

As análises numéricas foram realizadas para um conjunto de modelos geométricos de vigas casteladas dos dois padrões de fabricação abordados com maior ênfase neste trabalho: o padrão Litzka e o padrão anglo-saxão.

Além do parâmetro tipologia, variaram-se alguns outros parâmetros geométricos e mecânicos neste estudo, os quais são descritos e definidos a seguir.

Em primeiro lugar, variou-se a **esbeltez do montante de alma**. Considerando o modelo de barra descrito em 2.3.2, o montante é simplificado como uma barra diagonal, tomada conforme mostrado na Figura 5.1, e o seu índice de esbeltez é calculado pela Eq. (5-1).

$$\lambda = \frac{l_e \sqrt{12}}{t_w} \quad (5-1)$$

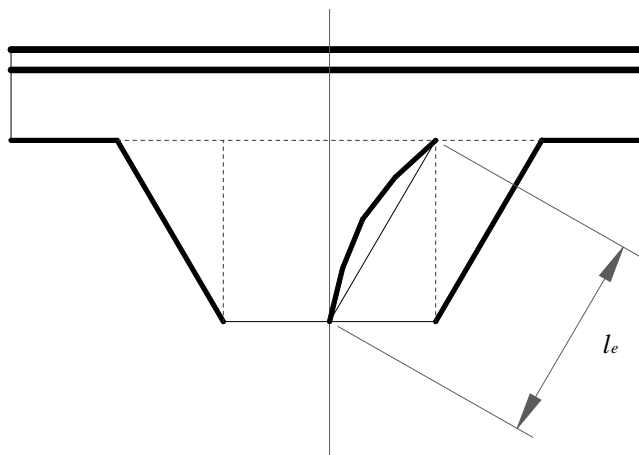


Figura 5.1 – Modelo de barra adotado para representação do montante de alma.

O comprimento efetivo da barra, l_e , é dado por:

$$l_e = K \frac{\sqrt{b_w^2 + h_o^2}}{2} \quad (5-2)$$

onde:

l_e é o comprimento efetivo da barra equivalente;

b_w é a largura mínima do montante de alma;

h_o é a altura do alvéolo;

K é o coeficiente de flambagem, adotado como 1,0 com base na literatura (LAWSON *et al.*, 2002)

Uma vez que as relações entre os parâmetros dimensionais de uma viga castelada de um determinado padrão são fixos, a variação da esbeltez foi obtida variando-se a espessura da alma. Para se alcançar uma curva bem definida foram realizadas análises em um espectro de esbeltezes muito superior ao existente na prática, variando-se o índice de esbeltez do montante de 15 a 1000, para assegurar que os limites estejam em regime de plastificação e de flambagem elástica, respectivamente.

O índice de esbeltez da alma não é influenciado pela espessura das mesas da viga. No entanto, a relação t_f/t_w pode influenciar no coeficiente de flambagem da alma. Visto que essa relação (t_f/t_w) é pouco variável na prática, sobretudo nos perfis brasileiros, foi

considerada a relação $t_f/t_w = 1,25$ para todas as análises realizadas neste estudo de variação de parâmetros.

A variação da esbeltez do montante permite a obtenção das curvas de resistência. No entanto, dois outros parâmetros são importantes para a obtenção dessas curvas e também foram variados:

- a **resistência ao escoamento do aço** (f_y) – que influencia o valor da capacidade resistente à plastificação do montante; e
- os níveis de **imperfeição inicial** no montante – que influenciam a capacidade resistente à flambagem inelástica do montante de alma.

As análises foram realizadas para três valores de resistência ao escoamento do aço (300 MPa, 350 MPa e 400 MPa), de modo que fosse possível traçar uma curva da influência desse parâmetro na obtenção dos limites de esbeltez. De modo semelhante, também foram avaliados três níveis de imperfeição inicial neste estudo – $d_g/1000$, $d_g/500$ e $d_g/100$, em que d_g é a altura total da viga castelada.

5.3 Resultados

5.3.1 Generalidades

Uma vez que para um determinado padrão de viga castelada, todas as relações dimensionais são constantes, com exceção daquelas que se relacionam às espessuras das chapas da viga, as análises foram realizadas tomando como base um perfil e variando-se apenas as espessuras, como descrito em 5.2. Os perfis escolhidos para as análises nos padrões Litzka e anglo-saxão foram respectivamente os perfis que deram origem às vigas A1 e B1 do programa experimental descrito no Capítulo 3, com as dimensões nominais.

Para cada modelo analisado, foram obtidos numericamente a força cortante crítica (obtenção de autovalores por meio de uma análise de flambagem), a força cortante de plastificação (capacidade resistente do montante, considerando-o perfeito) e a força cortante resistente, em que se consideram as tensões residuais iniciais e as imperfeições iniciais no montante.

5.3.2 Padrão Litzka

O modelo-base para as análises do estudo paramétrico do padrão Litzka foi construído a partir do perfil W310x21. No Quadro 5.1 são apresentados os parâmetros dimensionais constantes no estudo de variação de parâmetros.

Quadro 5.1: Parâmetros dimensionais dos modelos Litzka (dimensões em mm).

Altura da seção transversal	$d_g =$	454,5
Largura das mesas	$b_f =$	101,0
Largura mínima do montante de alma	$b_w =$	174,9
Altura do alvéolo	$h_o =$	303,0
Comprimento do passo	$p =$	524,8
Comprimento efetivo da barra equivalente ao montante	$l_e =$	174,9

Das Eqs. (5-1) e (5-2), nota-se que, para variar a esbeltez do montante, o único parâmetro geométrico a variar é a espessura da alma. Entretanto, para que a condição de continuidade entre as chapas permanecesse constante, variou-se proporcionalmente a espessura das mesas, mantendo a relação t_f/t_w . Na Tabela 5.1 são apresentados os valores de esbeltez do montante, espessura da alma e espessura das mesas para cada uma das análises deste estudo de variação de parâmetros em vigas padrão Litzka. Para cada uma dessas esbeltezes, foram realizadas análises para três níveis de imperfeição inicial, e para três valores de resistência ao escoamento do aço.

Tabela 5.1: Parâmetros dimensionais variáveis no conjunto de análises numéricas padrão Litzka.

λ	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	70	80	90
t_w (mm)	40,40	30,30	24,24	20,20	17,31	15,15	13,47	12,12	11,02	10,10	8,66	7,57	6,73
t_f (mm)	50,50	37,87	30,30	25,25	21,64	18,94	16,83	15,15	13,77	12,62	10,82	9,47	8,42
λ	100	110	120	130	140	150	160	180	200	250	300	500	1000
t_w (mm)	6,06	5,51	5,05	4,66	4,33	4,04	3,79	3,37	3,03	2,42	2,02	1,21	0,61
t_f (mm)	7,57	6,89	6,31	5,83	5,41	5,05	4,73	4,21	3,79	3,03	2,52	1,51	0,76

Nos gráficos da Figura 5.2, da Figura 5.3 e da Figura 5.4 são mostrados os resultados numéricos em termos de força cortante resistente, considerando os valores de resistência ao escoamento do aço de 300 MPa, 350 MPa e 400 MPa, respectivamente. Em cada gráfico são apresentados os resultados para três níveis diferentes de imperfeição inicial

($d_g/1000$, $d_g/500$ e $d_g/100$), além da força cortante de plastificação do montante e da força cortante crítica de flambagem elástica, também obtidas do mesmo modelo numérico. Nos gráficos a seguir são apresentados apenas os resultados na faixa de interesse, onde se adaptam os modelos reais. A totalidade dos resultados numéricos obtidos é apresentada no Apêndice A, Seção A.1.

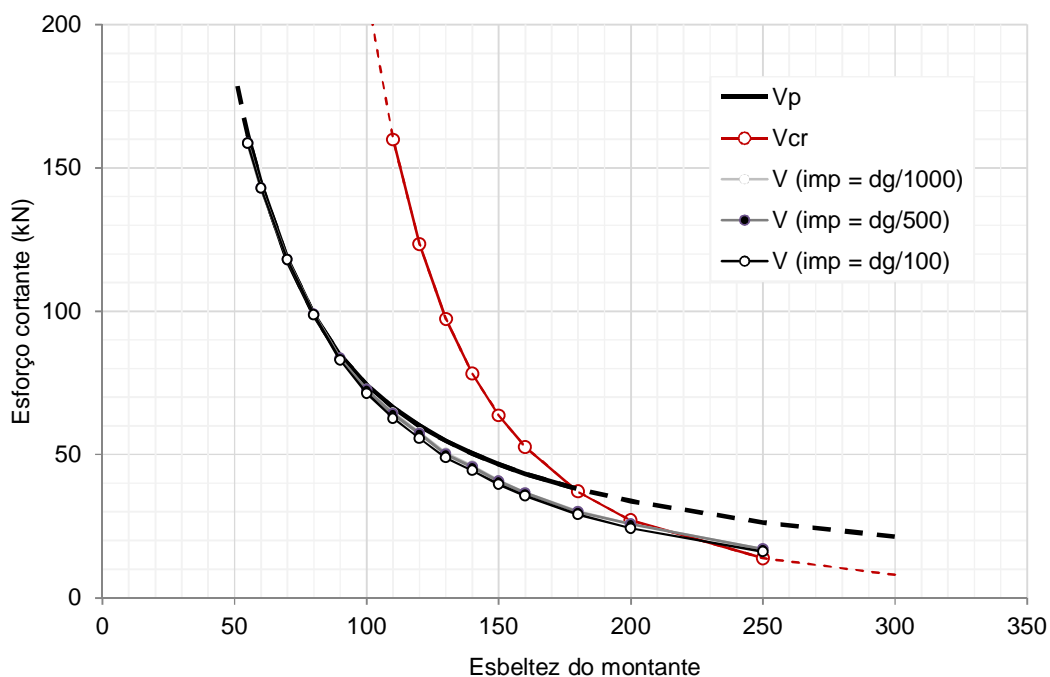


Figura 5.2 – Esforço cortante resistente numérico para vigas Litzka com aço de $f_y = 300$ MPa.

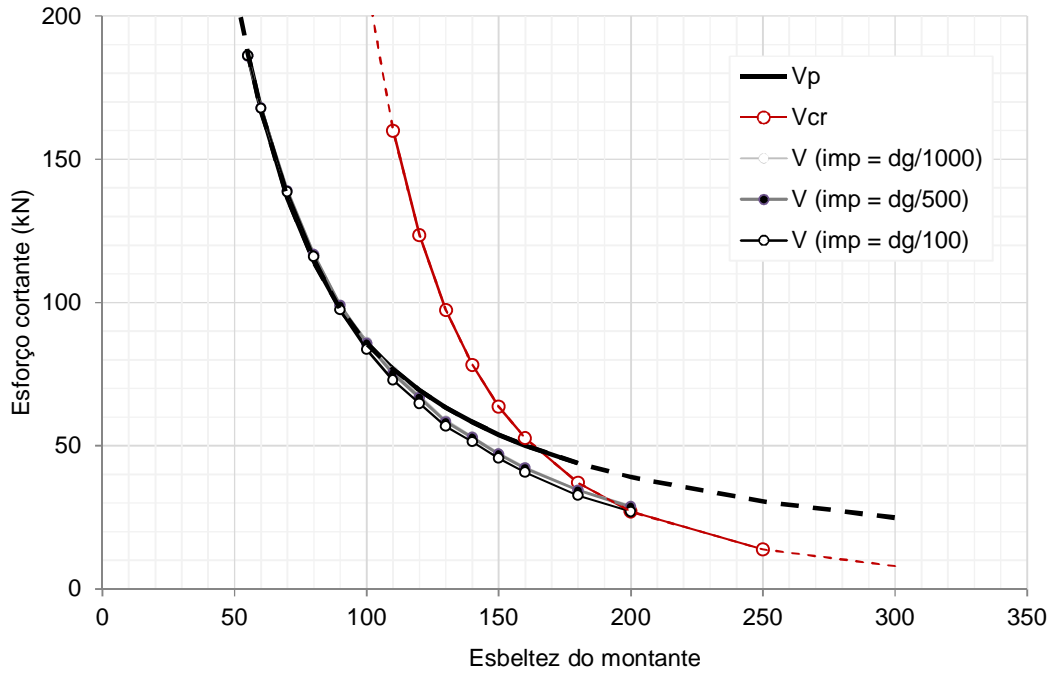


Figura 5.3 – Esforço cortante resistente numérico para vigas Litzka com aço de $f_y = 350$ MPa.

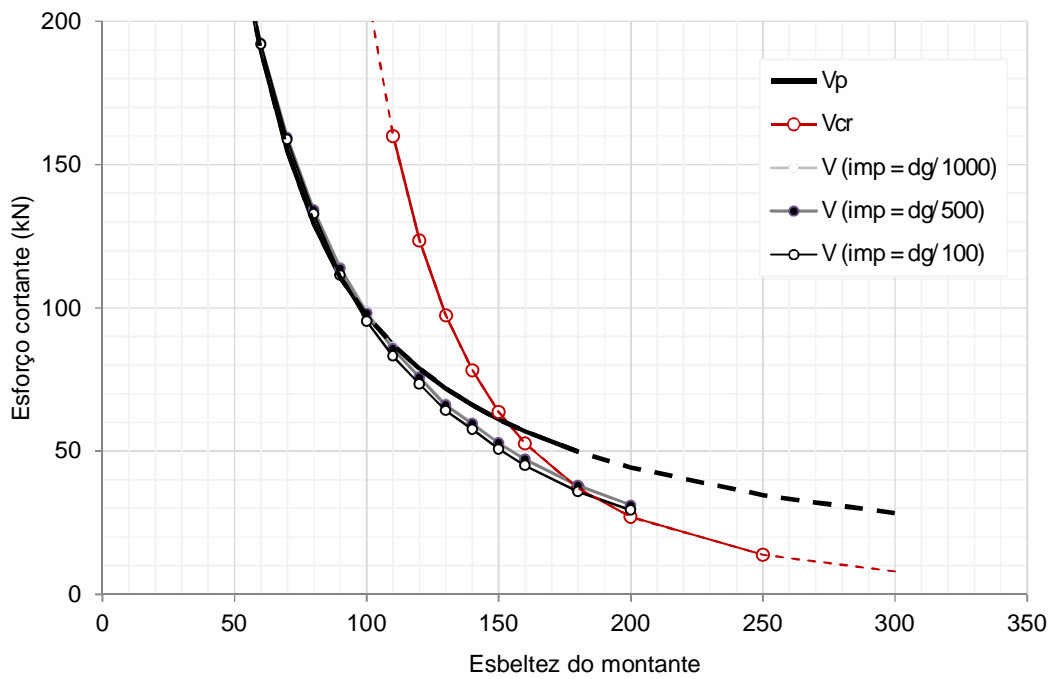


Figura 5.4 – Esforço cortante resistente numérico para vigas Litzka com aço de $f_y = 400$ MPa.

5.3.3 Padrão anglo-saxão

O modelo-base para as análises do estudo paramétrico do padrão anglo-saxão foi construído a partir do perfil W310x21. No Quadro 5.2 são apresentados os parâmetros dimensionais constantes no estudo de variação de parâmetros.

Quadro 5.2: Parâmetros dimensionais dos modelos anglo-saxão (dimensões em mm).

Altura da seção transversal	$d_g = 454,5$
Largura das mesas	$b_f = 101,0$
Largura mínima do montante de alma	$b_w = 75,8$
Altura do alvéolo	$h_o = 303,0$
Comprimento do passo	$p = 327,2$
Comprimento efetivo da barra equivalente ao montante	$l_e = 156,2$

Na Tabela 5.2 são apresentados os valores de esbeltez do montante, espessura da alma e espessura das mesas para cada uma das análises deste estudo de variação de parâmetros em vigas padrão anglo-saxão. Para cada uma dessas esbeltezes, foram realizadas análises em três níveis de imperfeição inicial, e para três valores de resistência ao escoamento do aço.

Tabela 5.2: Parâmetros dimensionais variáveis no conjunto de análises numéricas padrão anglo-saxão.

λ	15	20	25	30	35	40	45	50	55	60	70	80	90
t_w (mm)	36,07	27,05	21,64	18,03	15,46	13,52	12,02	10,82	9,84	9,02	7,73	6,76	6,01
t_f (mm)	45,08	33,81	27,05	22,54	19,32	16,91	15,03	13,52	12,30	11,27	9,66	8,45	7,51
λ	100	110	120	130	140	150	160	180	200	250	300	500	1000
t_w (mm)	5,41	4,92	4,51	4,16	3,86	3,61	3,38	3,01	2,70	2,16	1,80	1,08	0,54
t_f (mm)	6,76	6,15	5,64	5,20	4,83	4,51	4,23	3,76	3,38	2,70	2,25	1,35	0,68

Nos gráficos da Figura 5.5, da Figura 5.6 e da Figura 5.7 são mostrados os resultados numéricos em termos de força cortante resistente, considerando os valores de resistência ao escoamento do aço de 300 MPa, 350 MPa e 400 MPa, respectivamente. Em cada gráfico são apresentados os resultados para três níveis diferentes de imperfeição inicial

($d_g/1000$, $d_g/500$ e $d_g/100$), além da força cortante de plastificação do montante e da força cortante crítica de flambagem elástica, também obtidas do mesmo modelo numérico. Nos gráficos a seguir são apresentados apenas os resultados na faixa de interesse, onde se adaptam os modelos reais; a totalidade dos resultados numéricos obtidos é apresentada no Apêndice A, Seção A.2.

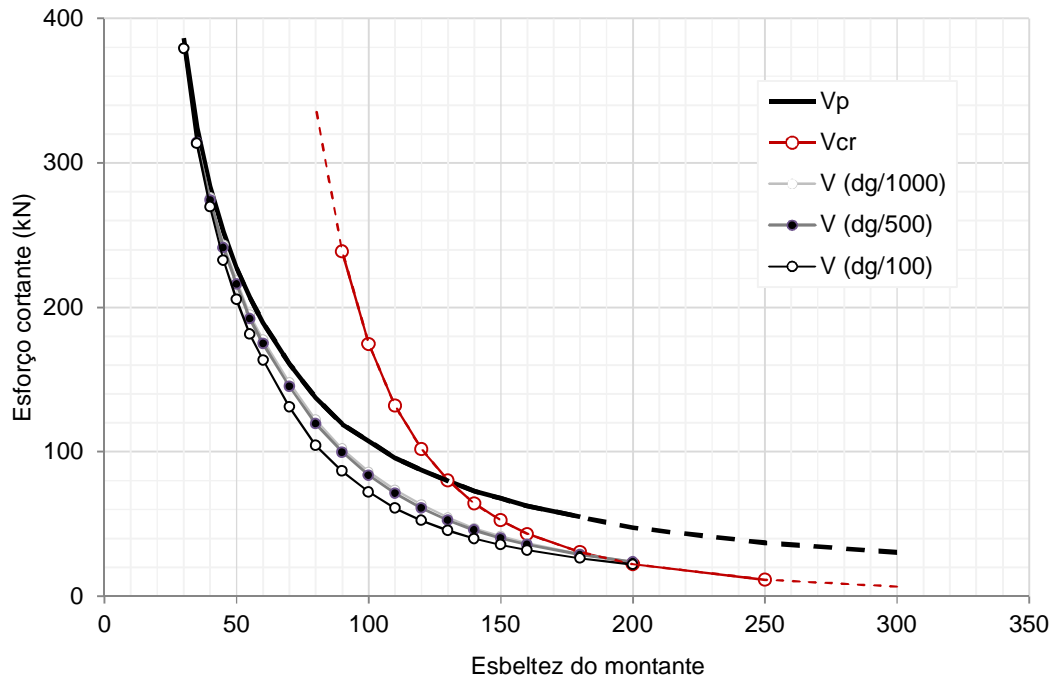


Figura 5.5 – Esforço cortante resistente numérico para vigas anglo-saxão com aço de $f_y = 300$ MPa.

