

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

Felipe Barbosa Teixeira

Análise Numérica de Perfis Alveolares de Aço

2017

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

ANÁLISE NUMÉRICA DE PERFIS ALVEOLARES DE AÇO

Felipe Barbosa Teixeira

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de “Mestre em Engenharia de Estruturas”.

Belo Horizonte, 11 de agosto de 2017

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

"ANÁLISE NUMÉRICA DE PERFIS ALVEOLARES DE AÇO"

Felipe Barbosa Teixeira

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "Mestre em Engenharia de Estruturas".

Comissão Examinadora:

Prof. Dr. Rodrigo Barreto Caldas
DEES - UFMG (Orientador)

Prof. Dr. Gustavo de Souza Veríssimo
UFV

Prof. Dr. Ricardo Hallal Fakury
DEES - UFMG

Belo Horizonte, 11 de agosto de 2017

T266a

Teixeira, Felipe Barbosa.

Análise numérica de perfis alveolares de aço [manuscrito] / Felipe Barbosa Teixeira. - 2017.
xvi, 168 f., enc.: il.

Orientador: Rodrigo Barreto Caldas.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Bibliografia: f. 162-168.

1. Engenharia de estruturas - Teses. 2. Vigas alveolares - Teses. 3. Tensões residuais - Teses. 4. Aço - Estruturas - Teses. I. Caldas, Rodrigo Barreto. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 624(043)

AGRADECIMENTOS

Ao orientador deste trabalho, professor Rodrigo Barreto Caldas, pelas reuniões sempre instigantes que fizeram com que a pesquisa avançasse de maneira inusitada e empolgante.

Aos companheiros de pós-graduação, em particular a Lucas Figueiredo Grilo, que generosamente me convidou para acompanhar seus ensaios e com quem tive valiosas conversas que deram novos rumos à pesquisa.

À minha mãe, meus avós e toda a minha família, por todo o apoio, estímulo, incentivo e carinho doados incondicionalmente ao longo de tantos anos. A meu pai, que deixa saudades.

A Janaína, minha companheira para o que der e vier, sempre iluminando minha vida com seu sorriso.

To Mariusz Kubiński, my kind friend from Poland, for expanding my Matlab horizons.

To the *internet people* from all over the world, friends and strangers alike, who so generously share their time and expertise and who are the unsung heroes of the dissemination of knowledge in the digital age.

Talvez suprima o capítulo anterior; entre outros motivos, há aí, nas últimas linhas, uma frase muito parecida com despropósito, e eu não quero dar pasto à crítica do futuro.

– Machado de Assis, Memórias Póstumas de Brás Cubas, 1881

RESUMO

Vigas alveolares são elementos estruturais de aço com grandes aberturas idênticas dispostas sequencialmente na alma de um perfil I. A presença das grandes aberturas faz com que a barra apresente modos de colapso exclusivos, como o mecanismo de Vierendeel, a flambagem do montante, o cisalhamento horizontal do montante e a ruptura do cordão de solda. Vigas alveolares também podem sofrer colapso por flambagem lateral com torção, a flambagem com flexão, formação de rótula plástica e outros modos típicos de perfis I de alma cheia. O correto entendimento dos modos de falha é fundamental para o dimensionamento de vigas e pilares alveolares. Realizou-se neste trabalho uma investigação abrangente do comportamento estrutural de barras casteladas (aberturas hexagonais) e celulares (aberturas circulares). Os estudos contemplaram estruturas que falham segundo modos locais (vigas curtas e travadas lateralmente), estruturas que falham segundo modos globais (vigas esbeltas) e estruturas com geometrias intermediárias, nas quais há ocorrência simultânea de múltiplos modos de falha. Um modelo numérico paramétrico foi desenvolvido no *software* de elementos finitos ANSYS 14.0 (ANSYS, 2011) para simular um grande número de experimentos extraídos da literatura (modelos de referência). Tal modelo numérico, devidamente validado através de comparação com os resultados experimentais dos modelos de referência, foi utilizado para estudar os aspectos que se suspeitava serem os mais relevantes para o comportamento estrutural de barras alveolares: o módulo de elasticidade do aço, as tensões residuais e as imperfeições geométricas. Enquanto os dois primeiros aspectos revelaram-se simples de estudar (a redução do módulo de elasticidade afeta o modelo de maneira previsível e controlável e as distribuições de tensões residuais propostas por Sonck, 2013, causaram pequeno impacto), a questão das imperfeições geométricas revelou-se mais complexa. Cinco tipos distintos de imperfeição geométrica inicial foram estudados: flexão global em torno do eixo de menor inércia; flexão global em torno do eixo de maior inércia; flexão da alma; desalinhamento do montante; e modo de flambagem (formato do colapso por flambagem com torção do montante). A magnitude de cada imperfeição foi fixada ($d_m/200$ para as imperfeições locais e $L/1000$ para as globais) e avaliou-se a princípio o efeito isolado de cada uma delas sobre os modelos de referência extraídos da literatura. Estudou-se então os efeitos da combinação dos diversos tipos e foi proposto um conjunto de imperfeições geométricas capaz de gerar modelos numéricos que melhor representam os comportamentos observados experimentalmente. Demonstrou-se que o conjunto de imperfeições proposto é capaz de permitir a ocorrência dos modos de falha globais e locais, e até mesmo de capturar a ocorrência simultânea de ambos. Novas geometrias e condições de contorno de vigas alveolares foram selecionadas cuidadosamente e solucionadas no ANSYS para o estudo da interação de esforços. A interação entre momento fletor (flexão em torno do eixo de maior inércia) e compressão axial revelou-se bem-comportada, tendo sido possível ajustar à dispersão de pontos duas retas que descrevem satisfatoriamente a correlação. A interação entre momento fletor e força cortante, por outro lado, revelou-se mais elusiva. Quatro curvas de interação foram propostas, mas nenhuma delas provou possuir capacidade preditiva. Neste estudo ficou clara a particular importância da flambagem com flexão do montante, um modo de falha que em geral recebeu pouca atenção ao longo dos anos nas pesquisas realizadas. A interação entre esse modo de instabilidade do montante e a instabilidade global (FLT) governa o colapso de vigas medianamente esbeltas sujeitas a carregamento uniformemente distribuído.

Palavras-chave: viga alveolar, pilar alveolar, imperfeições geométricas, tensões residuais, redução do módulo de elasticidade, interação momento fletor-força normal, interação momento fletor-força cortante.

ABSTRACT

Castellated and cellular beams are steel structural elements with large identical openings distributed sequentially along the web of an I-section. The presence of large openings generates new failure modes, such as the Vierendeel mechanism, web-post buckling, longitudinal shear of the web-post and rupture of the welded joint. Castellated and cellular beams might also be subjected to collapse by lateral torsional buckling, compression buckling, formation of plastic hinges, and other failure modes typical of plain-webbed I sections. The correct understanding of the modes of failure is fundamental to the design of castellated beams and columns. In this work a broad investigation of the structural behavior of castellated (hexagonal openings) and cellular (circular openings) beams was performed. The study contemplated structures that fail by local modes (short and laterally braced beams), structures that fail by global modes (slender beams) and structures with intermediary geometries, in which the simultaneous occurrence of multiple failure modes might happen. A parametric numeric model was developed in the finite element software ANSYS 14.0 (ANSYS, 2011) in order to simulate a large number of experiments extracted from the literature (reference models). Such model, duly calibrated through comparison against experimental results from the reference models, was used to study aspects that were suspected to be the most relevant for the structural behavior of castellated and cellular beams: the elastic modulus, residual stresses, and the geometric imperfections. While the first two aspects turned out to be simple to study (the reduction of the elastic modulus affects the models in a predictable and controllable way, and the residual stress patterns proposed by Sonck, 2013, caused a small impact), the matter of geometric imperfections proved to be more complex. Five distinct types of geometric imperfection were studied: weak-axis bending (global); strong-axis bending (global); web bending (local); web-post misalignment (local); and the buckling mode (shape of the collapse by web-post buckling by shear). The magnitude of each imperfection was fixed (at $d_m/200$ for the local ones and $L/1000$ for the global ones) and at first the isolated effect of each of them over the reference models extracted from the literature was evaluated. The effects of the combination of many types of imperfection were then studied and a set of geometric imperfections capable of generating numeric models that better represented the behavior observed experimentally was proposed. It was demonstrated that the proposed set of geometric imperfections is capable of allowing the occurrence of the global and local modes of failure, and even the simultaneous occurrence of both of them. New geometries and boundary conditions of castellated and cellular beams were carefully selected and solved in ANSYS for the study of the interaction of the internal reactions. The interaction between bending moment (about the strong axis of inertia) and compression proved to be well-behaved, given that it was possible to adjust to the data points two linear trend lines that satisfyingly capture the correlation. The interaction between bending moment and shear force, however, proved to be more elusive. Four interaction curves were proposed, none of which could be demonstrated to have any predictive capacity. In this study the particular importance of the web-post buckling by compression, a failure mode that has not received much attention in the literature through the years, became apparent. The interaction between this local instability and the global instability (LTB) governs the collapse of beams of medium slenderness subjected to a uniformly distributed load.

Keywords: castellated and cellular beams and columns, geometric imperfections, residual stresses, reduction of the elastic modulus, bending moment-axial compression interaction, bending moment-shear force interaction.

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	i
RESUMO	iii
ABSTRACT	iv
SUMÁRIO	v
LISTA DE FIGURAS	vii
LISTA DE TABELAS	xiii
LISTA DE SÍMBOLOS	xiv
LISTA DE ABREVIATURAS.....	xvi
1 INTRODUÇÃO.....	1
2 OBJETIVOS.....	5
3 JUSTIFICATIVA	6
4 MODOS DE FALHA	7
4.1 Flambagem lateral com torção	7
4.2 Flambagem com flexão em torno do eixo de menor inércia	11
4.3 Flambagem com flexão em torno do eixo de maior inércia	13
4.4 Formação de rótula plástica	14
4.5 Cisalhamento vertical nos T's	16
4.6 Escoamento do montante	17
4.7 Ruptura da solda.....	19
4.8 Formação de mecanismo de Vierendeel.....	20
4.9 Flambagem com torção do montante	24
4.10 Flambagem com flexão do montante	26
5 METODOLOGIA	28
5.1 CARACTERÍSTICAS DO MODELO NUMÉRICO	28
5.1.1 PROPRIEDADES DOS MATERIAIS	28
5.1.2 TIPOS DE ELEMENTO	29
5.1.3 APLICAÇÃO DAS CARGAS	34
5.1.4 TENSÕES RESIDUAIS	36
5.1.5 MÉTODOS DE SOLUÇÃO	37
5.1.6 POTENCIAL DO MODELO NUMÉRICO	37
5.2 APLICAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO	38
5.2.1 COMPARAÇÃO COM RESULTADOS EXPERIMENTAIS.....	38
5.2.2 ESTUDO DOS PARÂMETROS DO MODELO NUMÉRICO	40

5.2.3 EXPLORAÇÃO DA INTERAÇÃO	40
5.3 AUTOMAÇÃO: USO DE APDL E DO MATLAB	41
6 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO	44
6.1 Sonck (2013)	46
6.2 Nseir <i>et al.</i> (2012)	52
6.3 Tsavdaridis & D'Mello (2011)	56
6.4 Vieira (2015)	59
6.5 Erdal (2011)	65
6.6 Warren (2001)	69
6.7 Veríssimo <i>et al.</i> (2017)	74
6.8 Dimensão da malha de elementos finitos	81
7 ESTUDO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE	83
8 TENSÕES RESIDUAIS	89
9 IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS INICIAIS	95
9.1 Tipos de imperfeição geométrica inicial	96
9.2 Flexão em torno do eixo de maior inércia	96
9.3 Flexão em torno do eixo de menor inércia	97
9.4 Flexão da alma	97
9.5 Desalinhamento do montante	99
9.6 Modo de flambagem	100
9.7 Modo de flambagem local da alma	102
9.8 Estudo das imperfeições geométricas aplicadas isoladamente	103
9.8.1 Flexão em torno do eixo de menor inércia	104
9.8.2 Flexão da alma	105
9.8.3 Desalinhamento do montante	113
9.8.4 Modo de flambagem	118
9.8.5 Conclusões do estudo isolado dos tipos de imperfeição geométrica inicial	120
9.9 Estudo de imperfeições geométricas iniciais combinadas	122
9.9.1 Indiferença do conjunto de imperfeições	129
9.9.2 Piora nos resultados	131
9.9.3 Melhora nos resultados	134
9.9.4 Conclusões do estudo de combinação das imperfeições iniciais	136
10 INTERAÇÃO DE ESFORÇOS	137
10.1 Interação momento fletor-força axial de compressão	138
10.2 Interação momento-cortante	141
11 CONCLUSÕES	158
12 REFERÊNCIAS	162

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Processo padrão de fabricação de vigas casteladas (abertura hexagonal) e celulares (abertura circular).....	1
Figura 2 – Subdivisão geométrica de interesse estrutural de vigas alveolares.....	2
Figura 3 – Simbologia adotada neste trabalho.	3
Figura 4 – Colapso por flambagem lateral com torção (em cores: deslocamento lateral).	8
Figura 5 – Abertura retangular equivalente, imagem adaptada de Sonck <i>et al.</i> (2012).	9
Figura 6 – Curvas de flambagem, imagem adaptada do Eurocode 3 (2006).	10
Figura 7 – Colapso por flambagem com flexão em torno do eixo de menor inércia (em cores: deslocamento lateral).....	12
Figura 8 – Colapso por flambagem com flexão em torno do eixo de maior inércia (em cores: deslocamento vertical).....	13
Figura 9 – Colapso por formação de rótula plástica nas aberturas centrais (em cores: tensões de von Mises).	15
Figura 10 – Diagrama de esforços em viga alveolar sujeita à formação de rótula plástica.....	15
Figura 11 – Fluxograma para cálculo do momento fletor resistente de plastificação de uma viga alveolar.....	16
Figura 12 – Área cisalhada nos T's superior e inferior de uma viga alveolar. Adaptado de Lawson & Hicks (2011).....	17
Figura 13 – Diagrama de corpo livre para cálculo da força horizontal de cisalhamento do montante.....	18
Figura 14 – Colapso por cisalhamento horizontal do montante observado em análise numérica.	18
Figura 15 – Colapso por ruptura da solda. Fonte: Kerdal & Nethercot (1984).	19
Figura 16 – Idealização estrutural da viga de Vierendeel e colapso por formação de mecanismo de Vierendeel.	20
Figura 17 – Plastificação causada pela ocorrência do mecanismo de Vierendeel e definição de zonas de alto momento fletor (HMS) e baixo momento fletor (LMS).....	21
Figura 18 – Aplicação da analogia de Vierendeel a vigas alveolares para realização de análise elástica. Fonte: Veríssimo <i>et al.</i> (2013).....	21
Figura 19 – Método para determinação da abertura retangular equivalente proposto por Warren (2001).	22
Figura 20 – Etapas do desenvolvimento do mecanismo de Vierendeel apresentadas por Warren (2001).	23
Figura 21 – Colapso por formação de mecanismo de Vierendeel observado em análise numérica.	23
Figura 22 – Área cisalhada proposta por Chung <i>et al.</i> (2003).	24
Figura 23 – Diagrama esquemático do colapso por flambagem com torção do montante.....	25
Figura 24 – Colapso por flambagem com torção do montante observado em análise numérica.	25
Figura 25 – Colapso por flambagem com flexão do montante, imagem adaptada de Hoffman <i>et al.</i> (2006).	26
Figura 26 – Estruturas sujeitas à ocorrência da flambagem com flexão do montante.	26
Figura 27 – Colapso por flambagem com flexão do montante observado em análise numérica.	27
Figura 28 – Colapso por flambagem com flexão do montante com inversão do sentido do deslocamento lateral. Fonte: Vieira (2011).	27
Figura 29 – Nomenclatura das leis tensão-deformação adotadas neste trabalho.	28
Figura 30 – Travamento global da seção transversal apoiada.....	30
Figura 31 – Travamentos individuais das chapas de mesa e alma.	31

Figura 32 – Travamento tipo 1 com elementos de LINK180 e BEAM188 (em laranja): ocorrência do empenamento.	32
Figura 33 – Travamento tipo 2 apenas com elementos de BEAM188 (em laranja): empenamento restringido.	32
Figura 34 – Deformações locais indesejáveis ocorrendo em modelo sem travamentos locais nas seções apoiadas.	33
Figura 35 – Apoios laterais introduzidos em posições arbitrárias.....	33
Figura 36 – Deformação local causada pela introdução de carga concentrada na mesa superior.	34
Figura 37 – Forças nodais aplicadas na seção transversal extrema simulando: a) força axial agindo sobre toda a seção; b) força axial agindo apenas nos T's; c) momento fletor como binário de forças; d) momento fletor como diagrama elástico; e) momento fletor como diagrama plástico em toda a seção; f) momento fletor como diagrama plástico apenas nos T's.	35
Figura 38 – Modelo com geometria arbitrária para demonstração do potencial do programa em APDL criado no ANSYS.	38
Figura 38 – Descrição esquemática dos gráficos apresentados neste trabalho.....	39
Figura 39 – Fluxograma descrevendo a interação criada entre os <i>softwares</i> MATLAB e ANSYS para a realização das simulações numéricas.....	42
Figura 40 – Visualizador de resultados desenvolvido no MATLAB.	42
Figura 41 – Janela desenvolvida no MATLAB para estudo da interação de esforços.	43
Figura 43 – Processo atípico de fabricação de vigas celulares adotado por Sonck (2013). Imagem adaptada de Sonck (2013).	47
Figura 44 – Imperfeição geométrica inicial adotada por Sonck (2013). Fonte: Sonck (2013). ..	47
Figura 45 – Validação do modelo numérico do ANSYS contra os resultados de Sonck (2013).48	
Figura 46 – Deformada característica da FLT obtida nos modelos de Sonck (2013) ao final da análise numérica no ANSYS (cores: deslocamento lateral).....	49
Figura 47 – Resultados ao final da análise (curva força-deslocamento e tensões de von Mises) obtidos no ANSYS para o modelo de vão curto SONCK_012_CS1_L3.....	49
Figura 48 – Resultados ao final da análise (curva-força deslocamento e tensões de von Mises) obtidos no ANSYS para o modelo de vão longo SONCK_012_CS2_L6.....	50
Figura 49 – Resultados no ponto de máxima carga para o modelo de vão curto SONCK_012_CS1_L3.....	50
Figura 50 – Resultados no ponto de máxima carga para o modelo de vão longo SONCK_012_CS2_L6.....	51
Figura 51 – Resultados do estudo de malha realizado no ANSYS para os modelos de Sonck (2013).....	52
Figura 52 – Geometria das vigas ensaiadas por Nseir <i>et al.</i> (2012).	53
Figura 53 – Geometria inicial adotada por Nseir <i>et al.</i> (2012) em suas análises numéricas com base nas medições experimentais realizadas por meio de mapeamento tridimensional.....	53
Figura 54 – Resultados da validação do modelo numérico do ANSYS contra os resultados de Nseir <i>et al.</i> (2012).	54
Figura 55 – Resultados obtidos no ANSYS no ponto de carga máxima e ao final da análise (em cores: tensões de von Mises).	55
Figura 56 – Resultado do estudo de malha no ANSYS para os modelos de Nseir <i>et al.</i> (2012). 55	
Figura 57 – Modo de flambagem correspondente à flambagem com torção do montante obtido em análise numérica (em cores: deslocamento lateral).	56
Figura 58 – Validação do modelo numérico do ANSYS contra os resultados experimentais de Tsavdaridis e D'Mello (2011).	57
Figura 59 – Aspecto típico de curvas força-deslocamento.....	57
Figura 60 – Evolução da deformada e da deformação principal ε_1 (em cores) ao longo da curva força-deslocamento.	58

Figura 61 – Resultados do estudo de malha no ANSYS dos modelos de Tsavdaridis e D’Mello (2011).	59
Figura 62 – Distribuição de tensões residuais proposta por Vieira (2015).	60
Figura 63 – Tipos e medição de imperfeições geométricas iniciais segundo Vieira (2015), adaptada de Vieira (2015).	61
Figura 64 – Validação do modelo numérico do ANSYS contra os resultados de Vieira (2015).	61
Figura 65 – Resultados no ponto de carga máxima obtidos no ANSYS (em cores: deformação principal ϵ_1).	62
Figura 66 – Resultados no ponto de carga máxima obtidos no ANSYS (em cores: deformação principal ϵ_1).	63
Figura 67 – Medição de imperfeições geométricas iniciais (anterior e durante o ensaio) realizada por Vieira (2015) para o modelo VIEIRA_040_B6.	63
Figura 68 – Resultado do estudo de malha realizado no ANSYS para os modelos de Vieira (2015).	64
Figura 69 – Validação do modelo numérico do ANSYS contra resultados experimentais e numéricos de Erdal (2011).	66
Figura 70 – Deformada obtida em análise numérica apresentada por Erdal (2011) para o modelo ERDAL_045_240A (em cores: tensões de von Mises). Fonte: Erdal (2011).	66
Figura 71 – Análise no ANSYS (realizada sem imperfeições iniciais e utilizando a teoria de pequenos deslocamentos) comparada com os resultados experimentais e numéricos de Erdal (2011).	67
Figura 72 – Resultado ao final da análise no ANSYS (em cores: tensões de von Mises).	68
Figura 73 – Resultado ao final da análise no ANSYS (em cores: tensões de von Mises).	68
Figura 74 – Resultado do estudo de malha no ANSYS para os modelos de Erdal (2011).	69
Figura 75 – Validação do modelo numérico do ANSYS contra os resultados de Warren (2001).	70
Figura 76 – Resultados obtidos no ANSYS no ponto de máxima carga (em cores: tensões de von Mises).	71
Figura 77 – Resultados obtidos no ANSYS ao final da análise (em cores: deslocamento lateral).	72
Figura 78 – Resultado do estudo de malha no ANSYS dos modelos de Warren (2001).	73
Figura 79 – Validação do modelo numérico do ANSYS contra os resultados experimentais de Veríssimo <i>et al.</i> (2017).	75
Figura 80 – Resultados do ANSYS no ponto de máxima carga para o modelo SAKIYAMA_NP1_SA1.	76
Figura 81 – Resultados do ANSYS no ponto de máxima carga para o modelo SAKIYAMA_NP1_SB1.	76
Figura 82 – Resultados do ANSYS no ponto de máxima carga para o modelo SAKIYAMA_NP1_SB3.	77
Figura 83 – Resultados do ANSYS no ponto de máxima carga para o modelo SAKIYAMA_NP1_SB5.	77
Figura 84 – Resultados do ANSYS no ponto de máxima carga para o modelo SAKIYAMA_NP1_SE1.	77
Figura 85 – Resultados do ANSYS no ponto de máxima carga para o modelo SAKIYAMA_NP1_SX1.	78
Figura 86 – Resultados do ANSYS e de Veríssimo <i>et al.</i> (2017) agrupando vigas idênticas.	78
Figura 87 – Resultados do estudo de malha no ANSYS dos modelos de Veríssimo <i>et al.</i> (2017).	80
Figura 88 – Ilustração dos critérios adotados para a determinação da dimensão da malha em função da geometria da barra.	82

Figura 89 – Exemplos das diferenças de rigidez inicial do modelo numérico e do experimento observadas durante a validação.	83
Figura 90 – Diferença de rigidez inicial causada por modificação significativa na geometria da barra.....	84
Figura 91 – Efeito da variação do módulo de elasticidade.....	85
Figura 92 – Exemplos de melhor adequação de resultados numéricos e experimentais com a redução do módulo de elasticidade.	86
Figura 93 – Exemplo de má aplicação da redução do módulo de elasticidade para casar resultados incompatíveis.	87
Figura 94 – Fluxograma para a determinação do padrão de tensões residuais a adotar segundo Sonck (2013).	90
Figura 95 – Efeitos da introdução das tensões residuais nos modelos de Sonck (2013).	91
Figura 96 – Análise do efeito das tensões residuais nos modelos de Sonck (2013) com resistência ao escoamento reduzida para 235MPa.	93
Figura 97 – Método para obtenção da deformada tipo flexão em torno do eixo de maior inércia.	96
Figura 98 – Método adotado para obtenção da deformada tipo flexão em torno do eixo de menor inércia.	97
Figura 99 – Método adotado para a obtenção da deformada tipo flexão da alma.	98
Figura 100 – Comparação entre deformadas obtidas com diferentes configurações de cargas transversais aplicadas sobre a alma.	98
Figura 101 – Efeito da introdução de enrijecedores de alma sobre o formato da imperfeição tipo flexão da alma.	99
Figura 102 – Imperfeição inicial tipo desalinhamento do montante.	99
Figura 103 – Modos de flambagem típicos de barras longas e destravadas (a) e de barras curtas e com travamentos laterais (b).	101
Figura 104 – Exemplos de primeiro modo de flambagem obtidos para barras com geometria e condições de contorno arbitrárias (em cores: deslocamento nodal).	101
Figura 105 – Exemplos de modos de flambagem obtidos travando-se continuamente as mesas superior e inferior.	102
Figura 106 – Comparação entre modelos sem imperfeições iniciais e com imperfeição tipo flexão em torno do eixo de menor inércia (resultados obtidos no ANSYS).	104
Figura 107 – Resultados obtidos no ANSYS nos pontos de carga máxima de modelo sem imperfeições iniciais e de modelo com imperfeição inicial tipo flexão em torno do eixo de menor inércia.	105
Figura 108 – Modelo sem imperfeições iniciais e com imperfeição inicial tipo flexão da alma (resultados do ANSYS).	106
Figura 109 – Efeito do sentido de introdução da flexão da alma sobre o sentido do deslocamento lateral em modelo sujeito a colapso por FLT.	106
Figura 110 – Modelo sem imperfeições, com imperfeição tipo flexão da alma e com imperfeição tipo flexão em torno do eixo de menor inércia (resultados do ANSYS).	107
Figura 111 – Resultados obtidos no ANSYS ao final da análise em modelos sem imperfeições, com imperfeição tipo flexão da alma e com imperfeição tipo flexão em torno do eixo de menor inércia.	108
Figura 112 – Resultados obtidos no ANSYS nos pontos de carga máxima de modelo com flexão da alma e de modelo da validação (imperfeição inicial tipo modo de flambagem, FTM). Em cores: tensões de von Mises.	109
Figura 113 – Resultados obtidos no ANSYS nos pontos de carga máxima de modelo com imperfeição tipo flexão da alma e de modelo da validação (imperfeição tipo modo de flambagem, FTM). Em cores: deformação principal ε_1	110

Figura 114 – Resultados obtidos no ANSYS nos pontos de carga máxima de modelo com imperfeição tipo flexão da alma e de modelo da validação (imperfeição tipo modo de flambagem, FTM). Em cores: deformação principal ε_1	111
Figura 115 – Resultados obtidos no ANSYS nos pontos de carga máxima de modelo com imperfeição tipo flexão da alma e de modelo da validação (imperfeição tipo modo de flambagem, FTM). Em cores: deformação principal ε_1	111
Figura 116 – Resultados do ANSYS para modelos sem imperfeição, com imperfeição tipo flexão em torno do eixo de menor inércia e com imperfeição tipo desalinhamento do montante.	113
Figura 117 – Resultados obtidos no ANSYS para modelos de validação (imperfeição tipo modo de flambagem), com imperfeição tipo flexão da alma e com imperfeição tipo desalinhamento do montante.....	114
Figura 118 – Resultados obtidos no ANSYS para modelos com imperfeição tipo modo de flambagem, com imperfeição tipo flexão da alma e com imperfeição tipo desalinhamento do montante.....	115
Figura 119 – Resultados obtidos no ANSYS para modelos com todos os tipos de imperfeição aplicados individualmente (inclusive modelo sem imperfeições).....	115
Figura 120 – Resultados obtidos no ANSYS para modelos com imperfeição tipo modo de flambagem (FTM) e com imperfeição tipo desalinhamento do montante.	117
Figura 121 – Exemplos de formatos imprevisíveis do primeiro modo de flambagem para vigas com geometria e condição de contorno arbitrárias.....	118
Figura 122 – Efeito da alteração significativa da magnitude da imperfeição inicial tipo modo de flambagem (FTM).....	119
Figura 123 – Comparação: ensaios, validação, imperfeições Eurocode e conjunto de imperfeições proposto (parte I).....	124
Figura 124 – Comparação: ensaios, validação, imperfeições Eurocode e conjunto de imperfeições proposto (parte II).	125
Figura 125 – Comparação: ensaios, validação, imperfeições Eurocode e conjunto de imperfeições proposto (parte III).	126
Figura 126 – Comparação: ensaios, validação, imperfeições Eurocode e conjunto de imperfeições proposto (parte IV).	127
Figura 127 – Comparação: ensaios, validação, imperfeições Eurocode e conjunto de imperfeições proposto (parte V).	128
Figura 128 – Comparação: ensaios, validação, imperfeições Eurocode e conjunto de imperfeições proposto (parte VI).	129
Figura 129 – Geometria inicial (escala real) após a introdução das imperfeições geométricas para modelos de validação (EXP), com o conjunto de imperfeições proposto (STD) e com o conjunto do Eurocode (EC3).....	131
Figura 130 – Geometria inicial (escala real) após a introdução das imperfeições geométricas para modelos de validação (EXP), com o conjunto de imperfeições proposto (STD) e com o conjunto do Eurocode (EC3).....	133
Figura 131 – Geometria inicial (escala real) após a introdução das imperfeições geométricas para modelos de validação (EXP), com o conjunto de imperfeições proposto (STD) e com o conjunto do Eurocode (EC3).....	135
Figura 132 – Estratégia adotada para a introdução de forças axiais e momentos fletores nas extremidades da barra.....	138
Figura 133 – Exemplo de colapso por flambagem com flexão em torno do eixo de menor inércia de barra comprimida axialmente (em cores: tensões de von Mises).	139
Figura 134 – Correlação entre o momento fletor e a força normal resistentes para os modelos paramétricos analisados no ANSYS.	141
Figura 135 – Fluxograma para a obtenção de 12 modelos a analisar a partir de cada um dos 9 modelos paramétricos.....	144