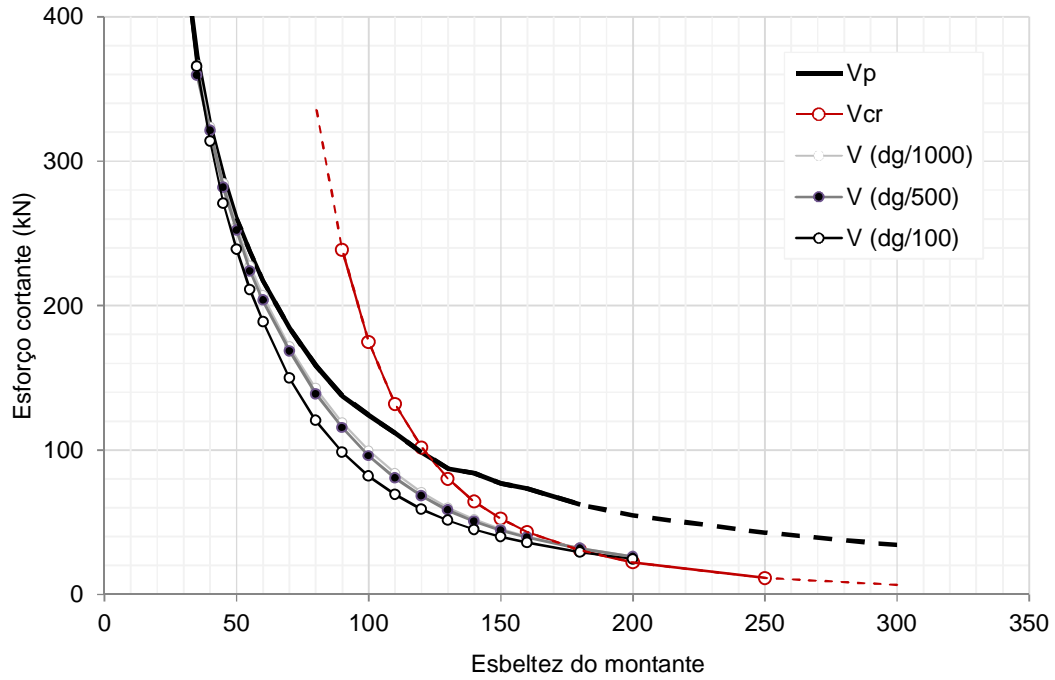


Figura 5.6 – Esforço cortante resistente numérico para vigas anglo-saxão com aço de $f_y = 350$ MPa.

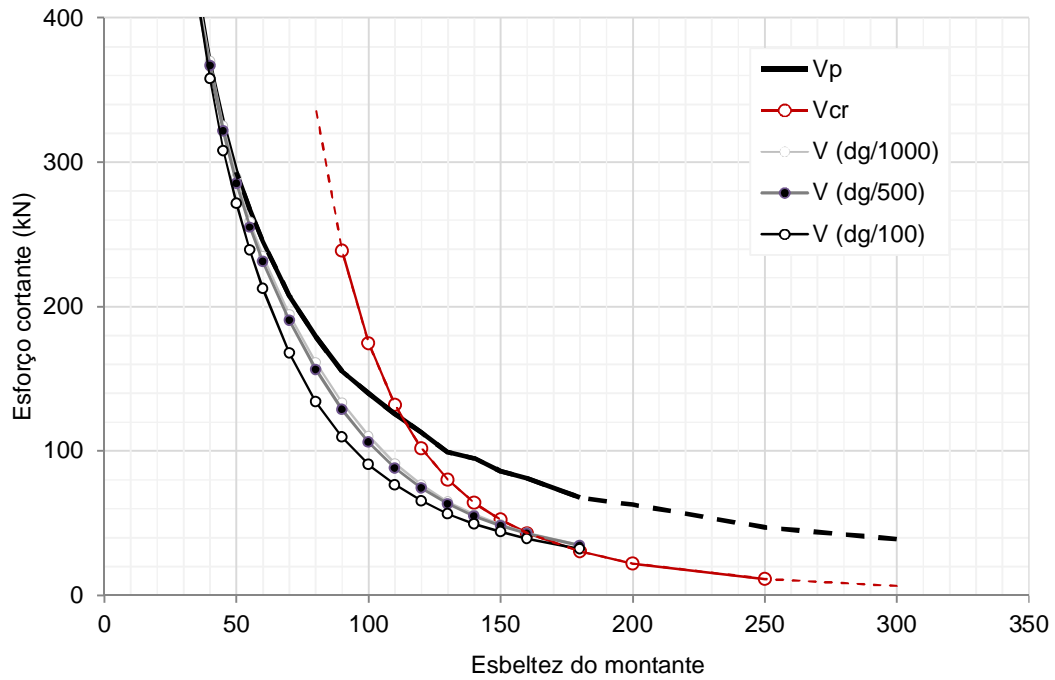


Figura 5.7 – Esforço cortante resistente numérico para vigas anglo-saxão com aço de $f_y = 400$ MPa.

6 CURVAS DE RESISTÊNCIA

6.1 Generalidades

Neste capítulo serão apresentados os passos para obtenção das equações que definem as curvas de resistência para o Estado Limite de Flambagem do Montante de Alma (FMA) em vigas casteladas de aço.

As equações de força cortante resistente foram obtidas com base nos resultados apresentados no Capítulo 5. Para facilitar a obtenção das equações, todos os valores de esforço cortante foram divididos pela força cortante resistente de plastificação numérica, obtendo-se, portanto fatores de carga adimensionais.

6.2 Equação geral

A equação geral proposta para a obtenção da força cortante resistente à FMA nas vigas casteladas é dada pela seguinte expressão:

$$V = \gamma_o \chi V_p \quad (6-1)$$

onde:

γ_o é um coeficiente de ponderação, ajustado empiricamente, que leva em conta as incertezas do modelo analítico em relação ao modelo numérico e do modelo numérico em relação ao modelo experimental;

V_p é o esforço cortante de plastificação do modelo, apresentado na Seção 6.3;

χ é o fator adimensional de força cortante, apresentado na Seção 6.4.

6.3 Determinação da equação de V_p

Para que os resultados da Eq. (6-1) sejam coerentes, o termo V_p deve ser obtido com base nos resultados numéricos. Por isso, foram desenvolvidas equações para o cálculo desse termo, como mostrado a seguir.

Após diversos testes, constatou que o modelo apresentado na Eq. (6-2) produzia resultados mais concordantes com os resultados numéricos de força cortante de plastificação.

$$V_p = \alpha b_w y_o \left(\frac{t_w}{p} \right)^m f_y \quad (6-2)$$

onde:

b_w é a largura mínima do montante de alma;

y_o é a distância entre o centro de gravidade do banzo e o eixo da viga;

t_w é a espessura da alma;

p é o passo da castelação (a distância entre centros de alvéolos adjacentes);

m e α são coeficientes de regressão.

Fazendo-se uma regressão não-linear para obtenção dos parâmetros α e m da Eq. (6-2), com os resultados numéricos de V_p , obtiveram-se as seguintes equações:

- para vigas no padrão **Litzka**:

$$V_p = 1,609 b_w y_o \left(\frac{t_w}{p} \right)^{1,223} f_y \quad R^2 = 0,999 \quad (6-3)$$

- para vigas no padrão **anglo-saxão**:

$$V_p = 2,422 b_w y_o \left(\frac{t_w}{p} \right)^{1,148} f_y \quad R^2 = 1,000 \quad (6-4)$$

Nos gráficos das figuras a seguir são apresentados os resultados das equações propostas em comparação com os resultados numéricos de força cortante resistente de plastificação das vigas em padrão Litzka e anglo-saxão. Embora a força cortante de plastificação não seja função da esbeltez, os gráficos foram plotados em relação a esse parâmetro para facilitar a identificação dos modelos analisados. Como se pode observar, existe uma grande correlação entre os resultados das equações e os resultados numéricos.

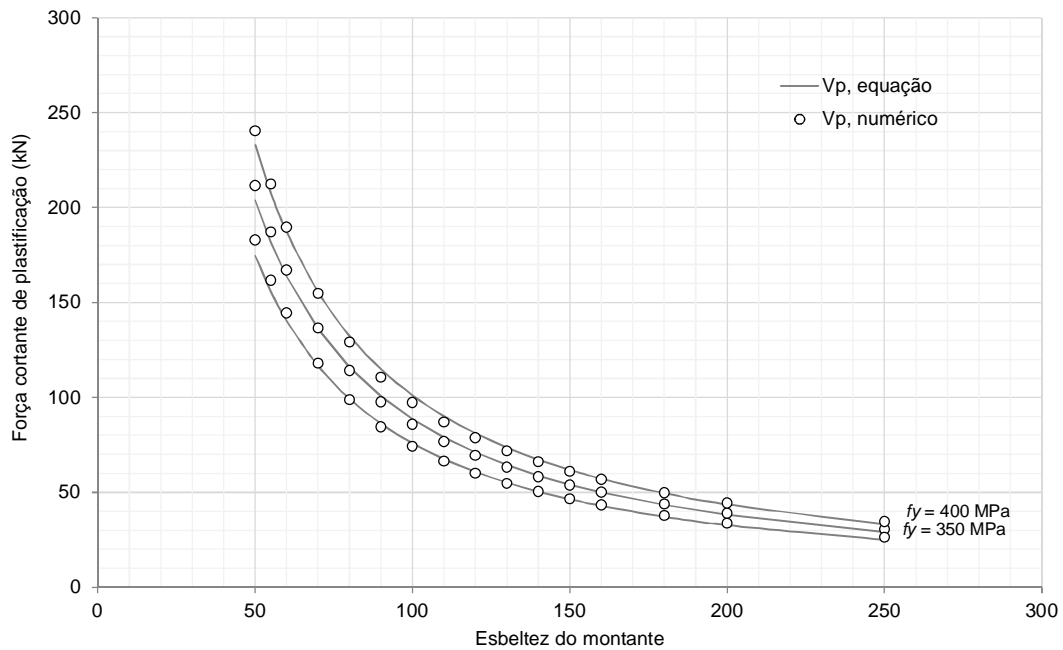


Figura 6.1 – Esforço cortante de plastificação para o padrão Litzka, pela Eq. (6-3) em comparação com os resultados numéricos.

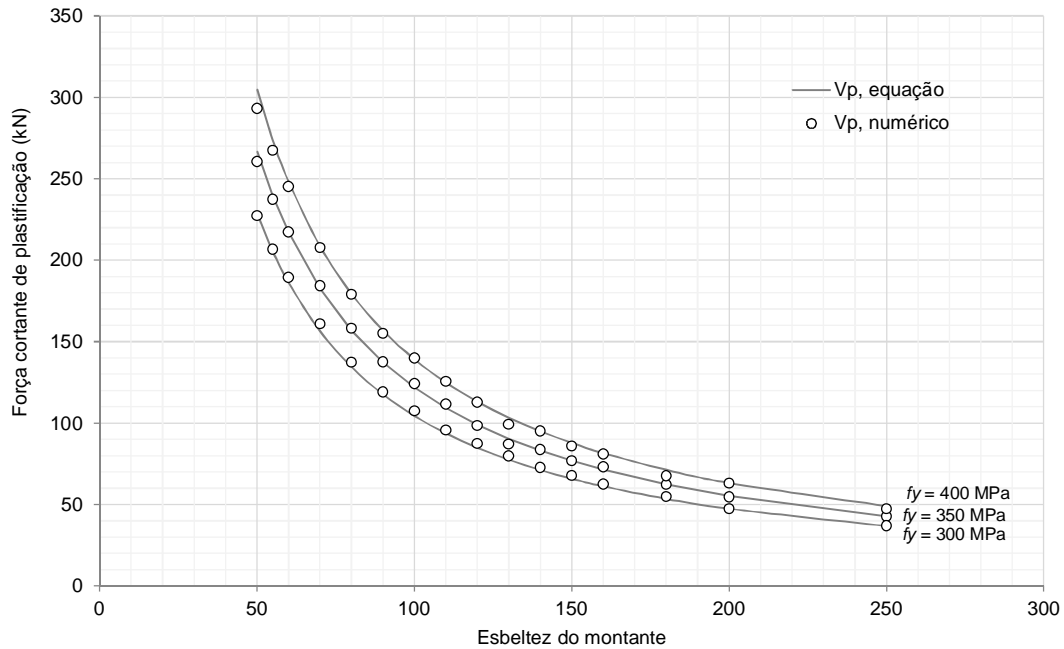


Figura 6.2 – Esforço cortante de plastificação para o padrão anglo-saxão, pela Eq. (6-4) em comparação com os resultados numéricos.

6.4 Obtenção dos fatores de força cortante χ

A partir dos resultados numéricos apresentados nos gráficos do Capítulo 5, obtiveram-se os fatores de força cortante, χ , como apresentado nos gráficos das figuras a seguir.

Na Figura 6.3, na Figura 6.4 e na Figura 6.5 são apresentadas as curvas de resultados numéricos de fator de carga em relação à esbeltez do montante para o padrão Litzka, para os valores de resistência ao escoamento do aço de 300 MPa, 350 MPa e 400 MPa, respectivamente, e dentro da faixa de interesse para definição dos limites de esbeltez e da envoltória de resistências. A totalidade dos resultados obtidos nas análises numéricas é apresentada no Apêndice A, Seção A.1

Na Figura 6.6, na Figura 6.7 e na Figura 6.8 são apresentadas as curvas de resultados numéricos de fator de carga em relação à esbeltez do montante para o padrão anglo-saxão, para os valores de resistência ao escoamento do aço de 300 MPa, 350 MPa e 400 MPa, respectivamente, e dentro da faixa de interesse para definição dos limites de esbeltez e da envoltória de resistências. A totalidade dos resultados obtidos nas análises numéricas é apresentada no Apêndice A, Seção A.2.

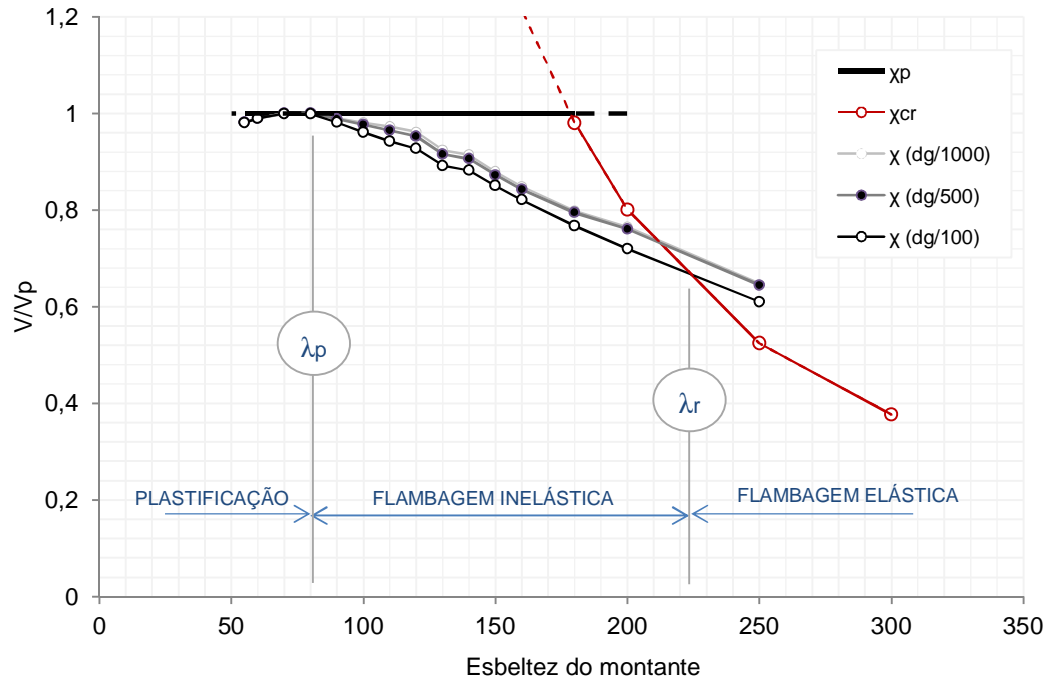


Figura 6.3 – Fator de resistência numérico para vigas Litzka com aço de $f_y = 300$ MPa.

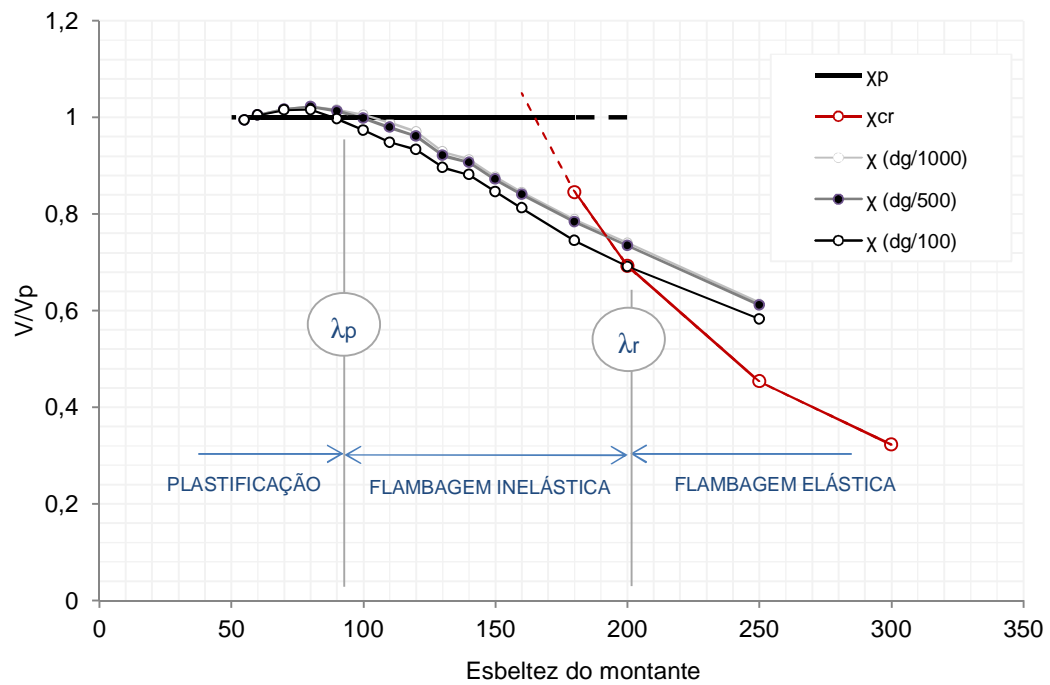


Figura 6.4 – Fator de resistência numérico para vigas Litzka com aço de $f_y = 350$ MPa.

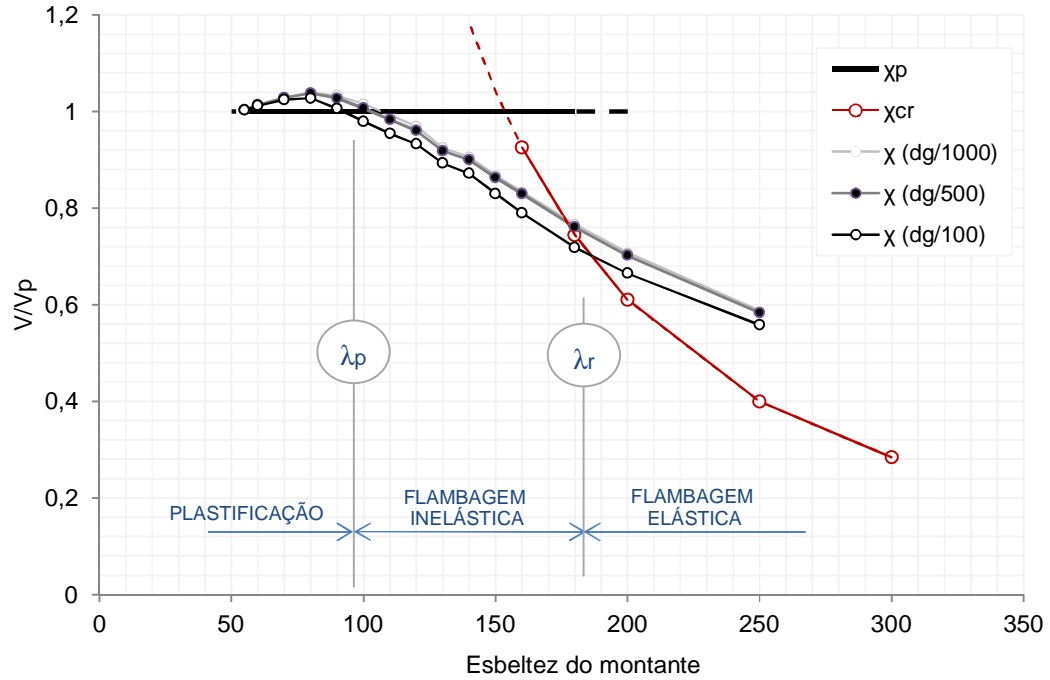


Figura 6.5 – Fator de resistência numérico para vigas Litzka com aço de $f_y = 400$ MPa.

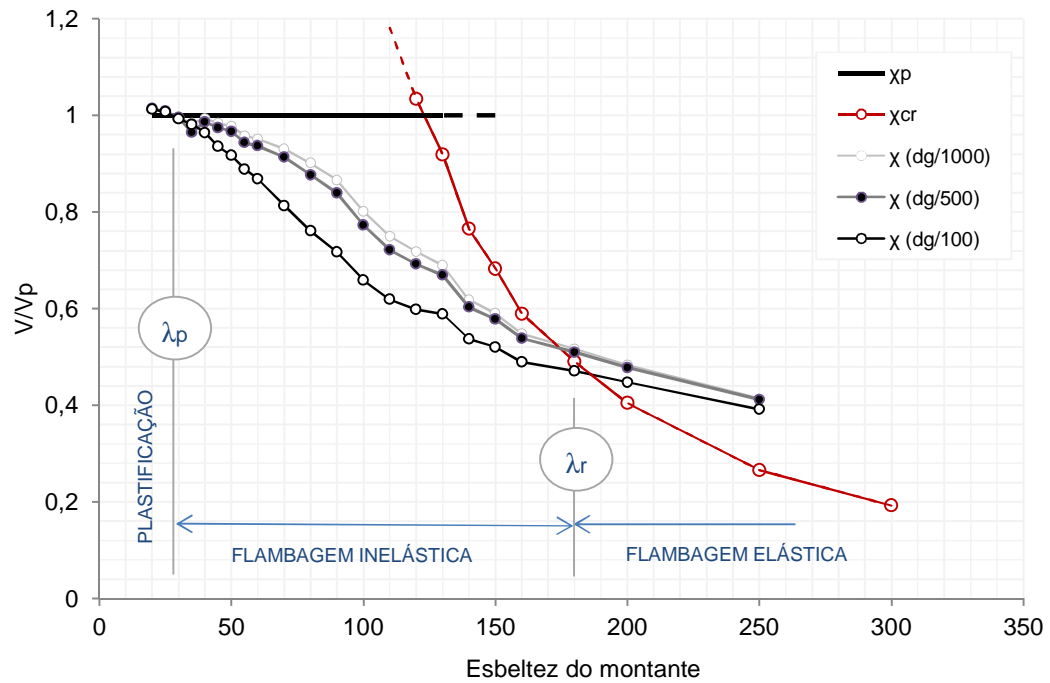


Figura 6.6 – Fator de resistência numérico para vigas anglo-saxão com aço de $f_y = 300$ MPa.

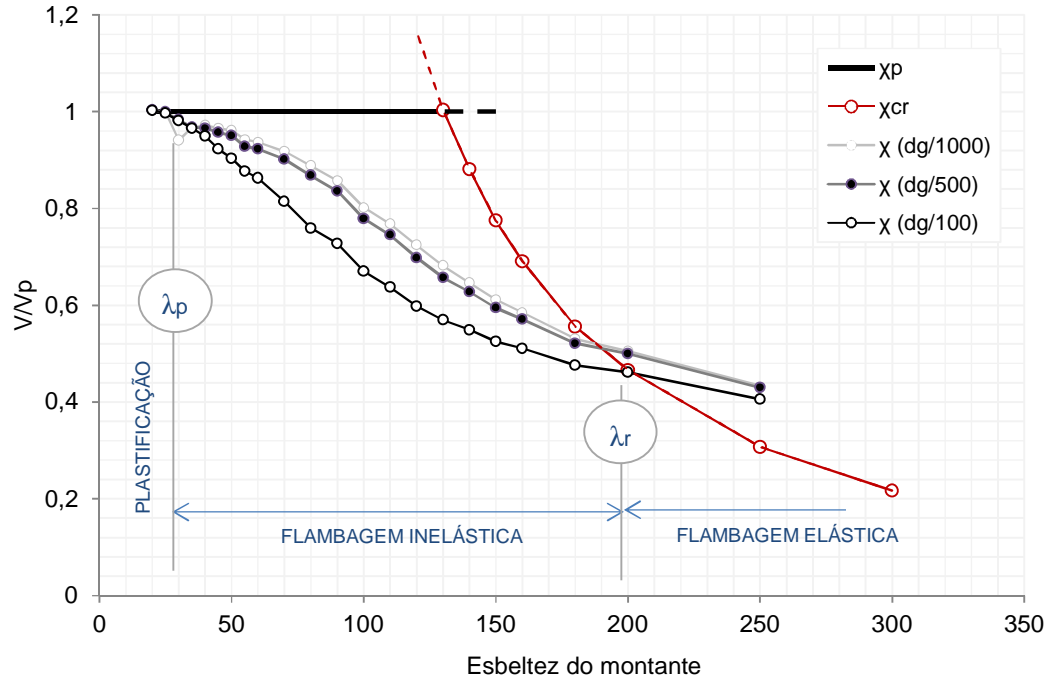


Figura 6.7 –Fator de resistência numérico para vigas anglo-saxão com aço de $f_y = 350$ MPa.

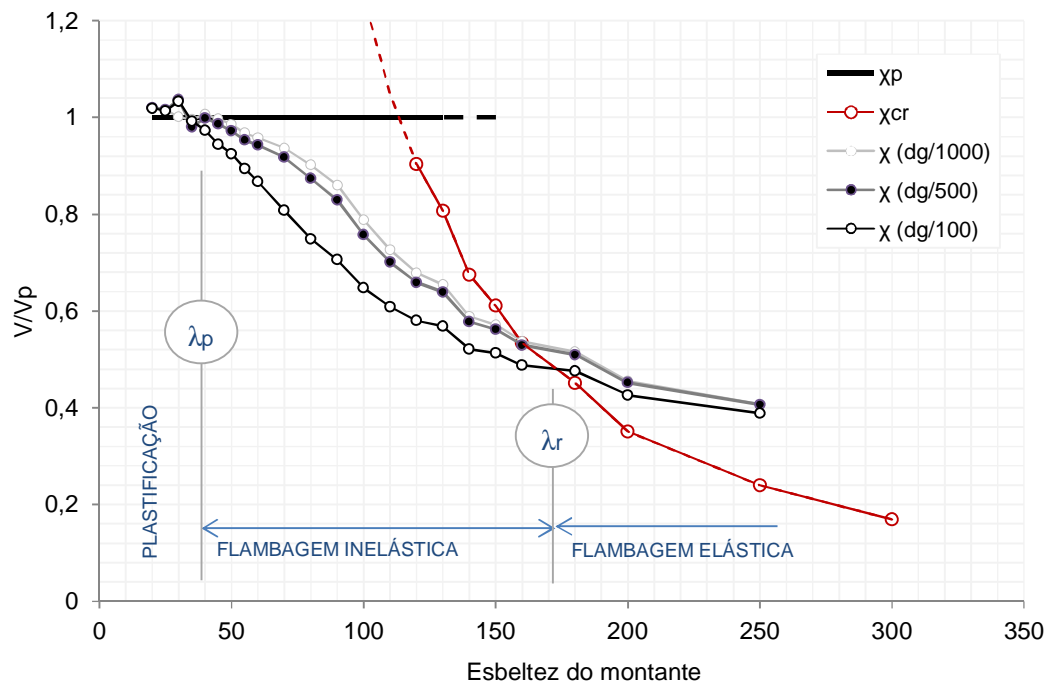


Figura 6.8 –Fator de resistência numérico para vigas anglo-saxão com aço de $f_y = 400$ MPa.

O valor de χ a ser considerado em cada caso corresponde à envoltória inferior das curvas apresentadas nos gráficos da Figura 6.3 até a Figura 6.8. As equações-gerais para obtenção de χ são da seguinte forma:

$$\chi = \begin{cases} \chi_{pl} = 1 & \text{para } \lambda < \lambda_p \\ \chi_{inel} & \text{para } \lambda_p < \lambda < \lambda_r \\ \chi_{cr} & \text{para } \lambda > \lambda_r \end{cases} \quad (6-5)$$

onde λ_p e λ_r são os limites de esbeltez que separam o regime de plastificação do regime inelástico e o regime inelástico do regime elástico, respectivamente. A obtenção dos valores desses limites de esbeltez é apresentada na Seção 6.7.

6.5 Determinação do fator de força crítica de flambagem χ_{cr}

O modelo teórico para o fator de carga crítica de flambagem elástica é dado pela expressão (FAKURY *et al.*, 2011):

$$\chi_{cr,teórico} = \pi^2 \left(\frac{E}{f_y} \right) \left(\frac{1}{\lambda} \right)^2 \quad (6-6)$$

Tendo em vista a utilização de um modelo de barra para o montante de alma, o modelo proposto para a obtenção dos fatores de força cortante crítica de FMA, χ_{cr} , tem como base a Eq. (6-6). As particularidades do comportamento do montante de alma são explicadas pelos fatores x_1 , x_2 e x_3 da incluídos na expressão:

$$\chi_{cr} = x_1 \left(\frac{E}{f_y} \right)^{x_2} \left(\frac{1}{\lambda} \right)^{x_3} \quad (6-7)$$

Fazendo-se uma regressão não-linear para obtenção dos parâmetros x_1 , x_2 e x_3 com os resultados do parâmetro χ_{cr} obtidos numericamente, para esbeltezes variando entre 50 e 300, obtiveram-se as seguintes equações:

- para vigas no padrão **Litzka**:

$$\chi_{cr} = 27,515 \left(\frac{E}{f_y} \right)^{0,947} \left(\frac{1}{\lambda} \right)^{1,830} \quad R^2 = 1,000 \quad (6-8)$$

- para vigas no padrão **anglo-saxão**:

$$\chi_{cr} = 23,416 \left(\frac{E}{f_y} \right)^{0,883} \left(\frac{1}{\lambda} \right)^{1,825} \quad R^2 = 1,000 \quad (6-9)$$

Nos gráficos das figuras a seguir são apresentados os resultados das equações propostas em comparação com os resultados das análises numéricas do fator de força cortante crítico de flambagem elástica dos montantes de alma das vigas casteladas nos padrões Litzka e anglo-saxão.

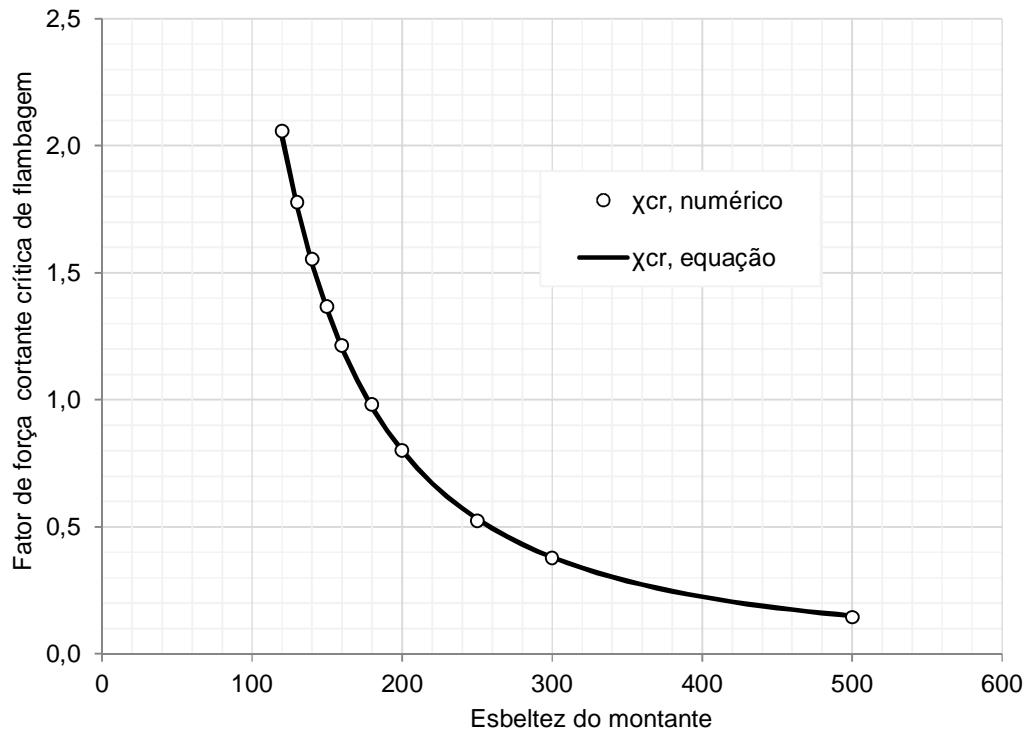


Figura 6.9 – Fator de força cortante crítica de FMA elástica pela Eq. (6-8) em comparação com os resultados numéricos (padrão Litzka, $f_y = 300$ MPa).

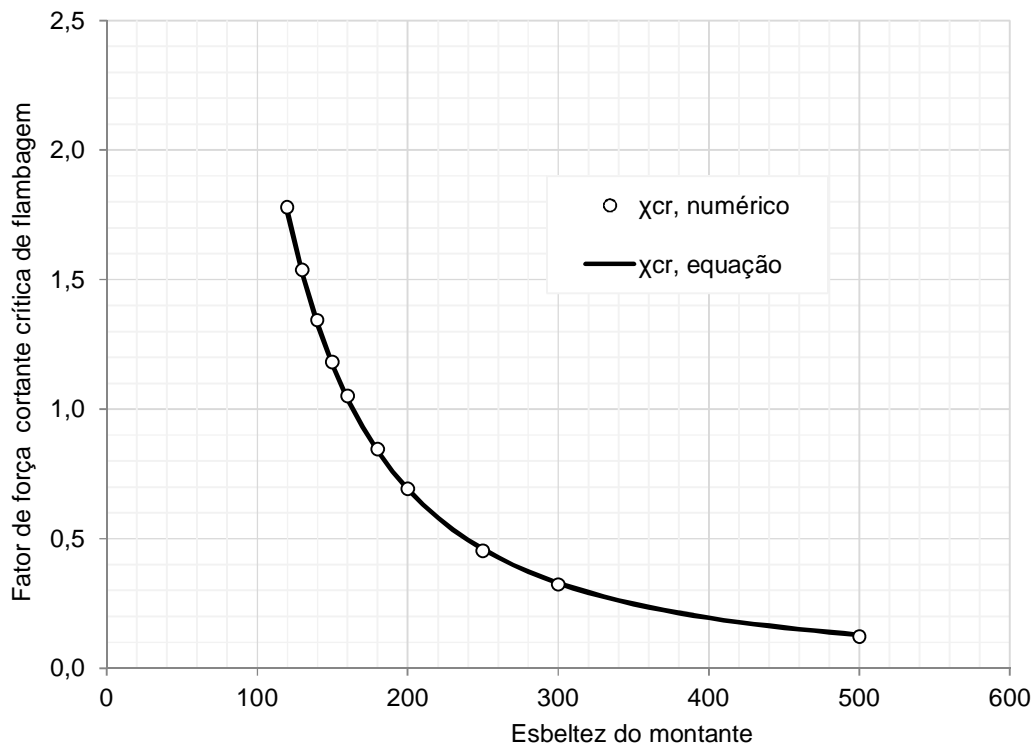


Figura 6.10 – Fator de força cortante crítica de FMA elástica pela Eq. (6-8) em comparação com os resultados numéricos (padrão Litzka, $f_y = 350$ MPa).

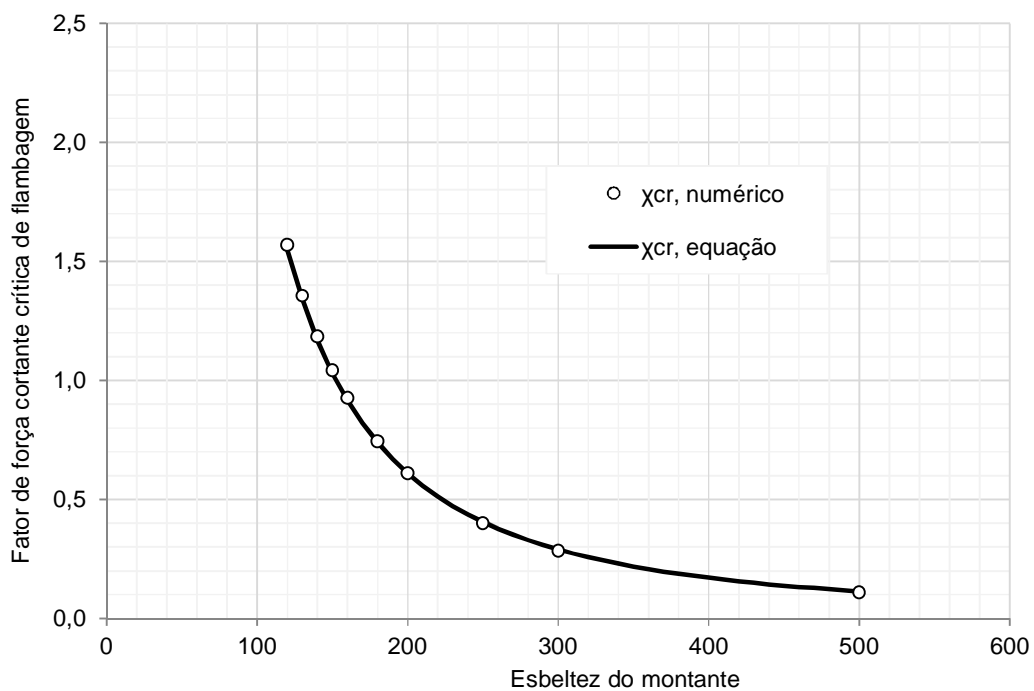


Figura 6.11 – Fator de força cortante crítica de FMA elástica pela Eq. (6-8) em comparação com os resultados numéricos (padrão Litzka, $f_y = 400$ MPa).

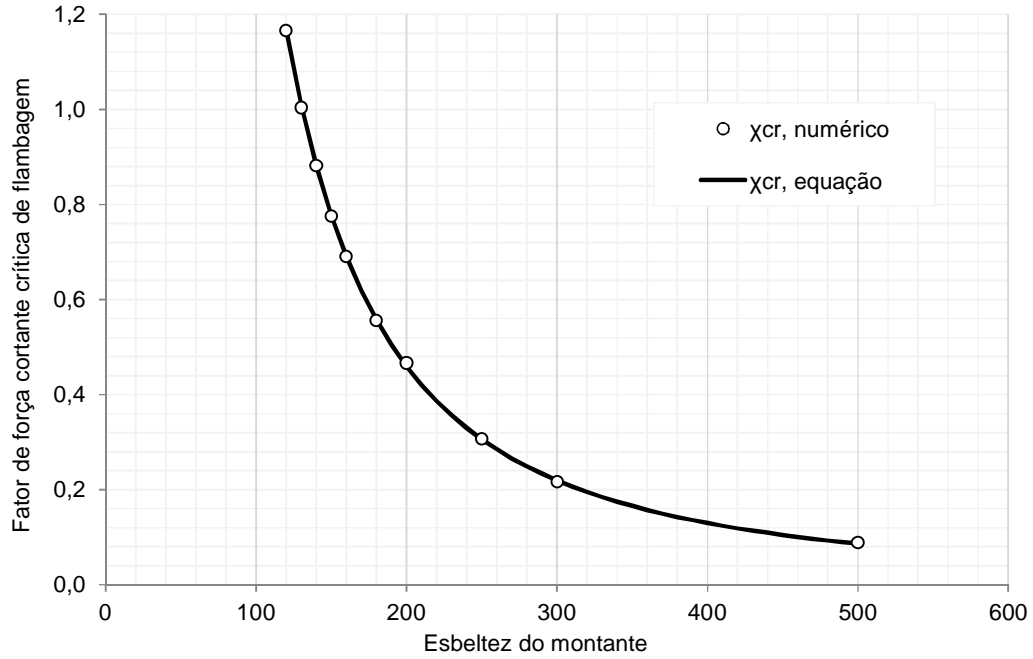


Figura 6.12 – Fator de força cortante crítica de FMA elástica pela Eq. (6-9) em comparação com os resultados numéricos (padrão anglo-saxão, $f_y = 300$ MPa).