Figura 136 – Nomenclatura dos modelos analisados no estudo da interação do momento fletor com a força cortante.	144
Figura 137 – Modelo esquemático do gráfico de interação momento fletor-força cortante estudado.	145
Figura 138 – Decomposição proposta do modelo de projeto (M0) nos modelos para a captura da interação de esforços e modos de colapso.	146
Figura 139 – Modelos de projeto (M0) sobrepostos nos gráficos com as curvas de interação momento fletor-força cortante estudadas.	149
Figura 140 – Exemplo de bom ajuste da curva de projeto (M0) às envoltórias propostas (em particular c_4) para caso trivial de colapso por FLT.	150
Figura 141 – Exemplo gráfico dos coeficientes de aproveitamento associados a cada uma das quatro envoltórias estudadas.	151
Figura 142 – Comparação do colapso do modelo de projeto (M0) com o colapso dos modelos de estudo da interação (em cores: deslocamento lateral).	152
Figura 143 – Colapso de viga curta sujeita a carregamento uniformemente distribuído por flambagem com flexão do montante (em cores: deslocamento lateral).	153
Figura 144 – Comparação entre modelo de projeto que sofre colapso por FLT (à esquerda) e modelo de projeto cujo colapso apresenta influência da flambagem com flexão do montante (à direita).	154
Figura 145 – Evolução da deformada de viga biapoiada (sujeita a carregamento uniformemente distribuído) com o aumento do vão (e , consequentemente, do número de aberturas).	154
Figura 146 – Correlação entre a carga uniformemente distribuída máxima resistente (q) e o vão da barra.	156
Figura 147 – Correlação entre o momento fletor solicitante (M) e o vão da barra.	156
Figura 148 – Correlação entre momento fletor e força cortante (valores normalizados em função da resistência) conforme aumenta o vão da barra.	157

LISTA DE TABELAS

Tabela 1- Dados gerais dos modelos de referência.	45
Tabela 2 – Dados complementares dos modelos de referência.	46
Tabela 3 – Comparação entre as forças resistentes de Sonck (2013) e as obtidas no ANSYS neste trabalho.	51
Tabela 4 – Comparação entre a força resistente obtida por Nseir <i>et al.</i> (2012) e a obtida no ANSYS. Apresentada também a força correspondente à formação da rótula plástica de acordo com a Figura 12.	55
Tabela 5 – Comparação entre os resultados obtidos por Tsavdaridis e D’Mello (2011) e os resultados obtidos no ANSYS neste trabalho.	59
Tabela 6 – Comparação entre as forças resistentes obtidas por Vieira (2015) e a obtida no ANSYS neste trabalho.	64
Tabela 7 – Comparação entre as forças resistentes obtidas por Warren (2001) e a obtida no ANSYS neste trabalho.	72
Tabela 8 – Tipos de colapso dos modelos de Veríssimo <i>et al.</i> (2017).	76
Tabela 9 – Comparação entre força resistente experimental de Veríssimo <i>et al.</i> (2017) e a obtida no ANSYS neste trabalho.	81
Tabela 10 – Comparação entre a dimensão ideal do elemento (determinada na validação) e o valor retornado pela(23).	82
Tabela 11 – Comparação entre a inclinação inicial da curva força-deslocamento, a fração do módulo de elasticidade e a força resistente do modelo.	86
Tabela 12 – Comparação entre as forças resistentes obtidas com e sem tensões residuais para os modelos de Sonck (2013).	92
Tabela 13 – Comparação entre as forças resistentes dos modelos de Sonck (2013) sem tensões residuais (validação) e com tensões residuais. Em ambos os casos a resistência ao escoamento foi reduzida para 235MPa.	94
Tabela 14 – Tipos e magnitudes de imperfeições iniciais estudados.	103
Tabela 15 – Modelos nos quais o conjunto de imperfeições iniciais gerou resultados tão bons quanto os obtidos durante a validação.	130
Tabela 16 – Modelos nos quais o conjunto de imperfeições iniciais gerou resultados piores do que os obtidos durante a validação.	132
Tabela 17 – Comparação entre as magnitudes das imperfeições geométricas iniciais medidas experimentalmente e as magnitudes adotadas no conjunto de imperfeições proposto.	133
Tabela 18 – Modelos nos quais o conjunto de imperfeições iniciais gerou resultados melhores do que os obtidos durante a validação.	134
Tabela 19 – Geometria dos modelos paramétricos analisados no estudo da interação de esforços.	137
Tabela 20 – Pares momento fletor-força normal aplicados sobre os modelos paramétricos (valores apresentados como fração das respectivas resistências à plastificação).	139
Tabela 21 – Comparação entre os valores obtidos no ANSYS e obtidos segundo a metodologia da ABNT NBR 8800:2008 para a força normal resistente e o momento fletor resistente.	140
Tabela 22 – Condições de contorno e carregamento dos modelos paramétricos para o estudo da interação momento fletor-força cortante.	143
Tabela 23 – Coordenadas dos pontos do gráfico de interação momento fletor-força cortante estudado.	147
Tabela 24 – Definição das curvas de interação momento fletor-força cortante estudadas.	148

LISTA DE SÍMBOLOS

- A_0 – Área da seção transversal no centro da abertura;
 A_f – Área da mesa;
 A_w – Área da alma;
 b_{fi} – Largura da mesa inferior;
 b_{fs} – Largura da mesa superior;
 d_0 – Altura total da abertura;
 d_g – Altura total da seção transversal alveolar;
 d_m – Distância entre os planos médios das mesas superior e inferior;
 d_{Ti} – Altura total do T inferior;
 d_{Tmi} – Altura do plano médio da alma no T inferior;
 d_{Tms} – Altura do plano médio da alma no T superior;
 d_{Ts} – Altura total do T superior;
 d_{Twi} – Altura da alma no T inferior;
 d_{Tws} – Altura da alma no T superior;
 d_{wi} – Altura da metade inferior da alma (seção do montante);
 d_{wmi} – Altura da metade inferior do plano médio da alma (seção do montante);
 d_{wms} – Altura da metade superior do plano médio da alma (seção do montante);
 d_{ws} – Altura da metade superior da alma (seção do montante);
 E – Módulo de elasticidade do aço;
 e_{elem} – Dimensão aproximada dos elementos da malha de elementos finitos;
 F – Força total aplicada (ensaios de flexão três pontos e quatro pontos);
 f_y – Resistência ao escoamento do aço;
 G – Módulo de elasticidade transversal do aço;
 I – Momento de inércia;
 I_t – Constante de torção;
 $I_{t,2T}$ – Constante de torção calculada na seção 2T (centro da abertura);
 $I_{t,avg}$ – Média ponderada da constante de torção;
 $I_{t,full}$ – Constante de torção calculada na seção plena (montante);
 I_w – Constante de empenamento;
 k_{LB} – Fator de redução associado à flambagem lateral com torção de barras alveolares;

L – Comprimento da barra;
 L_F – Distância entre os pontos de aplicação de carga (ensaio de flexão de quatro pontos);
 M_{cr} – Momento fletor de flambagem elástica;
 M_{pl} – Momento fletor de plastificação;
 M_{Rd} – Momento fletor resistente de cálculo;
 M_V – Momento fletor de Vierendeel;
 n – Número de aberturas da barra;
 N_{cr} – Força axial de flambagem elástica;
 N_{Rd} – Força axial resistente de cálculo;
 r – Raio de concordância entre mesa e alma dos perfis laminados;
 s_0 – Largura da abertura;
 s_b – Comprimento da projeção horizontal da face inclinada da abertura hexagonal;
 s_e – Distância entre eixos de aberturas adjacentes;
 s_w – Largura do montante;
 s_{wi} – Largura do primeiro montante;
 s_{wf} – Largura do último montante;
 t_{fi} – Espessura da mesa inferior;
 t_{fs} – Espessura da mesa superior;
 t_s – Espessura dos enrijecedores de alma;
 t_{wi} – Espessura da alma (metade inferior);
 t_{ws} – Espessura da alma (metade superior);
 W – Módulo de resistência elástico da seção transversal;
 W_{pl} – Módulo de resistência plástico da seção transversal;
 x_{AL} – Posições de introdução de apoios laterais;
 x_{Enrij} – Posições de introdução dos enrijecedores de alma;
 α – Fator de imperfeição geométrica do Eurocode 3;
 ε_1 – Primeira deformação principal;
 δ_0 – Magnitude da imperfeição geométrica;
 $\bar{\lambda}_{LT}$ – Índice de esbeltez reduzido;
 θ – Ângulo da face inclinada da abertura hexagonal;
 χ_{LT} – Fator de redução associado à flambagem lateral com torção;

LISTA DE ABREVIATURAS

APDL – *Ansys Parametric Design Language*;

BM – Modo de flambagem;

CH – Cisalhamento horizontal do montante;

CP – Centroide plástico;

CV – Cisalhamento vertical dos T's;

DMF – Diagrama de Momento Fletor;

EC3 – Conjunto de imperfeições segundo o Eurocode 3;

EXP – Experimental (imperfeições da validação);

FFM – Flambagem com flexão do montante;

FFY – Flambagem com flexão em torno do eixo Y (menor inércia);

FFZ – Flambagem com flexão em torno do eixo Z (maior inércia);

FLT – Flambagem lateral com torção;

FS – Flexão em torno do eixo de maior inércia;

FTM – Flambagem com torção do montante;

FW – Flexão em torno do eixo de menor inércia;

HMS – *High Moment Side* (lado de alto momento fletor);

LMS – *Low Moment Side* (lado de baixo momento fletor);

LNP – Linha Neutra Plástica;

MV – Mecanismo de Vierendeel;

PM – Desalinhamento do montante;

RP – Rótula plástica;

RS – Ruptura da solda;

STD – *Standard* (conjunto de imperfeições proposto);

TS – *Tee-section* (seção T);

WB – Flexão da alma;

WP – *Web-post* (montante).

1 INTRODUÇÃO

Vigas alveolares são, no escopo deste trabalho, elementos estruturais com múltiplas aberturas de mesmo formato e regularmente espaçadas presentes na alma de um perfil de aço. As vigas alveolares de aço tipicamente são fabricadas a partir de um perfil original I de alma cheia que é recortado ao longo de sua alma segundo um padrão que varia em função do formato da abertura. A figura 1 ilustra padrões de corte específicos para a confecção dos dois tipos de vigas alveolares mais comuns: o castelado (com aberturas hexagonais) e o celular (com aberturas circulares).

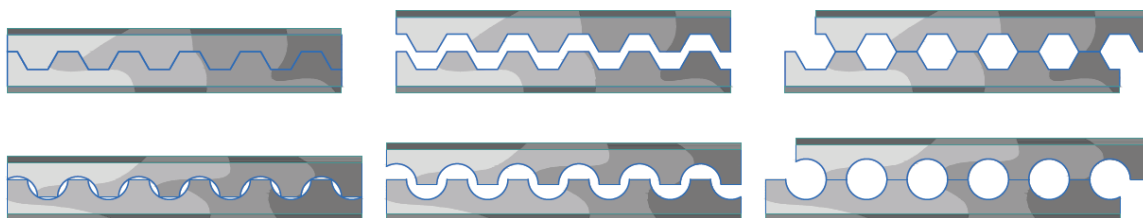


Figura 1 – Processo padrão de fabricação de vigas casteladas (abertura hexagonal) e celulares (abertura circular).

Pequenas alterações ao processo de fabricação permitem a confecção de vigas alveolares monossimétricas (utilizando-se dois perfis originais distintos para as metades superior e inferior da viga), de seção transversal com altura variável (realizando-se o corte na alma em ângulo oblíquo ao eixo longitudinal do perfil original) ou encurvadas (calandrando os T's superior e inferior antes de soldá-los).

As barras alveolares possuem quatro subdivisões geométricas de utilidade para o entendimento de seu comportamento estrutural: o T superior, o T inferior, o montante e a abertura. A figura 2 ilustra cada uma dessas regiões.

Neste trabalho serão estudadas apenas as vigas casteladas (de abertura hexagonal) e celulares (abertura circular) duplamente simétricas e de seção transversal de altura constante. A maioria dos ensaios experimentais retirados da literatura foram realizados em barras alveolares produzidas segundo o processo padrão de corte na alma, deslocamento longitudinal relativo das metades superior e inferior e solda de tais metades nos montantes de alma (ilustrado na figura 1). Haverá indicação explícita no texto quando uma peça houver sido fabricada de maneira distinta.

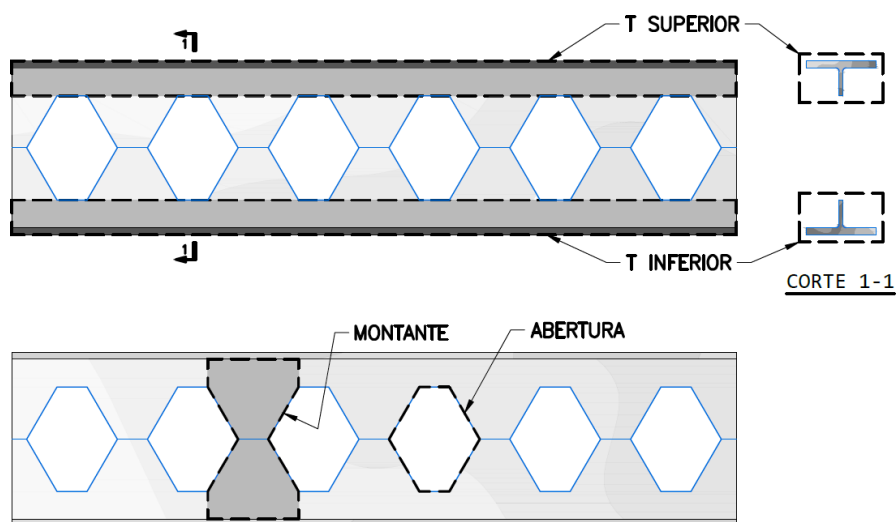


Figura 2 – Subdivisão geométrica de interesse estrutural de vigas alveolares.

Os motivos principais para a adoção de vigas alveolares em estruturas são:

- O ganho de resistência e rigidez à flexão em torno do eixo de maior inércia, proporcionado pelo aumento da altura total da seção transversal;
- A possibilidade de conduzir tubulações pelas aberturas, potencialmente reduzindo a altura do pé direito das edificações;
- O ganho estético, uma vez que vigas alveolares podem conferir à edificação um aspecto de leveza de valor arquitetônico.

Os usos mais comuns de peças alveolares são como vigas de piso (podendo inclusive ser construídas como vigas mistas) e como vigas de cobertura, sendo que nesses casos elas estão majoritariamente sujeitas a momento fletor em torno do eixo de maior inércia e a força cortante. A grande maioria da pesquisa acerca de barras alveolares concentra-se nesse tipo de elemento estrutural e em particular nos modos de falha relacionados ao cisalhamento, que diferem inteiramente daqueles a que está sujeita uma viga I de alma cheia.

Também é possível utilizar barras alveolares na condição de pilar, caso no qual surge, possivelmente com o maior grau de relevância, a força de compressão axial. Pilares alveolares foram até o momento alvo de número muito reduzido de pesquisas, motivo pelo qual foram estudados neste trabalho juntamente com as mais convencionais vigas alveolares.

O que torna as vigas e os pilares alveolares dignos de atenção especial é a influência que as aberturas na alma têm sobre os modos de falha da estrutura. Perfis I de alma cheia podem sofrer colapso por flambagem lateral com torção (FLT), flambagem com flexão (em torno dos eixos de maior ou menor inércia), flambagem local da alma, flambagem local das mesas e formação de rótula plástica. As barras alveolares, além de estarem sujeitas a todos esses modos de falha, podem

ainda sofrer colapso por formação de mecanismo de Vierendeel, flambagem com torção do montante (FTM), flambagem com flexão do montante (FFM), escoamento (ou cisalhamento horizontal) do montante (CH), cisalhamento vertical dos T's (CV) e ruptura da solda (RS), como apresentaram Kerdal & Nethercot (1984).

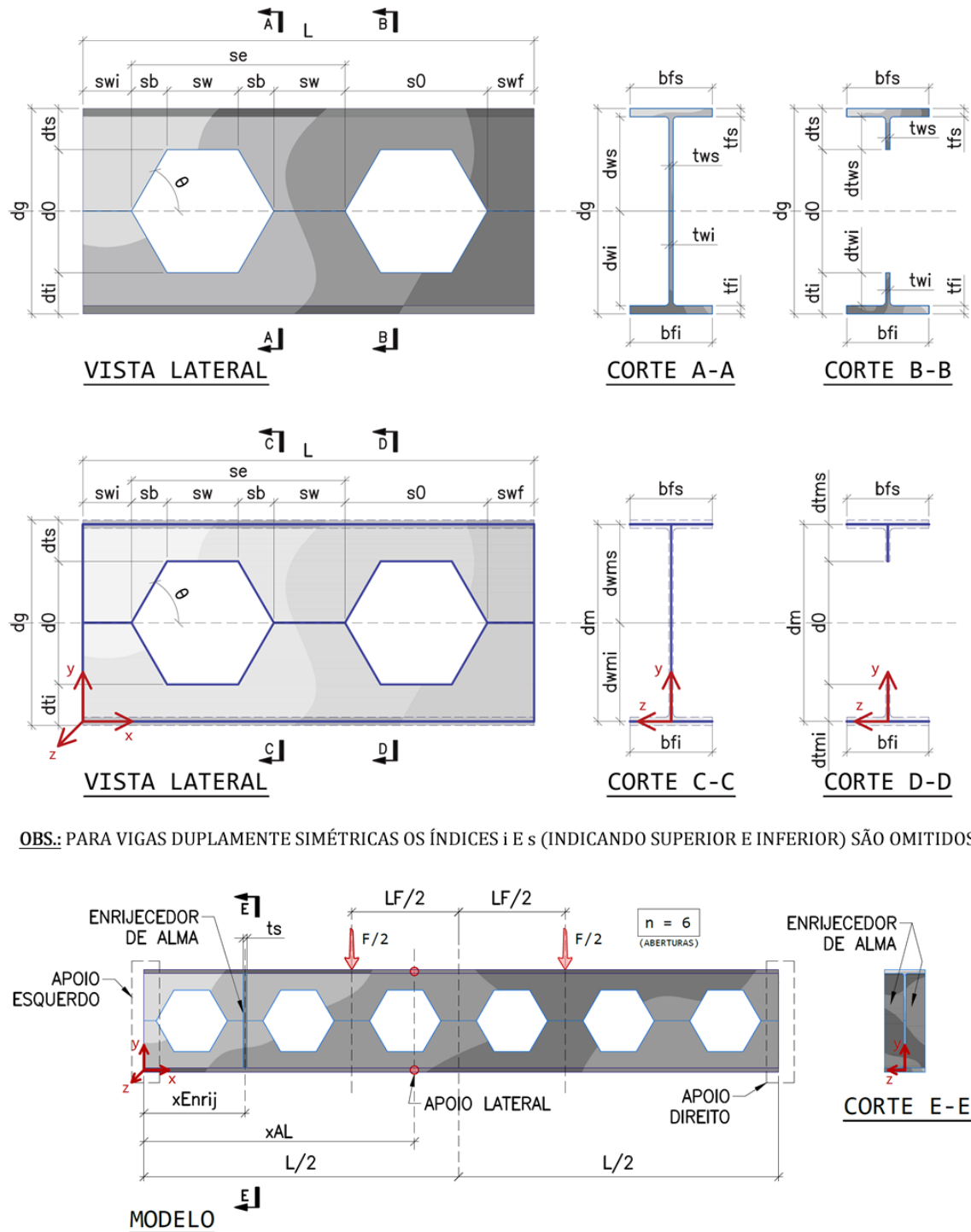


Figura 3 – Simbologia adotada neste trabalho.

Alguns desses modos de falha são característicos de barras longas e outros de barras curtas (ou travadas lateralmente). Em geral esses dois tipos de modelo são estudados individualmente em domínios bem estabelecidos nos quais predomina claramente um tipo de comportamento, seja este associado ao colapso local ou ao colapso global. O estudo desenvolvido neste trabalho pretende englobar toda a gama de variação de geometria possível a vigas casteladas e celulares duplamente simétricas e de seção constante, sendo necessário levar em consideração todos os modos de falha citados acima.

Não há consenso nas publicações a respeito dos símbolos adotados para indicar as grandezas geométricas de vigas alveolares, portanto para o estudo que se segue serão propostas a simbologia e as demais convenções apresentadas na figura 3.

2 OBJETIVOS

O primeiro objetivo a ser alcançado é a produção de uma ferramenta computacional capaz de simular vigas e pilares castelados e celulares por meio de análise numérica utilizando o software comercial ANSYS 14.0 (ANSYS, 2011).

Tal modelo numérico deve contemplar uma vasta gama de opções de carregamentos, condições de contorno e geometrias de vigas casteladas e celulares. Além disso deve ser capaz de capturar todos os modos de falha que podem vir a ocorrer sem saber de antemão qual deles virá a prevalecer. Deve-se estabelecer também como objetivo, portanto, a investigação da influência dos seguintes parâmetros sobre o comportamento da estrutura:

- Módulo de elasticidade do aço;
- Tensões residuais na seção transversal (oriundas do processo de fabricação de perfis alveolares);
- Imperfeições geométricas (com os diversos formatos que podem assumir).

Para que a ferramenta numérica produzida seja capaz de simular de maneira irrestrita os perfis alveolares é necessário desenvolver um conjunto de imperfeições geométricas (caracterizado pela aplicação simultânea de diversos tipos de imperfeição) que proporcione ao modelo numérico a capacidade de experimentar todos os possíveis modos de colapso.

Visando compreender o comportamento estrutural de perfis alveolares quando utilizados como pilares, a interação entre a força axial de compressão e o momento fletor em torno do eixo de maior inércia deve ser estudada.

Por fim é necessário investigar a interação entre força cortante, momento fletor e compressão axial, em especial no caso de vigas alveolares carregadas transversalmente (forças concentradas ou uniformemente distribuídas).

Ambos os estudos de interação têm como objetivo o desenvolvimento de curvas (gráficos) que correlacionam os diferentes esforços internos de forma a estabelecer limites para os esforços combinados que possam ser aproveitados na elaboração de inequações de dimensionamento.

3 JUSTIFICATIVA

Apesar dos muitos estudos já realizados o dimensionamento de vigas alveolares por meio de formulações analíticas revela-se elusivo. Alguns dos modos de falha associados a barras com aberturas na alma são particularmente difíceis de simular satisfatoriamente com equações derivadas das teorias clássicas de barras. A situação torna-se ainda mais nebulosa quando envolve o dimensionamento de pilares alveolares, a respeito dos quais poucas pesquisas foram realizadas.

O uso de vigas e pilares alveolares em edificações, por outro lado, continua a ocorrer. Tais elementos estruturais constituem artifícios valiosos no arsenal de engenheiros pelas muitas facilidades construtivas e pelo ganho de resistência que proporcionam sem aumentar o peso próprio da edificação.

Por tais motivos é razoável que vigas e pilares alveolares sejam adotados como soluções estruturais e necessário, portanto, que métodos de dimensionamento devidamente validados estejam disponíveis aos projetistas.

4 MODOS DE FALHA

Muitos dos modos de colapso característicos de vigas I de alma cheia continuam a ocorrer em vigas alveolares. A introdução das aberturas na alma modifica quantitativamente esses modos existentes e ocasiona outros inteiramente novos. Convém dividir os modos de colapso em dois grandes grupos: modos globais e modos locais. Os modos globais geralmente ocorrem em barras de grandes vãos e mobilizam toda a extensão da peça. Os modos locais (característicos – mas não exclusivos – de barras curtas) causam o colapso da barra em uma região restrita, não afetando o restante da peça.

Kerdal & Nethercot (1984) publicaram um resumo dos modos de falha aplicáveis a vigas casteladas. Neste trabalho, entretanto, estuda-se também as peças comprimidas axialmente. Por essa razão a lista de modos de falha dos autores deve ser complementada para incluir modos típicos de pilares.

Modos de colapso globais:

- Flambagem lateral com torção (FLT);
- Flambagem com flexão em torno do eixo de menor inércia (FFY);
- Flambagem com flexão em torno do eixo de maior inércia (FFZ).

Modos de colapso locais:

- Formação de mecanismo plástico (ação combinada de rótula plástica e mecanismo de Vierendeel);
- Cisalhamento vertical nos T's superior e inferior (CV);
- Escoamento do montante (ou cisalhamento horizontal, CH);
- Ruptura da solda (RS);
- Flambagem com torção do montante (FTM);
- Flambagem com flexão do montante (FFM).

Cada um desses modos de falha será apresentado detalhadamente.

4.1 Flambagem lateral com torção

Segundo Kerdal & Nethercot (1984) o fenômeno da flambagem lateral com torção em vigas alveolares se dá de maneira muito similar à observada em perfis I de alma cheia. A presença de momento fletor ao longo de um vão destravado gera um deslocamento lateral da mesa superior

(comprimida) acompanhado de um giro da seção transversal devido à ação estabilizadora da mesa inferior (tracionada).

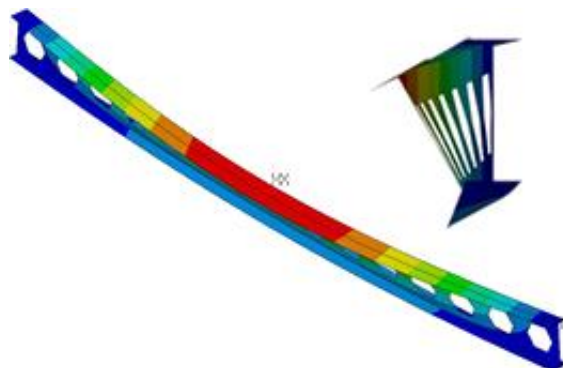


Figura 4 – Colapso por flambagem lateral com torção (em cores: deslocamento lateral).

Há duas abordagens principais para o cálculo do momento fletor resistente para vigas que falham por FLT, ambas listadas por Nseir *et al.* (2012). A primeira abordagem consiste em ignorar o T inferior e calcular a resistência à flambagem com flexão do T superior isoladamente. Essa abordagem será denominada CTICM, por ter sido proposta pelo *Centre Technique Industriel de la Construction Métallique*. A outra abordagem, originalmente presente no padrão europeu ENV3, recomenda que o momento resistente seja calculado da mesma maneira que o é para vigas de alma cheia; a única diferença reside no fato de que as propriedades geométricas da seção transversal devem ser calculadas no centro da abertura.

Nseir *et al.* (2012) demonstraram que, por desconsiderar o efeito estabilizador da mesa inferior tracionada e a rigidez torcional da viga, a abordagem CTICM é muito conservadora, retornando resultados que subestimam consideravelmente o momento fletor resistente. Essa observação é corroborada por outros autores (Sonck *et al.*, 2011, Sonck *et al.*, 2012) e, portanto, essa abordagem será abandonada. Todas as demais publicações adotam a abordagem ENV3 (ou abordagem 2T), às vezes com pequenas variações.

Sonck *et al.* (2012) estudaram o uso de uma média ponderada para o cálculo da constante de torção de vigas celulares (equação 1) baseando-se na metodologia do Eurocode 3 (2006). As aberturas circulares são substituídas por aberturas retangulares equivalentes, como mostra a figura 5. Utilizando esse novo valor de $I_{t,avg}$ os autores determinaram que o momento crítico elástico calculado pela formulação analítica da equação 2 adequa-se muito melhor aos resultados obtidos em análises numéricas de flambagem do que os valores obtidos utilizando-se $I_{t,2T}$.

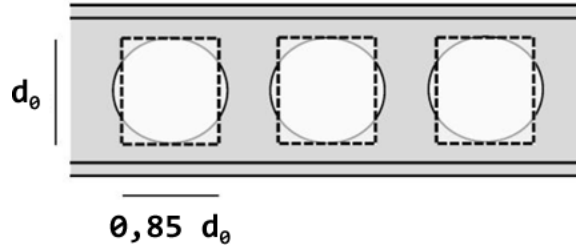


Figura 5 – Abertura retangular equivalente, imagem adaptada de Sonck *et al.* (2012).

$$I_{t,avg} = \frac{0,85d_0n}{L}I_{t,2T} + \left(1 - \frac{0,85d_0n}{L}\right)I_{t,full} \quad (1)$$

Onde:

$I_{t,2T}$: constante de torção no centro da abertura;

$I_{t,full}$: constante de torção no centro do montante;

n : número de aberturas.

$$M_{cr} = \frac{\pi}{L} \sqrt{\left(GI_tEI_z + \frac{\pi^2}{L^2}EI_zEI_w\right)} \quad (2)$$

Onde:

I_t : constante de torção da barra;

I_z : menor momento de inércia principal;

I_w : constante de empenamento da seção transversal.

Para o momento fletor resistente (M_{Rd}) obtido na análise não linear, entretanto, Sonck *et al.* (2012) observaram que a variação provocada pelo uso de $I_{t,avg}$ no lugar de $I_{t,2T}$ não é significativa. Os autores revelam que as flutuações entre os valores numéricos (calculados utilizando o ABAQUS) e analíticos (calculados utilizando as curvas de FLT do Eurocode 3, 2006) de M_{Rd} são muito superiores a qualquer diferença provocada pelo uso de $I_{t,avg}$ e recomendam, portanto, um refinamento das curvas de flambagem antes da adoção da média ponderada para o cálculo da constante de torção.

Sonck & Belis (2015) estudaram com modelos numéricos a influência de tensões residuais sobre o valor de M_{Rd} para vigas celulares sujeitas à FLT. Todas as propriedades geométricas da seção transversal foram calculadas no centro da abertura (abordagem 2T) e o momento fletor foi aplicado nas extremidades da barra, tendo valor constante ao longo de todo o vão. Os autores concluem que a abordagem 2T provê bons resultados e recomendam, em caráter provisório, a adoção da curva de flambagem c do Eurocode 3 (2006) (figura 6, descrita matematicamente pela

equação 4) para todas as seções alveolares combinada com o uso da equação 3 para o cálculo do momento fletor resistente.

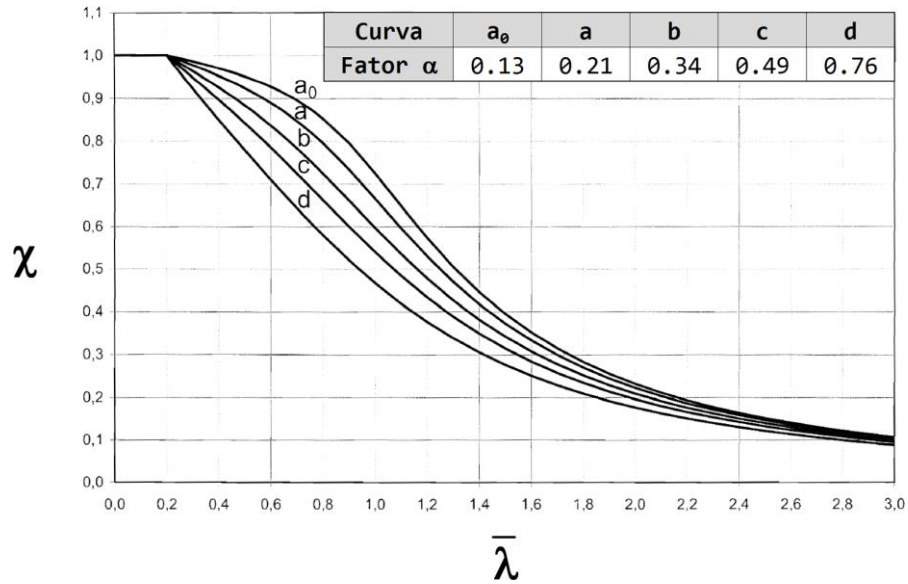


Figura 6 – Curvas de flambagem, imagem adaptada do Eurocode 3 (2006).

$$M_{Rd} = \frac{\chi_{LT} W_y f_y}{\gamma_{M1}} \quad (3)$$

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \leq 1 \quad (4)$$

$$\phi = 0,5[1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^2] \quad (5)$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr}}} \quad (6)$$

Onde:

α_{LT} : fator de imperfeição (tabela da figura 6);

W_y : módulo de rigidez da seção transversal (recomendação de Sonck & Belis, 2015: utilizar módulo plástico calculado no centro da abertura);

γ_{M1} : valor recomendado pelo Eurocode 3 (2006): 1,0;

f_y : resistência ao escoamento nominal do material.