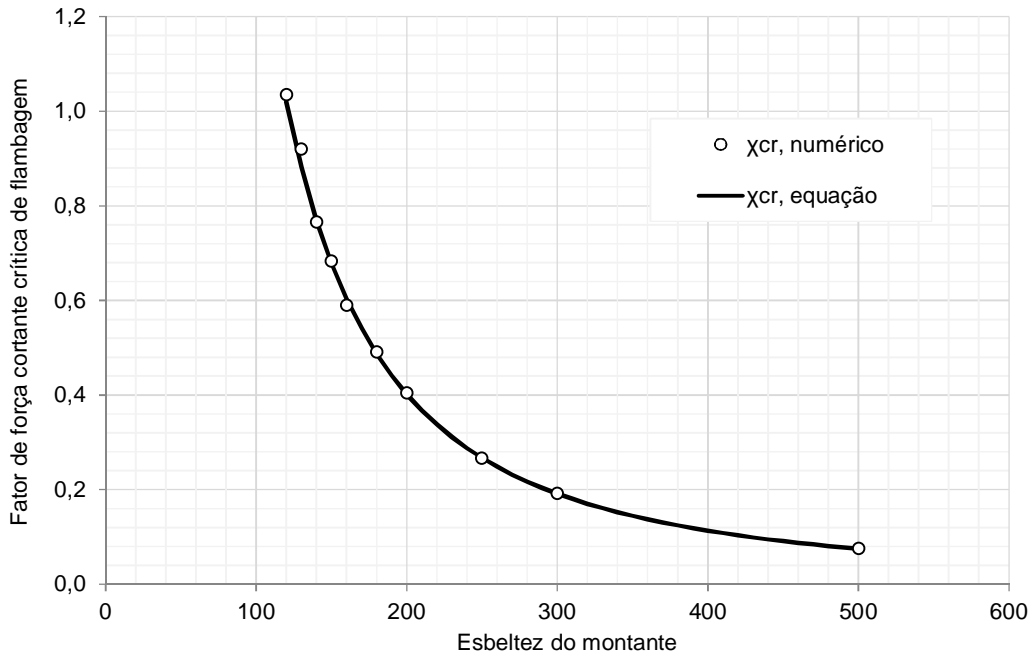


Figura 6.13 – Fator de força cortante crítica de FMA elástica pela Eq. (6-9) em comparação com os resultados numéricos (padrão anglo-saxão, $f_y = 350$ MPa).

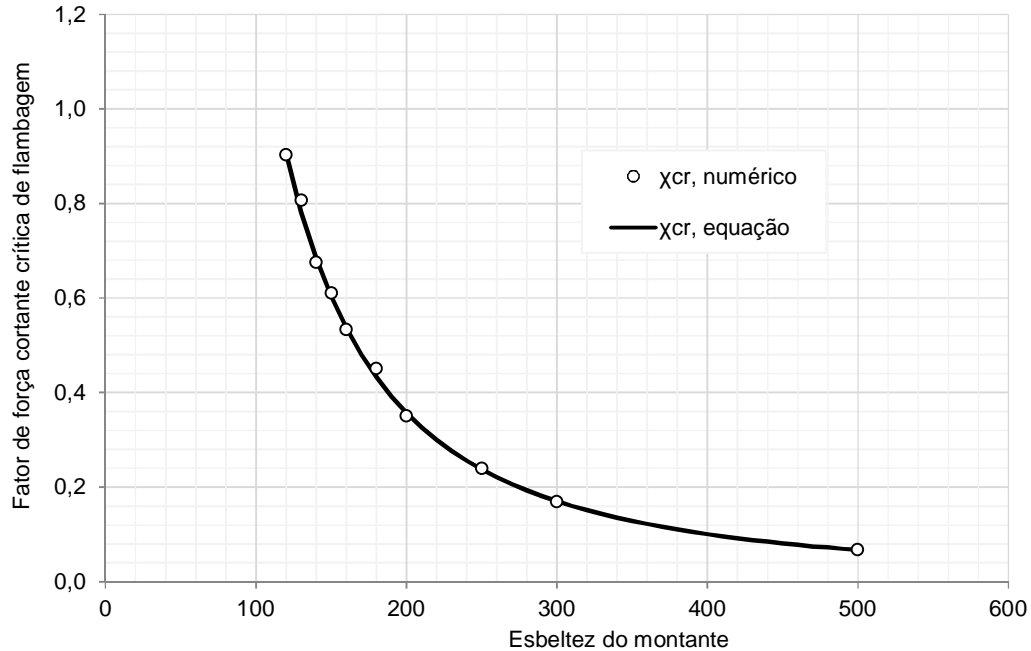


Figura 6.14 – Fator de força cortante crítica de FMA elástica pela Eq. (6-9) em comparação com os resultados numéricos (padrão anglo-saxão, $f_y = 400$ MPa).

6.6 Determinação do trecho inelástico da curva do fator χ

As curvas de resistência que se deseja obter correspondem às envoltórias das curvas apresentadas na Seção 6.4. Essas envoltórias são apresentadas na Figura 6.15 e na Figura 6.16.

Quando a esbeltez do montante é inferior ao limite de esbeltez λ_p , o montante estará em regime de plastificação e o fator de força χ é igual à unidade. A capacidade resistente deve ser calculada, portanto, com as Equações (6-3) e (6-4), apresentadas na Seção 6.3. Quando a esbeltez do montante é superior ao limite de esbeltez λ_r , o montante estará em regime elástico e o fator de força χ deverá ser obtido pelas Equações (6-8) e (6-9), apresentadas na Seção 6.5. Nesta seção são apresentadas as equações para obtenção do fator χ quando a FMA ocorrer em regime inelástico ($\lambda_p < \lambda < \lambda_r$). A obtenção dos índices de esbeltez limite é apresentada na Seção 6.7.

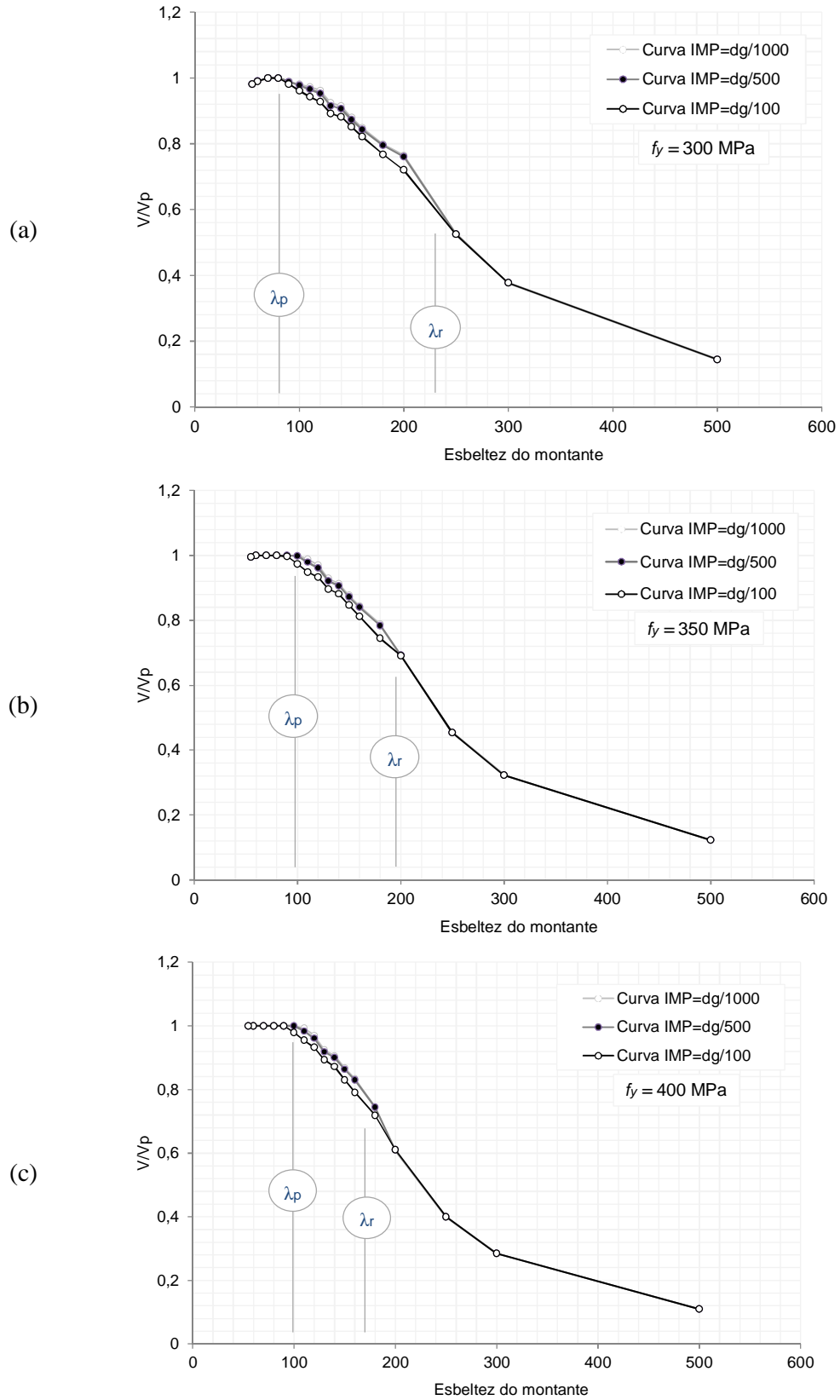


Figura 6.15 – Curvas de resistência numéricas para o padrão Litzka:
 (a) $f_y = 300 \text{ MPa}$; (b) $f_y = 350 \text{ MPa}$; (c) $f_y = 400 \text{ MPa}$.

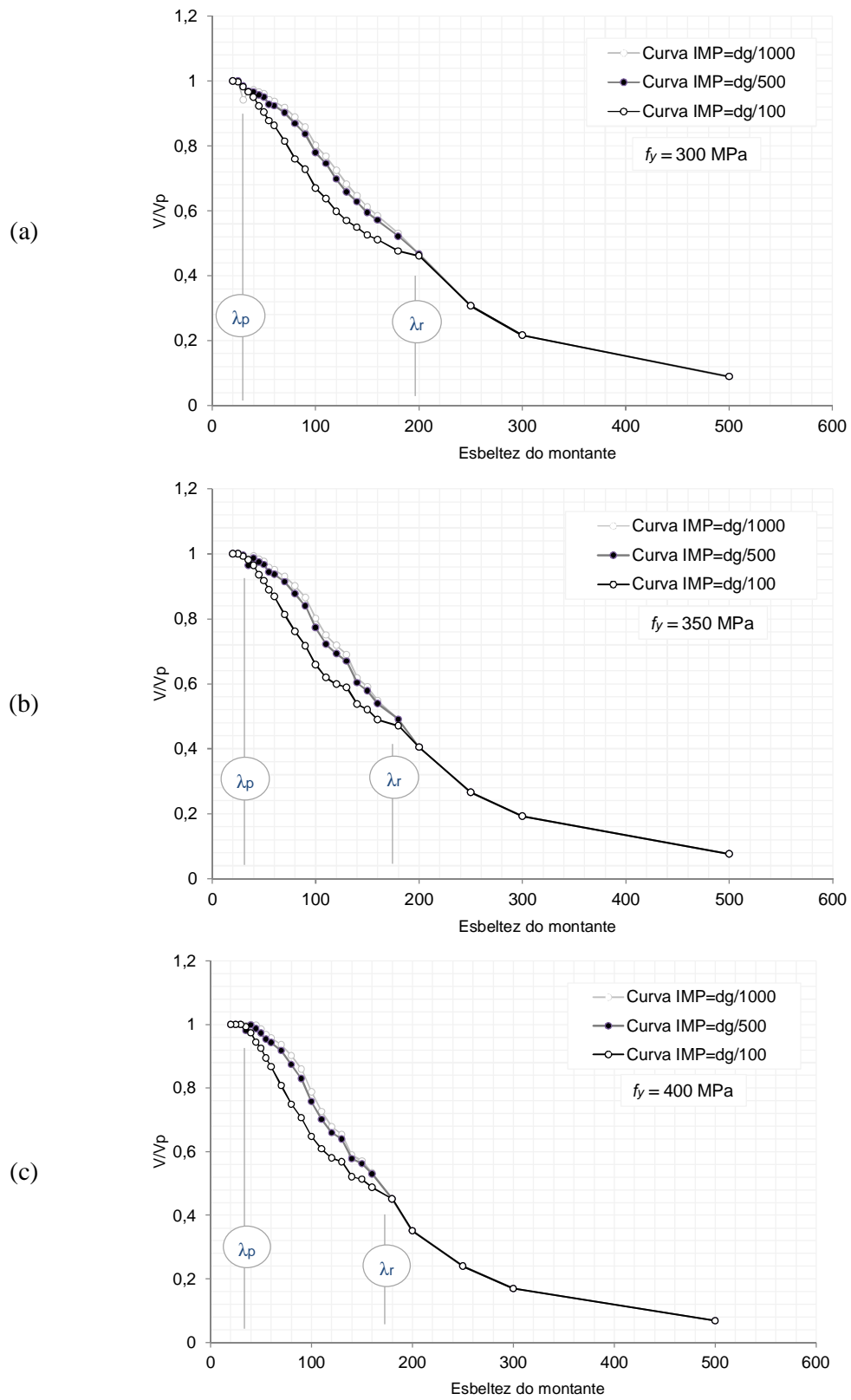


Figura 6.16 – Curvas de resistência numéricas para o padrão anglo-saxão:
 (a) $f_y = 300 \text{ MPa}$; (b) $f_y = 350 \text{ MPa}$; (c) $f_y = 400 \text{ MPa}$.

Observando-se a Figura 6.15 e a Figura 6.16, nota-se uma particular diferença de comportamento no trecho inelástico dos montantes do padrão anglo-saxão em relação aos do padrão Litzka. Enquanto no padrão Litzka, o trecho inelástico da curva se aproxima de uma reta, no padrão anglo-saxão, esse trecho se assemelha a uma parábola com concavidade voltada para cima. Tal comportamento é muito similar ao de perfis I à força cortante (FAKURY *et al.*, 2011).

Desse modo, o fator de força em regime inelástico deverá ser obtido pelas seguintes equações:

- para vigas no padrão **Litzka**:

$$\chi_{inel} = \frac{\lambda_r - \chi_r \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} - \frac{\chi_p - \chi_r}{\lambda_r - \lambda_p} \lambda \quad (6-10)$$

- para vigas no padrão **anglo-saxão**:

$$\chi_{inel} = \chi_r + (\chi_p - \chi_r) \left(\frac{\lambda_r - \lambda}{\lambda_r - \lambda_p} \right)^2 \quad (6-11)$$

onde χ_p deve ser tomado igual à unidade e χ_r é igual ao χ_{cr} obtido pela Eq. (6-8) ou pela Eq. (6-9), fazendo $\lambda = \lambda_r$.

6.7 Determinação dos índices de esbeltez limite

6.7.1 Generalidades

As figuras da Seção 6.4 apresentam diversos conjuntos de curvas, compostos basicamente por (a) curvas de flambagem elástica, onde $\chi = \chi_{cr}$; (b) curvas de plastificação, onde $\chi = \chi_p = 1,0$ e (c) as famílias de curvas de flambagem inelástica. Cada uma das curvas de flambagem inelástica intercepta a curva de flambagem elástica em um ponto e toca a curva de plastificação em outro ponto. Esses pontos correspondem aos índices de esbeltez limite.

A partir das curvas já apresentadas, são obtidos os valores numéricos dos índices de esbeltez limite λ_p e λ_r , e, em seguida, são desenvolvidos modelos para obtenção desses parâmetros em função das variáveis relacionadas.

Nos itens a seguir serão apresentados os passos para obtenção dos índices de esbeltez limite λ_p e λ_r para o montante de alma nos padrões Litzka e anglo-saxão.

6.7.2 Padrão Litzka

A partir dos resultados numéricos foram obtidos nove pares de índices de esbeltez limite, conforme apresentado na Tabela 6.1.

Tabela 6.1: Índices de esbeltez limite obtidos dos resultados numéricos (padrão Litzka).

Resistência ao escoamento do aço (MPa)	Imperfeição inicial	λ_p	λ_r
300	0,001 d_g	80,90	190,89
	0,002 d_g	80,94	191,90
	0,010 d_g	70,00	200,50
350	0,001 d_g	103,24	211,25
	0,002 d_g	98,83	212,59
	0,010 d_g	88,52	224,30
400	0,001 d_g	106,83	176,07
	0,002 d_g	102,91	177,05
	0,010 d_g	92,29	186,44

Tomando os índices de esbeltez limite em função da relação imp/d_g , foram obtidas as seguintes equações, por meio de regressões lineares simples:

- para $f_y = 300$ MPa:

$$\lambda_p = 82,8 - 1270,9(imp/d_g) \quad R^2 = 0,989 \quad (6-12)$$

$$\lambda_r = 209,7 + 1455,6(imp/d_g) \quad R^2 = 1,000 \quad (6-13)$$

- para $f_y = 350$ MPa:

$$\lambda_p = 103,4 - 1502,0(imp/d_g) \quad R^2 = 0,962 \quad (6-14)$$

$$\lambda_r = 189,8 + 1071,2(imp/d_g) \quad R^2 = 1,000 \quad (6-15)$$

- para $f_y = 400$ MPa:

$$\lambda_p = 107,2 - 1504,9(\text{imp}/d_g) \quad R^2 = 0,974 \quad (6-16)$$

$$\lambda_r = 174,8 + 1160,9(\text{imp}/d_g) \quad R^2 = 1,000 \quad (6-17)$$

A partir das equações apresentadas, foram obtidos, por interpolação, os valores dos índices de esbeltez limite, considerando valores de imperfeição inicial iguais a $d_g/250$ e a $d_g/200$, conforme mostrado na Tabela 6.2.

Tabela 6.2: Índices de esbeltez limite obtidos por interpolação (padrão Litzka).

Resistência ao escoamento do aço (MPa)	Imperfeição inicial	λ_p	λ_r
300	0,004 d_g	77,70	215,56
	0,005 d_g	76,43	217,02
350	0,004 d_g	97,36	194,08
	0,005 d_g	95,86	195,15
400	0,004 d_g	101,18	179,46
	0,005 d_g	99,68	180,63

De forma prática, as equações para obtenção dos índices de esbeltez limite devem ser em função da resistência ao escoamento do aço, ou melhor, da raiz de E/f_y , conforme apresentado nos gráficos da Figura 6.17 e da Figura 6.18.

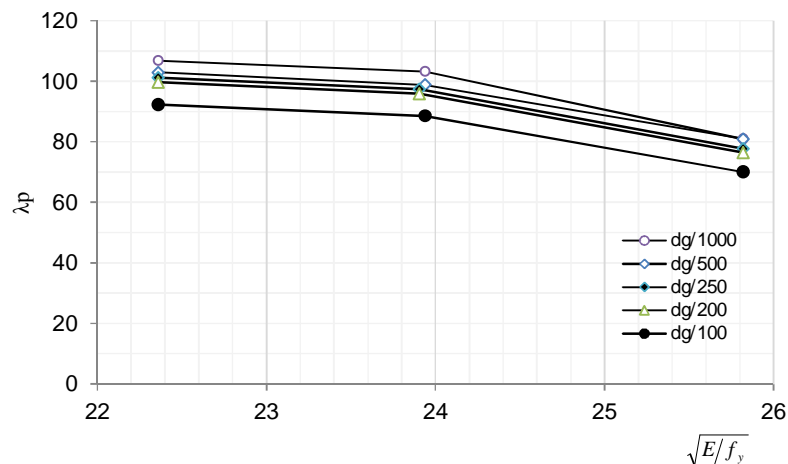


Figura 6.17 – Índice de esbeltez limite λ_p em função da $\sqrt{E/f_y}$ (padrão Litzka).

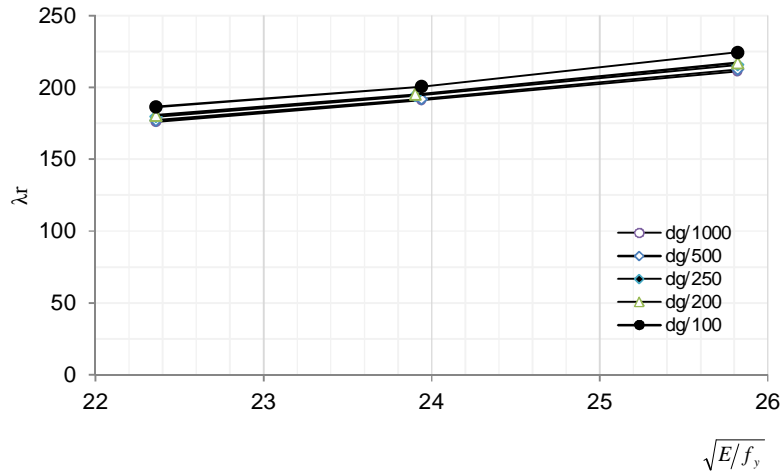


Figura 6.18 – Índice de esbelte limite λ_r em função da $\sqrt{E/f_y}$ (padrão Litzka).

A seguir são apresentadas as equações dos índices de esbelte limite em função da raiz de E/f_y , para cada nível de imperfeição inicial.

- para imperfeição inicial igual a $d_g/1000$:

$$\lambda_p = 280,58 - 7,6367 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad R^2 = 0,886 \quad (6-18)$$

$$\lambda_r = 10,189 \sqrt{\frac{E}{f_y}} - 52,201 \quad R^2 = 0,998 \quad (6-19)$$

- para imperfeição inicial igual a $d_g/500$:

$$\lambda_p = 249,31 - 6,4512 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad R^2 = 0,914 \quad (6-20)$$

$$\lambda_r = 10,298 \sqrt{\frac{E}{f_y}} - 53,716 \quad R^2 = 0,998 \quad (6-21)$$

- para imperfeição inicial igual a $d_g/250$:

$$\lambda_p = 258,46 - 6,9244 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad R^2 = 0,907 \quad (6-22)$$

$$\lambda_r = 10,466 \sqrt{\frac{E}{f_y}} - 55,126 \quad R^2 = 0,998 \quad (6-23)$$

- para imperfeição inicial igual a $d_g/200$:

$$\lambda_p = 255,36 - 6,8547 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad R^2 = 0,908 \quad (6-24)$$

$$\lambda_r = 10,556 \sqrt{\frac{E}{f_y}} - 56,053 \quad R^2 = 0,997 \quad (6-25)$$

- para imperfeição inicial igual a $d_g/100$:

$$\lambda_p = 241,12 - 6,5524 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad R^2 = 0,904 \quad (6-26)$$

$$\lambda_r = 10,998 \sqrt{\frac{E}{f_y}} - 60,640 \quad R^2 = 0,991 \quad (6-27)$$

6.7.3 Padrão anglo-saxão

A partir dos resultados numéricos foram obtidos nove pares de índices de esbeltez limite, conforme apresentado na Tabela 6.3.

Tabela 6.3: Índices de esbeltez limite obtidos dos resultados numéricos (padrão anglo-saxão).

Resistência ao escoamento do aço (MPa)	Imperfeição inicial	λ_p	λ_r
300	0,001 d_g	24,05	187,99
	0,002 d_g	23,81	190,26
	0,010 d_g	22,49	202,47
350	0,001 d_g	28,34	172,41
	0,002 d_g	28,31	174,56
	0,010 d_g	27,53	186,32
400	0,001 d_g	43,45	159,24
	0,002 d_g	40,00	161,33
	0,010 d_g	34,11	173,03

Tomando os índices de esbeltez limite em função da relação imp/d_g , foram obtidas as seguintes equações, por meio de regressões lineares simples:

- para $f_y = 300$ MPa:

$$\lambda_p = 24,2 - 169,6(imp/d_g) \quad R^2 = 0,999 \quad (6-28)$$

$$\lambda_r = 186,7 + 1577,2(imp/d_g) \quad R^2 = 0,998 \quad (6-29)$$

- para $f_y = 350$ MPa:

$$\lambda_p = 28,5 - 93,0(imp/d_g) \quad R^2 = 0,996 \quad (6-30)$$

$$\lambda_r = 171,2 + 1516,0(imp/d_g) \quad R^2 = 0,998 \quad (6-31)$$

- para $f_y = 400$ MPa:

$$\lambda_p = 43,2 - 921,8(imp/d_g) \quad R^2 = 0,928 \quad (6-32)$$

$$\lambda_r = 158,0 + 1505,5(imp/d_g) \quad R^2 = 0,998 \quad (6-33)$$

A partir das equações apresentadas, foram obtidos, por interpolação, os valores dos índices de esbeltez limite, considerando valores de imperfeição inicial iguais a $d_g/250$ e a $d_g/200$, conforme mostrado na Tabela 6.4.

Tabela 6.4: Índices de esbeltez limite obtidos por interpolação (padrão anglo-saxão).

Resistência ao escoamento do aço (MPa)	Imperfeição inicial	λ_p	λ_r
300	0,004 d_g	23,51	193,05
	0,005 d_g	23,34	194,63
350	0,004 d_g	28,09	177,25
	0,005 d_g	28,00	178,77
400	0,004 d_g	39,50	164,03
	0,005 d_g	38,57	165,54

De forma prática, as equações para obtenção dos índices de esbeltez limite devem ser em função da resistência ao escoamento do aço, ou melhor, da raiz de E/f_y , conforme apresentado e nos gráficos da Figura 6.19 e da Figura 6.20.

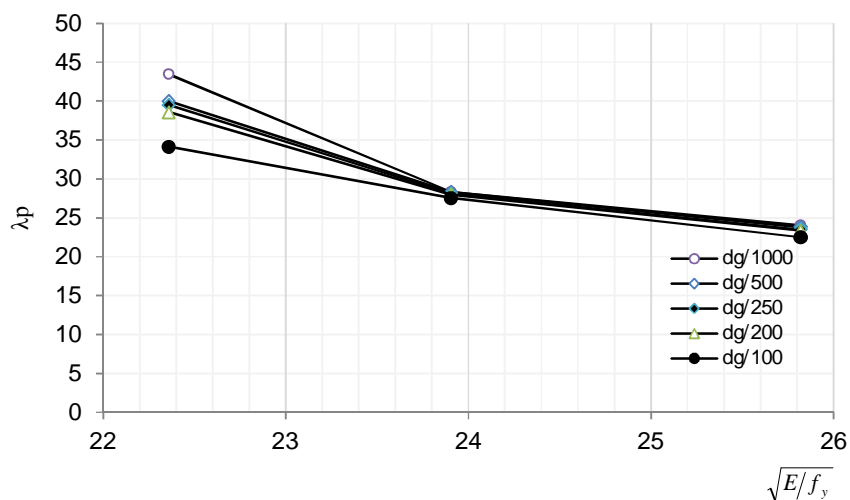


Figura 6.19 – Índice de esbeltez limite λ_p em função da $\sqrt{E/f_y}$ (padrão anglo-saxão).

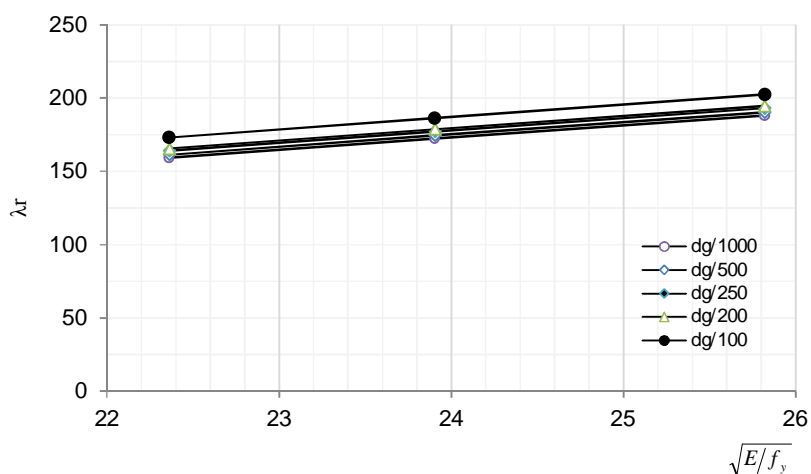


Figura 6.20 – Índice de esbeltez limite λ_r em função da $\sqrt{E/f_y}$ (padrão anglo-saxão).

A seguir são apresentadas as equações dos índices de esbeltez limite em função da raiz de E/f_y , para cada nível de imperfeição inicial:

- para imperfeição inicial igual a $d_g/1000$:

$$\lambda_p = 163,54 - 5,4767 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad R^2 = 0,867 \quad (6-34)$$

$$\lambda_r = 8,304 \sqrt{\frac{E}{f_y}} - 26,334 \quad R^2 = 1,000 \quad (6-35)$$

- para imperfeição inicial igual a $d_g/500$:

$$\lambda_p = 140,93 - 4,5870 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad R^2 = 0,905 \quad (6-36)$$

$$\lambda_r = 8,356 \sqrt{\frac{E}{f_y}} - 25,393 \quad R^2 = 1,000 \quad (6-37)$$

- para imperfeição inicial igual a $d_g/250$:

$$\lambda_p = 139,30 - 4,5338 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad R^2 = 0,911 \quad (6-38)$$

$$\lambda_r = 8,383 \sqrt{\frac{E}{f_y}} - 23,311 \quad R^2 = 1,000 \quad (6-39)$$

- para imperfeição inicial igual a $d_g/200$:

$$\lambda_p = 133,93 - 4,3265 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad R^2 = 0,922 \quad (6-40)$$

$$\lambda_r = 8,404 \sqrt{\frac{E}{f_y}} - 22,286 \quad R^2 = 1,000 \quad (6-41)$$

- para imperfeição inicial igual a $d_g/100$:

$$\lambda_p = 108,06 - 3,3301 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad R^2 = 0,981 \quad (6-42)$$

$$\lambda_r = 8,508 \sqrt{\frac{E}{f_y}} - 17,150 \quad R^2 = 1,000 \quad (6-43)$$

6.7.4 Considerações finais

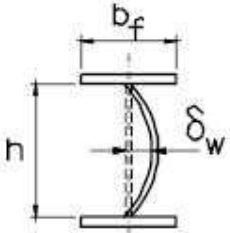
Apresentadas as equações para obtenção dos índices de esbeltez limites da curva de resistência à FMA, devem-se considerar algumas informações importantes para nortear a escolha da equação adequada.

Primeiramente, observou-se que as imperfeições iniciais medidas nas vigas do programa experimental variaram de $0,001d_g$ a $0,045d_g$. Posteriormente, verificou-se que com o auxílio do modelo numérico obtém-se valores de carga última muito abaixo dos medidos experimentalmente para imperfeições superiores a $0,010d_g$. Não obstante, limitando-se no modelo numérico a imperfeição a $0,010d_g$ os valores estimados de carga última de FMA são compatíveis com as dos experimentos, como descrito em 4.2.6.

Uma vez que na prática não são realizadas medições de imperfeições iniciais nas estruturas, as recomendações normativas e as especificações de fabricantes relacionadas às tolerâncias dimensionais de fabricação são, geralmente, utilizadas como referência para o nível de imperfeição inicial considerado no projeto de estruturas.

A norma brasileira que trata de tolerâncias dimensionais em perfis soldados de aço (ABNT NBR 5884:2005) apresenta três valores de tolerância para flecha na alma, conforme a Tabela 6.5. Uma vez que o processo de fabricação da viga castelada normalmente impõe mais imperfeições, recomenda-se utilizar valores superiores aos estabelecidos pela norma.

Tabela 6.5: Tolerância de flecha na alma (δ) para perfis de aço (ABNT NBR 5884:2005)

	Padrão I	Padrão II	Padrão III
	$h/200$ ou 2,0 mm	$h/150$ ou 3,0 mm	$h/130$ ou 3,0 mm
	o que for maior, porém, no máximo 6,0 mm	o que for maior, porém, no máximo 8,0 mm	o que for maior, porém, no máximo 9,0 mm

No catálogo de um tipo de viga castelada fabricado por uma siderúrgica europeia (ARCELORMITTAL, 2014) são apresentadas as tolerâncias de fabricação obedecidas. Para os casos usuais de vigas casteladas, essa tolerância é de $d_g/100$.

Colocadas essas considerações sobre as tolerâncias de fabricação, apresentam-se a seguir as considerações sobre os níveis de imperfeição inicial utilizados nas análises numéricas e nas equações apresentadas.

Embora as tolerâncias de fabricação praticadas estejam entre $d_g/200$ e $d_g/100$, no caso de um controle muito rigoroso na fabricação é possível que se tenham imperfeições muito menores, como no caso da viga C3 do programa experimental realizado. Além disso, a obtenção dos resultados para uma ampla faixa de imperfeições iniciais é justificada por possibilitar maior quantidade de interpolações.

Finalizando, para os casos em que não há um controle rigoroso de fabricação, recomenda-se a utilização das equações para imperfeição inicial igual a $d_g/100$. Nos casos em que houver um melhor controle, recomenda-se a utilização das equações obtidas para imperfeição inicial igual a $d_g/200$. É possível também obter os índices de esbeltez limites para outros valores de imperfeição inicial fazendo-se interpolações lineares com os resultados das equações apresentadas em 6.7.2 e 6.7.3.

6.8 Curvas de resistência

A partir das equações desenvolvidas nas seções anteriores, podem-se traçar as curvas de resistência relativas ao modo de colapso por FMA em vigas casteladas nos padrões Litzka e anglo-saxão.

Na Figura 6.21 são apresentadas as curvas de resistência em comparação com os resultados numéricos obtidos, considerando a resistência ao escoamento do aço igual a 350 MPa e a imperfeição inicial no montante de alma igual a $d_g/100$, para as vigas nos padrões Litzka e anglo-saxão.

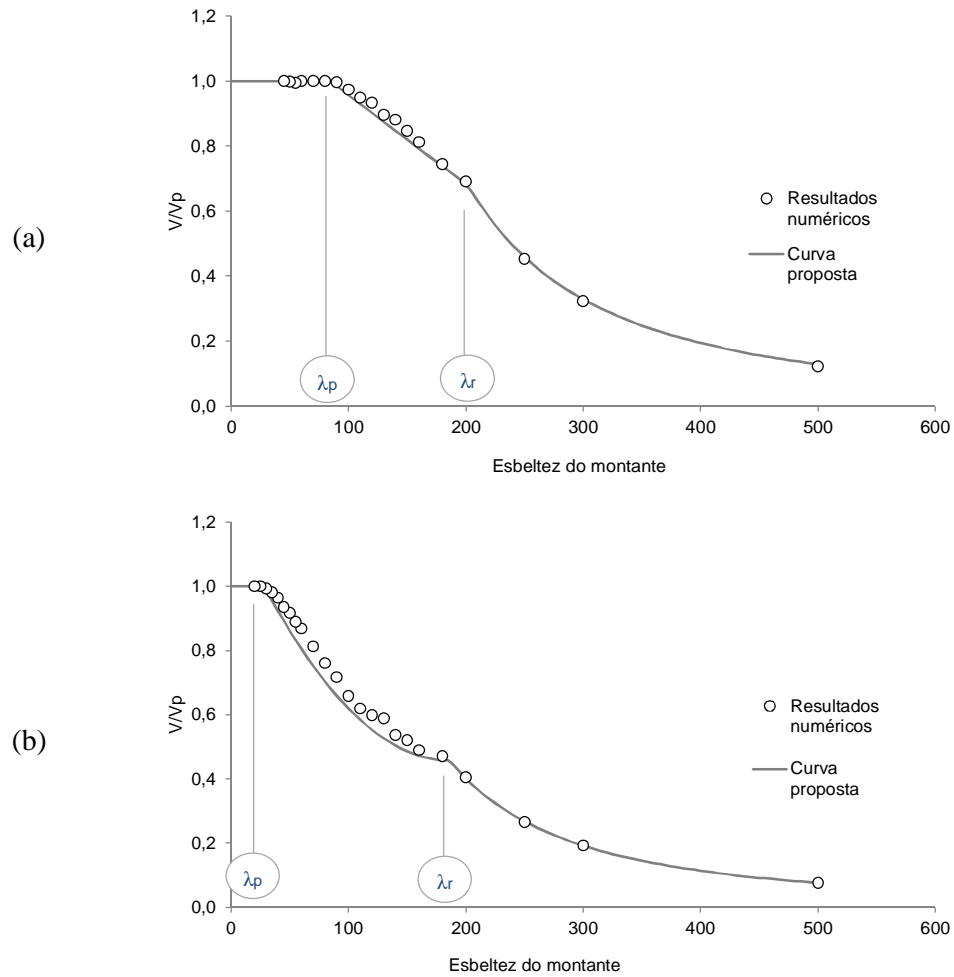


Figura 6.21 – Curvas de resistência à FMA para vigas com imperfeição inicial igual a $d_g/100$ e aço com $f_y = 350$ MPa, nos padrões (a) Litzka e (b) anglo-saxão.

Utilizando-se os três valores de resistência ao escoamento do aço, a saber, 300 MPa, 350 MPa e 400 MPa, foram obtidas as curvas de resistência apresentadas nas figuras a seguir, a partir das equações apresentadas nas seções anteriores. Vale ressaltar que podem ser obtidas curvas para qualquer valor de resistência ao escoamento dentro dessa faixa, e, acredita-se que também possam ser feitas extrapolações, haja vista a linearidade observada nos casos estudados.

São apresentadas a seguir as famílias de curvas, em função do nível de imperfeição inicial, da resistência ao escoamento do aço e da tipologia da fabricação da viga castelada. São apresentadas as curvas para cinco níveis de imperfeição inicial no montante, para os três valores mencionados de resistência ao escoamento do aço e para os padrões Litzka (Figura 6.22, Figura 6.23 e Figura 6.24) e anglo-saxão (Figura 6.25, Figura 6.26 e Figura 6.27).

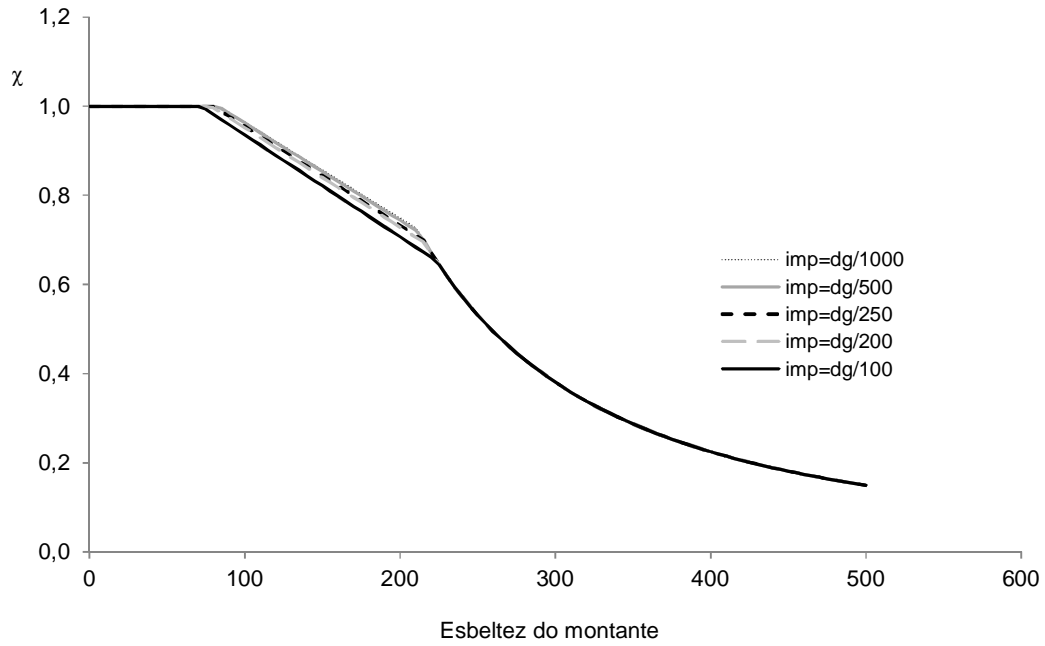


Figura 6.22 – Curvas de resistência à FMA para vigas padrão Litzka com $f_y = 300$ MPa.