Sonck & Belis (2015) também observaram a ocorrência de distorção da alma na análise elástica para a determinação do momento fletor crítico de FLT. Esse resultado tornaria a abordagem ENV3 ligeiramente contra a segurança para barras de vão curto a médio. Essa preocupação é anulada por Sonck *et al.* (2011), que demonstram que a consideração do comportamento elastoplástico do material faz com que essas vigas particularmente sujeitas à distorção na análise elástica acabem por sofrer colapso por plastificação na análise não linear. Os autores ressaltam, entretanto, que mais pesquisas são necessárias para determinar se a adoção da abordagem de ENV3 é de fato a favor da segurança para todas as geometrias de vigas alveolares possivelmente sujeitas à flambagem com distorção.

Panedpojaman *et al.* (2016) exploraram os efeitos da força cortante e dos modos de colapso locais sobre a resistência à flambagem lateral com torção de vigas celulares. Em uma análise numérica paramétrica os autores observaram a interação da flambagem do montante com o colapso global por FLT em barras sujeitas a carregamento transversal e, com base nos resultados obtidos, propuseram a introdução do parâmetro k_{LB} à formulação do Eurocode 3 (equação 7).

$$M_{Rd} = \frac{k_{LB} \chi_{LT} W_{pl,y} f_y}{\gamma_{M1}} \quad (7)$$

$$k_{LB} = \begin{cases} \frac{1}{-0,01\bar{\lambda}_{LT} + 1,05}, & \text{para vigas celulares sem força cortante} \\ \frac{\min\left(0,16\left(\frac{A_f}{A_w}\right) + 0,66; 1\right)}{\max\left((-0,1\bar{\lambda}_{LT} + 1,13); 0,9\right)}, & \text{para vigas celulares com força cortante} \end{cases} \quad (8)$$

Onde:

$W_{pl,y}$: módulo de rigidez plástico da seção transversal;

A_f : área total das mesas;

A_w : área da alma (calculada no centro do montante).

4.2 Flambagem com flexão em torno do eixo de menor inércia

A flambagem com flexão em torno do eixo de menor inércia é particular de barras comprimidas axialmente e caracterizada pelo deslocamento lateral (para fora do plano da alma) de toda a seção transversal (figura 7). Assim como ocorre no caso da FLT, a flambagem com flexão de barras alveolares é muito similar àquela dos perfis I de alma cheia. Novamente a única modificação

necessária ao procedimento de dimensionamento é o cálculo das propriedades geométricas da seção transversal no centro da abertura (abordagem 2T, Sonck & Belis, 2016).

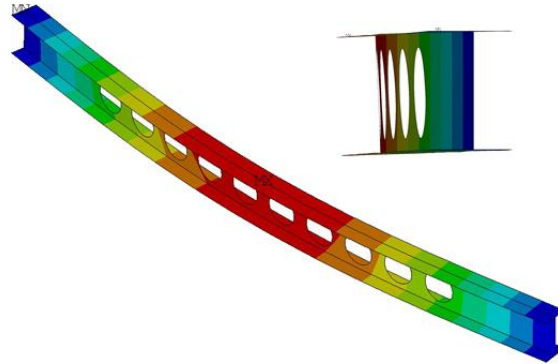


Figura 7 – Colapso por flambagem com flexão em torno do eixo de menor inércia (em cores: deslocamento lateral).

Sonck & Belis (2016) estudaram numericamente a validade da abordagem 2T, demonstrando que ela é capaz de prever com precisão a força axial resistente N_{Rd} . Os autores observaram, na análise elástica de flambagem, a ocorrência de distorção da alma nas barras mais curtas, causando um ligeiro desvio contra a segurança na determinação da carga crítica de flambagem, N_{cr} . Assim como no caso da FLT os autores argumentam que a análise não linear elastoplástica revelará que modelos nos quais a distorção da alma tende a aparecer na análise elástica irão sofrer algum modo de colapso associado à plastificação antes de alcançar a carga teórica N_{cr} .

A análise paramétrica realizada por Sonck & Belis (2016) aponta para o uso das curvas de flambagem c ou d do Eurocode 3 (2006) para a determinação de N_{Rd} (figura 6, equação 9). Os autores também estudaram a influência das tensões residuais em modelos que falham por flambagem com flexão em torno do eixo de menor inércia, concluindo que seus efeitos deletérios têm a consequência prática de reduzir a curva de flambagem adotada para a imediatamente inferior. Essa alteração de curva equivale a uma redução de 5% a 12% da força resistente axial.

$$N_{Rd} = \frac{\chi A f_y}{\gamma_{M1}} \quad (9)$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \lambda^2}} \quad (10)$$

$$\phi = 0,5[1 + \alpha(\lambda - 0,2) + \lambda^2] \quad (11)$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{A f_y}{N_{cr}}} \quad (12)$$

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 E I_z}{L^2} \quad (13)$$

Onde:

α : fator de imperfeição (tabela da figura 6);

I_z : menor momento de inércia principal;

A : área da seção transversal.

4.3 Flambagem com flexão em torno do eixo de maior inércia

A flambagem com flexão em torno do eixo de maior inércia também é particular de barras comprimidas. Quando o comprimento destravado de um pilar é idêntico nas duas direções transversais a seu eixo longitudinal a flambagem associada à menor carga crítica é aquela que ocorre acompanhada de flexão em torno do eixo de menor inércia. É comum, entretanto, que uma peça tenha travamentos laterais intermediários ao longo de seu comprimento que impedem apenas a flexão em torno do eixo de menor inércia. Nesse caso o comprimento efetivo da barra quanto à flambagem com flexão em torno do eixo de maior inércia torna-se maior do que o associado à flambagem em torno do eixo de menor inércia.

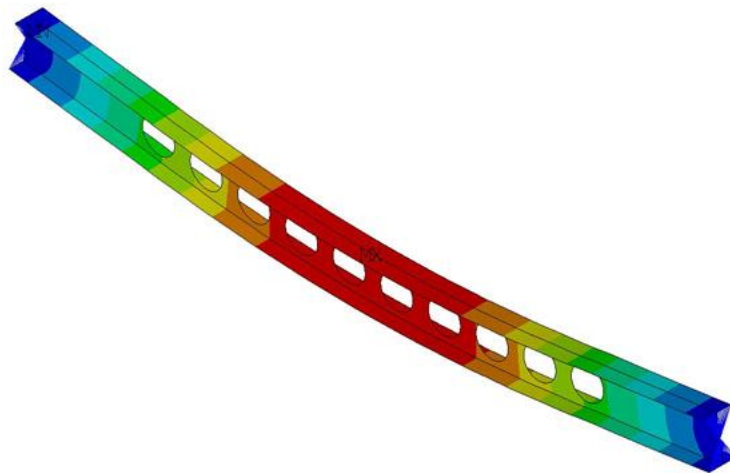


Figura 8 – Colapso por flambagem com flexão em torno do eixo de maior inércia (em cores: deslocamento vertical).

Para barras travadas lateralmente, portanto, é possível que a menor carga crítica seja aquela associada à flambagem com flexão em torno do eixo de maior inércia. Esse modo de colapso é qualitativamente muito similar ao que ocorre em perfis I de alma cheia (figura 8).

Para barras curtas ou com múltiplos travamentos laterais em ambas as direções o colapso pode se dar por plastificação total da seção mínima. A força de compressão associada (N_{Pl}) é dada pela equação 14, na qual A_0 é a área da seção transversal no centro da abertura.

$$N_{Pl} = A_0 \cdot f_y \quad (14)$$

El-Sawy *et al.* (2009) realizaram uma análise linear elástica paramétrica em elementos finitos de pilares castelados sujeitos apenas a compressão axial. Baseando-se na formulação de Engesser (1889, 1891) (desenvolvida para o cálculo da carga crítica de flambagem de pilares curtos levando em consideração deformações de cisalhamento) os autores propuseram coeficientes para a correção do comprimento efetivo de flambagem de pilares castelados. Os autores propuseram também a adoção de uma seção virtual de abertura com altura constante igual a 0,806 vezes a altura real da abertura castelada para o cálculo das propriedades da seção transversal.

Yuan *et al.* (2014) desenvolveram um estudo analítico e derivaram a equação 15 para o cálculo da carga crítica de flambagem em torno do eixo de maior inércia de pilares castelados simplesmente apoiados em ambas as extremidades. A formulação proposta pelos autores leva em consideração as deformações por cisalhamento e foi comparada com os resultados numéricos de El-Sawy *et al.* (2009), apresentando boa concordância.

$$P_{cr} = \frac{P_0}{1 + \left(\frac{P_0}{d_0 t_w G} \right)} \quad (15)$$

Onde:

P_0 : carga crítica de Euler (propriedades geométricas calculadas no centro da abertura).

4.4 Formação de rótula plástica

Em vigas I de alma cheia a presença de momento fletor causa a progressiva plastificação da seção transversal até que todas as fibras do material da seção tenham alcançado a resistência ao escoamento, ponto no qual define-se a formação de rótula plástica. Essa plastificação total da seção transversal causada pelo momento fletor ocorre de maneira análoga em vigas alveolares (figura 9). Nestas, entretanto, a seção crítica é aquela no centro da abertura na qual o momento fletor é máximo. Nessas posições há apenas os T's superior e inferior resistindo aos esforços e o

momento fletor de plastificação fará com que um deles seja comprimido e o outro seja tracionado. A figura 10 ilustra o binário de forças formado na seção plastificada.

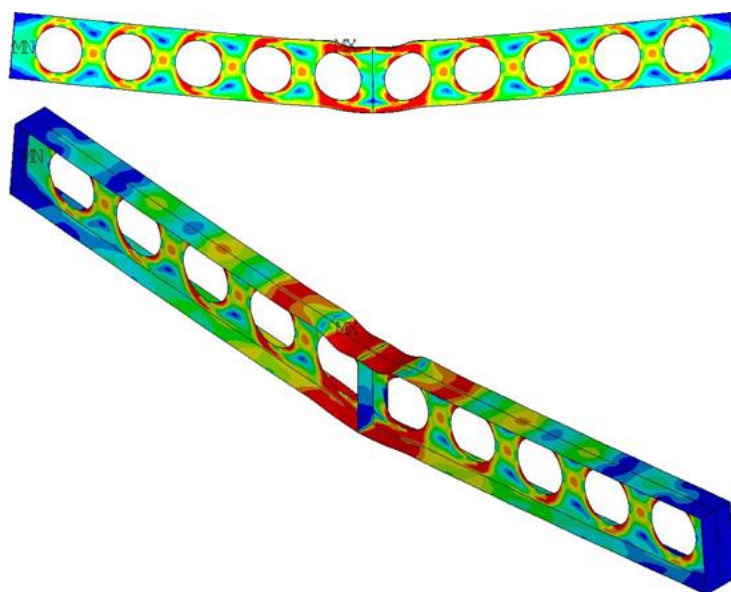


Figura 9 – Colapso por formação de rótula plástica nas aberturas centrais (em cores: tensões de von Mises).

A partir da descrição de comportamento apresentada acima é possível deduzir a fórmula para o momento fletor de plastificação (figura 11). Por basear-se no mecanismo de rótula plástica de vigas I de alma cheia essa fórmula considera que toda a tensão na seção transversal é causada pelo momento fletor. O símbolo CP (centroide plástico) indica a posição de atuação da força resultante equivalente ao diagrama plástico de tensões normais.

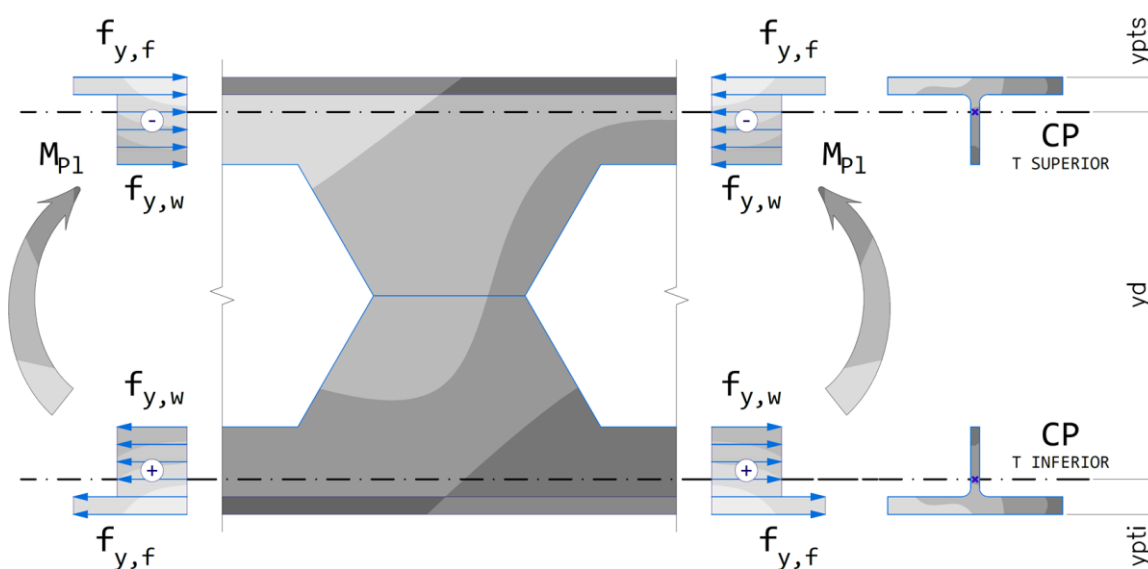


Figura 10 – Diagrama de esforços em viga alveolar sujeita à formação de rótula plástica.

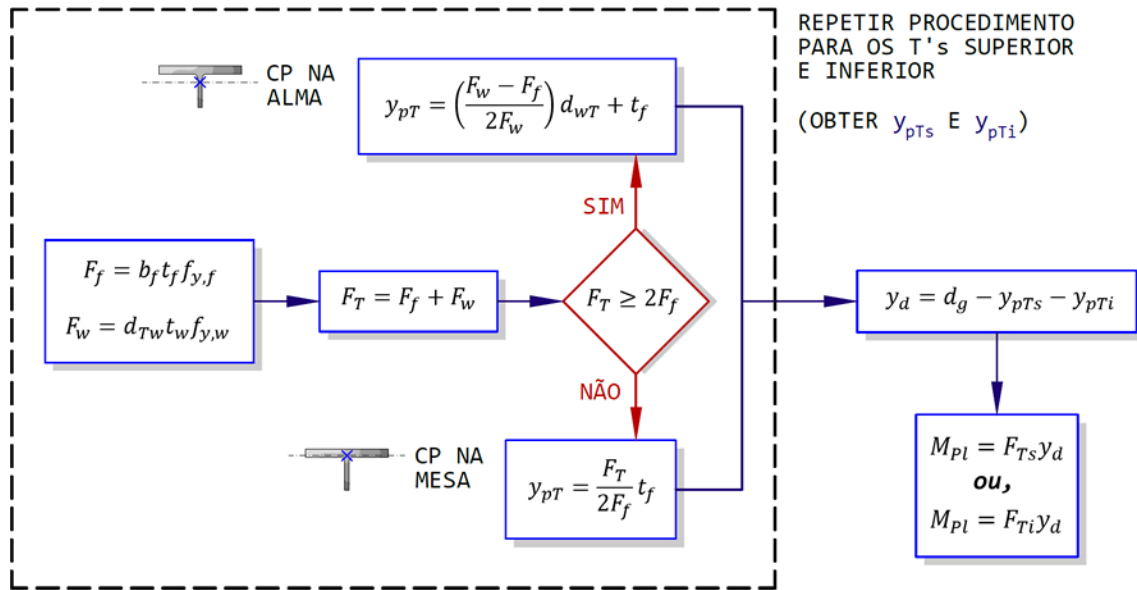


Figura 11 – Fluxograma para cálculo do momento fletor resistente de plastificação de uma viga alveolar.

Onde:

F_T : força de plastificação do T;

F_f : força de plastificação da mesa (um dos T's);

F_w : força de plastificação da alma (um dos T's);

$f_{y,f}$: resistência ao escoamento da mesa;

$f_{y,w}$: resistência ao escoamento da alma.

Cimadevila *et al.* (2000) propõem uma formulação para o cálculo do momento fletor de plastificação que leva em consideração a influência da força cortante.

4.5 Cisalhamento vertical nos T's

O cisalhamento vertical nos T's, apesar de teoricamente existir, é raramente observado. A força cortante vertical atuante sobre a barra pode, segundo Boyer (1964), ser dividida igualmente entre os T's superior e inferior. O esforço resultante tenta cisalhar a seção transversal, particularmente a alma. Na seção mais frágil (centro da abertura) o cisalhamento vertical configura-se como a plastificação total dos T's superior e inferior pela tensão cisalhante causada pela força cortante. Outros modos de colapso estão associados a cargas menores e, portanto, tendem a ocorrer antes deste.

Lawson & Hicks (2011) apresentam a equação 16 para o cálculo da força cortante resistente ao cisalhamento vertical dos T's. A área cisalhada é apresentada na figura 12.

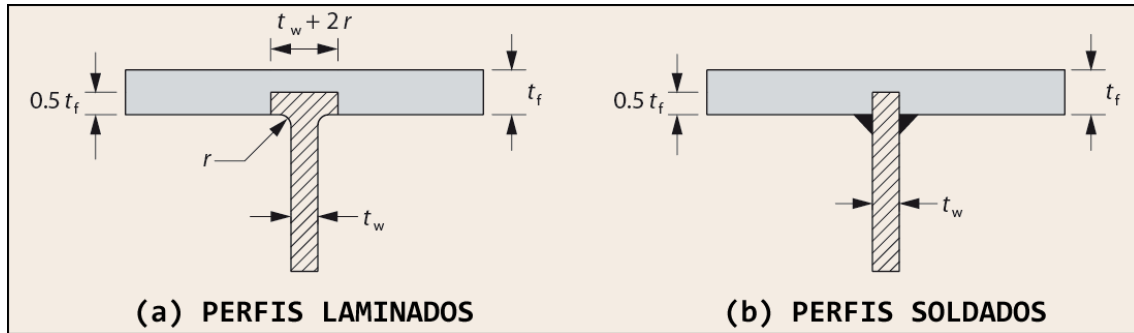


Figura 12 – Área cisalhada nos T's superior e inferior de uma viga alveolar. Adaptado de Lawson & Hicks (2011).

$$V_{v,Rd} = \frac{(A_{v,Ts} + A_{v,Ti})f_y/\sqrt{3}}{\gamma_{M0}} \quad (16)$$

Onde:

$$A_{v,T} = \begin{cases} A_T - b_f t_f + (2r + t_w) \cdot 0,5t_f & \text{para perfis laminados} \\ t_w(d_T - 0,5t_f) & \text{para perfis soldados} \end{cases}$$

A: área de um dos T's;

r: raio de concordância do arco que une a mesa e a alma;

γ_{M0} : coeficiente parcial de ponderação (recomendação Eurocode 3, 2006: 1,0).

Chung *et al.* (2001) observaram, em análise numérica, o início da ocorrência de cisalhamento vertical nos T's. Apesar disso as vigas estudadas pelos autores sofreram colapso por métodos distintos, em particular o mecanismo de Vierendeel.

4.6 Escoamento do montante

Em sua seção mais estreita o montante possui uma área transversal igual à largura s_w multiplicada pela espessura t_w . A presença de força cortante atuando verticalmente sobre a barra produz uma força horizontal na seção mínima do montante, conforme ilustrado no diagrama de forças da figura 13. Essa força horizontal gera tensões cisalhantes que podem vir a plastificar por completo a garganta do montante, causando seu escoamento.

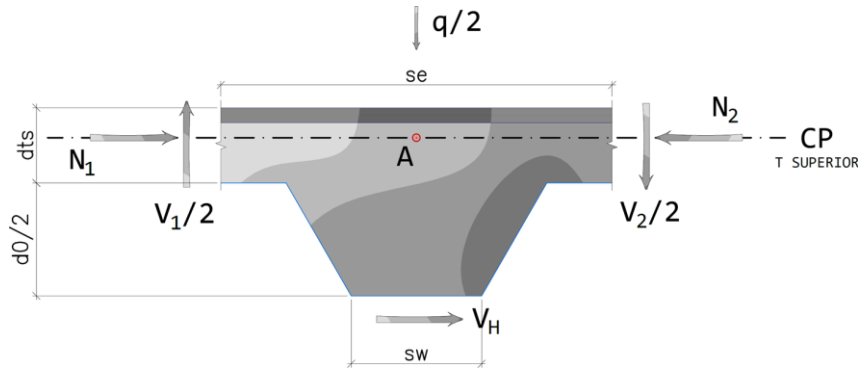


Figura 13 – Diagrama de corpo livre para cálculo da força horizontal de cisalhamento do montante.

Quando esse modo de colapso ocorre observa-se o deslocamento relativo das metades superior e inferior da abertura, causando cisalhamento da garganta do montante (figura 14).

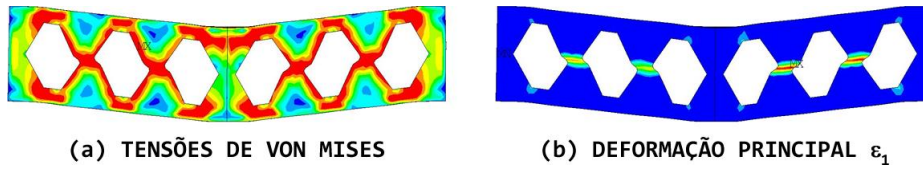


Figura 14 – Colapso por cisalhamento horizontal do montante observado em análise numérica.

A fórmula para o cálculo da força cortante horizontal resistente da seção transversal é dada pela equação 17 (Lawson & Hicks, 2011).

$$V_{h,Rd} = \frac{(s_w t_w) f_y / \sqrt{3}}{\gamma_{M0}} \quad (17)$$

Essa resistência deve ser comparada com a força horizontal solicitante ($V_{h,Sd} \leq V_{h,Rd}$) que pode ser calculada através do equilíbrio de momentos em torno do ponto A (Warren, 2001, equação 18). As forças normais (N_1 e N_2) são oriundas do momento fletor (calculadas considerando-se diagrama plástico nos T's, conforme figura 10) e a força cortante deve ser dividida entre os T's superior e inferior em função da área cisalhada.

$$V_{h,Sd} = \frac{s_e (2V_1 - q)}{2d_g - 4y_{pT}} \quad (18)$$

Onde:

V_1 : força cortante no centro da abertura adjacente ao montante analisado;

q : carga transversal aplicada sobre a barra.

4.7 Ruptura da solda

A seção mínima do montante é justamente aquela na qual encontra-se o cordão de solda que une as metades superior e inferior da viga alveolar. A mesma força horizontal que pode causar o cisalhamento do montante (plastificação total do metal base) poderia causar a ruptura do cordão de solda (figura 15). As conexões soldadas, entretanto, são dimensionadas de forma a ser mais resistentes do que o metal base. A força horizontal capaz de causar a ruptura do cordão de solda seria, em teoria, superior àquela que causa o cisalhamento do montante, e assim o colapso da solda nunca seria observado.

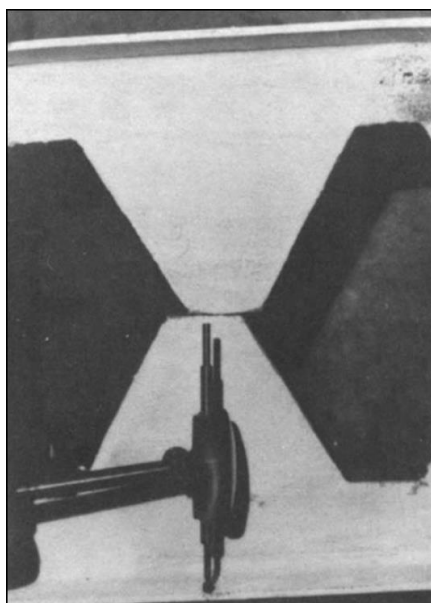


Figura 15 – Colapso por ruptura da solda. Fonte: Kerdal & Nethercot (1984).

A experiência proveniente de ensaios experimentais aponta para uma conclusão distinta. Em certas ocasiões (como as registradas por Kerdal & Nethercot, 1984 e Veríssimo *et al.*, 2017) observa-se que ocorre o colapso por ruptura da solda em um dos montantes. Especula-se que essa ruptura pode vir a ocorrer pelos seguintes motivos:

- Solda mal executada. Se o controle de qualidade deixar a desejar o cordão de solda pode apresentar irregularidades que acabam por fragilizar a ligação, causando sua ruptura com carga inferior à prevista;
- Metal base mais resistente do que o metal da solda. As normas de dimensionamento (ABNT NBR 8800:2008, Eurocode 3, 2006) determinam que o metal da solda deve ter resistência à ruptura superior àquela do metal base, justamente para evitar a ruptura frágil da estrutura. Mesmo que os pesquisadores sigam essas recomendações quando projetando

os experimentos e mesmo que as soldas sejam bem executadas o fenômeno da ruptura da solda ainda pode ocorrer. Ensaio de tração do metal base às vezes revelam tensões de escoamento do aço muito superiores às nominais. Esse valor efetivo da resistência ao escoamento do aço da barra alveolar pode vir a ultrapassar a resistência à ruptura da solda, caso no qual torna-se possível o colapso da solda;

As forças horizontais solicitante e resistente são calculadas de maneira análoga àquela apresentada para a verificação do cisalhamento horizontal (figura 13, equação 17 e equação 18), adotando-se em lugar da resistência ao escoamento do metal base a resistência à ruptura da solda.

4.8 Formação de mecanismo de Vierendeel

Vigas alveolares podem ser comparadas, do ponto de vista do comportamento estrutural, a treliças de Vierendeel (figura 16), que compensam a ausência de diagonais com a adoção de nós rígidos. A transmissão de esforços cisalhantes através das aberturas nesse tipo de estrutura provoca o surgimento de um momento fletor local em cada um dos T's denominado momento de Vierendeel (M_v , Wang *et al.*, 2014).

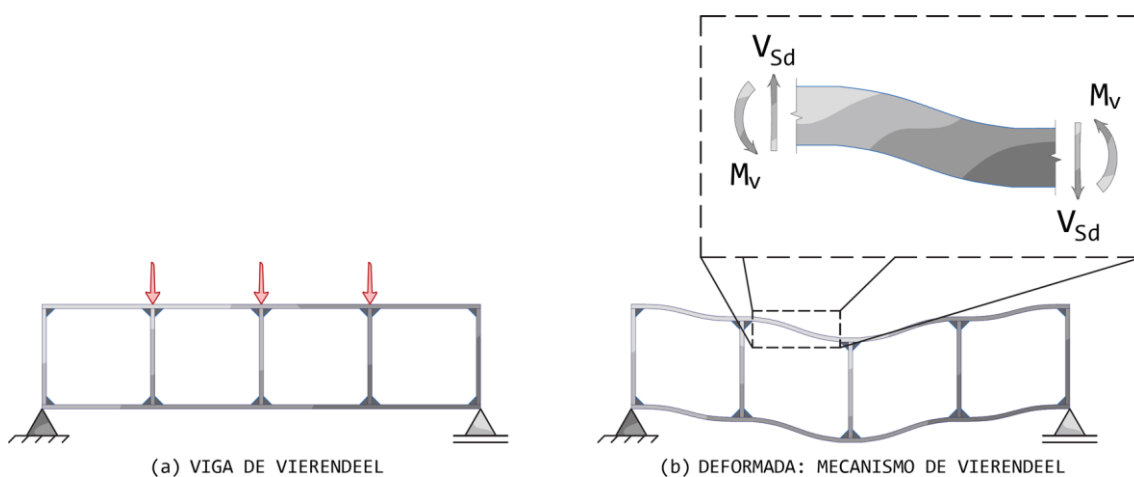


Figura 16 – Idealização estrutural da viga de Vierendeel e colapso por formação de mecanismo de Vierendeel.

A combinação do momento de Vierendeel, da força cortante e da força axial agindo sobre o T causa a plastificação nos cantos superior e inferior das aberturas. Após terem escoado essas regiões passam a agir como rótulas plásticas e o painel (conjunto de dois montantes e uma abertura) deforma-se como um paralelogramo, como ilustrado na figura 16. Os vértices plastificados sofrem rasgamento (diagonal tracionada) ou esmagamento (diagonal comprimida). Panedpojaman *et al.* (2015) definem duas regiões de interesse para a análise: o lado de baixo

momento fletor (LMS, *low moment side*) e o lado de alto momento fletor (HMS, *high moment side*), ambas identificadas na figura 17. Tais regiões são definidas a partir do diagrama de momento fletor da barra e devem ser analisadas independentemente (Warren, 2001).

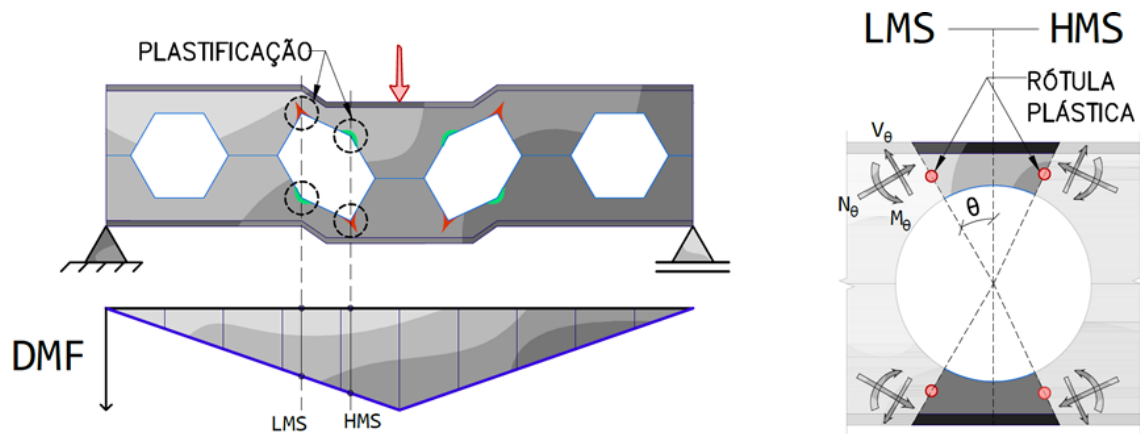


Figura 17 – Plastificação causada pela ocorrência do mecanismo de Vierendeel e definição de zonas de alto momento fletor (HMS) e baixo momento fletor (LMS).

Em vigas celulares a posição ao longo do perímetro da abertura na qual ocorre a formação das rótulas plásticas deve ser investigada. Os esforços locais M_θ , V_θ e N_θ atuando sobre o T são determinados em função do ângulo θ e utilizados para a verificação da ocorrência do mecanismo de Vierendeel. Tais esforços são determinados por meio de equilíbrio de forças e momentos conforme descrito por Panedpojaman *et al.* (2015).

Veríssimo *et al.* (2013) demonstram como a analogia de Vierendeel pode ser adaptada por meio da introdução de rótulas nos pontos de momento fletor nulo para gerar uma treliça isostática (figura 18). Esse é o sistema estrutural requerido para a análise elástica do mecanismo de Vierendeel. Dougherty (1993) demonstrou a falta de precisão do método elástico por conta da observação experimental da violação das hipóteses básicas. Os ensaios confirmaram que esse método subestima severamente a resistência da peça, retornando altos fatores de segurança.

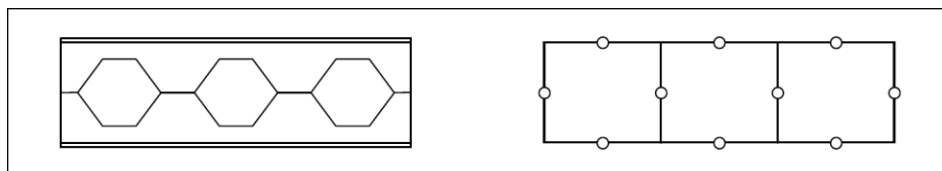


Figura 18 – Aplicação da analogia de Vierendeel a vigas alveolares para realização de análise elástica. Fonte: Veríssimo *et al.* (2013).

Na abordagem de Warren (2001) o método plástico converte as aberturas de formato hexagonal ou circular em aberturas retangulares equivalentes e propõe duas hipóteses básicas:

- Tensões cisalhantes e de flexão interagem segundo o critério de von Mises;
- A seção é dúctil o suficiente para permitir a redistribuição ideal de esforços, maximizando a resistência.

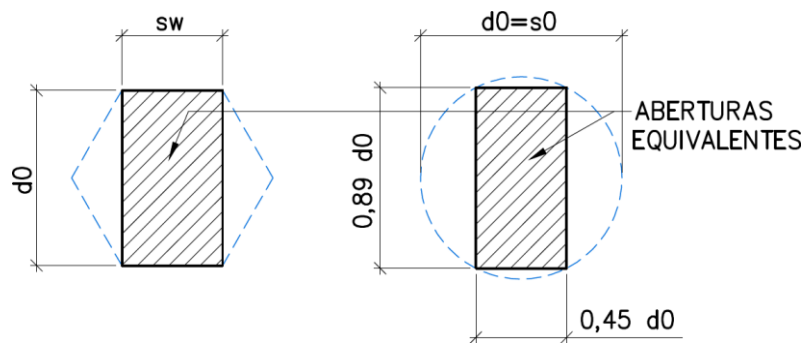


Figura 19 – Método para determinação da abertura retangular equivalente proposto por Warren (2001).

Warren (2001) propõe a divisão do colapso em duas etapas: flexão primária e flexão de Vierendeel. Na primeira, a peça está sujeita à flexão global, que age pretensionando os T's. Na segunda etapa calcula-se o momento fletor local M_V causado pela transmissão da força cortante através da abertura. As etapas que levam à formação do mecanismo de Vierendeel e os diagramas de forças associados são apresentados na figura 20.

As formulações apresentadas por Warren (2001) para a análise plástica do mecanismo de Vierendeel dependem da determinação da linha neutra plástica (LNP) nos T's superior e inferior. Conhecida a posição da LNP os diagramas de força são desenhados e os esforços resistentes em HMS e LMS são calculados e comparados com a força resistente de plastificação da seção T.

O processo de redução a esforços internos locais nos T's é capaz de levar em consideração momento fletor, força cortante e força axial globais. Quando tais esforços causam a plastificação total da seção T tem-se a formação do mecanismo de Vierendeel e a determinação da força resistente. A figura 21 apresenta um exemplo típico da distribuição de tensões de von Mises e da deformação principal ε_1 em uma viga sujeita a esse tipo de colapso.

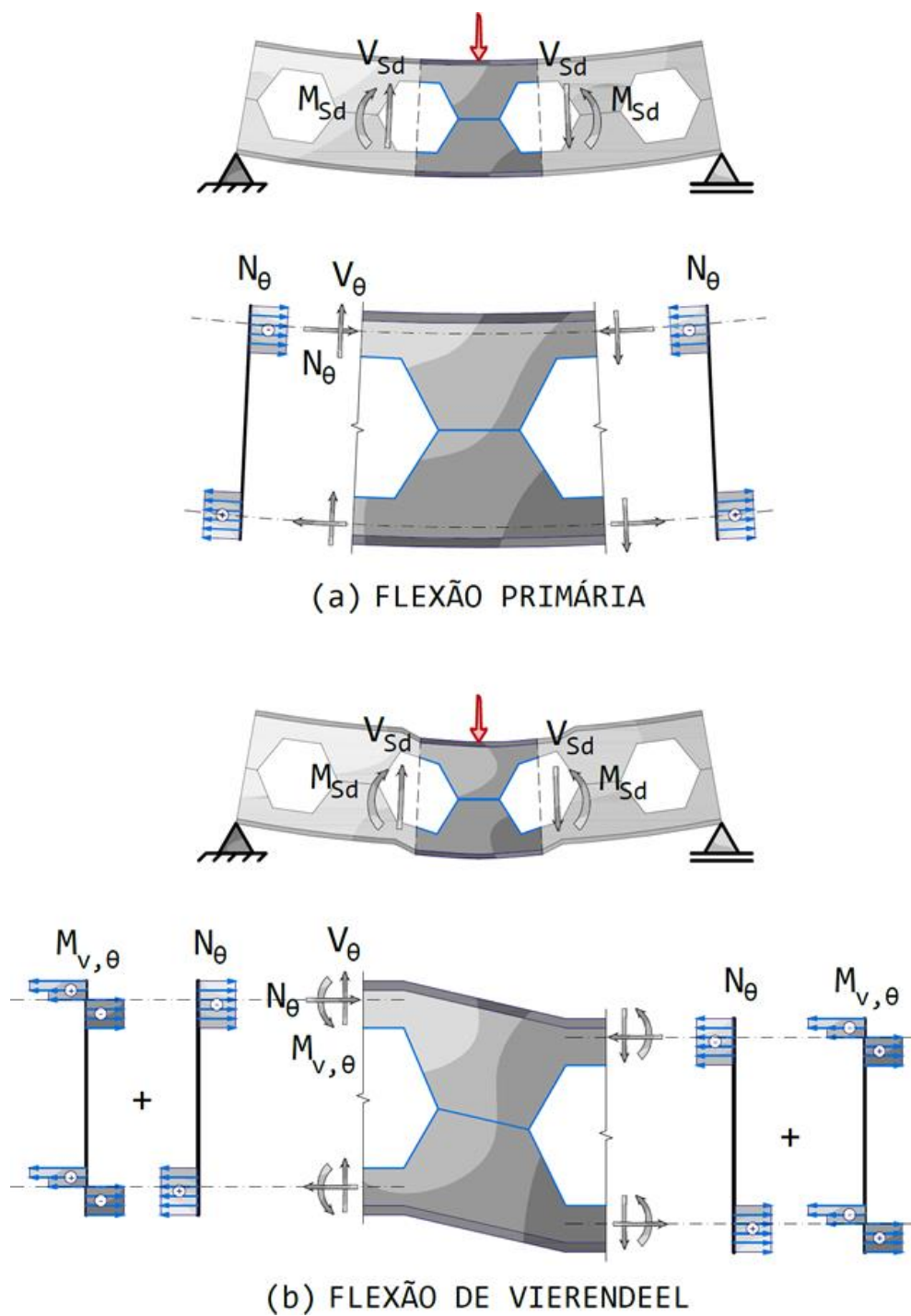


Figura 20 – Etapas do desenvolvimento do mecanismo de Vierendeel apresentadas por Warren (2001).

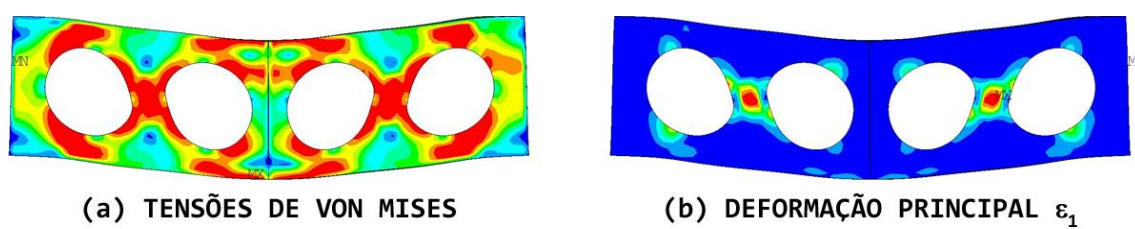


Figura 21 – Colapso por formação de mecanismo de Vierendeel observado em análise numérica.

Chung *et al.* (2001) propuseram uma equação de interação de esforços para o dimensionamento de vigas celulares quanto ao colapso por mecanismo de Vierendeel (equação 19).

$$\left(\frac{V_{Sd}}{V_{o,Rd}}\right)^{2.5} + \left(\frac{M_{Sd}}{M_{o,Rd}}\right)^{2.5} \leq 1 \quad (19)$$

Onde:

V_{Sd} : força cortante global no centro da abertura analisada;

M_{Sd} : momento fletor global no centro da abertura analisada;

$V_{o,Rd}$: força cortante resistente ao cisalhamento vertical no centro da abertura, calculada conforme equação 16;

$M_{o,Rd}$: momento fletor de plastificação no centro da abertura, conforme figura 11;

Em uma publicação posterior Chung *et al.* (2003) propuseram uma curva de interação cortante-momento generalizada para diversos tipos de abertura. Os autores introduzem também uma forma de calcular a área da seção transversal que efetivamente resiste aos esforços cisalhantes (figura 22, equação 20).

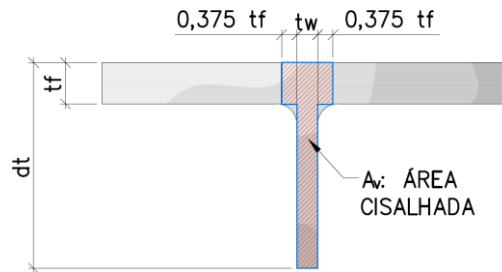


Figura 22 – Área cisalhada proposta por Chung *et al.* (2003).

$$A_v = d_t t_w + 0,75 t_f^2 \quad (20)$$

4.9 Flambagem com torção do montante

O colapso por flambagem com torção do montante é causado pela força cortante atuando na barra. As duas diagonais que cruzam o montante ficam sujeitas a esforços opostos que dependem do sentido da força cortante. O diagrama de forças é apresentado na figura 23 para uma força cortante atuando no sentido gravitacional.

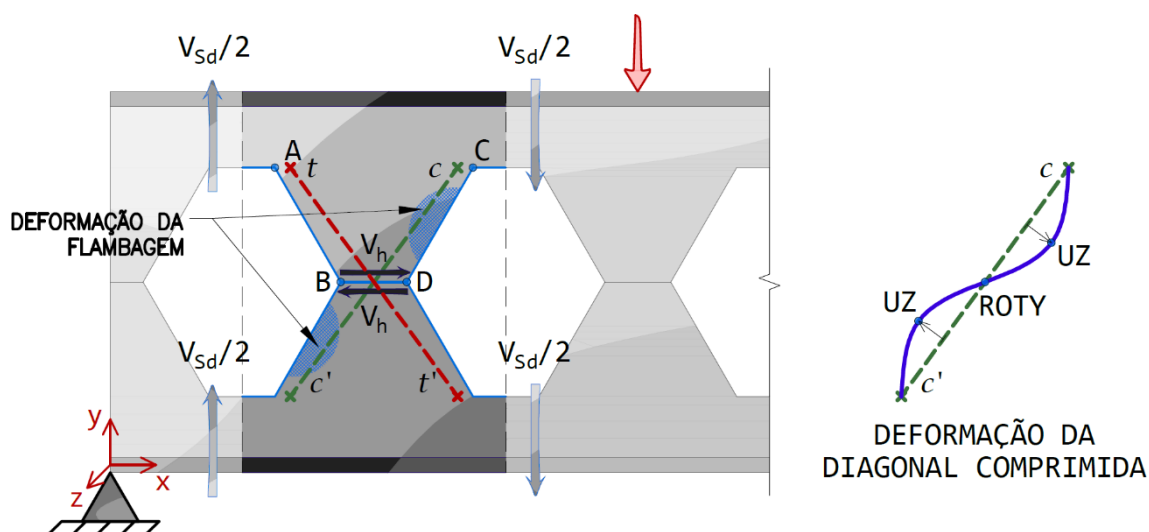


Figura 23 – Diagrama esquemático do colapso por flambagem com torção do montante.

A diagonal tracionada ($t-t'$) age estabilizando o montante enquanto a diagonal comprimida ($c-c'$) está sujeita à flambagem. Quando a força cortante atinge seu valor crítico a diagonal comprimida tenta flambar deslocando-se em forma de arco para fora do plano da alma. A diagonal tracionada age estabilizando o conjunto e a garganta (seção mínima) do montante mantém-se em sua posição original. Essa ação estabilizadora altera as condições de contorno da diagonal comprimida, que passa a trabalhar como uma barra com três apoios (extremidades – ponto C – e centro – segmento BD) e flamba não mais como um arco, e sim como uma senoide completa. A inversão da curvatura causa também uma torção na garganta do montante (segmento BD).

A flambagem com torção do montante (FTM) é, portanto, caracterizada pelo deslocamento transversal (em sentidos opostos) das metades superior e inferior da diagonal comprimida na borda das aberturas e pela torção da garganta do montante, conforme ilustrado na figura 24.

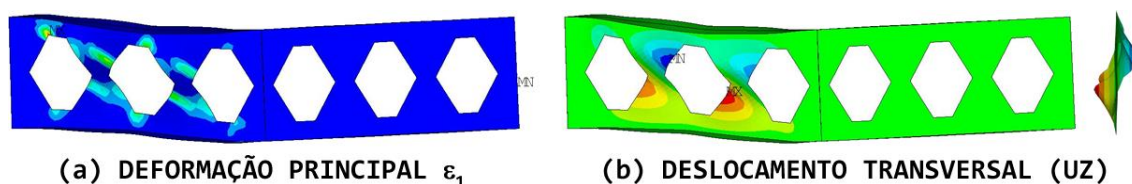


Figura 24 – Colapso por flambagem com torção do montante observado em análise numérica.

Ao longo dos anos várias abordagens distintas foram propostas para a determinação da carga crítica associada a este modo de colapso (Redwood & Demirdjian, 1998; Veríssimo *et al.*, 2013; Lawson & Hicks, 2011), porém a precisão de tais formulações não foi avaliada neste trabalho.

4.10 Flambagem com flexão do montante

Kerdal & Nethercot (1984) comparam a flambagem com flexão do montante à flambagem da alma de perfis de alma cheia. Segundo os autores a flambagem com flexão do montante ocorre por compressão, não gerando a torção na seção do cordão de solda (garganta do montante), conforme exibido na figura 25.

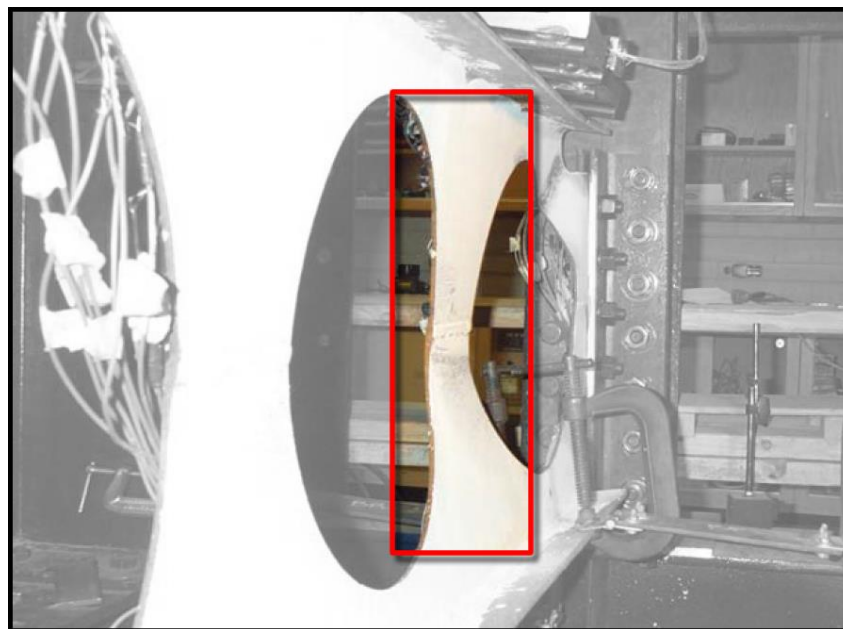


Figura 25 – Colapso por flambagem com flexão do montante, imagem adaptada de Hoffman *et al.* (2006).

Esse modo de falha tipicamente ocorre em regiões de introdução de carga concentrada quando não são adicionados enrijecedores de alma, mas também pode ser observado em vigas com carregamento transversal uniformemente distribuído de alta magnitude (figura 26).

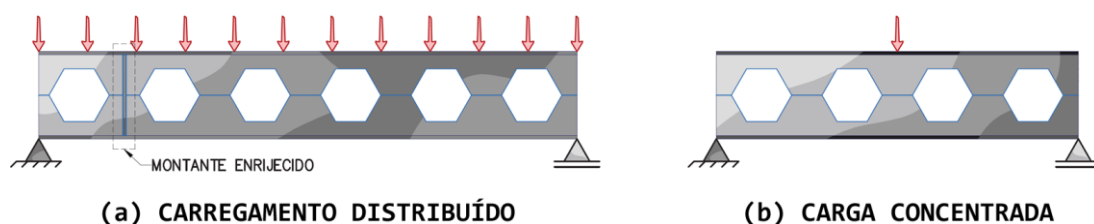


Figura 26 – Estruturas sujeitas à ocorrência da flambagem com flexão do montante.

Anteriormente à flambagem do montante é possível observar a ocorrência de escoamento na seção mínima do montante (figura 27). Quando o montante finalmente flamba as mesas sofrem um giro acompanhando a deformação da alma.

Zaarour & Redwood (1996) estudaram numericamente o fenômeno da flambagem do montante em vigas casteladas com aberturas hexagonais e octogonais. Os autores estabeleceram uma correlação entre a carga crítica de flambagem e a esbeltez do montante e observaram que a introdução das chapas de expansão para a fabricação de aberturas octogonais aumenta a probabilidade da ocorrência desse modo de colapso.

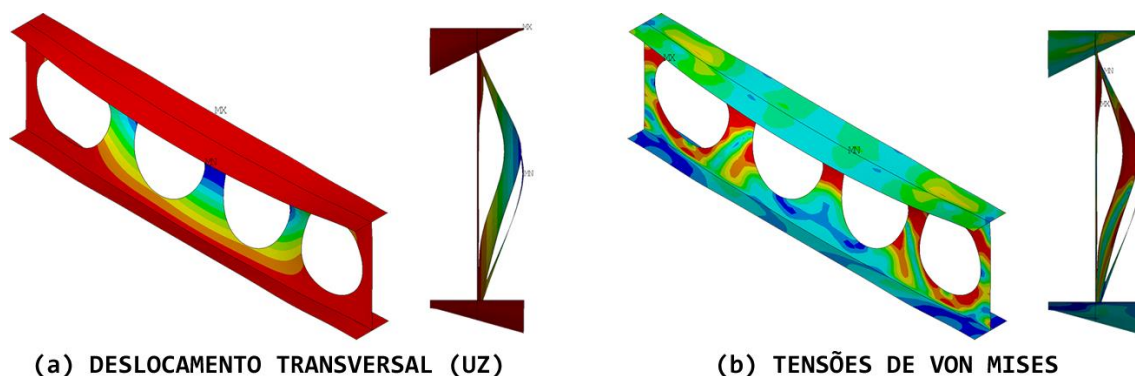


Figura 27 – Colapso por flambagem com flexão do montante observado em análise numérica.

A flambagem por compressão pode ocorrer em apenas um montante ou ao longo de toda a extensão da barra. Vieira (2011) observou que em vigas sujeitas à flambagem com flexão generalizada dos montantes a introdução de um enrijecedor de alma no centro do vão provoca a inversão do sentido do deslocamento transversal entre as duas metades do vão (figura 28).

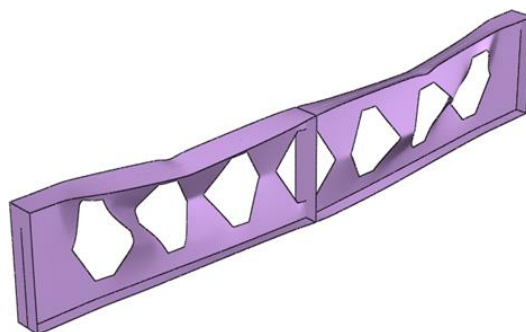


Figura 28 – Colapso por flambagem com flexão do montante com inversão do sentido do deslocamento lateral. Fonte: Vieira (2011).

5 METODOLOGIA

5.1 CARACTERÍSTICAS DO MODELO NUMÉRICO

Utilizou-se neste trabalho um modelo numérico desenvolvido no software comercial de elementos finitos ANSYS 14.0 (ANSYS, 2011). Os perfis alveolares estudados são compostos das seguintes partes:

- Chapas retangulares, planas e sem aberturas representando as mesas superior e inferior do perfil;
- Chapas retangulares, planas e com aberturas representando a alma do perfil de aço;
- Chapas retangulares perpendiculares às mesas e à alma representando os enrijecedores de alma;
- Elementos unidimensionais de travamento para impedir a distorção da seção transversal nos apoios;

Os principais aspectos do modelo são apresentados a seguir neste capítulo.

5.1.1 PROPRIEDADES DOS MATERIAIS

Adotou-se para o aço que compõe as chapas do perfil alveolar e os enrijecedores de alma o modelo constitutivo de plastificação segundo o critério de von Mises. Para a lei tensão-deformação do material o modelo paramétrico do ANSYS conta com três possibilidades, ilustradas na figura 29:

- Bilinear sem endurecimento (comportamento elastoplástico perfeito);
- Bilinear com endurecimento;
- Multilinear;

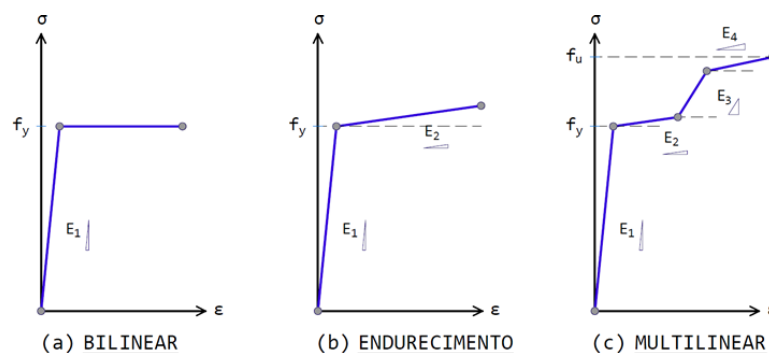


Figura 29 – Nomenclatura das leis tensão-deformação adotadas neste trabalho.

A escolha do tipo de lei tensão-deformação dependerá dos objetivos que se deseja alcançar com a análise numérica. Durante a validação do modelo numérico, por exemplo, foi adotada no modelo paramétrico do ANSYS uma lei tensão-deformação igual à adotada pelos autores do modelo de referência da literatura.

Aos elementos unidimensionais utilizados para impedir a distorção nos apoios foi atribuído um material elástico linear (sem critério de falha) com módulo de elasticidade mil vezes maior do que o do aço.

5.1.2 TIPOS DE ELEMENTO

Todas as chapas (mesas, alma e enrijecedores de alma) foram simuladas com o elemento de casca SHELL181, que possui seis graus de liberdade por nó (três deslocamentos e três rotações). Ativou-se para esse elemento a opção de integração reduzida. Em todos os casos atribuiu-se ao elemento uma seção transversal de espessura constante.

As barras unidimensionais inseridas nos apoios foram simuladas com os elementos:

- LINK180, elemento de treliça com três graus de liberdade por nó (deslocamentos em X, Y e Z);
- BEAM188, elemento de viga com sete graus de liberdade por nó (três deslocamentos, três rotações e o empenamento);

É importante esclarecer as circunstâncias de uso do LINK180 e do BEAM188. Os travamentos da seção transversal apoiada podem ser divididos em dois grupos: travamento individual (figura 31) de cada chapa (mesa superior, mesa inferior e alma) e travamento global (figura 30) da seção transversal.

Para o travamento global (representado de maneira esquemática na figura 30) cada nó da malha de elementos finitos na seção transversal de interesse é conectado ao nó no centro da alma (doravante identificado como nó-mestre) por meio de um elemento unidimensional. Esse travamento impede a perda do formato da seção transversal em seu plano. Caso sejam utilizados elementos de LINK180 (barra de treliça) para compor esse travamento as metades superior e inferior da seção transversal poderão girar de maneira independente em torno do nó-mestre, reproduzindo a deformada que constitui o empenamento da seção transversal. Dessa forma o uso de elementos de LINK180 para o travamento global da seção transversal deixa livre o empenamento da seção transversal (condição observada nos vínculos de garfo em geral utilizados nos experimentos).

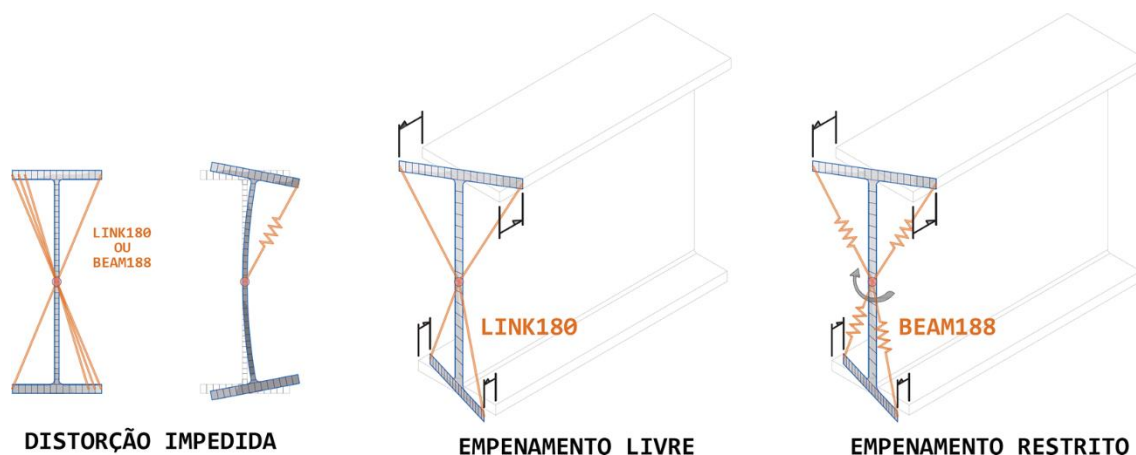


Figura 30 – Travamento global da seção transversal apoiada.

É possível, entretanto, que os nós da seção transversal sofram deslocamento na direção longitudinal da barra. Esse tipo de deformação indesejada tende a ocorrer por conta da presença de forças ou apoios nodais nas bordas das mesas. Como o deslocamento ocorre para fora do plano da seção transversal ele não é impedido pelo travamento global da seção transversal com elementos de treliça (LINK180). A adoção de elementos de viga (BEAM188) teria o potencial de impedir esse deslocamento longitudinal localizado por conta da restrição à rotação que o elemento BEAM188 é capaz de transmitir. Por outro lado, se o elemento de viga for utilizado no travamento global o empenamento da seção transversal também será impedido. Para evitar essa consequência indesejada foram adotados travamentos individuais em cada chapa.

Os travamentos individuais funcionam de maneira similar à descrita para o travamento global, isto é, define-se um nó-mestre na chapa a partir do qual são irradiadas barras (elementos unidimensionais) acoplando os demais nós da chapa ao nó-mestre. A figura 31 apresenta de maneira esquemática o travamento individual das chapas da seção transversal. As barras de travamento são retas e foram representadas como arcos apenas para permitir a visualização. Com esse travamento pretende-se impedir a curvatura da linha de borda das chapas causada pelo deslocamento longitudinal dos nós da seção transversal. Essa restrição requer que as barras unidimensionais possuam rigidez à rotação e portanto para os travamentos individuais utilizou-se o elemento de viga (BEAM188).

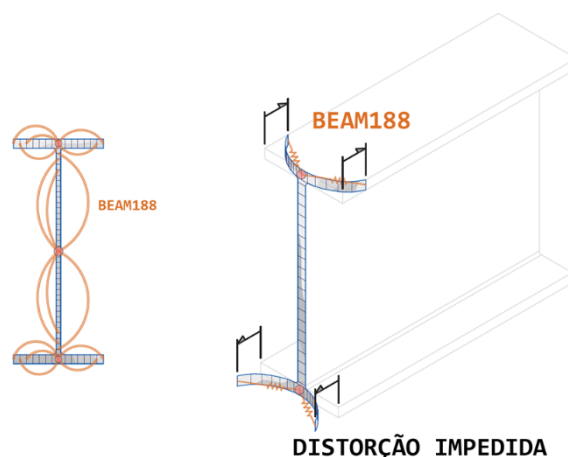


Figura 31 – Travamentos individuais das chapas de mesa e alma.

A mesma estratégia foi adotada para os travamentos individuais das mesas e da alma. É importante ressaltar, entretanto, que tomou-se o cuidado de não estender o travamento local da alma até os nós de interface mesa-alma, uma vez que essa sobreposição dos elementos BEAM188 faria com que as mesas superior e inferior deixassem de ter a capacidade de girar de maneira independente, impedindo portanto o empenamento da seção transversal.

A consequência da adoção dos travamentos descritos pode ser observada na figura 32 e na figura 33. Nota-se que o uso do travamento tipo 1 (LINK180 para o travamento global da seção e BEAM188 para o travamento local das chapas) permitiu a ocorrência do giro relativo que caracteriza o empenamento da seção transversal. O travamento tipo 2 (que utiliza elementos de BEAM188 para os travamentos global e local), por outro lado, impediu a ocorrência do empenamento. A figura 34 mostra o tipo de deformação local indesejada que pode ocorrer quando não são utilizados os elementos de restrição.