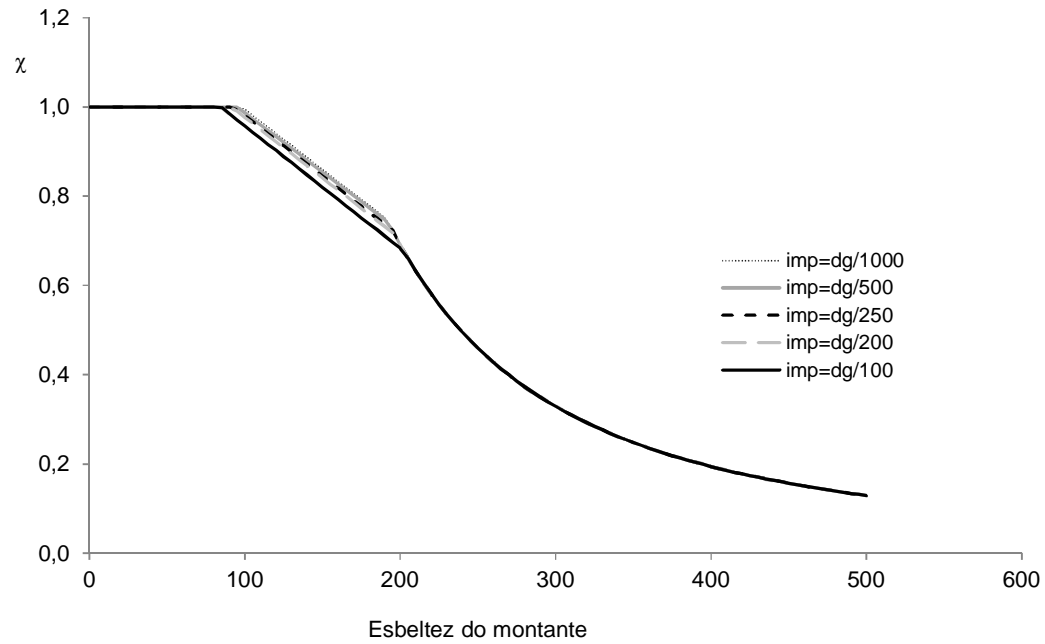


Figura 6.23 – Curvas de resistência à FMA para vigas padrão Litzka com $f_y = 350$ MPa.

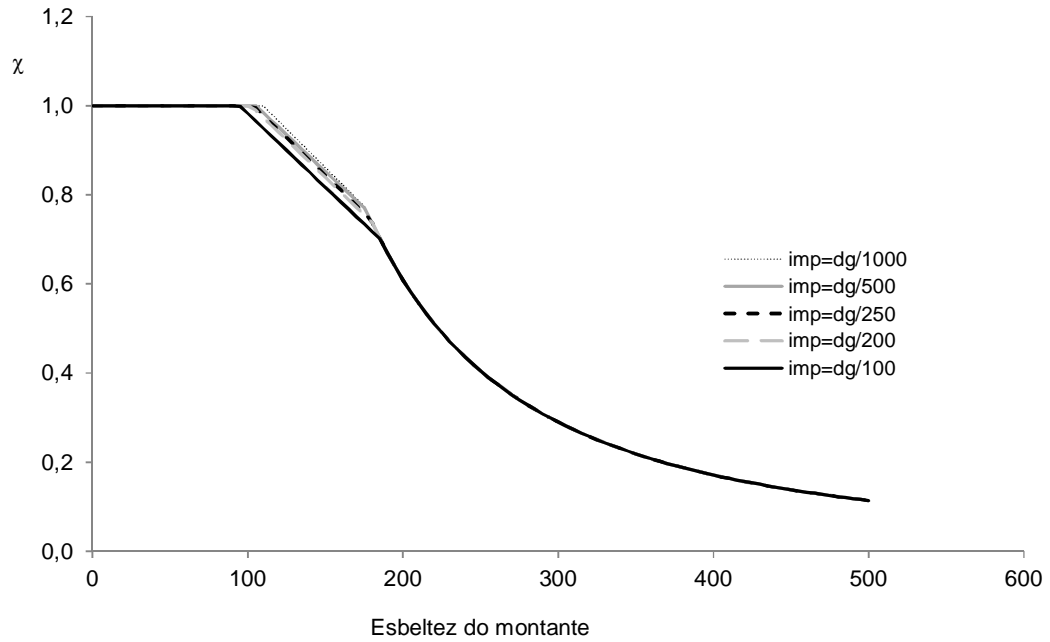


Figura 6.24 – Curvas de resistência à FMA para vigas padrão Litzka com $f_y = 400$ MPa.

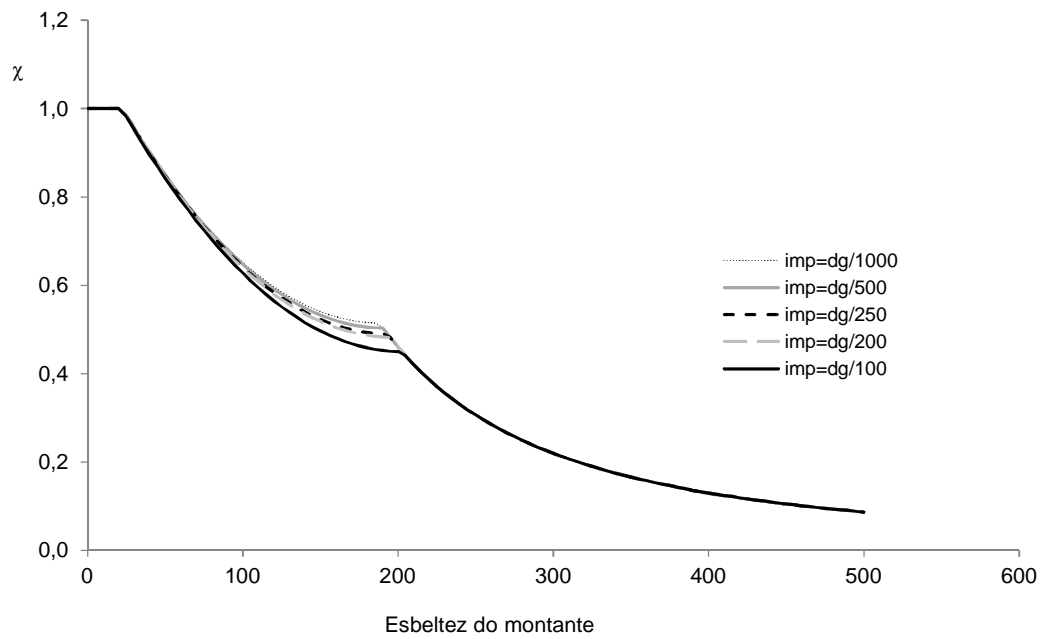


Figura 6.25 – Curvas de resistência à FMA para vigas padrão anglo-saxão com $f_y = 300$ MPa.

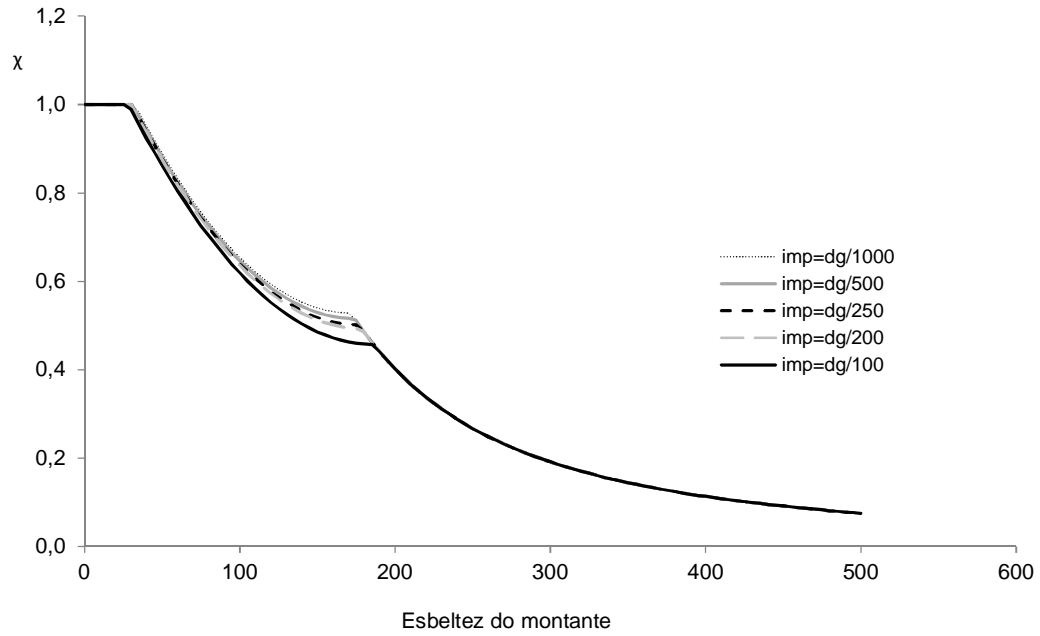


Figura 6.26 – Curvas de resistência à FMA para vigas padrão anglo-saxão com $f_y = 350$ MPa.

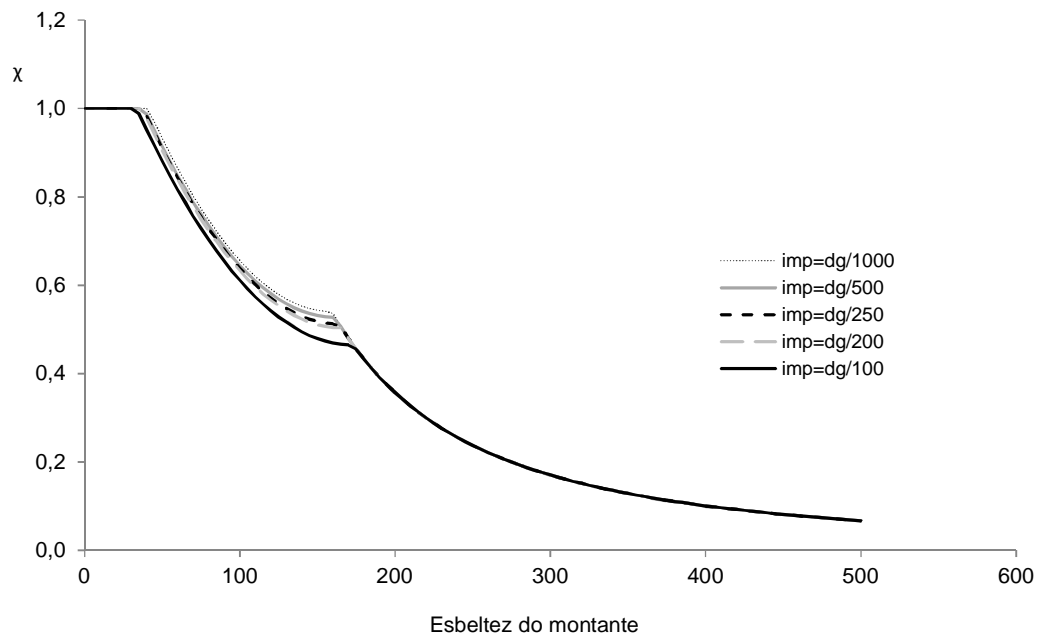


Figura 6.27 – Curvas de resistência à FMA para vigas padrão anglo-saxão com $f_y = 400$ MPa.

6.9 Roteiro de cálculo e aplicações

6.9.1 Generalidades

Nesta seção é apresentado um roteiro para utilização das equações apresentadas neste capítulo. São apresentadas também algumas considerações sobre a utilização da equação geral apresentada na Seção 6.2, bem como algumas inferências sobre a aplicabilidade das equações das curvas de resistência obtidas.

Ao final, são apresentados resultados obtidos com as equações em comparação com resultados experimentais, numéricos e de outro modelo analítico.

6.9.2 Roteiro de cálculo global

O cálculo da capacidade resistente à FMA deve ser feito em quatro passos principais, conforme apresentado a seguir:

- a) cálculo da esbeltez do montante (λ);
- b) cálculo dos índices de esbeltez limite (λ_p e λ_r);
- c) comparação da esbeltez do montante com os índices de esbeltez limite e obtenção do fator de força cortante χ , conforme a Eq. (6-5);
- d) obtenção da força cortante resistente V , conforme a Eq. (6-1).

6.9.3 Roteiro de cálculo: cálculo da esbeltez do montante

A esbeltez do montante de alma é calculada pela Eq. (5-1), em que o comprimento de flambagem é obtido pela Eq. (5-2).

$$\lambda = \frac{l_e \sqrt{12}}{t_w} \quad (5-1)$$

$$l_e = K \frac{\sqrt{b_w^2 + h_o^2}}{2} \quad (5-2)$$

onde:

l_e é o comprimento efetivo da barra equivalente;

K é o coeficiente de flambagem;

b_w é a largura mínima do montante de alma;

h_o é a altura do alvéolo.

O valor do coeficiente de flambagem K , adotado como 1,0 na literatura, tem-se mostrado coerente, dando bons resultados para as vigas casteladas de diferentes padrões. Observando-se as curvaturas devidas à flambagem nas vigas do programa experimental (ver fotos da Seção 3.6), nota-se que nas vigas com chapa expandida, o comprimento de flambagem é maior que a metade do comprimento da diagonal. Os pontos críticos da curvatura parecem estar, tanto nas vigas com chapa expansora como nas vigas sem chapa expansora, próximos ao nível da metade do segmento inclinado do alvéolo.

Embora as curvas tenham sido desenvolvidas a partir de resultados numéricos de montantes de alma sem chapa expansora, as equações desenvolvidas foram testadas em vigas casteladas com chapa expansora. No entanto, para que as equações sejam aplicadas de forma correta, deve-se utilizar o coeficiente de flambagem dado pela expressão:

$$K = \frac{h_o + h_p}{h_o} \quad (6-44)$$

onde h_p é a altura da chapa expansora.

Assim, K é igual à unidade para as vigas sem chapa expansora e maior que a unidade para as vigas com chapa expansora.

6.9.4 Roteiro de cálculo: cálculo dos índices de esbeltez limite

Para a obtenção dos índices de esbeltez limite, deve-se primeiramente definir o nível de imperfeição para o projeto, conforme as recomendações expressas em 6.7.4. Definido esse parâmetro, deve-se utilizar as equações apresentadas em 6.7.2 ou 6.7.3 para o cálculo dos limites de esbeltez λ_p e λ_r .

6.9.5 Roteiro de cálculo: obtenção do fator de força cortante χ

Obtidos os índices de esbeltez limite, verifica-se em qual faixa a esbeltez do montante da viga se situa. Existem três situações possíveis: (a) λ é menor que λ_p , (b) λ é maior que λ_r e (c) λ está entre λ_p e λ_r .

Para o caso em que λ for menor que λ_p , o montante estará em regime de plastificação, e, portanto, χ é igual à unidade. Para o caso em que λ for maior que λ_r , o montante estará em regime elástico e o fator χ deverá ser calculado pela Eq. (6-8) ou pela Eq. (6-9). No caso

em que λ estiver entre os limites λ_p e λ_r , o fator χ deverá ser calculado pela Eq. (6-10) ou pela Eq. (6-11).

6.9.6 Roteiro de cálculo: obtenção da força cortante resistente de FMA

Na sequência, deve-se proceder à obtenção da força cortante de plastificação à FMA, dada pela Eq. (6-3) ou pela Eq. (6-4). Por fim, calcula-se a força cortante resistente dada pela Eq. (6-1).

Uma vez que as curvas de resistência foram obtidas com ligeira margem de segurança em relação aos resultados numéricos e que o modelo numérico utilizado (ver Seção 4.2) é ligeiramente conservador em relação aos resultados experimentais, propõe-se um fator de correção, ajustado em função dessas constatações.

Assim, o fator γ_o da Eq. (6-1) deve ser considerado da seguinte forma:

- para os modelos em que foram desenvolvidas as equações (padrões Litzka e anglo-saxão), considera-se $\gamma_o = 1,25$;
- para as vigas Litzka com chapa expansora, utilizar $\gamma_o = 1,0$.

As diferenças entre os parâmetros geométricos de vigas casteladas padrões Litzka e Peiner são mínimas, de modo que seu comportamento estrutural é muito similar. Apesar de não existirem resultados experimentais para comparação, aplicando-se a vigas casteladas padrão Peiner a formulação desenvolvida para o padrão Litzka obtém-se resultados concordantes com a resposta numérica para as vigas Peiner. Dessa forma, entende-se que se pode aplicar o fator γ_o igual a 1,25 às vigas Peiner sem chapa expansora e γ_o igual 1,0 às vigas Peiner com chapa expansora.

Após a obtenção da força cortante resistente, devem-se utilizar os coeficientes de segurança das normas pertinentes para obtenção da força cortante resistente de cálculo.

6.9.7 Aplicação das equações

Para validação do modelo proposto, resultados obtidos com a formulação foram comparados com os resultados experimentais apresentados no Capítulo 3, com os resultados do modelo numérico apresentado na Seção 4.1 e com os resultados do modelo de Delesques (1968), apresentado em 2.3.1 (Figura 6.28).

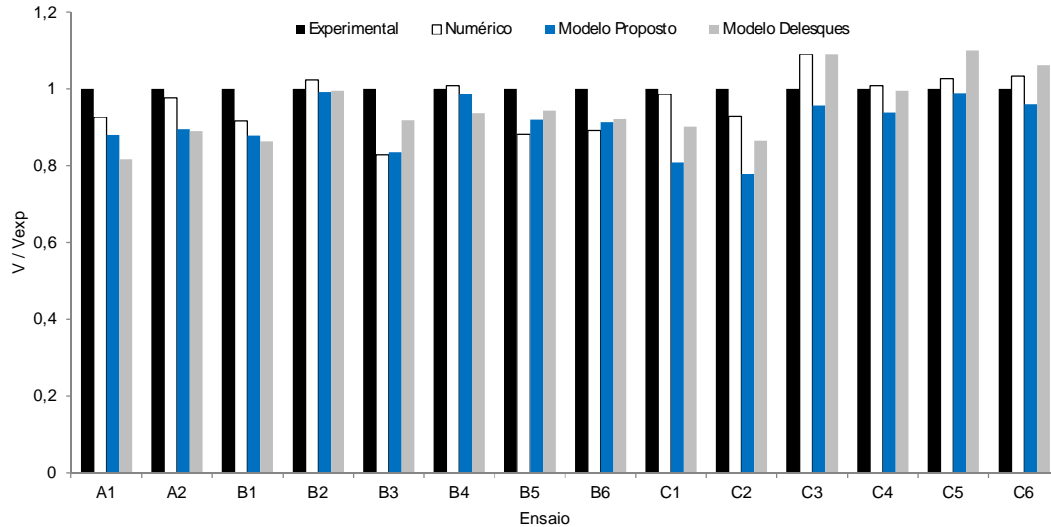


Figura 6.28 – Resultados do modelo proposto em comparação com os resultados experimentais, numéricos e do modelo de Delesques.

Analisando a Figura 6.28, observa-se que a resistência à FMA estimada com o modelo proposto apresenta boa concordância com os resultados experimentais (coeficiente de variação igual a 7%) e a favor da segurança em todos os casos estudados. Observa-se ainda que o modelo proposto por Delesques, embora apresente bons resultados, eventualmente apresenta resultados contrários à segurança.

Os resultados apresentados mostraram que o modelo proposto conduz a uma avaliação realista e proveitosa da capacidade resistente das vigas à FMA. Nas vigas C1 e C2, o resultado da equação ficou abaixo dos resultados experimentais porque nesses casos observa-se uma capacidade resistente pós-flambagem experimental que não é considerada no modelo de cálculo. Embora a viga ainda possua alguma capacidade resistente pós-flambagem, a FMA já caracteriza um estado limite último. Na Figura 3.101, nota-se que a flambagem se inicia antes da carga última¹¹. Em todos os demais casos, quando ocorre a flambagem em regime inelástico, nota-se uma concordância melhor dos resultados do modelo proposto que do modelo de Delesques (1968) em relação aos resultados experimentais.