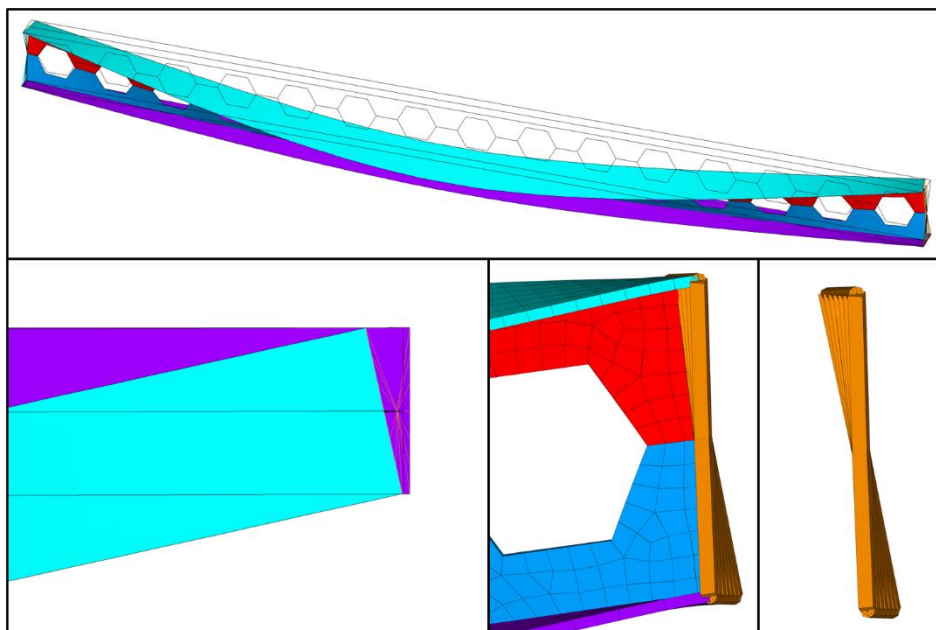


Figura 32 – Travamento tipo 1 com elementos de LINK180 e BEAM188 (em laranja): ocorrência do empenamento.

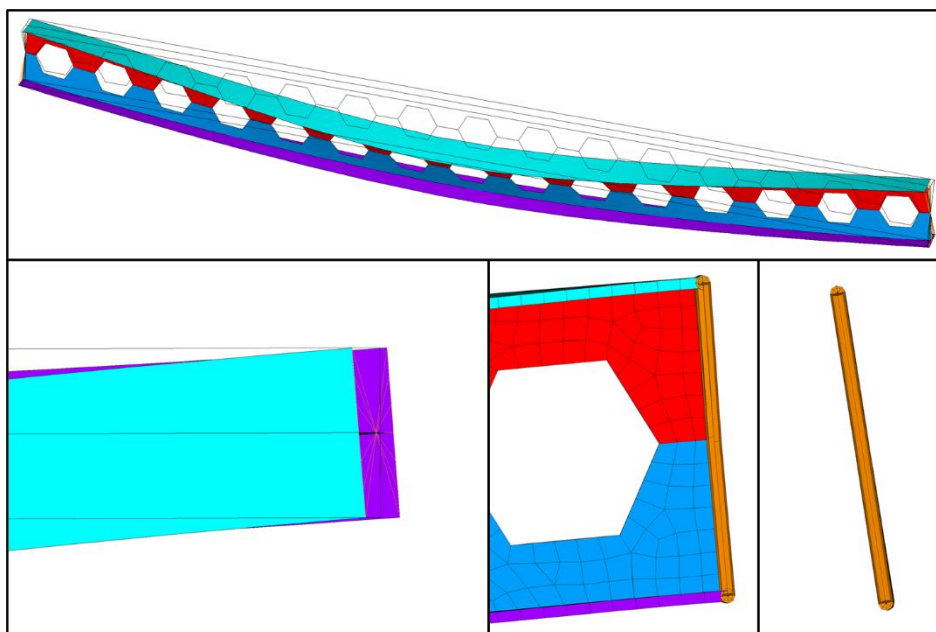


Figura 33 – Travamento tipo 2 apenas com elementos de BEAM188 (em laranja): empenamento restringido.

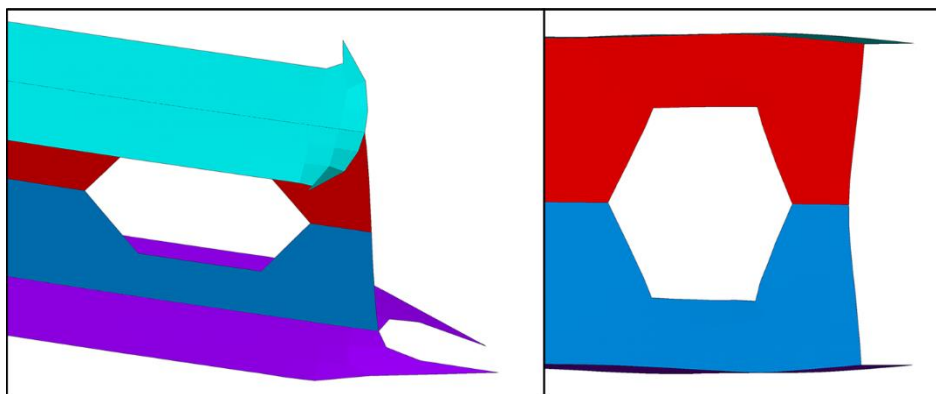


Figura 34 – Deformações locais indesejáveis ocorrendo em modelo sem travamentos locais nas seções apoiadas.

Toda a discussão a respeito de travamentos globais e individuais e da questão do empenamento torna-se nula quando a viga simulada possui enrijecedores de alma nas extremidades. O enrijecedor de alma age mantendo a forma da seção transversal e proporcionando uma restrição parcial ao empenamento (comprometendo o vínculo de garfo perfeito), dispensando portanto o uso dos travamentos.

Além dos apoios nas extremidades do perfil o modelo paramétrico possui a capacidade de introduzir em qualquer posição desejada apoios laterais (direção perpendicular ao plano da alma). Tais apoios (inseridos nas bordas das mesas, conforme apresentado na figura 35) impedem o deslocamento transversal e a torção da barra.

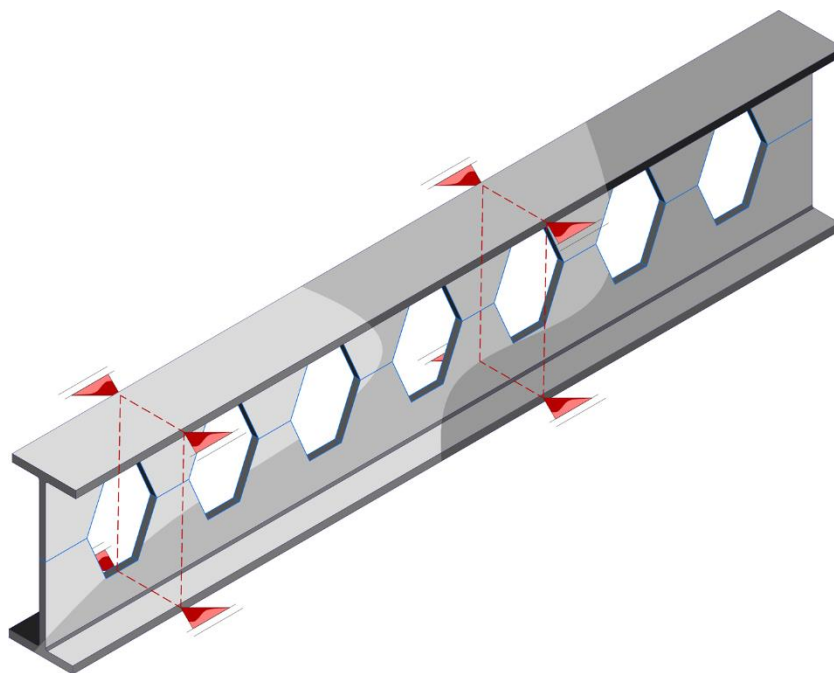


Figura 35 – Apoios laterais introduzidos em posições arbitrárias.

5.1.3 APLICAÇÃO DAS CARGAS

O modelo paramétrico tem a capacidade de inserir os seguintes tipos de carga:

- Força transversal concentrada (direção Y);
- Duas forças transversais equidistantes do centro da barra (flexão de quatro pontos);
- Carga transversal uniformemente distribuída ao longo do vão da barra;
- Força axial nas extremidades da barra;
- Momento fletor em torno do eixo de maior inércia nas extremidades da barra;
- Peso próprio;

A força transversal concentrada é aplicada em apenas uma seção transversal. Por questões de concentração de tensões e convergência do modelo numérico, entretanto, o valor da força é distribuído igualmente entre os nós da mesa superior na posição longitudinal de interesse. Mesmo com essa distribuição da força há a possibilidade de deformações locais indesejadas (a mesa deforma-se como um arco, conforme ilustrado na figura 36). Em geral os autores das publicações de referência introduzem enrijecedores de alma sob os pontos de introdução de carga para eliminar os efeitos localizados. O modelo paramétrico desenvolvido permite a introdução de um número arbitrário de forças transversais concentradas ao longo da barra. Cada força pode ter uma posição e uma magnitude distinta.

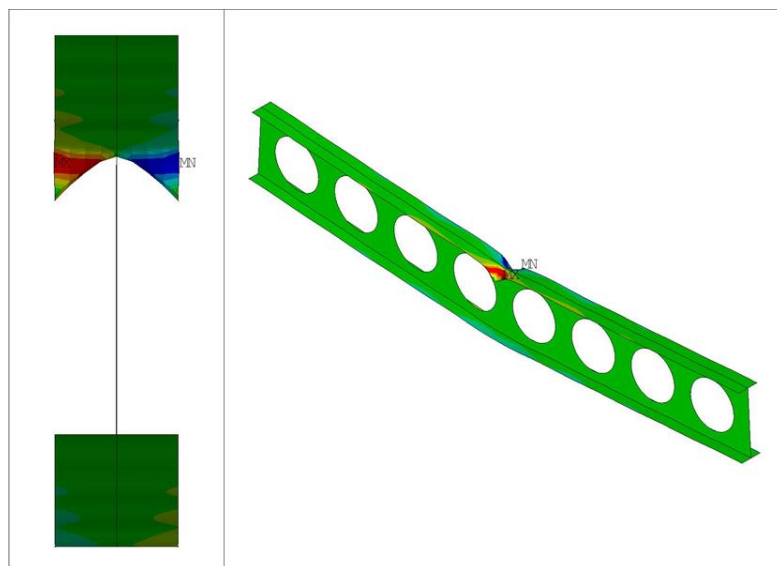


Figura 36 – Deformação local causada pela introdução de carga concentrada na mesa superior.

O par de forças transversais (típico do ensaio de flexão de quatro pontos) possui as mesmas características apresentadas para a força transversal concentrada.

A carga transversal uniformemente distribuída é aplicada sobre os nós da interface alma-mesa superior ao longo de todo o comprimento da barra. Considera-se que a malha da viga é regular (nós equidistantes na direção longitudinal na mesa superior) e aplica-se sobre todos os nós uma força de mesma magnitude. Este tipo de carregamento não foi utilizado em nenhum dos modelos de referência, porém foi introduzido no modelo para o estudo de interação de esforços realizado após a validação do modelo numérico.

A força axial é inserida simultaneamente nas duas extremidades da barra, comprimindo ou tracionando uniformemente todo o vão. O valor da força axial é dividido entre os nós de cada seção transversal extrema de forma a simular um diagrama de tensão axial constante atuando nos elementos. A força axial pode ser distribuída ao longo de toda a seção transversal ou aplicada apenas nos T's superior e inferior (figura 37). Utilizou-se nos estudos paramétricos desenvolvidos neste trabalho o diagrama que simula tensões atuando em toda a seção transversal.

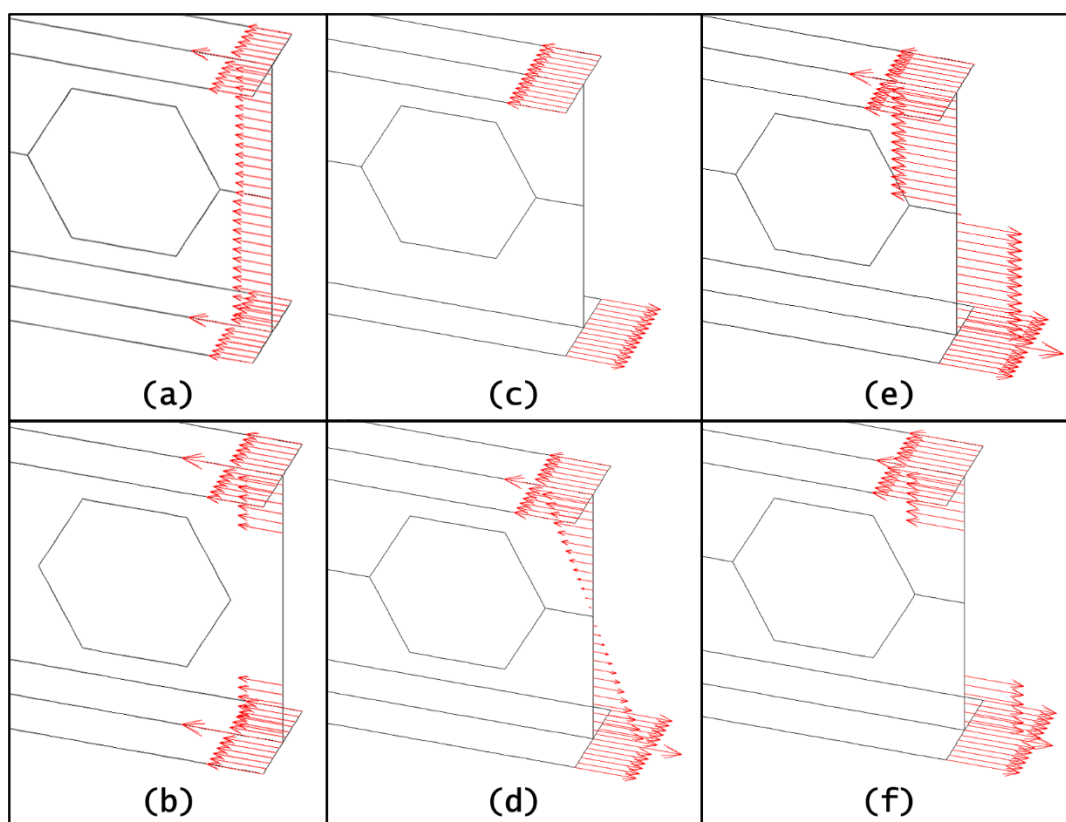


Figura 37 – Forças nodais aplicadas na seção transversal extrema simulando: a) força axial agindo sobre toda a seção; b) força axial agindo apenas nos T's; c) momento fletor como binário de forças; d) momento fletor como diagrama elástico; e) momento fletor como diagrama plástico em toda a seção; f) momento fletor como diagrama plástico apenas nos T's.

O momento fletor em torno do eixo de maior inércia pode ser introduzido com magnitudes distintas nas extremidades esquerda e direita da barra. O valor do momento deve ser convertido em forças nodais, aplicadas nos nós que compõem as seções transversais extremas. As forças nodais simulam um dos seguintes diagramas de tensão axial (figura 37):

- Diagrama elástico. As tensões que resultam das forças nodais distribuem-se segundo o diagrama triangular característico do regime elástico;
- Diagrama plástico. As tensões distribuem-se segundo o diagrama retangular característico do regime plástico. O nó entre as metades superior e inferior do diagrama não recebe força;
- Binário de forças. O momento é convertido num binário de forças a ser aplicado nas mesas superior e inferior. Cada força que compõe o binário é dividida igualmente entre os nós da largura da mesa;
- Diagrama plástico nos T's. Aplica-se forças nodais apenas nas regiões dos T's superior e inferior. As tensões axiais resultantes simulam um diagrama plástico (retangular) atuando apenas nas mesas e nos trechos da alma que compõem os T's.

Nas análises paramétricas desenvolvidas neste trabalho utilizou-se o diagrama plástico nos T's para a conversão do momento fletor em forças nodais.

O peso próprio é introduzido no modelo numérico através da atribuição de densidade aos materiais e de um campo de aceleração global. Com essas duas definições o ANSYS consegue contabilizar a carga correspondente ao peso próprio da estrutura modelada. Todas as cargas descritas podem ser aplicadas individualmente sobre o modelo ou combinadas de maneira arbitrária com as demais cargas.

5.1.4 TENSÕES RESIDUAIS

As tensões residuais foram inseridas utilizando o comando nativo do ANSYS que é próprio para este tipo de tarefa (INISTATE). Utilizou-se a opção de inserir as tensões sobre os nós da malha.

Quando utilizadas, as tensões residuais foram aplicadas ao longo de toda a extensão da barra nos nós que compõem os T's superior e inferior. O valor aplicado foi igual ao do diagrama de tensões residuais que se desejava simular. As tensões residuais são inseridas integralmente no primeiro incremento de carga e o modelo é solucionado apenas com essa solicitação e com condições de apoio mínimas apenas para impedir os deslocamentos de corpo rígido. Após essa análise inicial são introduzidos os demais carregamentos e as condições de contorno reais da barra e uma nova solução é realizada.

5.1.5 MÉTODOS DE SOLUÇÃO

Todas as análises realizadas foram do tipo não-linear (geométrica, e fisicamente), incremental iterativo, estático e considerando a teoria de grandes deslocamentos. Para contemplar as não linearidades do modelo e superar as dificuldades de convergência utilizou-se dois dos algoritmos de solução do ANSYS:

- Newton-Raphson com incremento de carga;
- Arc-length com incremento de carga;

Os modelos solucionados com Newton-Raphson têm o valor do carregamento gradualmente incrementado até que não seja possível obter o equilíbrio. Neste momento a análise é interrompida, deixando registrados o ponto de carga máxima e todos os incrementos de carga introduzidos até então.

Os modelos solucionados utilizando o método de comprimento de arco, por outro lado, têm a capacidade de atingir a carga máxima sem provocar a interrupção da análise. Essa qualidade é particularmente útil para o estudo do comportamento pós-falha das estruturas, uma vez que é possível capturar o comportamento estrutural no ramo associado à redução da carga aplicada. Em contrapartida, o método *arc-length* está associado a um custo computacional muito superior, com soluções demorando uma ordem de magnitude a mais do que aquelas realizadas utilizando Newton-Raphson com incremento de carga.

Os dois métodos de solução em geral resultam em forças resistentes quase idênticas. Por esses motivos adotou-se o método de comprimento de arco apenas quando havia o interesse em estudar o comportamento dos perfis após a ocorrência do primeiro colapso. Quando o objetivo da análise era apenas obter a força resistente (como no caso dos estudos de interação realizados) utilizou-se o algoritmo de Newton-Raphson com incremento de carga.

5.1.6 POTENCIAL DO MODELO NUMÉRICO

O código APDL que cria o modelo de elementos finitos no ANSYS possui capacidades que excedem as exploradas neste trabalho. A figura 38 ilustra a geometria de um modelo arbitrário que pode ser gerado alterando-se apenas os valores dos dados de entrada do arquivo DATA. É possível, além das capacidades que serão apresentadas neste trabalho:

- Deslocar verticalmente a linha de aberturas;
- Fechar alvéolos quaisquer;

- Criar seções monossimétricas (largura e espessura das mesas e espessura das metades superior e inferior da alma podem ter valores distintos);
- Introduzir enrijecedores de alma e apoios laterais em posições arbitrárias;
- Introduzir enrijecedores nas aberturas;
- Aplicar um número qualquer de forças concentradas (magnitudes e posições distintas);

Além das capacidades apresentadas o modelo numérico desenvolvido é capaz de realizar análises de flambagem elástica e análises dinâmicas (análise modal e análise transiente).

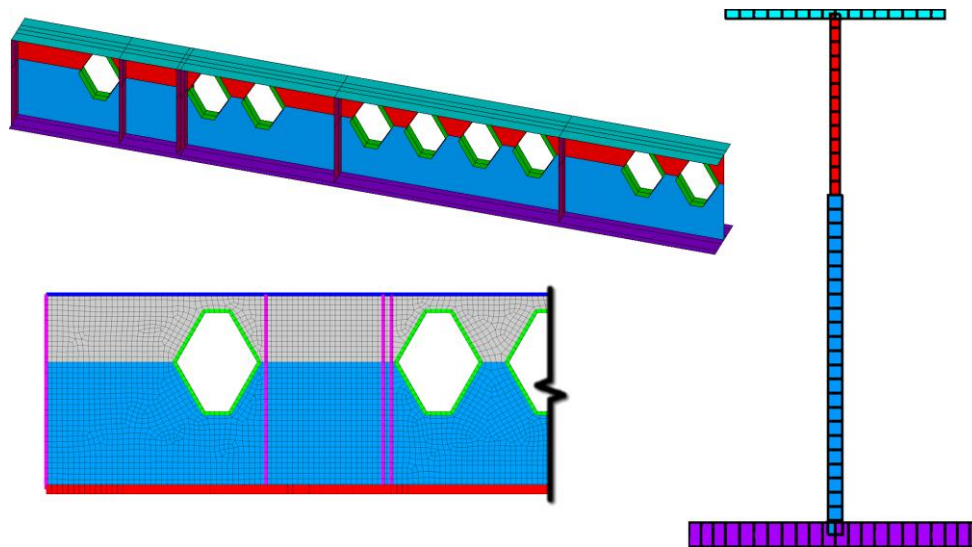


Figura 38 – Modelo com geometria arbitrária para demonstração do potencial do programa em APDL criado no ANSYS.

5.2 APLICAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

5.2.1 COMPARAÇÃO COM RESULTADOS EXPERIMENTAIS

É necessário demonstrar que o modelo numérico desenvolvido simula satisfatoriamente os resultados obtidos em ensaios experimentais. Para tal realizou-se a princípio uma validação do modelo numérico por meio da comparação entre os resultados do ANSYS e os resultados experimentais extraídos da literatura. Três aspectos foram levados em consideração na determinação do sucesso ou fracasso da simulação:

- Tipo de colapso. O modelo numérico deve apresentar o mesmo tipo de colapso observado experimentalmente, caso contrário a simulação fracassou;
- Formato da curva força-deslocamento. Os resultados experimentais são frequentemente apresentados na forma de curvas correlacionando a força aplicada durante o ensaio com

os deslocamentos medidos. A mesma curva é gerada a partir dos resultados do modelo numérico e o formato das duas curvas deve ser similar, indicando de maneira indireta que o comportamento estrutural também é similar;

- Valor da força resistente. A carga máxima alcançada na análise numérica deve estar próxima do valor obtido experimentalmente;

Os dois critérios iniciais são de caráter qualitativo e o terceiro é de caráter quantitativo. As curvas força-deslocamento apresentadas ao longo deste texto seguem as convenções estabelecidas na figura 39. Os títulos dos eixos foram omitidos nos gráficos que aparecem nos capítulos subsequentes.

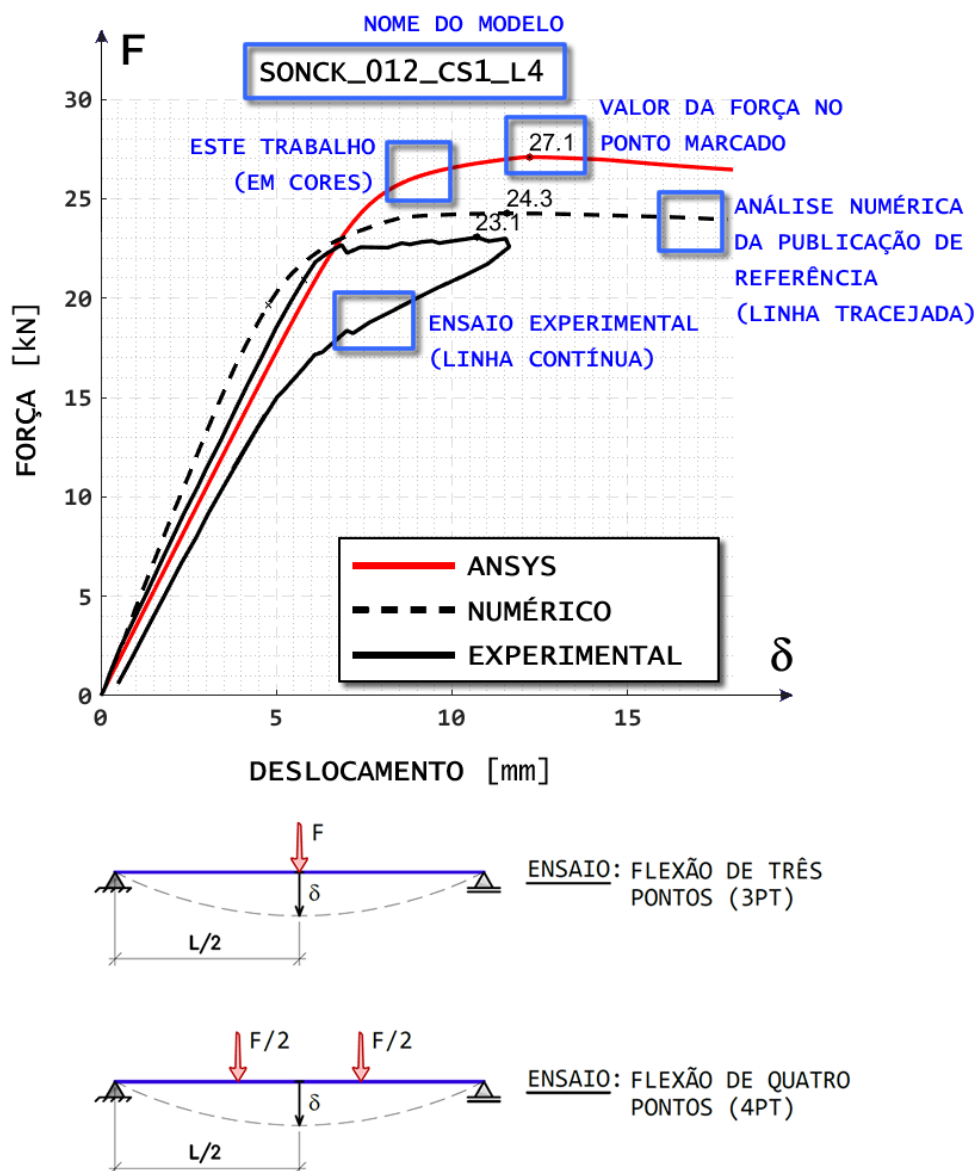


Figura 39 – Descrição esquemática dos gráficos apresentados neste trabalho.

5.2.2 ESTUDO DOS PARÂMETROS DO MODELO NUMÉRICO

O modelo numérico simula, na tentativa de capturar o correto comportamento estrutural, certos fenômenos físicos cuja existência é conhecida, mas cuja investigação experimental é desafiadora. Os mais notórios exemplos de tais fenômenos são as tensões residuais e as imperfeições geométricas. Notou-se também, com base na revisão da literatura, que por vezes o módulo de elasticidade do aço pode, quando medido experimentalmente, apresentar grande variação. Tem-se, portanto, três aspectos físicos (módulo de elasticidade do aço, imperfeições geométricas e tensões residuais) de importância crucial que foram incorporados ao modelo numérico. O desafio no que se refere a tais aspectos é determinar se as considerações feitas na análise numérica (valor do módulo de elasticidade, formato e magnitude da imperfeição geométrica, etc.) produzem um modelo capaz de simular corretamente o comportamento experimental.

Como a determinação experimental dos três aspectos listados é difícil há, no modelo numérico, grande margem para a variação dos valores adotados. Nessa situação deve-se abandonar a pretensão de introduzir valores corretos para os parâmetros que foram apenas grosseiramente estimados. Foi adotada, portanto, uma abordagem distinta: estudou-se, por meio da variação das considerações adotadas, o efeito de cada um dos três aspectos (módulo de elasticidade, tensões residuais e imperfeições geométricas) sobre o comportamento da estrutura. Tal estudo revela a sensibilidade do modelo numérico aos parâmetros analisados, possibilitando que uma decisão consciente seja tomada a respeito dos valores adotados no ato da simulação numérica.

Estudou-se, portanto:

- O módulo de elasticidade, para determinar a influência que sua alteração causa sobre o comportamento da estrutura;
- As tensões residuais, para determinar como devem ser considerados seus efeitos no modelo numérico;
- Diferentes formatos de imperfeição geométrica, afim de determinar as influências quantitativa e qualitativa sobre os modos de colapso.

Estudou-se também, para cada um dos modelos extraídos da literatura, a dimensão ideal da malha de elementos finitos, definida como aquela que é capaz de produzir bons resultados utilizando a menor quantidade possível de recursos computacionais.

5.2.3 EXPLORAÇÃO DA INTERAÇÃO

Após a devida validação do modelo e após o entendimento da influência dos parâmetros sobre o comportamento da estrutura realizou-se, utilizando o modelo numérico, uma exploração da

interação de esforços internos e da interação de modos de falha. Como resultado desse estudo foi possível tecer comentários acerca do comportamento estrutural de perfis castelados e celulares de esbeltez intermediária sujeitos a solicitações combinadas.

5.3 AUTOMAÇÃO: USO DE APDL E DO MATLAB

Para que fosse possível solucionar o grande número de modelos necessário aos estudos realizados foi necessário combinar o uso da linguagem paramétrica do ANSYS (APDL, *Ansys Parametric Design Language*) com o MATLAB (MathWorks, R2016a). O código APDL desenvolvido para o ANSYS foi dividido em três partes:

- DATA: arquivo contendo apenas a atribuição de valores às variáveis de entrada, a ser preenchido pelo usuário;
- MODEL: arquivo executado após a leitura de DATA que cria e soluciona o modelo numérico;
- POST: arquivo executado após o término da solução de MODEL que extrai os resultados da análise numérica e os escreve em arquivos de texto para economizar espaço em disco rígido.

O grande número de testes realizados inviabilizou o preenchimento manual do arquivo DATA. Por esse motivo adotou-se um método indireto de criação do APDL de dados iniciais. O *software* MATLAB foi utilizado para gerar arquivos DATA com pequenas variações (para estudo de malha, estudo de imperfeições geométricas, etc.) e para, na sequência, executar o ANSYS múltiplas vezes, solucionando cada um dos modelos gerados.

O grande número de resultados gerados também criou dificuldades para o pós-processamento, inviabilizando a geração individual de cada gráfico desejado através da importação de dados para planilha do Excel. Adotou-se novamente o MATLAB para a análise dos resultados obtidos pelo ANSYS e escritos em arquivo pelo APDL denominado POST.

As janelas desenvolvidas no MATLAB para a importação, apresentação e comparação de resultados são ilustradas na figura 41 (análise das curvas força-deslocamento) e na figura 42 (análise da interação de esforços). A atuação conjunta do MATLAB e do ANSYS é apresentada de maneira esquemática na figura 40.

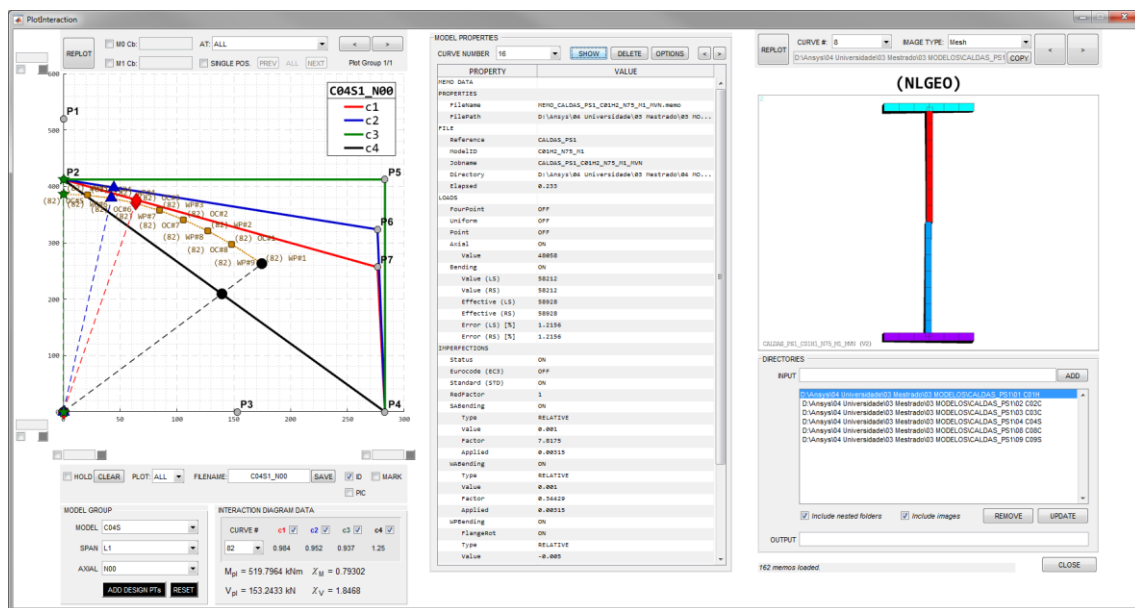


Figura 42 – Janela desenvolvida no MATLAB para estudo da interação de esforços.

6 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

Compilou-se a partir da literatura uma série de publicações nas quais são apresentados resultados de ensaios experimentais e de análises numéricas de vigas alveolares. As vigas estudadas nessas publicações são identificadas ao longo deste texto como modelos de referência. Tomou-se o cuidado de incluir nessa compilação situações nas quais a barra sofre o colapso global e situações nas quais o colapso é local.

Obteve-se ao final do levantamento um total de sete publicações de referência, contendo no total 42 modelos de referência. Os modelos de colapso global (sujeitos a ensaio de flexão de quatro pontos) foram retirados de Sonck (2013) e Nseir *et al.* (2012). Os modelos de colapso local (sujeitos a ensaio de flexão de três ou quatro pontos) foram retirados de Tsavdaridis & D'Mello (2011), Vieira (2015), Erdal (2011), Warren (2001) e Veríssimo *et al.* (2017). As características geométricas, definições dos materiais e demais propriedades dos modelos são apresentadas, conforme descritas pelos autores das publicações de referência, na tabela 1. A coluna δ_0 indica a magnitude da imperfeição geométrica inicial medida experimentalmente. Os códigos (H) e (C) na coluna ENSAIO representam barras casteladas (abertura hexagonal) e celulares (abertura circular), respectivamente.

A cada publicação de referência é atribuído um código composto pelo último nome do primeiro autor e um número de identificação, separados pelo caractere *underscore* (_). Cada um dos modelos de referência é identificado a partir da concatenação do código da publicação com o nome do modelo conforme definido pelos autores da publicação original. O ensaio de flexão de quatro pontos realizado por Sonck (2013) sobre o modelo CS2_L4 será identificado, portanto, como SONCK_012_CS2_L4.

Nesta etapa de validação do modelo numérico os modelos de referência foram simulados no ANSYS da maneira mais fiel possível. Adotou-se leis tensão-deformação, tipo e magnitude de imperfeição geométrica inicial, condições de contorno e características geométricas conforme descritas nas publicações de referência. Quando há divergência entre uma consideração feita no modelo do ANSYS e um parâmetro do modelo de referência essa alteração será identificada no texto. Todos os resultados do ANSYS apresentados na validação foram obtidos em modelos com malha de dimensão de 10mm.

Tabela 1- Dados gerais dos modelos de referência.

MODELO	ENSAIO	L	d _g	d ₀	b _f	s _w	s _e	t _f ; t _w ; t _s	E; E ₁	f _{y,f} ; f _{y,alma}	δ ₀
		[m]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[GPa]	[MPa]	[mm]
SONCK_012 (Sonck, 2013)											
CS1_L3	4 PT (H)	3,15		118,9		73,8					3,15
CS1_L4	4 PT (H)	3,99		118,9		73,8					3,99
CS1_L6	4 PT (H)	6,09	220,0	118,9	83,1	73,8	210,0	7,3; 5,5; -	205; 0	*	6,09
CS2_L3	4 PT (C)	3,15		142,8		67,2					3,15
CS2_L4	4 PT (C)	3,99		142,8		67,2					3,99
CS2_L6	4 PT (C)	6,09		142,8		67,2					6,09
NSEIR_028 (Nseir et al., 2012)											
HEA_340	4 PT (C)	7,50	472,1	345,0	297,7	170,0	515,0	16,0; 10,4; 16,0	*	480; 480	7,5
IPE_330		11,0	446,5		161,7	50,0	395,0	10,8; 7,9; 10,8		373; 373	11,0
TSAVDARIDIS_032 (Tsavdaridis & D'Mello, 2011)											
A1 B1	3 PT (C)	1,70	449,8	315,5	152,4	94,5 63,0	409,5 378,0	10,9; 7,6; 20,0	200; 0,58	360; 375	0,038
VIEIRA_040 (Vieira, 2015)											
A1	3 PT (H)	2,28	452,2	301,0	103,7	177,2	524,5	6,1; 4,9; 6,1	200; 0	349; 349	8,75
A2		2,28	450,9	298,0	101,8	176,5	524,8	6,1; 5,1; 6,1		341; 345	2,32
B1		2,04	453,7	301,0	103,5	79,9	327,1	7,1; 5,7; 7,1		357; 350	1,51
B2		2,03	451,1	302,0	101,4	76,8	327,4	6,1; 5,1; 6,1		357; 350	2,18
B3		2,08	458,3	307,0	100,7	78,6	333,6	9,1; 6,6; 9,1		365; 365	6,17
B4		2,08	462,0	310,0	101,7	79,8	334,0	9,3; 6,4; 9,3		413; 413	1,66
B5		2,14	472,6	316,0	170,5	82,7	342,2	13,1; 7,8; 13,1		426; 426	5,04
B6		2,14	472,9	317,0	171,3	82,3	342,2	12,5; 8,0; 12,5		426; 426	3,49
ERDAL_045 (Erdal, 2011)											
240A	3 PT (C)	2,85	355,6	251,0	106,0	94,0	345,0	13,1; 8,7; -	190; 0,390	390; 390	-
240C		2,85	355,6	251,0	106,0	94,0	345,0	13,1; 8,7; -	190; 0,390	390; 390	
260		2,83	394,5	286,0	113,0	103,0	389,0	14,1; 9,4; -	195; 0,290	290; 290	
280		2,82	406,9	271,0	119,0	163,0	434,0	15,2; 10,1; -	185; 0,295	295; 295	
WARREN_047 (Warren, 2001)											
1A	3 PT (C)	3,10	289,8	200,0	133,4	100,0	300,0	7,8; 5,8; 8,0	194; *	310; 328	-
2A	3 PT (C)	3,80	309,3	225,0	133,4	75,0	300,0	7,8; 5,8; 6,0		320; 347	
3A	3 PT (C)	3,80	435,0	300,0	101,6	150,0	450,0	6,8; 5,8; 6,0		350; 370	
4A	3 PT (C)	8,20	463,2	325,0	101,6	75,0	400,0	6,8; 5,8; 6,0		437; 430	
1B	4 PT (C)	5,50	289,8	200,0	133,4	100,0	300,0	7,8; 5,8; 10,0		323; 354	
2B	4 PT (C)	5,60	309,3	225,0	133,4	75,0	300,0	7,8; 5,8; 8,0		343; 394	
3B	4 PT (C)	4,20	435,0	300,0	101,6	150,0	450,0	6,8; 5,8; 8,0		337; 343	
4B	4 PT (C)	7,40	463,2	325,0	101,6	75,0	400,0	6,8; 5,8; 8,0		360; 390	
SAKIYAMA_NP1** (Veríssimo et al., 2017)											
SA1; SA2	3 PT (H)	2,25	450,0	300,0	125,0	173,2	519,6	-	200; 0	-	7,5; 4,0
SB1; SB2		2,02	450,0	300,0	125,0	75,4	324,0	-		-	8,6; 10,6
SB3; SB4		2,12	456,5	315,0	125,0	79,2	340,2	-		-	8,3; 3,6
SB5; SB6		2,19	487,5	325,0	167,0	81,7	351,0	-		-	1,1; 3,7
SE1; SE2		3,03	675,0	450,0	150,0	113,1	486,0	-		-	13,7; 15,7
SX1; SX2		3,77	840,0	560,0	170,0	140,7	604,8	-		-	21,4; 24,1

* Consultar tabela de dados complementares (tabela 2).

** Certos dados omitidos a pedido dos autores. Verissimo et al. (2017) para obter a descrição completa dos modelos.

Tabela 2 – Dados complementares dos modelos de referência.

SONCK_012 (Sonck, 2013)						
MODELO	L _F [m]	f _{y,fl. Sup} [MPa]	f _{y, fl. Inf} [MPa]	f _{y,alma} [MPa]		
CS1_L3	0,210	352	349	332		
CS1_L4	1,890	348	342	320		
CS1_L6	1,890	352	349	332		
CS2_L3	0,210	342	341	329		
CS2_L4	1,890	348	351	339		
CS2_L6	1,890	342	341	329		
NSEIR_028 (Nseir et al., 2012)						
MODELO	s _{wi} (= s _{wf}) [m]	L _F [m]	E ₀ ; E ₁ ; E ₂ ; E ₃ [GPa]	f _u [MPa]	x _{AL} [m]	x _{Enrij} [m]
HEA_340	1,2600	5,30	212,1; 0; 1,357; 0	552	1,100; 6,400	1,100; 6,400
IPE_330	2,1675	7,11	173,4; 0; 3,524; 0	481	1,945; 9,055	1,945; 9,055
WARREN_047 (Warren, 2001)						
MODELO	L _F [m]	E _{1,fl} ; E _{1,alma} [GPa]	x _{AL} [m]	x _{Enrij} [m]		
1A	-	2,250; 0,562	0,80; 2,90	1,550		
2A	-		1,45	1,900		
3A	-		0,325; 1,225; 3,457	1,900		
4A	-		0,3; 2,3; 3,5; 5,5; 7,5	4,100		
1B	1,833		0,5; 1,1; 4,1; 4,7	1,833; 3,667		
2B	1,867		0,55; 1,15; 4,15; 4,75	1,867; 3,733		
3B	1,400		0,30; 1,65; 2,10; 3,45; 3,90	1,400; 2,800		
4B	2,467		0,3; 2,3; 3,1; 3,7; 4,3; 5,1; 6,7	2,467; 4,933		

6.1 Sonck (2013)

Todos os seis ensaios de Sonck (2013) foram do tipo flexão de quatro pontos e resultaram em colapso global por flambagem lateral com torção. As três vigas casteladas foram fabricadas a partir de um perfil I de alma cheia da maneira convencional (corte, deslocamento e solda), mas as vigas celulares foram fabricadas de maneira atípica. A viga I de alma cheia foi cortada em ziguezague (de modo a produzir aberturas hexagonais) e soldada nos montantes como uma viga castelada convencional. Após esse processo as bordas das aberturas hexagonais foram cortadas com maçarico de forma a conceder-lhes o formato circular (figura 43). Esse modo de fabricação tem, segundo Sonck (2013), consequências importantes no que se refere às tensões residuais presentes no perfil.

Apesar de ter medido as imperfeições iniciais das barras que ensaiou a autora decidiu utilizar magnitude de imperfeição geométrica inicial igual a $L/1000$. Segundo Sonck (2013) inseriu-se uma flexão em torno do eixo de menor inércia com o formato de uma senoide (figura 44). Aqui o modelo do ANSYS diverge ligeiramente, pois a imperfeição inserida foi obtida aplicando-se uma

carga lateral uniformemente distribuída ao longo de todo o vão da barra, gerando uma deformada melhor descrita matematicamente por um polinômio do quarto grau.



Figura 43 – Processo atípico de fabricação de vigas celulares adotado por Sonck (2013). Imagem adaptada de Sonck (2013).

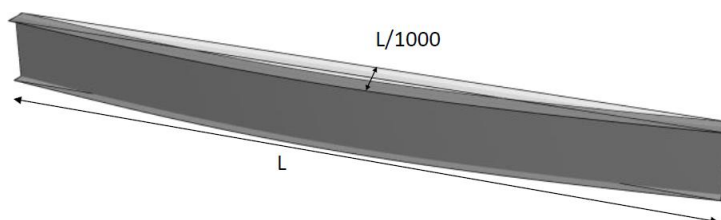


Figura 44 – Imperfeição geométrica inicial adotada por Sonck (2013). Fonte: Sonck (2013).

Sonck (2013) também realizou ensaios do material mas decidiu, em última instância, adotar apenas os valores medidos da resistência ao escoamento. As medições do módulo de elasticidade foram descartadas por apresentarem-se muito discrepantes e um valor de E nominal igual a 205GPa foi utilizado em todas as análises numéricas.

A autora inseriu diretamente em sua análise numérica distribuições de tensões residuais apresentadas em Sonck & Belis (2015). Para as vigas celulares duas análises numéricas foram realizadas: uma com o padrão de tensões residuais TS (*tee-section*, medições experimentais realizadas na seção no centro da abertura); e uma com o padrão denominado WP (*web-post*, medições no centro do montante). As tensões residuais não foram incluídas nos modelos do ANSYS nesta validação e serão estudadas apenas no item 8.

Os resultados numéricos obtidos no ANSYS são comparados, na forma de gráficos força-deslocamento, com os resultados experimentais e numéricos de Sonck (2013) na figura 45. Observa-se uma boa correspondência entre os comportamentos experimental e numérico em todos os modelos com exceção dos modelos de maior vão (SONCK_012_CS1_L6 e SONCK_012_CS2_L6). A discrepância ocorre porque os ensaios experimentais dessas duas

barras tiveram que ser interrompidos de forma prematura por dificuldades com o equipamento de aplicação de carga. Se o ensaio tivesse prosseguido até o colapso da barra é possível que fosse atingida uma carga máxima superior.

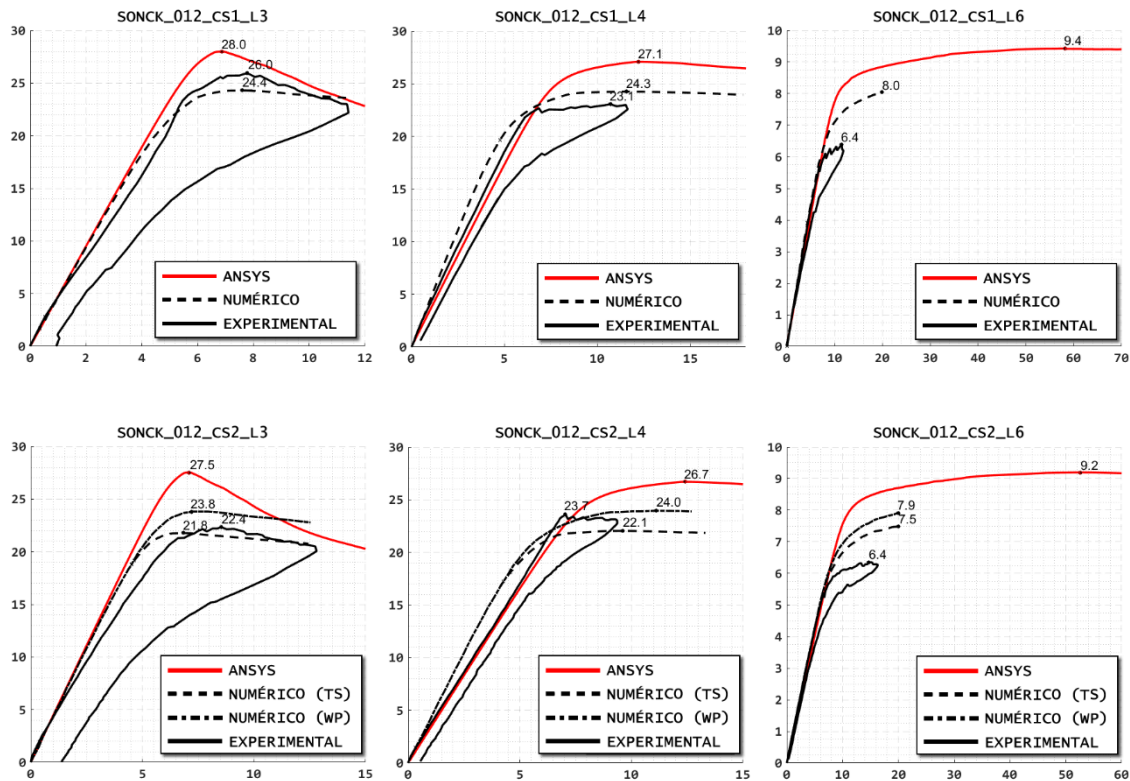


Figura 45 – Validação do modelo numérico do ANSYS contra os resultados de Sonck (2013).

Sonck (2013) especula, entretanto, que mesmo que a carga continuasse a ser incrementada no ensaio experimental das duas vigas mais longas seria possível que a resistência final ainda se revelasse muito inferior à observada nos modelos numéricos. Isso se deve ao modo de colapso dos modelos SONCK_012_CS1_L6 e SONCK_012_CS2_L6. Observando os gráficos da figura 45 nota-se dois comportamentos distintos. Os modelos de vão mais curto experimentam uma rápida redução na carga aplicada após atingida a resistência máxima, dando à curva força-deslocamento o aspecto típico da falha por instabilidade (nesse caso a FLT). Em CS1_L6 e CS2_L6, entretanto, surge um longo patamar ao redor da carga máxima, no qual a carga permanece praticamente constante e as deformações crescem rapidamente. Observando-se a deformada dessas duas vigas (figura 46) é possível notar que está presente o aspecto do colapso por FLT.

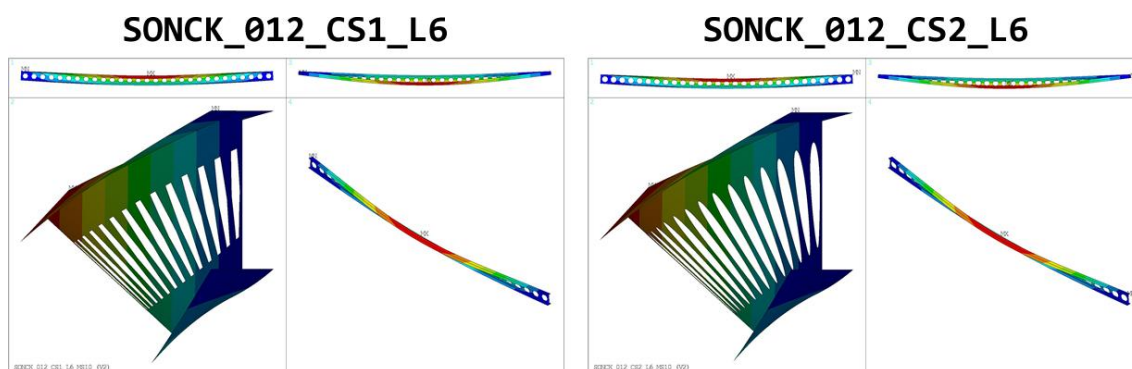


Figura 46 – Deformada característica da FLT obtida nos modelos de Sonck (2013) ao final da análise numérica no ANSYS (cores: deslocamento lateral).

A autora especula, entretanto, que as vigas de vão mais longo podem ter na verdade experimentado uma falha por plastificação com deslocamentos extremamente grandes (da ordem de 500mm). Na figura 48 pode-se observar a plastificação completa das mesas na região entre apoio e ponto de introdução de carga, corroborando a hipótese de falha por plastificação. Esse comportamento adequa-se melhor ao aspecto das curvas força-deslocamento correspondentes. Sonck (2013) comenta que a diferença de carga máxima entre o experimento e a análise numérica revela a inadequação do modelo numérico para simular a situação na qual os deslocamentos são extremamente grandes. Numa situação mais realista, comenta Sonck (2013), o dimensionamento das vigas SONCK_012_CS1_L6 e SONCK_012_CS2_L6 seria governado pelo estado limite de serviço (flecha) e os grandes deslocamentos que invalidam o modelo numérico não seriam atingidos.

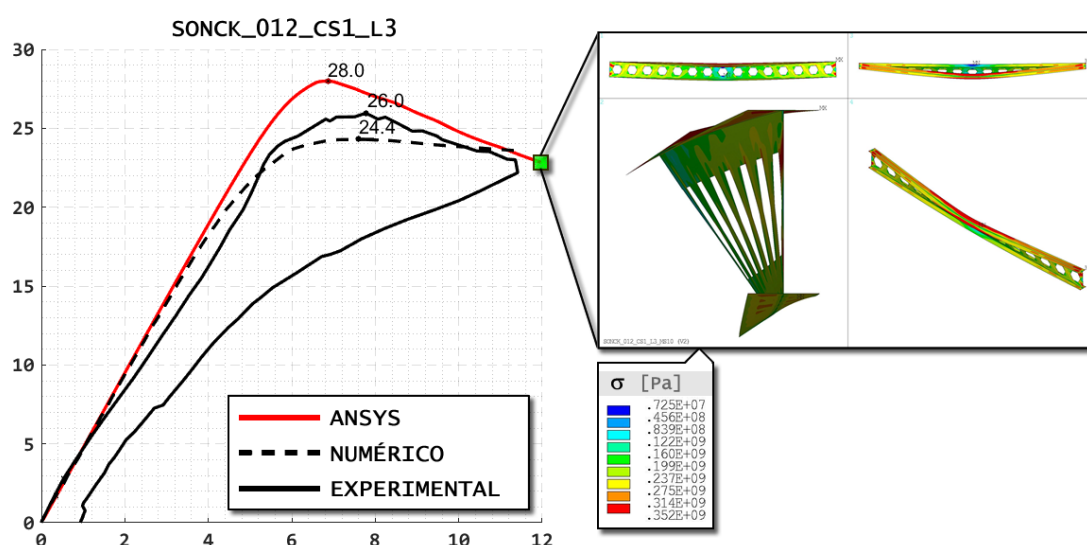


Figura 47 – Resultados ao final da análise (curva força-deslocamento e tensões de von Mises) obtidos no ANSYS para o modelo de vão curto SONCK_012_CS1_L3.

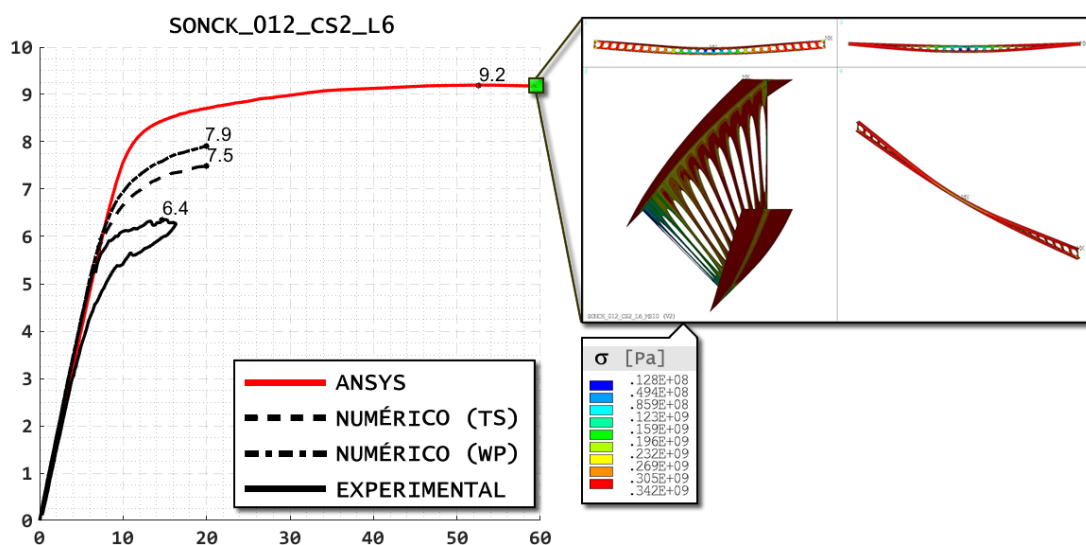


Figura 48 – Resultados ao final da análise (curva-força deslocamento e tensões de von Mises) obtidos no ANSYS para o modelo de vão longo SONCK_012_CS2_L6.

A figura 49 e a figura 50 apresentam as deformadas de dois modelos de Sonck (2013). Nota-se que no ponto de carga máxima o deslocamento transversal da barra já era significativo e que havia pouca plastificação. Ao final da análise observa-se a plastificação da borda comprimida da mesa superior para as vigas curtas (figura 49). O conjunto de características da deformada leva à conclusão de que os modelos de Sonck (2013) são muito propensos ao colapso por FLT, que pode ocorrer até mesmo no regime elástico do material.

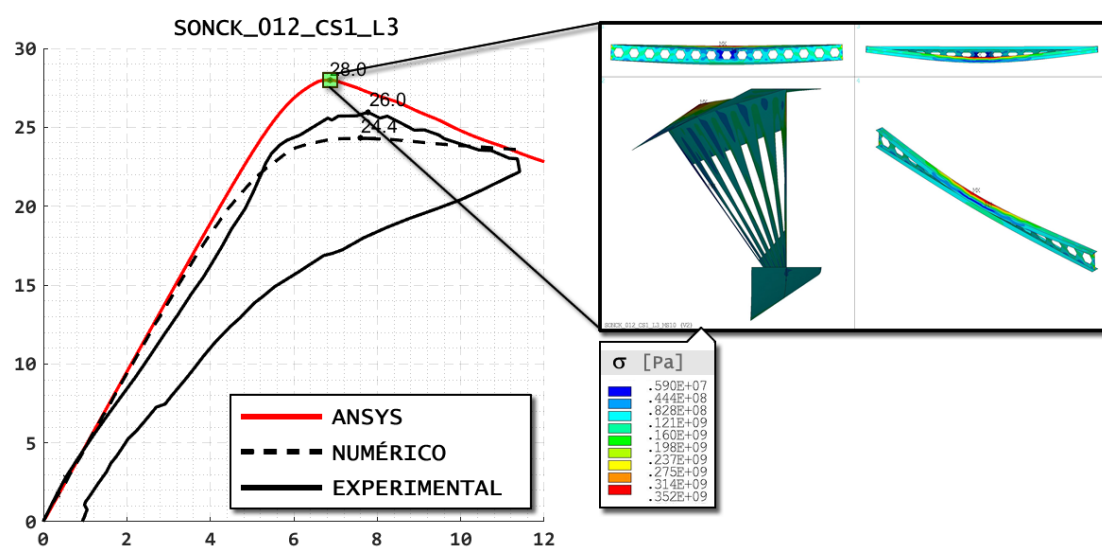


Figura 49 – Resultados no ponto de máxima carga para o modelo de vão curto SONCK_012_CS1_L3.

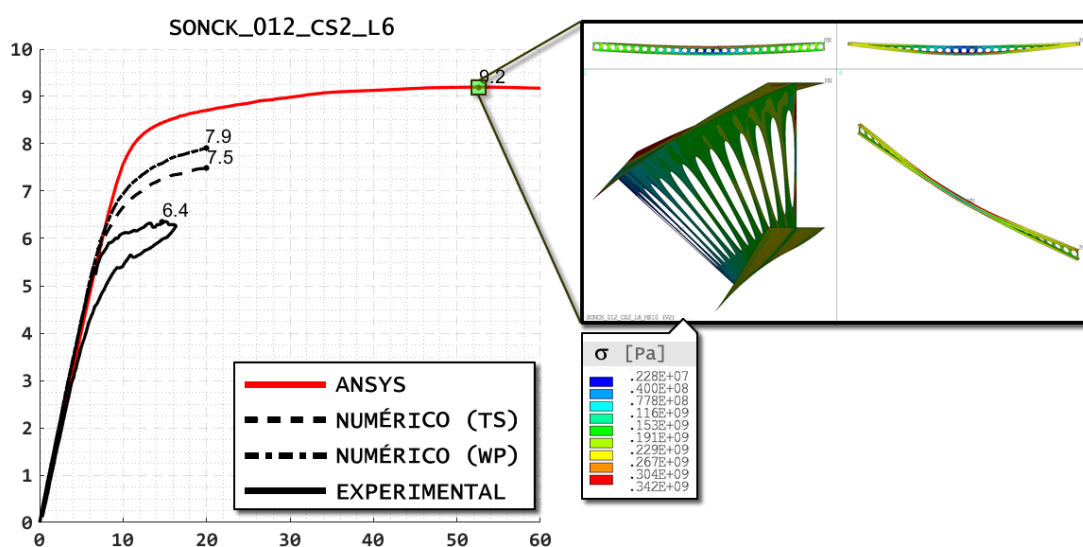


Figura 50 – Resultados no ponto de máxima carga para o modelo de vão longo SONCK_012_CS2_L6.

A tabela 3 resume as diferenças entre as cargas máximas obtidas nas três análises (ensaio e modelo numérico de Sonck (2013) e modelo numérico do ANSYS).

Tabela 3 – Comparação entre as forças resistentes de Sonck (2013) e as obtidas no ANSYS neste trabalho.

MODELO	EXPERIMENTAL [kN]	NUMÉRICO [kN]		ANSYS [kN]
		TS	WP	
SONCK_012_CS1_L3	26,0	24,3	-	28,0
SONCK_012_CS1_L4	23,1	24,3	-	27,1
SONCK_012_CS1_L6	6,39	8,05	-	9,43
SONCK_012_CS2_L3	22,3	21,8	23,8	27,5
SONCK_012_CS2_L4	23,6	22,0	24,0	26,7
SONCK_012_CS2_L6	6,36	7,48	7,92	9,20

A figura 51 apresenta o resultado do estudo de malha para os modelos SONCK_012. Foram solucionados modelos com malhas de 50, 40, 30, 25, 20, 15 e 10mm de dimensão. Observou-se que a malha de 40mm já produz resultados indistinguíveis daqueles das demais malhas mais refinadas.