¹¹ O ponto marcado na figura, convencionado como o início da FMA é o instante em que a taxa máxima de deslocamento lateral medida no montante de alma é de 0,02 mm/kN.

7 CONSIDERAÇÕES FINAIS

7.1 Generalidades

Neste trabalho é apresentado um estudo do comportamento estrutural de vigas casteladas de aço sujeitas ao fenômeno da flambagem do montante de alma (FMA). Para isso, foi realizado um programa experimental com vigas casteladas susceptíveis ao colapso por FMA; foram desenvolvidos e aprimorados modelos numéricos de elementos finitos para modelagem de vigas casteladas sujeitas à FMA; e, por fim, foi desenvolvido um modelo de cálculo para a avaliação da capacidade resistente de vigas casteladas para o estado limite de FMA que leva em conta imperfeições geométricas e do material.

O programa experimental foi planejado para três tipologias de vigas casteladas (Litzka, anglo-saxão e Litzka com chapa expansora), produzidas com perfis laminados brasileiros W310x21, W310x28.3 e W310x52. Após alguns estudos numéricos preliminares, o conjunto ficou definido em 14 modelos, sendo um par de vigas em padrão Litzka (W310x21), três pares de vigas nos padrões anglo-saxão e três pares de vigas Litzka com chapa expansora (um par de cada perfil).

Com o planejamento realizado, as vigas foram fabricadas e levadas para o laboratório. Antes da realização dos ensaios, foram realizadas medições de todas as dimensões das vigas e imperfeições iniciais presentes nos montantes de alma. Essas medições mostraram que o nível de imperfeições iniciais foi bastante variável, chegando a valores máximos muito superiores aos considerados em trabalhos anteriores. Cinco das vigas ensaiadas mostraram imperfeição superior a 1% da altura da viga castelada.

Em seguida, as vigas foram instrumentadas e ensaiadas à flexão simples. Uma vez que a quantidade de sensores e de canais para aquisição de dados era limitada, optou-se por instrumentar rigorosamente apenas um lado da viga. Para assegurar que o colapso

ocorresse do lado instrumentado, duas medidas foram tomadas: a instrumentação foi realizada do lado em que estava o montante com maior imperfeição inicial e o carregamento foi aplicado com uma excentricidade em relação ao centro do vão em direção ao lado instrumentado.

Os ensaios foram realizados e a instabilidade do montante de alma foi observada em 13 dos 14 ensaios. Apenas a viga A2 colapsou por mecanismo Vierendeel, como fora previsto nos estudos numéricos preliminares.

Observou-se que a magnitude das imperfeições iniciais pode influenciar no modo de colapso da viga. No grupo A, a viga com maior imperfeição inicial (A1) sofreu colapso por instabilidade do montante de alma enquanto a viga A2, com menor imperfeição, teve o colapso por mecanismo Vierendeel.

Por outro lado, observou-se que a magnitude das imperfeições iniciais não influencia significativamente na deformada do montante após a flambagem, já que a configuração deformada antes do ensaio é plana ao longo do montante e a instabilidade do montante de alma ocorre com a mobilização de uma diagonal tracionada (que retifica) e uma diagonal comprimida (que sofre a curvatura devido à instabilidade).

Os resultados dos ensaios confirmaram que a rigidez do montante quanto à instabilidade é significativamente superior nas vigas padrão anglo-saxão, em relação às vigas Litzka com e sem chapa expansora, e que essa rigidez decresce com o aumento da esbeltez da alma da viga.

Em conformidade com experimentos de outros autores, as vigas nos padrões anglo-saxão e Litzka sofreram instabilidade em regime inelástico. No entanto, os resultados dos ensaios das vigas C1 e C2 – padrão Litzka com chapa expansora e relação $d_g/t_w > 118$ – indicam a ocorrência da instabilidade dos montantes em regime elástico (o que é confirmado pelo modelo numérico e pela formulação proposta).

Dos resultados do programa experimental, constatou-se a existência de uma relação inversa entre a razão h/t_w e a rigidez aos deslocamentos verticais (flechas) e a rigidez aos deslocamentos laterais no montante de alma. Notou-se também que a resistência ao escoamento do aço e os níveis de imperfeição inicial no montante de alma são parâmetros

importantes que não somente alteram a capacidade resistente da viga mas, também, podem influenciar o modo e o regime de colapso.

O modelo numérico desenvolvido e validado por Vieira (2011) sofreu uma avaliação a partir dos resultados dos ensaios. Em função das constatações referentes às imperfeições iniciais nos modelos experimentais, fizeram-se alguns ajustes no modelo numérico. Os resultados numéricos das análises se mostraram concordantes com os resultados experimentais.

Tomando como base esse modelo numérico ajustado, foi desenvolvido outro modelo numérico em que se considera a geometria de um montante de alma isolado, com a finalidade de se obter o esforço cortante resistente no montante de alma. Uma vez que os resultados obtidos desse modelo numérico seriam utilizados para geração de equações de capacidade resistente, desejava-se que esses resultados fossem não somente próximos mas que estivessem também, em sua maioria, abaixo dos resultados experimentais. O modelo numérico foi validado e atendeu a esse quesito.

Utilizando o modelo numérico do montante de alma, procedeu-se à realização de um estudo de variação de parâmetros para obtenção de resultados que gerariam as curvas de resistência. Variaram-se a os seguintes parâmetros: (a) a tipologia da viga castelada – Litzka e anglo-saxão; (b) a esbeltez do montante de alma; (c) a resistência ao escoamento do aço e (d) o nível de imperfeições iniciais presentes no montante de alma. Variando-se esses quatro parâmetros, cerca de 500 diferentes modelos foram gerados e, para cada modelo gerado, foram obtidos três resultados: (a) a força cortante crítica de flambagem elástica; (b) a força cortante de plastificação do montante e (c) a força cortante considerando as não linearidades e imperfeições do modelo.

Com base nos cerca de 1500 pontos gerados no estudo de variação de parâmetros, foram desenvolvidas as curvas de resistência para o estado limite de FMA das vigas casteladas nos padrões Litzka e anglo-saxão. Com base nas curvas geradas pelos resultados numéricos, foi possível a definição dos índices de esbeltez limite λ_p e λ_r , bem como a definição de equações para obtenção desses limites em função da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade do aço. Obtiveram-se também as equações que regem cada um dos três regimes de colapso.

Como esperado, constatou-se que os índices de esbeltez limite são função da resistência ao escoamento do aço e dos níveis de imperfeição inicial do montante. No entanto, essas relações são muito mais expressivas para o índice de esbeltez λ_r do que para o índice de esbeltez λ_p .

De modo geral, as equações para as vigas em padrão Litzka e anglo-saxão mostraram que existem particularidades de cada padrão, não permitindo equações válidas para ambos os padrões. No entanto, ao comparar essas equações nota-se que as diferenças não são discrepantes, havendo, pois, similaridades de comportamento entre os padrões.

No trecho inelástico das curvas de resistência, observou-se uma significativa diferença entre os padrões Litzka e anglo-saxão. Enquanto para o padrão Litzka a curva que liga os dois limites de esbeltez era próxima a um segmento de reta, para o padrão britânico aquele trecho da curva era caracterizado por um segmento parabólico. Essa curva tem similaridade com a curva de resistência por força cortante em vigas I de alma cheia sujeitas a flexão simples, e, parece indicar que a importância do esforço cortante no padrão anglo-saxão é maior que no padrão Litzka.

Por fim, entende-se que todos os objetivos estabelecidos para este trabalho foram plenamente alcançados: o programa experimental foi desenvolvido com sucesso, possibilitando o avanço na modelagem numérica. Os resultados numéricos, por sua vez, permitiram o desenvolvimento de curvas de resistência para vigas casteladas. Os resultados do modelo semiempírico proposto mostraram-se satisfatórios, sendo concordantes com os resultados experimentais e favoráveis à segurança.

Os modelos para avaliação de FMA presentes na literatura foram desenvolvidos com base na hipótese de FMA em regime elástico e adotando critérios empíricos para os casos de FMA em regime inelástico. Como na maioria dos casos a FMA ocorre em regime inelástico, esses modelos estimavam a capacidade resistente das vigas casteladas ao estado limite último de FMA sem um tratamento adequado das influências das imperfeições geométricas e de material. O modelo proposto neste trabalho representa um avanço importante, na medida em que possibilita uma análise mais realista da FMA, tanto no regime elástico como no inelástico, propiciando um melhor aproveitamento do aço nas vigas casteladas, garantindo um dimensionamento econômico e seguro.

7.2 Sugestões para trabalhos futuros

O ressurgimento do interesse pelas vigas casteladas de aço nos últimos anos tem estimulado novos estudos do comportamento desses elementos estruturais com o emprego de técnicas mais modernas de investigação, incluindo métodos numéricos, matemáticos, estatísticos e experimentais. A disponibilidade de equipamentos e sensores para ensaios, bem como de software sofisticados para simulação tem possibilitado não apenas a revisão de modelos antigos, para avaliação do comportamento de vigas casteladas, mas também o estudo de fenômenos complexos envolvendo problemas de estabilidade, modelos constitutivos, seções mistas, comportamento à fadiga, estudo de vibrações, etc.

Este trabalho foi produzido como parte de uma investigação ampla¹² em uma linha de pesquisa sobre vigas alveolares de aço, iniciada no final da década passada. A parte dessa pesquisa que gerou o presente documento levantou diversas questões que merecem ser consideradas em trabalhos futuros, conforme tratadas nos parágrafos seguintes.

Um tema que ainda deve ser investigado é o comportamento de outras tipologias de vigas casteladas, como, por exemplo, as vigas padrão Peiner e as vigas celulares, inicialmente por meio de novos programas experimentais. Com os resultados seria possível adaptar, para essas outras tipologias, novos modelos numéricos e semiempíricos, de maneira similar ao que foi feito neste trabalho.

Um problema observado nos experimentos realizados no âmbito deste trabalho foi o surgimento de fissuras no aço nos cantos dos alvéolos sujeitos a altas concentrações de tensões de tração. Esse fenômeno indica que uma avaliação do desempenho à fadiga das vigas casteladas é desejável, uma vez que essas vigas eventualmente são empregadas em pontes e passarelas de pedestres. Neste sentido, visando uma abordagem prospectiva, foi realizado um estágio científico avançado no Laboratório de Estruturas da Universidade do Minho, em Portugal, para a aquisição de conhecimentos sobre técnicas de análise experimental de estruturas sujeitas a ações cíclicas (VIEIRA *et al.*, 2014).

¹² Diversos artigos e dissertações resultaram dos estudos nessa linha de pesquisa, desenvolvidos por um grupo de pesquisadores da UFV e da UFMG. Grande parte desses trabalhos encontra-se documentada nos relatórios dos projetos TEC-APQ-01429-08 (VERÍSSIMO *et al.*, 2010) e TEC-APQ-01831-10 (VERÍSSIMO *et al.*, 2013).

A opção pelas vigas casteladas como solução estrutural muitas vezes se faz em função da carência de perfis com altura adequada para determinados vãos de projeto. Não obstante, em determinadas situações seriam necessárias vigas mais altas e com seções maiores do que seria possível fabricar a partir dos maiores perfis laminados disponíveis. Uma alternativa para este problema é a fabricação de vigas casteladas soldadas, formadas a partir de uma alma castelada, que posteriormente é soldada às mesas. Neste sentido, é razoável um estudo amplo sobre o comportamento de vigas casteladas soldadas, inclusive avaliando possíveis diferenças, em relação às vigas casteladas obtidas de perfis laminados, relacionadas às imperfeições geométricas e às tensões residuais.

Outro problema que merece ser investigado é a flambagem do montante de alma por compressão (FMAC). Sabe-se que o comportamento do montante de alma à FMAC é similar ao comportamento de uma coluna axialmente comprimida. No entanto, é necessário um estudo para definição das condições de contorno apropriadas para a avaliação deste modo de colapso.

Outros problemas envolvendo vigas casteladas que carecem de estudo são o do comportamento estrutural das vigas casteladas mistas de aço e concreto e o comportamento em situação de incêndio.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABREU, L. M. P.; FAKURY, R. H.; CASTRO E SILVA, A. L. R. Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares. CILAMCE 2010 – XXXI Iberian-Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering: Argentina: 2010.

ABREU, L. M. P. Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares. Dissertação de Mestrado, UFMG. Belo Horizonte, 2011.

AGLAN, A. A., REDWOOD, R. G. Web buckling in castellated beams. Procedure Institution of Civil Engineers, London, U.K., Part 2, Vol. 57, pp 307-320, 1974.

ARCELLORMITTAL. Acessado em 15/08/2014. Página da web: <http://corporate.arcelormittal.com/~media/Files/A/ArcelorMittal/what-we-do/Angelina-beams-EN.pdf>

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 5884: *Perfil I estrutural de aço soldado por arco elétrico - Requisitos gerais*. Rio de Janeiro, 2005.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 8800: *Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios*. Rio de Janeiro, 2008.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR ISO 6892: *Materiais metálicos – Ensaio de Tração. Parte 1: Método de Ensaio à temperatura ambiente*. Rio de Janeiro, 2013.

BAKE, S.; BAILEY, C. G. Performance of cellular steel beams at ambient and elevated temperatures. SEMC 2007: The Third International Conference on Structural Engineering, Mechanics and Computation. University of Cape Town, South Africa, p. 1268-1273. 2007.

BEZERRA, E. M.; FAKURY R.H.; CASTRO E SILVA A.L.R.; Caldas R.B. Determinação do momento fletor resistente a flambagem lateral com torção de vigas de aço casteladas. XXXIV Jornadas Sudamericanas de Ingeniería Estructural: Argentina: 2010.

BEZERRA, E. M. Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço casteladas. Dissertação de Mestrado, UFMG. Belo Horizonte, 2011.

BOYER, J. P. Castellated Beams - New Developments. *AISC Engineering Journal*. 104-108; 1964.

BRITISH STANDARDS. BS 5950-1:2000: Structural use of steelwork in building – Part 1: Code of practice for design – Rolled and welded sections. London, 2000.

CIMADEVILLA, J. E.; GUTIÉRREZ, E. M.; RODRÍGUEZ, J. A. V.; Vigas Alveoladas. A Coruna: Biblioteca Técnica Universitária; 2000.

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*. 57:467-490; 2001.

- DELESQUES, R. Stabilité des montants de poutres ajourées. *Construction Métallique*. 3:26-33; 1968.
- DELESQUES, R. Le calcul des poutres ajourées. *Construction Métallique*. 4:41-51; 1969.
- DERVINIS, B. KVEDARAS, A. K. Investigation of rational depth of castellated steel I-beams. *Journal of Civil Engineering and Management*. 14 (3): 163-168, 2008
- DEMIRDJIAN, S. *Stability of Castellated Beam Webs*. Montreal, Canadá: McGill University; 1999.
- DOUGHERTY, B. K. Buckling of web post in perforated beams. *Journal of the Structural Division*. 107:507-519; 1981.
- EL-SAWY, K. M., SWEEDAN, A. M. I., MARTINI, M. I. Moment gradient factor of cellular steel beams under inelastic flexure. *Journal of Constructional Steel Research*. 98:20-34, 2014
- EUROPEAN STANDARD. EN 1993-1-5:2006: *Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-5: Plated structural elements*. Bruxelas, 2006.
- FALTUS, F. Calculation of castellated girders. *Acier-Stahl-Steel*. 5:229-232; 1966.
- FAKURY, R. H.; CASTRO E SILVA, A. L. R.; CALDAS, R. B. Dimensionamento básico de elementos de estruturas de aço e mistos de aço e concreto – Parte I. Escola de Engenharia da UFMG, v.4, 2011.
- GALAMBOS, A. R.; HOSAIN, M. U.; SPEIRS, W. G. Optimum expansion ratio of castellated steel beams. *Engineering Optimization*. 1:213-225; 1973.
- GEMPERLE, C. Vereinfachte Vordimensionierung von Wabenträgern. *Stahlbau*. 76:530-536; 2007.
- GIBSON, J. E.; JENKINS W. M. An investigation of the stress and deflections in castellated beams. *The Structural Engineer*. 467-479; 1957.
- GIZEJOWSKY, M. A.; SALAH, W. A. Numerical modeling of composite castellated beams. *International Conference on Composite Construction in Steel and Concrete*. Colorado, USA, 2008.
- GOMES, C. A. B. *Resistência a compressão de perfis H laminados de abas paralelas*. Dissertação de Mestrado, UFOP. Ouro Preto, 2006.
- GRÜNBAUER, J. Acessado em 30/04/2012. Página da web: <http://www.grunbauer.nl>
- HENNESSEY, J. M.; HOFFMAN, R. M.; DINEHART, D. W.; GROSS, S. P.; YOST, J. R. Effect of cope geometry on the strength and failure behavior of open web expanded beams. *Seventeenth ASCE Engineering Mechanics Conference*. EUA; 2004.
- HOFFMAN, R.M.; DINEHART, D.W. Gross, S.P.; Yost, J.R. Analysis of stress distribution and failure behavior of cellular beams. *Proceedings of the 2006 ANSYS Conference*, EUA; 2006.
- HOLLAND PROFIEL PLUS. Acessado em 01/09/2014. Página da web: <http://www.hollandprofielplus.nl/>
- KALKAN, I; BUYUKKARAGOZ, A. A numerical and analytical study on distortional buckling of doubly-symmetric steel I-beams. *Journal of Constructional Steel Research*. 2011
- KERDAL, D.; NETHERCOT D. A. Failure modes for castellated beams. *Journal of Constructional Steel Research*. 295-315; 1984.
- KOLOSOWSKI, J. Stresses and deflections in castellated beams. *The Structural Engineer*. 42:19-24; 1964.

- LAWSON, R. M.; OSHATOGHE, D.; NEWMAN G M. Design of Fabsec Beams in non-composite and composite applications. The Steel Construction Institute. Leeds, Reino Unido, 2002.
- LAWSON, R. M.; LIM, J.; HICKS, S. J. SIMMS, W. I. Design of composite asymmetric cellular beams with large web openings. *Journal of Constructional Steel Research*. 62:614-629, 2006.
- LIAN, V. T.; SHANMUGAM, N. E. Design of horizontally curved plate girder webs containing circular openings. *Thin-Walled Structures*. 42:719-739; 2004.
- LIU, T. C. H.; CHUNG, K. F. Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: finite element investigations. *Journal of Constructional Steel Research*. 59:1159-1176; 2003.
- MOHEBKHAH, A. The moment-gradient factor in lateral-torsional buckling on inelastic castellated beams. *Journal of Constructional Steel Research*. 60:1481-1494; 2004.
- NADJAI, A.; GOODFELLOW, N.; VASSART ,O.; ALI, F.; CHOI, S. Simple calculation method of composite cellular beams at elevated temperatures. *Fifth International Conference on Structures in Fire*: 551-559; 2008.
- NETHERCOT, D. A.; KERDAL, D. Lateral-torsional buckling of castellated beams. *The Structural Engineer*. 60B:53-61; 1982.
- OLIVEIRA, L. B. Procedimentos para definição das características geométricas de vigas alveolares de aço para sistemas de piso e de cobertura. Dissertação de Mestrado, UFV. Viçosa, 2012.
- OLIVEIRA, L. B. VERÍSSIMO, G. S., VIEIRA, W. B., CARVALHO, J. M. F., PAES, J. L. R. Procedimentos para definição das características geométricas de vigas alveolares de aço para sistemas de piso e de cobertura. CONSTRUMETAL 2012: Congresso Latino-Americano da Construção Metálica. São Paulo: 2012.
- REDWOOD, R. G.; DEMIRDJIAN, S. Castellated beam web buckling in shear. *Journal of Structural Engineering*. 124:1202-1207; 1998.
- RADIĆ, I.; MARKULAK D. Lateral buckling of castellated beams. *Tehnički Vjesnik*. 14:25-35; 2007.
- RADIĆ, I.; MARKULAK D.; VAREVAC D. Utjecaj vrste bočnih pridržanja na otpornost sačastih nosača na bočno-torzijsko izvijanje. *Technical Gazette*. 16:9-17; 2009.
- SHANMUGAM, N. E.; LIAN, V. T. THEVENDRAN, V. Finite element modelling of plate girders with web openings. *Thin-Walled Structures*. 40:443-464, 2002.
- SHOWKATI, H. Lateral-torsional buckling of castellated beams. *Iranian Journal of Science & Technology*. 32:153-156; 2008.
- SILVEIRA, E. G. Avaliação do comportamento estrutural de vigas alveolares de aço com ênfase nos modos de colapso por plastificação. Dissertação de Mestrado, UFV. Viçosa, 2011.
- SILVEIRA, E. G.; VIEIRA, W. B.; VERÍSSIMO, G. S.; PAES, J. L. R.; RIBEIRO, J. C. L. Analytical-numerical study to estimate the ultimate strength of alveolar steel beams. *CILAMCE 2011 – XXXII Iberian-Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering*. Ouro Preto, 2011.
- SILVEIRA, E. G.; VIEIRA, W. B.; VERÍSSIMO, G. S.; PAES, J. L. R.; RIBEIRO, J. C. L. Numerical analysis of alveolar steel beams with emphasis on failure modes based by yielding. *CILAMCE 2011 – XXXII Iberian-Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering*. Ouro Preto, 2011.
- SOLTANI, M. R.; BOUCHAÏR, A.; MIMOUNE, M. Nonlinear FE analysis of the ultimate behavior of steel castellated beams. *Journal of Constructional Steel Research*. 70:101-114, 2012.

- SONK, D.; VAN IMPE, R.; BELIS, J.; VANDEBROEK, M. Buckling failure of compressed cellular members. *35th Annual symposium of IABSE*. 2011.
- SONK, D; BOISSONNADE, N.; VAN IMPE, R. Instabilities of cellular members loaded in bending or compression. *Annual Stability Conference Structural Stability Research Council*. EUA, 2012
- SZALAI, J.; PAPP, F. A new residual stress distribution for hot-holed I-shaped sections. *Journal of Constructional Steel Research*. 845-861; 2005.
- TKALČEVIĆ, V.; DŽEBA I.; ANDROIĆ B. Pouzdanost sačastih nosača na bočno-torzijsko izvijanje. *Građevinar*. 59:311-318; 2007.
- TOPRAC, A. A.; COOKE, B.R. An experimental investigation of open-web beams. 1-16; 1959.
- VERÍSSIMO, G. S. VIEIRA, W. B.; SILVEIRA, E. G.; RIBEIRO, J. C. L.; PAES, J. L. R.; BEZERRA, E. M.; CASTRO E SILVA, A. L. R.; FAKURY, R. H. Dimensionamento de vigas alveolares de aço. *CONSTRUMETAL 2012: Congresso Latino-Americano da Construção Metálica*. São Paulo: 2012.
- VERÍSSIMO, G. S.; PAES, J. L. R.; FAKURY, R. H.; RODRIGUES, F. C. Estudo de vigas de aço alveolares fabricadas a partir de perfis laminados brasileiros. Relatório de Pesquisa. UFV, Viçosa, MG, Brasil, 2010.
- VERÍSSIMO, G. S.; FAKURY, R. H.; PAES, J. L. R.; RODRIGUES, F. C.; RIBEIRO, J. C. L.; CASTRO E SILVA, A. L. R.; CALDAS, R. B. Análise numérico-experimental da flambagem dos montantes de alma de vigas casteladas construídas com perfis laminados brasileiros. Relatório de Pesquisa. UFV, Viçosa, MG, Brasil, 2013.
- VIEIRA, H. C. Análise numérica da flambagem do montante de alma devida ao cisalhamento em vigas de aço celulares. Dissertação de Mestrado, UFMG. Belo Horizonte, 2014
- VIEIRA, W. B. Simulação numérica do comportamento estrutural de vigas casteladas de aço com ênfase na flambagem do montante de alma. Dissertação de Mestrado, UFV. Viçosa, 2011.
- 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. *CILAMCE 2011 – XXXII Iberian-Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering*. Ouro Preto, 2011.
- VIEIRA, W. B. SILVEIRA, E. G.; RIBEIRO, J. C. L.; PAES, J. L. R.; VERÍSSIMO, G. S. Avaliação de um modelo para estimativa da carga crítica de flambagem do montante de alma em vigas alveolares. *XXXV Jornadas Sul Americanas de Engenharia Estrutural*. Rio de Janeiro, 2012
- VIEIRA, W.B.; VERÍSSIMO, G. S.; CALDAS, R. B.; RODRIGUES, F. C.; FAKURY, R. H.; PAES, J. L. R.; RIBEIRO, J. C. L.; CASTRO E SILVA, A. L. R. Estudo da flambagem do montante de alma de vigas casteladas – Relatório experimental. UFV, Viçosa, MG, Brasil, 2013.
- VIEIRA, W. B., VERÍSSIMO, G. S., CALDAS, R. B., RODRIGUES, F. C., FAKURY, R. H., PAES, J. L. R., RIBEIRO, J. C. L.; CASTRO E SILVA, A. L. R. Estudo numérico-experimental da estabilidade do montante de alma em vigas casteladas. IX Congresso de Construção Metálica e Mista. Porto, Portugal, 2013.
- VIEIRA, W. B.; VALENTE, I. B; VERÍSSIMO, G. S. Ensaios cíclicos em estruturas. Relatório Final de Doutorado Sanduíche. Guimarães, Portugal. 2014.
- WALD, F. KALLEROVÁ, P.; CHLOUBA, P.; SOKOL, Z.; STREJČEK M.; POSPÍŠIL, J.; ŠTRONER, M.; KŘEMEN, T.; SMÍTKA, V. Fire Test on an Administrative Building in Mokrsko. Summary of the Results from the Fire Experiment. Praga, 2010

WANG, P.; WANG, X.; MA, N. Vertical shear buckling capacity of web-posts in castellated steel beams with fillet corner hexagonal web openings. *Engineering Structures*. 75:315-326, 2014.

ZAROUR, W. J.; REDWOOD, R.G. Web Buckling in Thin Webbed Castellated Beams. *Journal of Structural Engineering*. 860-866; 1996.

APÊNDICE

A. RESULTADOS NUMÉRICOS DO ESTUDO DE VARIAÇÃO DE PARÂMETROS

A.1 Vigas padrão Litzka

Nas tabelas a seguir são apresentados as características e os resultados obtidos no estudo de variação de parâmetros realizado, para os modelos no padrão Litzka.

Tabela A.1: Características geométricas dos modelos em padrão Litzka.

Identificação	Índice de esbeltez	Espessura da alma mm	Espessura da mesa mm
LT1000	1000	0,61	0,76
LT500	500	1,21	1,51
LT300	300	2,02	2,52
LT250	250	2,42	3,03
LT200	200	3,03	3,79
LT180	180	3,37	4,21
LT160	160	3,79	4,73
LT150	150	4,04	5,05
LT140	140	4,33	5,41
LT130	130	4,66	5,83
LT120	120	5,05	6,31
LT110	110	5,51	6,89
LT100	100	6,06	7,57
LT90	90	6,73	8,42
LT80	80	7,57	9,47
LT70	70	8,66	10,82
LT60	60	10,10	12,62
LT55	55	11,02	13,77
LT50	50	12,12	15,15
LT45	45	13,47	16,83
LT40	40	15,15	18,94
LT35	35	17,31	21,64
LT30	30	20,20	25,25
LT25	25	24,24	30,30
LT20	20	30,30	37,87
LT15	15	40,40	50,50

Tabela A.2: Resultados numéricos dos modelos Litzka com resistência ao escoamento do aço igual a 300 MPa.

Identificação	Força cortante crítica de flambagem elástica	Força cortante de plastificação	Força cortante (imp=dg/1000)	Força cortante (imp=dg/500)	Força cortante (imp=dg/100)
	kN	kN	kN	kN	kN
LT1000	0,2226	5,7429	0,6983	0,6998	0,6841
LT500	1,7361	12,0163	4,6180	4,5974	4,4372
LT300	8,0484	21,350	12,225	12,152	11,623
LT250	13,828	26,359	17,112	16,993	16,092
LT200	27,037	33,751	25,817	25,673	24,295
LT180	37,105	37,840	30,217	30,066	29,046
LT160	52,620	43,324	36,782	36,521	35,584
LT150	63,666	46,576	40,965	40,650	39,622
LT140	78,220	50,363	46,066	45,631	44,422
LT130	97,326	54,759	50,606	50,133	48,838
LT120	123,47	60,013	57,736	57,185	55,639
LT110	159,88	66,40	64,58	64,09	62,57
LT100	211,75	74,25	72,84	72,56	71,35
LT90	288,68	84,46	83,58	83,49	82,89
LT80	408,00	98,80	98,90	98,92	98,74
LT70	604,88	117,99	118,04	118,01	117,98
LT60	947,07	144,39	142,95	142,99	142,88
LT55	1219,4	161,62	158,66	158,69	158,55
LT50	1604,7	182,92	180,02	179,98	180,00
LT45	2171,8	209,72	207,02	206,96	206,97
LT40	3034,7	244,10	242,90	242,90	242,80
LT35	4416,3	289,26	288,64	288,64	288,64
LT30	6778,2	351,99	352,44	352,47	352,37
LT25	11127	442,91	447,62	447,44	447,53
LT20	20030	538,27	537,89	583,31	587,65
LT15	41135	710,26	733,60	733,67	733,73

Tabela A.3: Resultados numéricos dos modelos Litzka com resistência ao escoamento do aço igual a 350 MPa.

Identificação	Força cortante crítica de flambagem elástica	Força cortante de plastificação	Força cortante (imp=dg/1000)	Força cortante (imp=dg/500)	Força cortante (imp=dg/100)
	kN	kN	kN	kN	kN
LT1000	0,2226	6,6939	0,7886	0,7853	0,7707
LT500	1,7361	14,1907	5,1111	5,0913	4,9176
LT300	8,0484	24,952	13,411	13,333	12,806
LT250	13,828	30,502	18,809	18,657	17,778
LT200	27,037	39,046	28,893	28,672	26,986
LT180	37,105	43,882	34,612	34,408	32,672
LT160	52,620	50,102	42,341	42,107	40,696
LT150	63,666	53,873	47,262	46,967	45,623
LT140	78,220	58,252	53,192	52,806	51,347
LT130	97,326	63,334	58,849	58,337	56,769
LT120	123,47	69,420	67,378	66,732	64,787
LT110	159,88	76,77	75,93	75,17	72,84
LT100	211,75	85,83	86,28	85,68	83,61
LT90	288,68	97,66	99,22	98,95	97,38
LT80	408,00	114,11	116,65	116,66	115,97
LT70	604,88	136,55	138,96	138,90	138,64
LT60	947,07	167,03	167,85	167,87	167,75
LT55	1219,4	187,07	186,16	186,06	186,08
LT50	1604,7	211,43	210,96	210,96	210,87
LT45	2171,8	242,94	243,31	243,34	243,21
LT40	3034,7	283,21	284,77	284,68	284,77
LT35	4416,3	335,35	337,62	337,62	337,58
LT30	6778,2	407,43	411,01	411,00	410,86
LT25	11127	501,89	516,50	516,51	516,28
LT20	20030	609,83	607,68	605,79	678,61
LT15	41135	820,05	831,91	831,81	832,04

Tabela A.4: Resultados numéricos dos modelos Litzka com resistência ao escoamento do aço igual a 400 MPa.

Identificação	Força cortante crítica de flambagem elástica	Força cortante de plastificação	Força cortante (imp=dg/1000)	Força cortante (imp=dg/500)	Força cortante (imp=dg/100)
	kN	kN	kN	kN	kN
LT1000	0,2226	7,5298	0,8803	0,8960	0,8840
LT500	1,7361	15,838	5,5726	5,5531	5,3587
LT300	8,0484	28,342	14,490	14,401	13,883
LT250	13,828	34,616	20,339	20,208	19,330
LT200	27,037	44,303	31,346	31,093	29,457
LT180	37,105	49,846	38,230	37,935	35,811
LT160	52,620	56,834	47,369	47,158	44,910
LT150	63,666	61,105	53,034	52,748	50,711
LT140	78,220	66,073	59,847	59,479	57,605
LT130	97,326	71,840	66,440	65,962	64,139
LT120	123,47	78,718	76,334	75,590	73,424
LT110	159,88	87,07	86,44	85,60	83,11
LT100	211,75	97,33	98,86	98,01	95,34
LT90	288,68	110,66	114,34	113,71	111,33
LT80	408,00	129,17	134,20	134,05	132,76
LT70	604,88	154,84	159,28	159,27	158,66
LT60	947,07	189,59	192,11	192,13	191,91
LT55	1219,4	212,37	213,01	213,03	212,99
LT50	1604,7	240,44	242,43	242,37	242,29
LT45	2171,8	276,20	279,07	279,10	279,03
LT40	3034,7	321,61	325,74	325,92	325,64
LT35	4416,3	380,91	385,82	385,61	374,52
LT30	6778,2	462,55	463,96	468,99	463,53
LT25	11127	558,02	584,01	583,97	583,20
LT20	20030	677,51	669,25	737,51	768,05
LT15	41135	927,91	929,82	929,58	929,53

A.2 Vigas padrão anglo-saxão

Nas tabelas a seguir são apresentados as características e os resultados obtidos no estudo de variação de parâmetros realizado, para os modelos no padrão anglo-saxão.

Tabela A.5: Características geométricas dos modelos em padrão Litzka.

Identificação	Índice de esbeltez	Espessura da alma		Espessura da mesa	
		mm	mm	mm	mm
AS1000	1000	0,54	0,68		
AS500	500	1,08	1,35		
AS300	300	1,80	2,25		
AS250	250	2,16	2,70		
AS200	200	2,70	3,38		
AS180	180	3,01	3,76		
AS160	160	3,38	4,23		
AS150	150	3,61	4,51		
AS140	140	3,86	4,83		
AS130	130	4,16	5,20		
AS120	120	4,51	5,64		
AS110	110	4,92	6,15		
AS100	100	5,41	6,76		
AS90	90	6,01	7,51		
AS80	80	6,76	8,45		
AS70	70	7,73	9,66		
AS60	60	9,02	11,27		
AS55	55	9,84	12,29		
AS50	50	10,82	13,52		
AS45	45	12,02	15,03		
AS40	40	13,52	16,91		
AS35	35	15,46	19,32		
AS30	30	18,03	22,54		
AS25	25	21,64	27,05		
AS20	20	27,05	33,81		
AS15	15	36,07	45,08		

Tabela A.6: Resultados numéricos dos modelos anglo-saxão com resistência ao escoamento do aço igual a 300 MPa.

Identificação	Força cortante crítica de flambagem elástica	Força cortante de plastificação	Força cortante (imp=dg/1000)	Força cortante (imp=dg/500)	Força cortante (imp=dg/100)
	kN	kN	kN	kN	kN
AS1000	0,1781	7,1090	1,4986	1,4977	1,4780
AS500	1,4229	15,946	4,8427	4,8200	4,6442
AS300	6,5714	30,306	11,628	11,553	11,018
AS250	11,336	36,909	15,991	15,866	14,964
AS200	22,085	47,341	23,919	23,657	21,843
AS180	30,535	54,889	29,120	28,614	26,122
AS160	43,158	62,463	36,511	35,670	31,910
AS150	52,495	67,697	41,398	40,252	35,555
AS140	64,095	72,692	46,993	45,619	39,909
AS130	80,069	79,791	54,413	52,432	45,459
AS120	101,81	87,336	63,305	60,960	52,226
AS110	131,83	95,67	73,481	71,284	60,953
AS100	174,70	107,49	86,161	83,727	72,019
AS90	238,55	119,06	102,13	99,57	86,65
AS80	337,74	137,38	122,09	119,29	104,31
AS70	501,49	160,92	147,77	145,09	131,03
AS60	789,20	189,48	177,53	174,97	163,49
AS55	1018,1	206,81	194,92	191,89	181,39
AS50	1343,3	227,24	218,45	215,97	205,37
AS45	1824,0	252,08	243,43	241,18	232,59
AS40	2563,1	283,80	275,88	274,16	269,48
AS35	3767,3	324,40	313,95	313,99	313,43
AS30	5836,8	386,48	363,71	380,01	379,34
AS25	9746,4	476,06	475,63	475,53	474,64
AS20	18016	611,66	614,03	613,88	613,48
AS15	38772	835,84	821,99	822,19	822,02

Tabela A.7: Resultados numéricos dos modelos anglo-saxão com resistência ao escoamento do aço igual a 350 MPa.

Identificação	Força cortante crítica de flambagem elástica	Força cortante de plastificação	Força cortante (imp=dg/1000)	Força cortante (imp=dg/500)	Força cortante (imp=dg/100)
	kN	kN	kN	kN	kN
AS1000	0,1781	8,6084	1,6928	1,6856	1,6665
AS500	1,4229	18,843	4,2164	4,0157	5,3284
AS300	6,5714	34,175	12,900	12,838	12,293
AS250	11,336	42,678	17,698	17,588	16,729
AS200	22,085	54,592	26,393	26,082	24,437
AS180	30,535	62,246	32,138	31,724	29,297
AS160	43,158	73,148	40,079	39,415	35,806
AS150	52,495	76,891	45,380	44,478	40,021
AS140	64,095	83,706	51,764	50,475	44,954
AS130	80,069	87,112	60,056	58,290	51,279
AS120	101,81	98,444	70,676	68,193	58,884
AS110	131,83	111,60	83,698	80,552	69,108
AS100	174,70	124,22	99,574	95,942	81,831
AS90	238,55	137,41	119,02	115,33	98,534
AS80	337,74	158,28	142,67	138,81	120,42
AS70	501,49	184,35	171,58	168,50	149,88
AS60	789,20	217,36	206,82	203,62	188,84
AS55	1018,1	237,41	227,40	223,99	211,02
AS50	1343,3	260,63	254,77	252,09	239,09
AS45	1824,0	289,30	284,68	281,88	270,66
AS40	2563,1	325,61	323,49	321,17	313,97
AS35	3767,3	372,66	366,56	359,64	365,68
AS30	5836,8	445,46	443,56	443,41	442,22
AS25	9746,4	548,27	552,98	553,19	552,34
AS20	18016	702,91	712,69	713,00	711,70
AS15	38772	958,95	956,53	956,52	956,05

Tabela A.8: Resultados numéricos dos modelos anglo-saxão com resistência ao escoamento do aço igual a 400 MPa.

Identificação	Força cortante crítica de flambagem elástica	Força cortante de plastificação	Força cortante (imp=dg/1000)	Força cortante (imp=dg/500)	Força cortante (imp=dg/100)
	kN	kN	kN	kN	kN
AS1000	0,1781	9,1555	1,8777	1,8736	1,8521
AS500	1,4229	20,986	5,9954	5,9842	5,8087
AS300	6,5714	38,867	14,108	14,028	13,482
AS250	11,336	47,233	19,281	19,214	18,357
AS200	22,085	62,959	28,674	28,429	26,842
AS180	30,535	67,656	34,897	34,496	32,200
AS160	43,158	80,860	43,422	42,820	39,435
AS150	52,495	85,942	49,089	48,331	44,093
AS140	64,095	94,972	55,951	54,871	49,499
AS130	80,069	99,221	64,934	63,430	56,382
AS120	101,81	112,74	76,522	74,334	65,388
AS110	131,83	125,69	91,368	88,145	76,487
AS100	174,70	139,90	110,276	105,990	90,640
AS90	238,55	155,09	133,41	128,67	109,51
AS80	337,74	179,10	161,53	156,46	134,16
AS70	501,49	207,74	194,55	190,59	167,80
AS60	789,20	245,11	234,84	231,21	212,55
AS55	1018,1	267,49	258,86	254,96	239,21
AS50	1343,3	293,25	289,15	285,20	271,29
AS45	1824,0	325,96	325,01	321,54	307,84
AS40	2563,1	367,45	369,84	366,85	357,67
AS35	3767,3	420,42	418,79	412,25	417,38
AS30	5836,8	488,19	488,58	506,08	504,57
AS25	9746,4	620,06	629,70	630,00	628,61
AS20	18016	793,21	809,03	809,33	808,45
AS15	38772	1079,83	1087,80	1088,03	1087,95