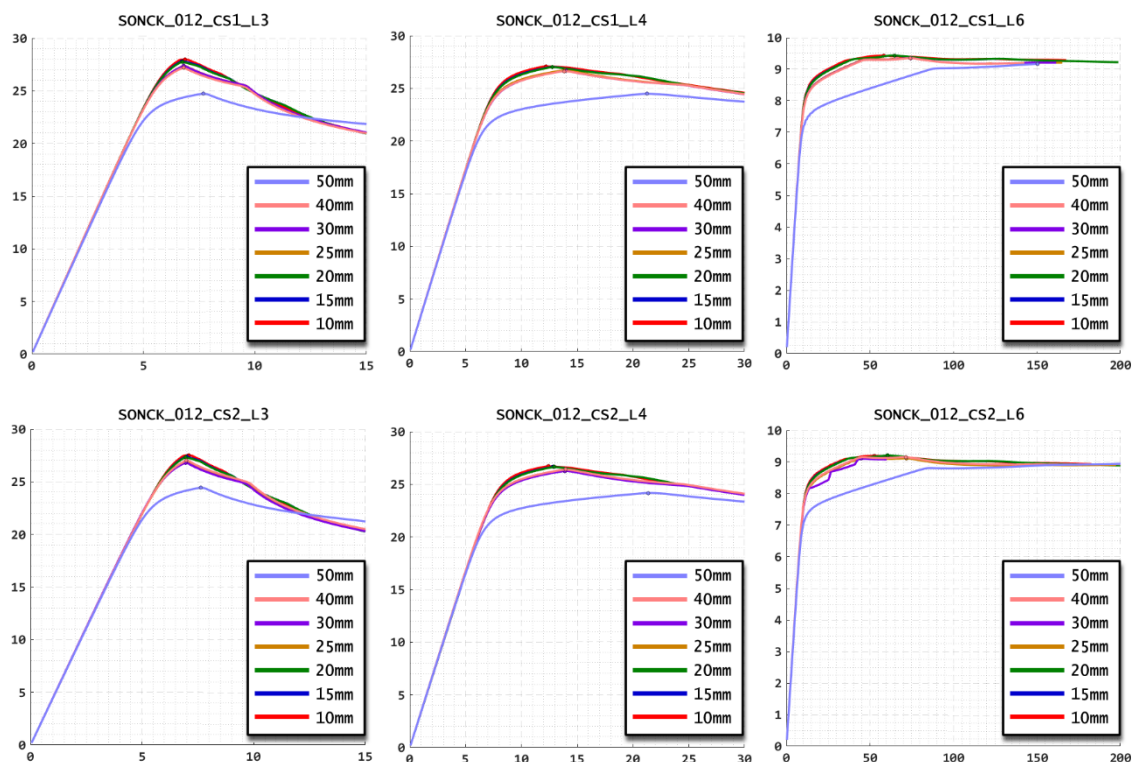


Figura 51 – Resultados do estudo de malha realizado no ANSYS para os modelos de Sonck (2013).

6.2 Nseir *et al.* (2012)

Nseir *et al.* (2012) realizaram três ensaios, dois em vigas celulares e um em viga Angelina. Neste trabalho serão analisados apenas os experimentos envolvendo as vigas com abertura circular (NSEIR_028_HEA_340 e NSEIR_028_IPE_330). Os experimentos de Nseir *et al.* (2012) foram do tipo flexão de quatro pontos. Nas posições de introdução de carga adicionou-se enrijecedores de alma e apoios laterais, de maneira que o vão destravado (centro da viga) fosse apenas aquele no qual o momento fletor é constante. As aberturas fora da região central destravada foram fechadas, resultando no modelo apresentado na figura 52. Nseir *et al.* (2012) reportam que ambas as vigas falharam por FLT.

Nseir *et al.* (2012) não introduziram tensões residuais, alegando que sua distribuição em vigas alveolares é muito complexa em decorrência do processo de produção e que a desuniformidade e imprevisibilidade dos detalhes da técnica de fabricação de tais vigas arruína a possibilidade de prever cientificamente a distribuição das tensões residuais.

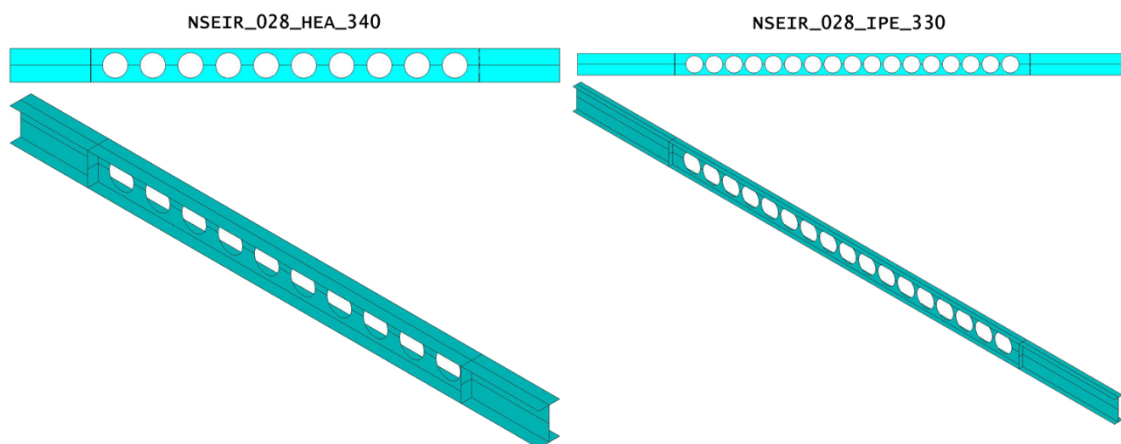


Figura 52 – Geometria das vigas ensaiadas por Nseir *et al.* (2012).

Para a obtenção da geometria deformada inicial das barras ensaiadas Nseir *et al.* (2012) desenvolveram uma técnica de mapeamento tridimensional combinando o uso de um teodolito (mapeamento global da barra, precisão de $\pm 3\text{mm}$) com o uso de um sistema ótico (mapeamento das bordas das mesas e de ambas as superfícies da alma, precisão de $\pm 0,2\text{mm}$). Após um tratamento numérico dado às medições os autores obtiveram a geometria a ser utilizada na análise numérica, apresentada na figura 53 para o modelo NSEIR_028_HEA_340.

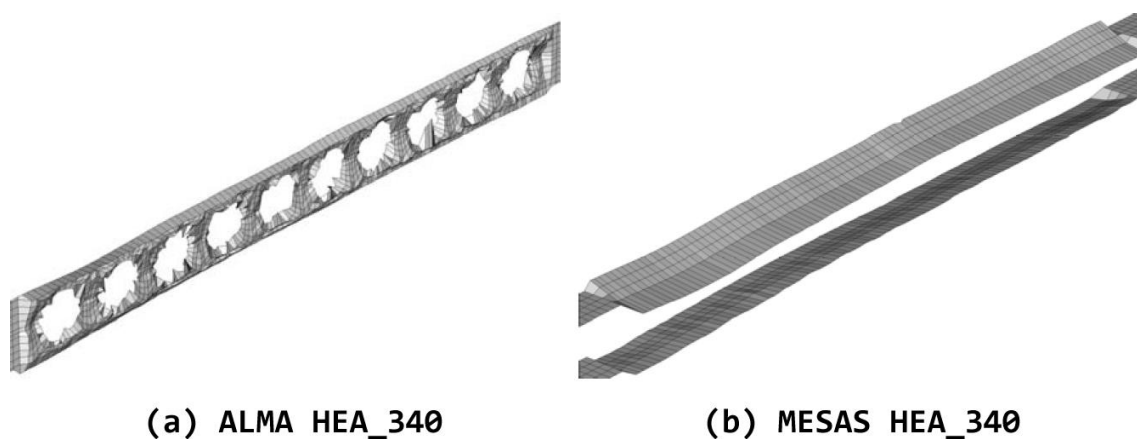


Figura 53 – Geometria inicial adotada por Nseir *et al.* (2012) em suas análises numéricas com base nas medições experimentais realizadas por meio de mapeamento tridimensional.

Como a descrição completa dessas geometrias deformadas não foi fornecida por Nseir *et al.* (2012) resta apenas a possibilidade de introduzir uma imperfeição geométrica inicial de formato conhecido. Nesse caso aplicou-se no modelo do ANSYS apenas uma flexão em torno do eixo de menor inércia com magnitude de $L/1000$.

Nseir *et al.* (2012) realizaram ensaios para determinar as propriedades mecânicas do aço das vigas. A partir dos resultados os autores propuseram um diagrama multilinear para a lei tensão-deformação dos materiais. A comparação entre os resultados numéricos obtidos no ANSYS e os resultados de Nseir *et al.* (2012) é apresentada na figura 54.

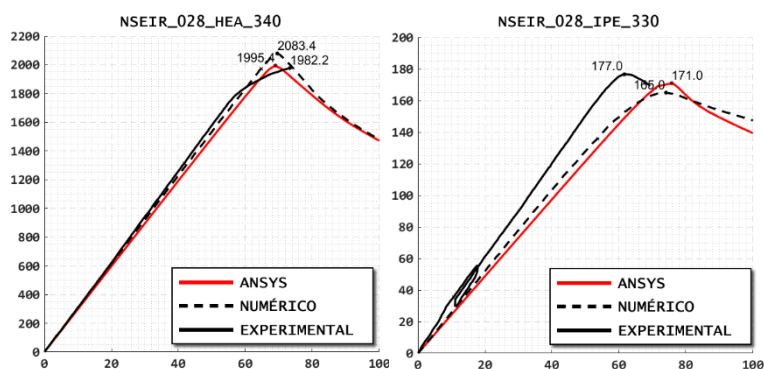


Figura 54 – Resultados da validação do modelo numérico do ANSYS contra os resultados de Nseir *et al.* (2012).

A correspondência é excelente quanto ao comportamento da viga e quanto à carga máxima atingida. Apesar de ambos os modelos terem sofrido colapso por flambagem lateral com torção é possível notar que houve uma intensa plastificação (característica da formação de rótula plástica) no trecho de momento fletor constante e um pequeno deslocamento transversal no ponto de carga máxima (figura 55) no modelo NSEIR_028_HEA_340. De fato, a viga encontrava-se na iminência do colapso por formação de rótula plástica quando sofreu FLT. Esse comportamento se reflete no gráfico força-deslocamento na forma de uma queda brusca na carga ao final do trecho linear ascendente da curva.

Os modelos de Nseir *et al.* (2012) apresentam diferença de comportamento significativa em relação aos modelos de Sonck (2013). Apesar de todos falharem por FLT os modelos de Sonck (2013) já estão sujeitos a grandes deslocamentos laterais quando é atingida a carga máxima e apresentam escoamento localizado apenas na borda da mesa superior, estando portanto muito mais distantes da formação de rótula plástica. A tabela 4 resume as comparações entre a carga máxima alcançada na análise numérica do ANSYS, as cargas máximas (numérica e experimental) de Nseir *et al.* (2012) e o momento fletor de plastificação calculado segundo o fluxograma da figura 11. Nota-se a proximidade entre a força resistente e a força de plastificação para o modelo NSEIR_028_HEA_340.

A figura 56 apresenta os resultados do estudo de malha para os modelos NSEIR_028_HEA_340 e NSEIR_028_IPE_330. Estudou-se malhas de 50, 40, 30, 25, 20, 15 e 10mm e em ambos os casos foi determinado que a malha de 40mm produz resultados satisfatórios.

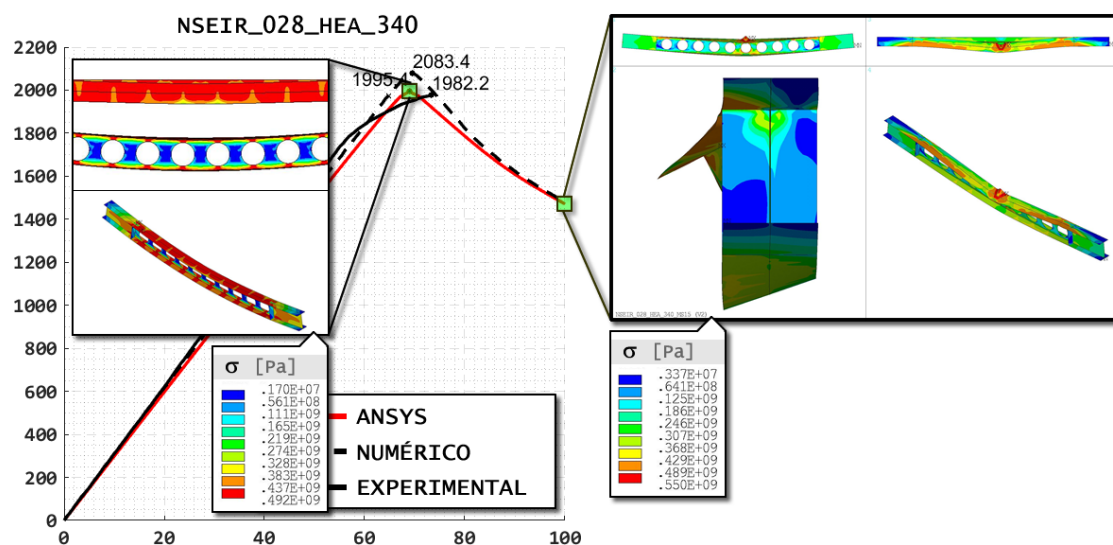


Figura 55 – Resultados obtidos no ANSYS no ponto de carga máxima e ao final da análise (em cores: tensões de von Mises).

Tabela 4 – Comparação entre a força resistente obtida por Nseir *et al.* (2012) e a obtida no ANSYS. Apresentada também a força correspondente à formação da rótula plástica de acordo com a Figura 11.

MODELO	EXPERIMENTAL [kN]	NUMÉRICO [kN]	ANSYS [kN]	RÓTULA PLÁSTICA [kN]
NSEIR_028_HEA_340	1977	2078	1993	2065
NSEIR_028_IPE_330	176,7	165,0	170,9	598,4

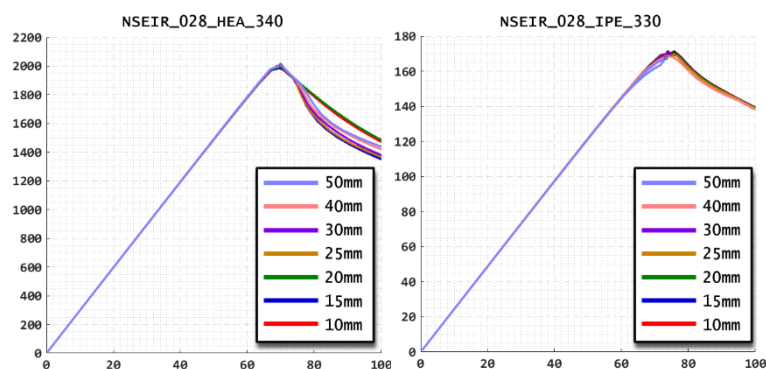


Figura 56 – Resultado do estudo de malha no ANSYS para os modelos de Nseir *et al.* (2012).

6.3 Tsavdaridis & D'Mello (2011)

Tsavdaridis & D'Mello (2011) realizaram análises numéricas e experimentais em vigas alveolares com aberturas de diversos formatos. Serão estudadas neste trabalho apenas as vigas celulares (modelos TSAVDARIDIS_032_A1 e TSAVDARIDIS_032_B1). As vigas de Tsavdaridis & D'Mello (2011) foram fabricadas por meio da perfuração direta do perfil I de alma cheia original. Não há, portanto, ganho na altura total da seção transversal ou solda na seção mínima do montante. O objetivo dos autores era estudar a flambagem com torção do montante (FTM). Por esse motivo foram realizados ensaios de flexão de três pontos (carga concentrada no centro do vão) em vigas curtas (com apenas quatro aberturas) com travamento lateral no centro do vão. Adicionou-se enrijecedores de alma nas seções extremas (apoios direito e esquerdo) e no centro do vão (sob o ponto de introdução da carga concentrada).

Tsavdaridis & D'Mello (2011) não levaram em consideração em suas análises numéricas as tensões residuais. Os autores introduziram imperfeição geométrica inicial com formato do primeiro modo de flambagem (figura 57) e magnitude de $0,038\text{mm}$ ($t_w/200$). Esse tipo de imperfeição corresponde à deformada característica do colapso por FTM. Os autores adotaram lei tensão-deformação bilinear definida por módulo de elasticidade de 200GPa , resistência ao escoamento de 355MPa e módulo tangente (endurecimento) de 580MPa .

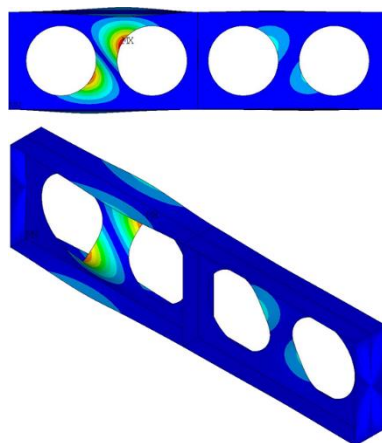


Figura 57 – Modo de flambagem correspondente à flambagem com torção do montante obtido em análise numérica (em cores: deslocamento lateral).

A comparação entre os resultados numéricos e os experimentais é apresentada na figura 58 na forma de curvas força-deslocamento. Os resultados numéricos simulam grosseiramente os experimentais. As pequenas diferenças no aspecto das curvas força-deslocamento são indício de diferenças importantes entre o comportamento dos modelos numéricos e o comportamento da barra ensaiada experimentalmente.

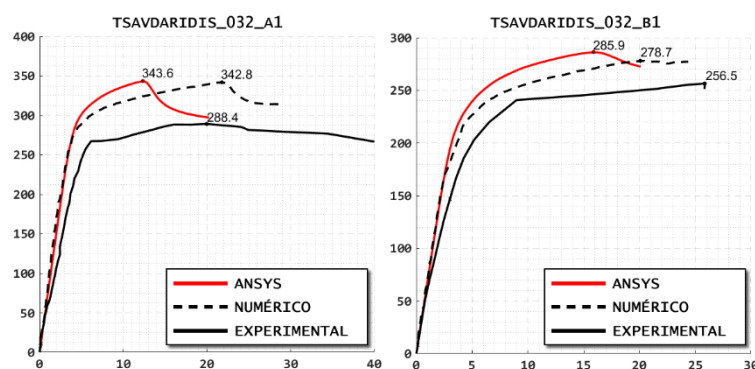


Figura 58 – Validação do modelo numérico do ANSYS contra os resultados experimentais de Tsavdaridis e D’Mello (2011).

As curvas correspondentes aos resultados experimentais possuem três trechos, identificados na figura 59 de maneira esquemática (curva tipo 1). O trecho inicial é linear, ascendente e, em grande parte, elástico. O segundo trecho é curvo e indica queda rápida da rigidez do modelo. O terceiro trecho possui inclinação quase nula, indicando a ocorrência de grandes deslocamentos associados a um lento decaimento da carga aplicada. Esse aspecto de curva corresponde ao de uma barra que falha por instabilidade local, neste caso a flambagem com torção do montante.

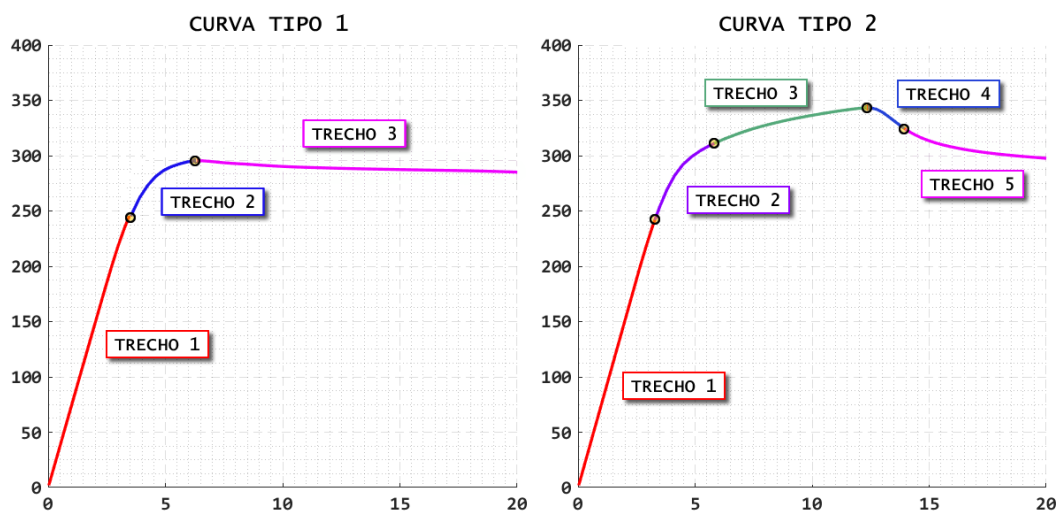
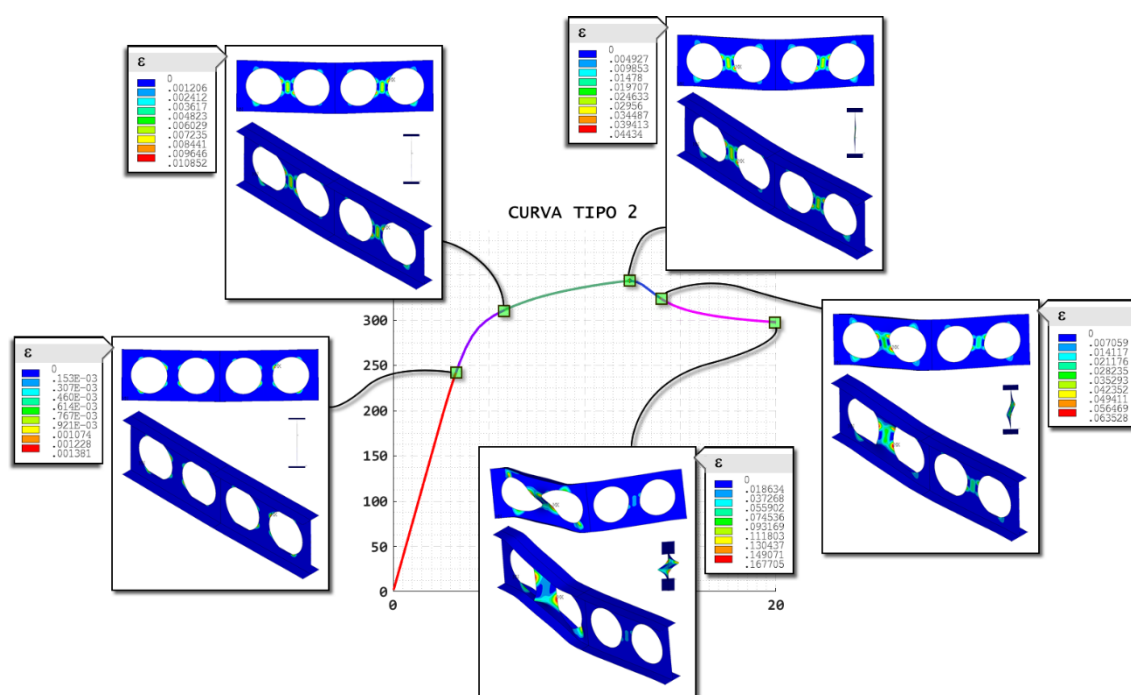


Figura 59 – Aspecto típico de curvas força-deslocamento.

As curvas correspondentes aos resultados numéricos, por outro lado, podem ser divididas em cinco trechos, identificados na figura 59 de maneira esquemática (curva tipo 2). No primeiro trecho (linear e ascendente) há boa correspondência com os resultados experimentais. O segundo

trecho é curvo, indicando a queda da rigidez do modelo. Nele a diferença quantitativa (trecho mais longo e mais abaulado, a curvatura altera-se de maneira mais gradual) em relação ao trecho correspondente da curva experimental oculta uma diferença qualitativa entre os dois resultados. Ao final do trecho linear a barra ensaiada experimentalmente sofre de imediato a FTM (trecho 2 da curva tipo 1). Na análise numérica, entretanto, o final do trecho linear é fruto da ocorrência de um modo de colapso associado à plastificação: o mecanismo de Vierendeel. O terceiro trecho da curva tipo 2 possui as seguintes características: linear, indicando a estabilidade da relação força-deslocamento; ascendente, indicando que a estrutura continua a absorver mais carga; abatido, indicando que houve perda de rigidez em relação ao trecho inicial da curva. A plastificação manifesta-se no gráfico força-deslocamento justamente como o conjunto dos trechos 2 e 3.

O ganho de carga durante o desenvolvimento da plastificação encerra-se com o trecho 4. Esse trecho é similar ao trecho 2 da curva experimental, indicando queda brusca da rigidez do modelo. Na análise numérica essa etapa corresponde à ocorrência da FTM. Esse trecho é seguido, de maneira similar à observada na curva experimental, de um trecho quase linear de inclinação nula ou negativa, indicando o crescimento das deformações acompanhado da lenta redução da carga aplicada.



Observando apenas a deformada final (figura 60) seria possível concluir que tanto na análise experimental quanto nas análises numéricas a estrutura sofreu o mesmo tipo de colapso, a

flambagem com torção do montante. A descrição de comportamento apresentada acima, entretanto, indica que experimento e solução numérica seguiram caminhos distintos rumo ao colapso final. Esse entendimento é importante por ajudar a explicar as diferenças entre experimento e análise numérica no que se refere à magnitude da carga atingida (tabela 5).

Tabela 5 – Comparação entre os resultados obtidos por Tsavdaridis e D'Mello (2011) e os resultados obtidos no ANSYS neste trabalho.

MODELO	EXPERIMENTAL [kN]	NUMÉRICO [kN]	ANSYS [kN]
TSAVDARIDIS_032_A1	289,3	341,7	343,3
TSAVDARIDIS_032_B1	256,6	278,0	286,2

Os resultados numéricos do ANSYS apresentam correspondência quase exata com os resultados numéricos de Tsavdaridis & D'Mello (2011). Nenhum dos dois, entretanto, apresenta correspondência satisfatória com o ensaio experimental. O motivo dessa discrepância será investigado no estudo de imperfeições geométricas iniciais (item 9).

O resultado do estudo de malha para os modelos de Tsavdaridis & D'Mello (2011) é apresentado na figura 61. Estudou-se malha com dimensão de 50, 40, 30, 25, 20, 15 e 10mm e foi determinado que a malha de 25mm produz resultados satisfatórios.

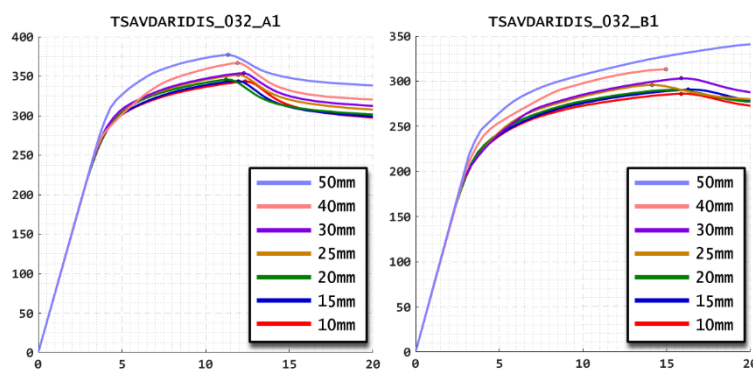


Figura 61 – Resultados do estudo de malha no ANSYS dos modelos de Tsavdaridis e D'Mello (2011).

6.4 Vieira (2015)

Vieira (2015) realizou análises experimentais e numéricas em vigas casteladas com aberturas hexagonais e octogonais (criadas introduzindo-se uma chapa expansora entre as metades superior

e inferior da abertura hexagonal). Neste trabalho serão estudados apenas os modelos com aberturas hexagonais do tipo Litzka (A1 e A2) e do tipo Anglo-Saxão (B1 a B6). Por pretender estudar o colapso local das vigas alveolares o autor trabalhou com barras curtas travadas lateralmente e sujeitas a uma carga concentrada no centro do vão. Foram introduzidos enrijecedores de alma nos apoios e na posição de aplicação da carga. Todas as vigas foram fabricadas segundo o procedimento convencional (corte do perfil I de alma cheia, deslocamento relativo e solda nos montantes).

Vieira (2015) adotou a distribuição de tensões residuais arbitrária apresentada na figura 62 (que não foi considerada nesta validação) e a lei tensão-deformação bilinear sem endurecimento.

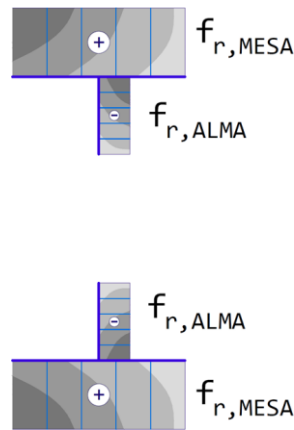


Figura 62 – Distribuição de tensões residuais proposta por Vieira (2015).

$$f_{r,MESA} = \frac{225}{4} \frac{t_w(d_g - t_f)}{t_f b_f} - \frac{25}{3} \quad (21)$$

$$f_{r,ALMA} = \frac{100}{9} \frac{t_w(d_g - t_f)}{t_f b_f} + \frac{230}{3} \quad (22)$$

O autor mediu experimentalmente a forma inicial das vigas (figura 63) mas decidiu aplicar imperfeição geométrica inicial com o formato do primeiro modo de flambagem (FTM), aproveitando apenas a magnitude da imperfeição medida. O autor considerou também uma excentricidade na posição vertical da linha de centro das aberturas. Essa excentricidade foi desconsiderada no modelo do ANSYS e todas as aberturas foram verticalmente posicionadas na metade da altura da seção transversal.

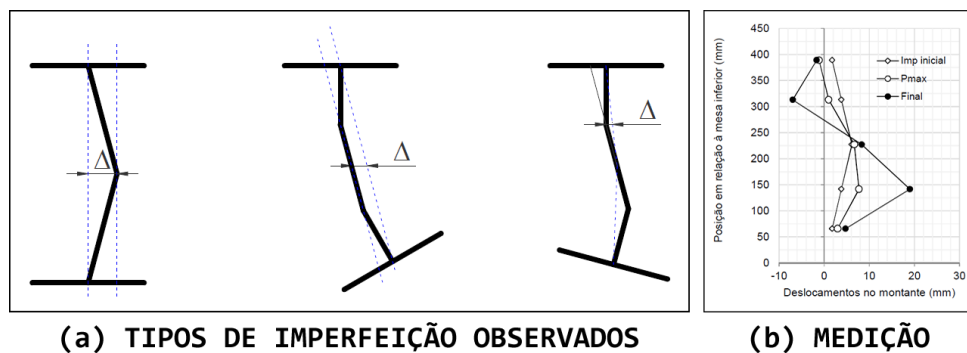


Figura 63 – Tipos e medição de imperfeições geométricas iniciais segundo Vieira (2015), adaptada de Vieira (2015).

A comparação entre os resultados do ANSYS e os resultados de Vieira (2015) é apresentada na figura 64.

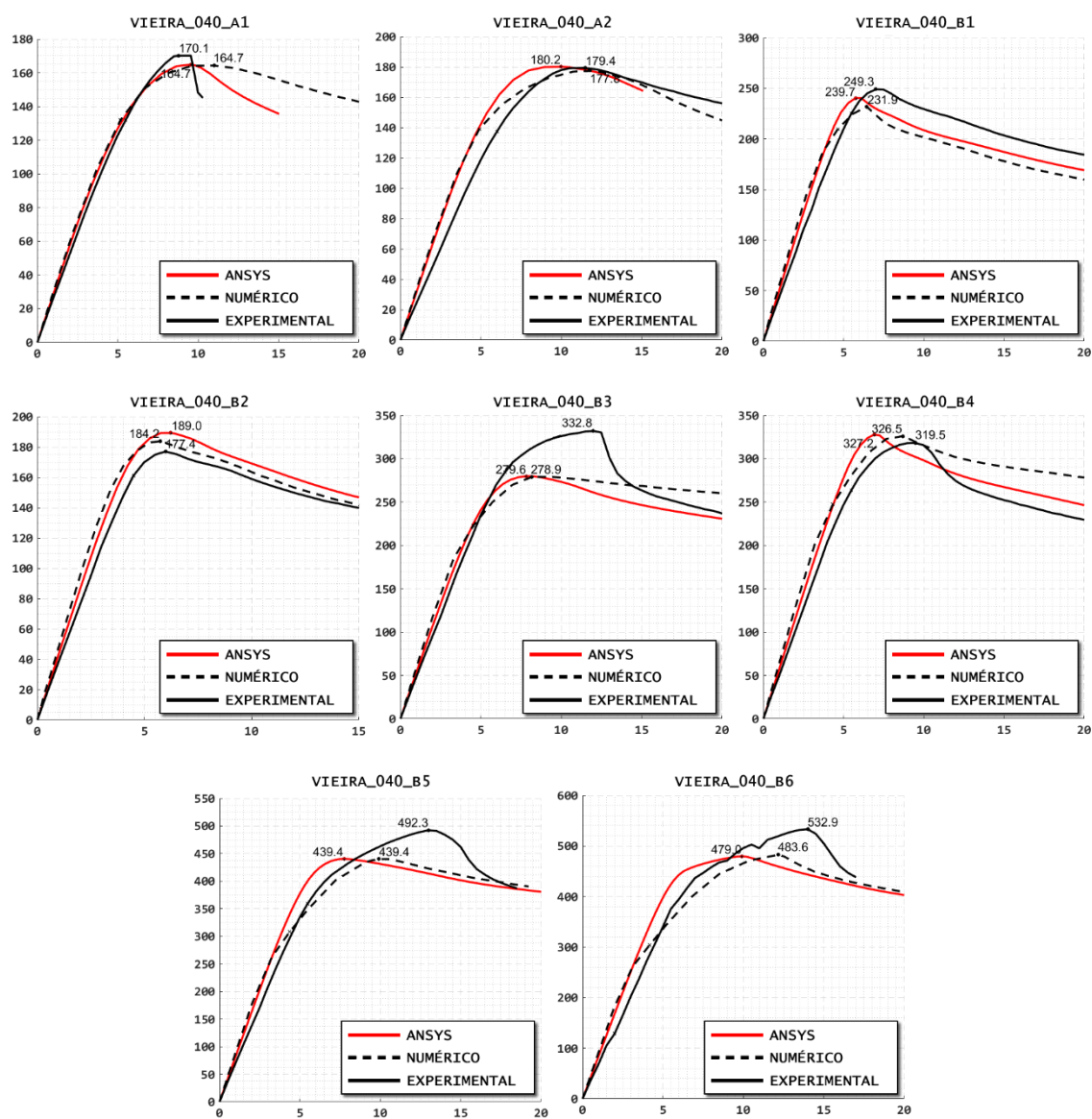


Figura 64 – Validação do modelo numérico do ANSYS contra os resultados de Vieira (2015).

Nota-se em geral excelente concordância (quanto a carga máxima e comportamento) entre os resultados numéricos do ANSYS e os resultados experimentais. A única exceção é o modelo VIEIRA_040_B3. Nele o resultado experimental apresenta o aspecto correspondente à ocorrência de plastificação seguida de flambagem. O resultado numérico, por outro lado, indica a ocorrência direta da instabilidade. Os trechos de cada curva, bem como sua significância, são apresentados na figura 59 e no item 6.3.

Vieira (2015) relata a ocorrência da FTM em todos os modelos, com exceção do modelo VIEIRA_040_A2. De fato, mesmo na análise numérica constatou-se que, apesar da ocorrência do giro do montante, a causa primária do colapso desse modelo foi a formação do mecanismo de Vierendeel. É possível chegar a essa conclusão a partir da análise da deformação principal ϵ_1 (figura 65), que revela o escoamento do aço nos vértices da abertura.

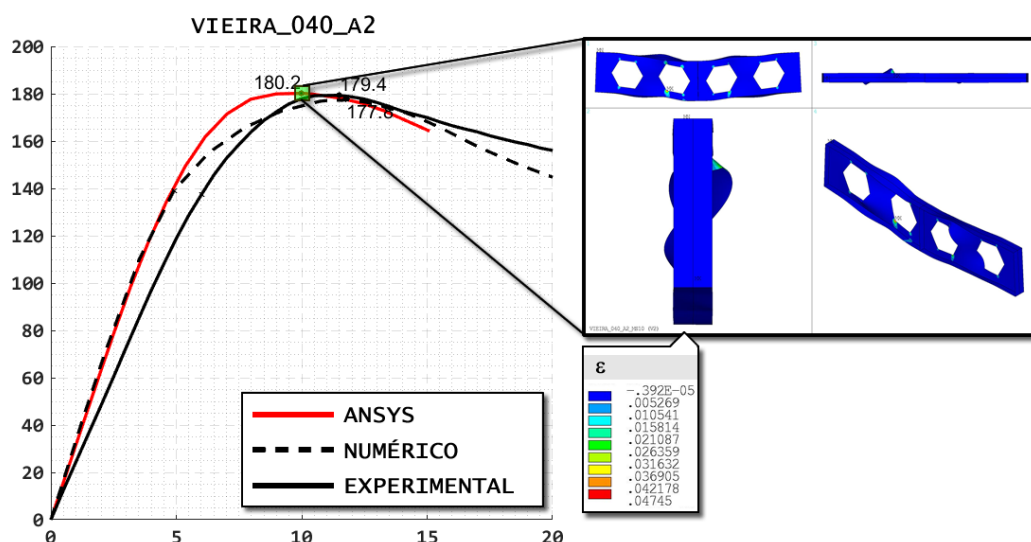


Figura 65 – Resultados no ponto de carga máxima obtidos no ANSYS (em cores: deformação principal ϵ_1).

Apesar da eventual ocorrência da FTM nas demais vigas alguns dos gráficos força-deslocamento deixam claro o desenvolvimento parcial de algum modo de colapso associado à plastificação. Esse efeito é mais pronunciado nos modelos VIEIRA_040_B5 e VIEIRA_040_B6. A análise numérica revela neste último modelo a ocorrência, no ponto de carga máxima, da plastificação da seção mínima do montante (figura 66), característica do colapso por cisalhamento horizontal.

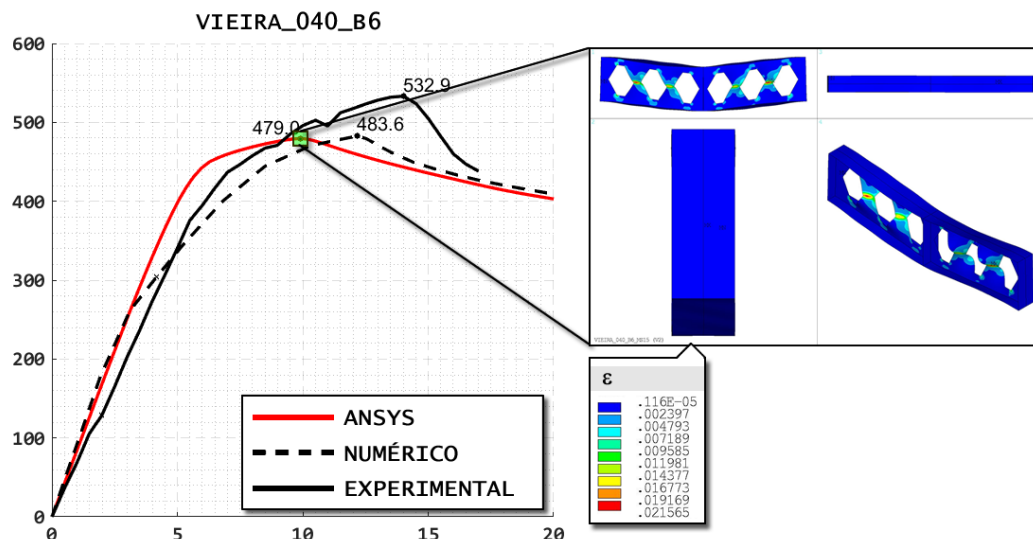


Figura 66 – Resultados no ponto de carga máxima obtidos no ANSYS (em cores: deformação principal ϵ_1).

Vieira (2015) observa que ao atingir o pico do carregamento a barra ainda não apresentava deslocamentos laterais muito significativos (figura 67).

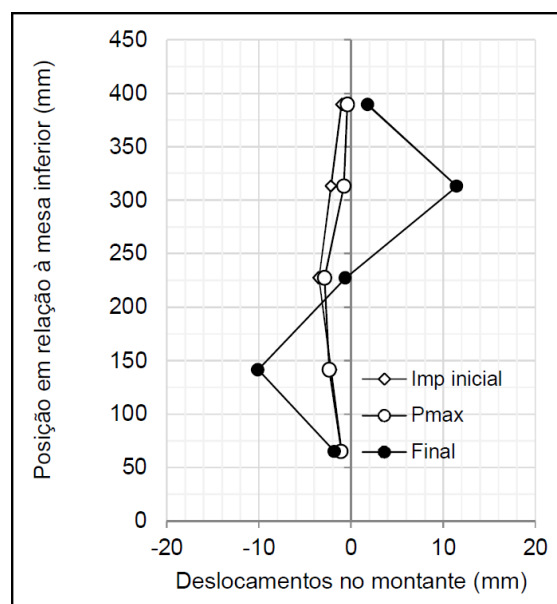


Figura 67 – Medição de imperfeições geométricas iniciais (anterior e durante o ensaio) realizada por Vieira (2015) para o modelo VIEIRA_040_B6.

Essas observações reforçam a interpretação dos cinco trechos da curva força-deslocamento tipo 2, típica de modelo sujeito a desenvolvimento da plastificação seguido de flambagem (figura 59). A tabela 6 resume as diferenças entre as cargas máximas obtidas nas análises numéricas e experimental. Os resultados do estudo de malha (figura 68) indicam que a malha de 20mm fornece resultados satisfatórios, não sendo necessário um refinamento maior.

Tabela 6 – Comparação entre as forças resistentes obtidas por Vieira (2015) e a obtida no ANSYS neste trabalho.

MODELO	EXPERIMENTAL [kN]	NUMÉRICO [kN]	ANSYS [kN]
VIEIRA_040_A1	170,2	164,2	164,9
VIEIRA_040_A2	179,4	177,8	180,2
VIEIRA_040_B1	249,0	232,0	240,4
VIEIRA_040_B2	177,0	183,8	189,3
VIEIRA_040_B3	332,0	279,1	280,0
VIEIRA_040_B4	318,3	326,1	328,0
VIEIRA_040_B5	492,3	440,1	440,5
VIEIRA_040_B6	533,3	482,8	479,6

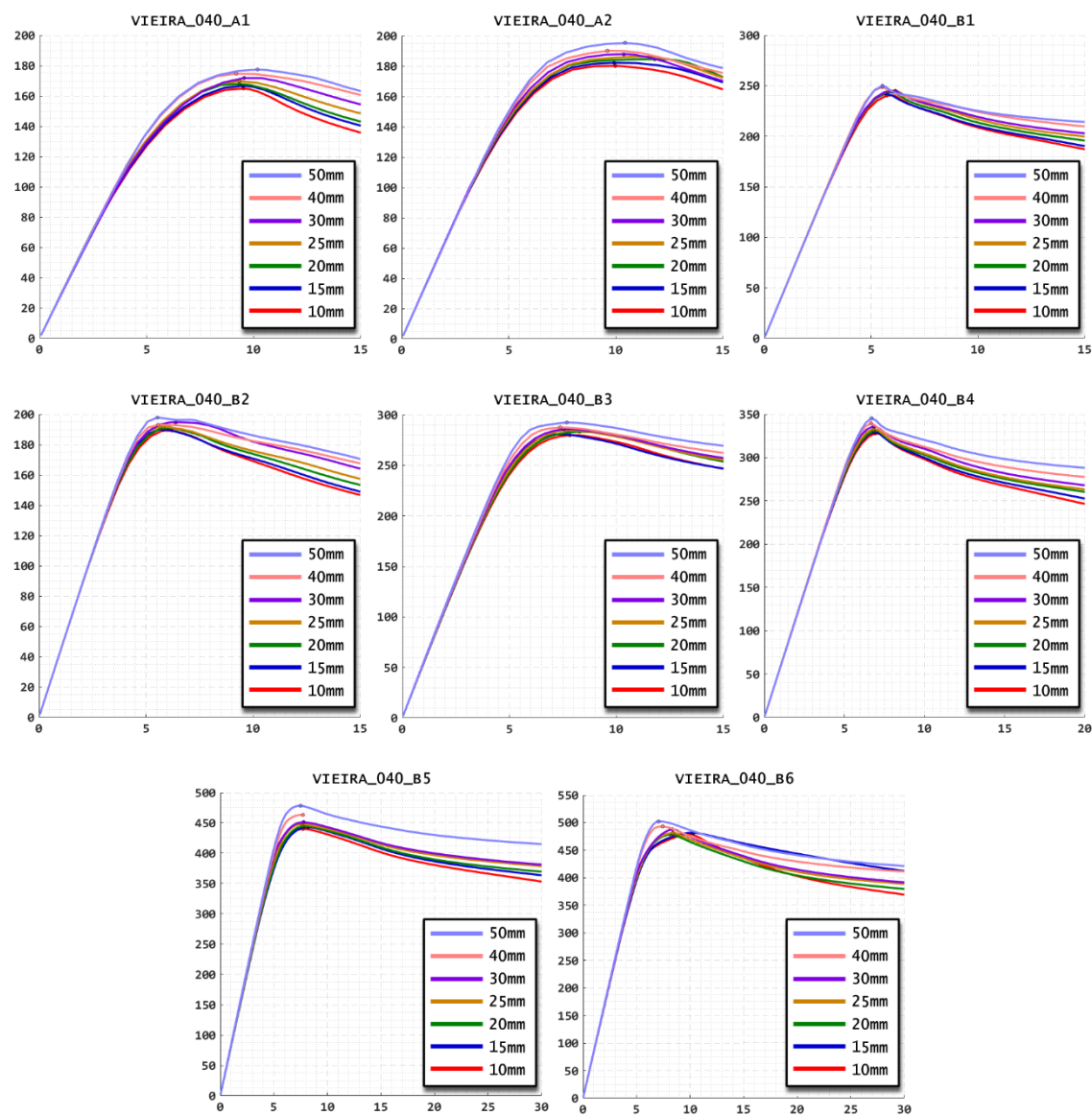


Figura 68 – Resultado do estudo de malha realizado no ANSYS para os modelos de Vieira (2015).

6.5 Erdal (2011)

Erdal (2011) realizou análises experimental e numérica em três vigas celulares de vão intermediário para estudar a otimização geométrica de tais perfis. O autor realizou quatro repetições do ensaio experimental das três geometrias estudadas, totalizando 12 experimentos. Os ensaios repetidos foram condensados em um só para a análise numérica no ANSYS, resultando nos modelos ERDAL_045_240, ERDAL_045_260 e ERDAL_045_280.

Nas duas primeiras repetições experimentais do modelo ERDAL_045_240, entretanto, o autor relata que um problema na imposição da restrição ao deslocamento lateral da mesa superior permitiu a ocorrência da FLT, modo de colapso indesejado para o estudo. Nas duas últimas repetições a situação foi corrigida e a FLT deixou de ocorrer. Por esse motivo o modelo que condensava quatro experimentos foi dividido em ERDAL_045_240A (representando os ensaios A e B, sem travamento lateral no centro do vão) e ERDAL_045_240C (representando os ensaios C e D, nos quais há travamento lateral).

Erdal (2011) realizou ensaios de flexão de três pontos, mas, ao contrário dos demais autores das publicações de referência, não adicionou enrijecedores de alma nos pontos de introdução de carga ou nos apoios. Tal ausência permitiu a ocorrência de modos de colapso localizados da alma e do T superior. O autor adotou lei tensão-deformação bilinear com endurecimento e não incluiu tensões residuais ou imperfeições geométricas iniciais. Além disso o autor adotou elementos tridimensionais na sua análise numérica, em contraste com os elementos de casca (SHELL181) adotados neste trabalho.

A comparação entre os resultados numéricos e experimentais é apresentada na figura 69.

De imediato é possível notar a quase total falta de correspondência entre os resultados do ANSYS e os resultados experimentais obtidos por Erdal (2011). De fato, nem mesmo os resultados numéricos obtidos pelo próprio autor do modelo de referência simulam de maneira satisfatória os ensaios experimentais, com possível exceção do modelo ERDAL_045_240C.

No modelo ERDAL_045_240A (que apresentou problemas inesperados durante o experimento que levaram à ocorrência da FLT, conforme relatou o autor) a disparidade é absoluta. Nem mesmo no trecho linear inicial, geralmente de fácil simulação, o comportamento do modelo numérico do ANSYS, do modelo numérico de Erdal (2011) e do experimento apresentam qualquer similaridade. O eventual colapso também se revela completamente distinto. Os experimentos e o modelo do ANSYS apresentaram FLT (apesar do vão relativamente curto da barra) enquanto a análise numérica de Erdal (2011) apresenta apenas uma falha localizada no T superior (ponto de aplicação de carga, figura 70).

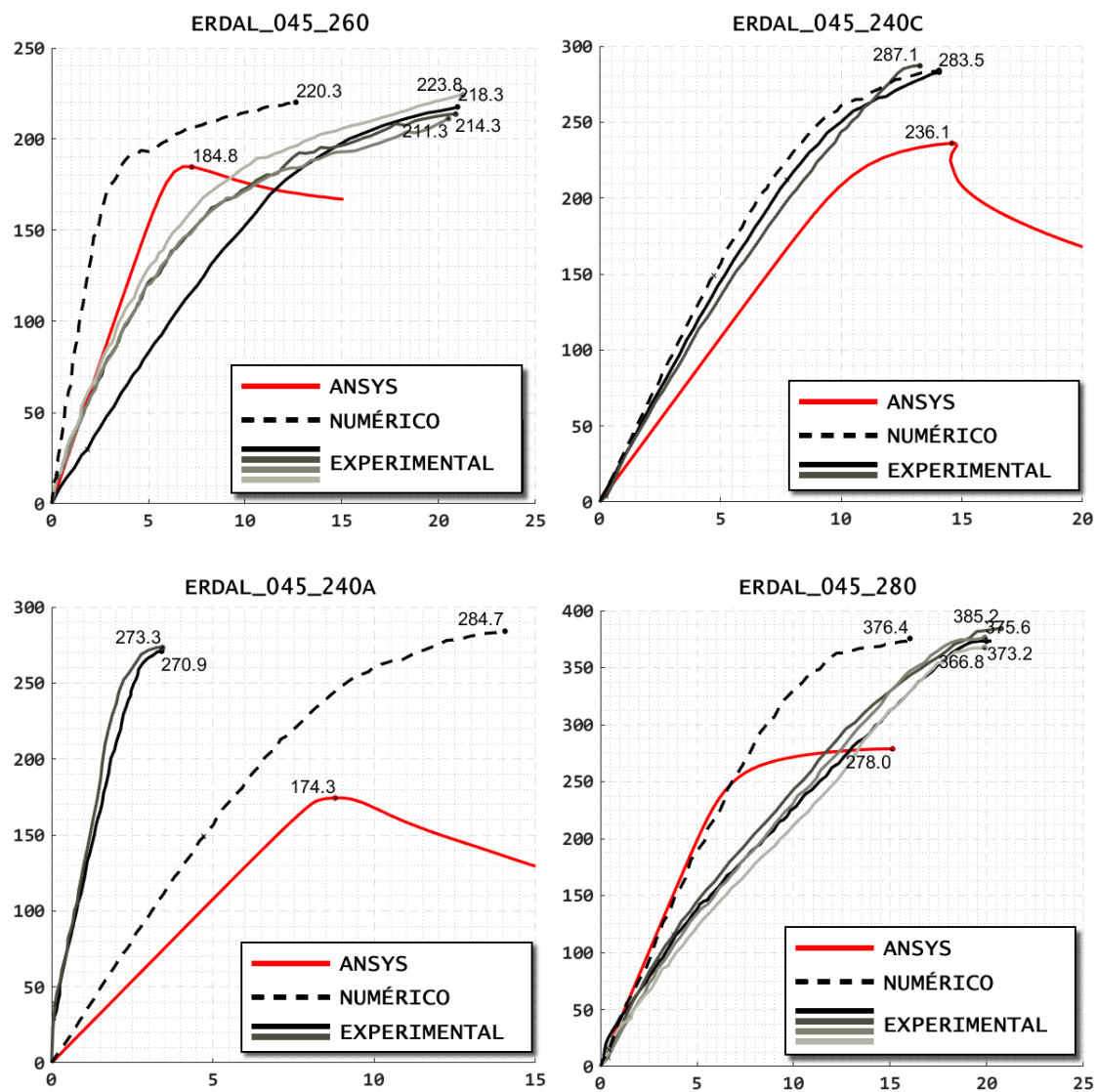


Figura 69 – Validação do modelo numérico do ANSYS contra resultados experimentais e numéricos de Erdal (2011).

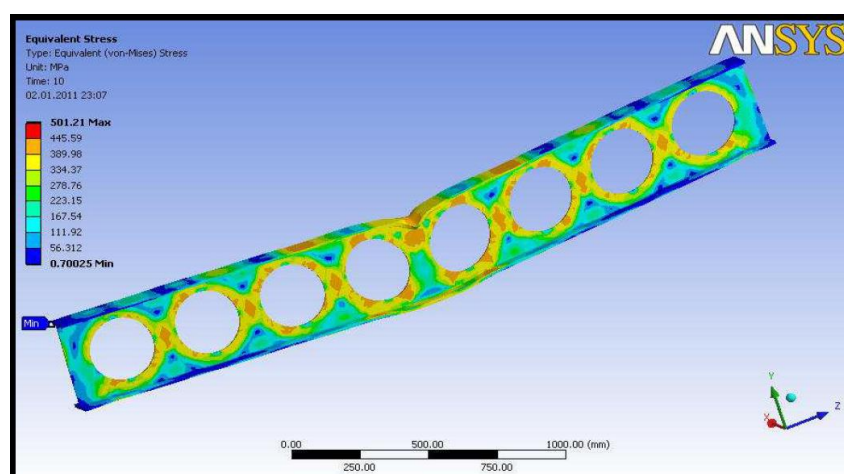


Figura 70 – Deformada obtida em análise numérica apresentada por Erdal (2011) para o modelo ERDAL_045_240A (em cores: tensões de von Mises). Fonte: Erdal (2011).

Uma análise mais cuidadosa dos parâmetros da análise numérica de Erdal (2011) revelou que o autor não ativou a teoria de grandes deslocamentos (comando NLGEOM do ANSYS). De fato, se essa opção é desativada os resultados numéricos tornam-se mais similares, como é possível observar na figura 71.

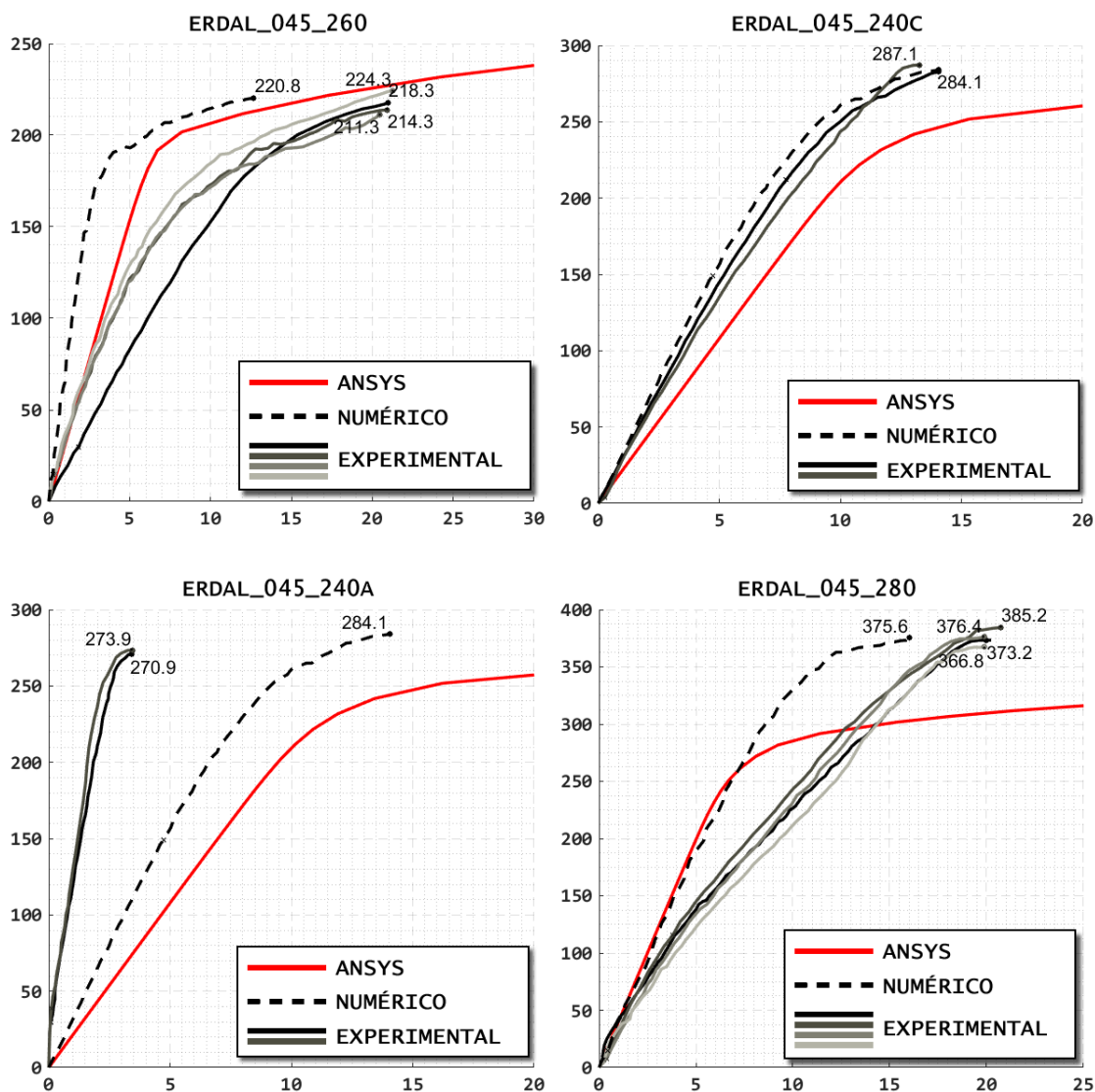


Figura 71 – Análise no ANSYS (realizada sem imperfeições iniciais e utilizando a teoria de pequenos deslocamentos) comparada com os resultados experimentais e numéricos de Erdal (2011).

Esse tipo de análise, entretanto, é incapaz de simular de maneira competente o comportamento da estrutura real. Com a teoria de grandes deslocamentos desativada todos os modelos continuam a absorver mais carga e a aumentar sua deformação de maneira indefinida, tornando esse tipo de análise incapaz de prever o modo ou a carga de colapso da estrutura.

Não está claro o motivo da discrepância generalizada entre os resultados obtidos no ANSYS e os resultados experimentais (e até mesmo os numéricos) de Erdal (2011). O sucesso do modelo

numérico para simular os demais modelos indica que aspectos importantes da configuração dos experimentos de Erdal (2011) não devem ter sido simulados corretamente. É provável que o motivo da falta de correspondência seja fruto de diferenças nas condições de contorno da barra. Essas diferenças, entretanto, não puderam ser identificadas.

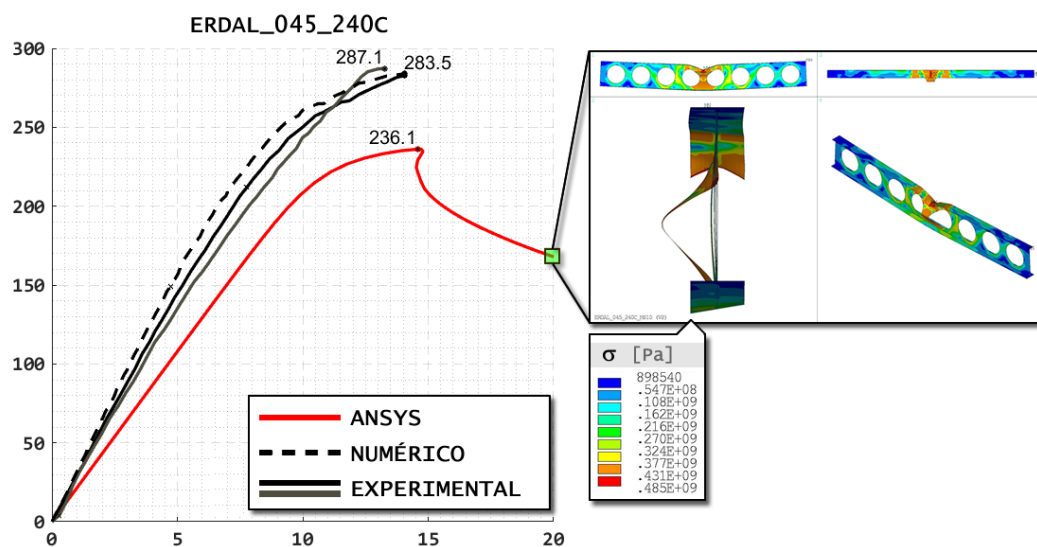


Figura 72 – Resultado ao final da análise no ANSYS (em cores: tensões de von Mises).

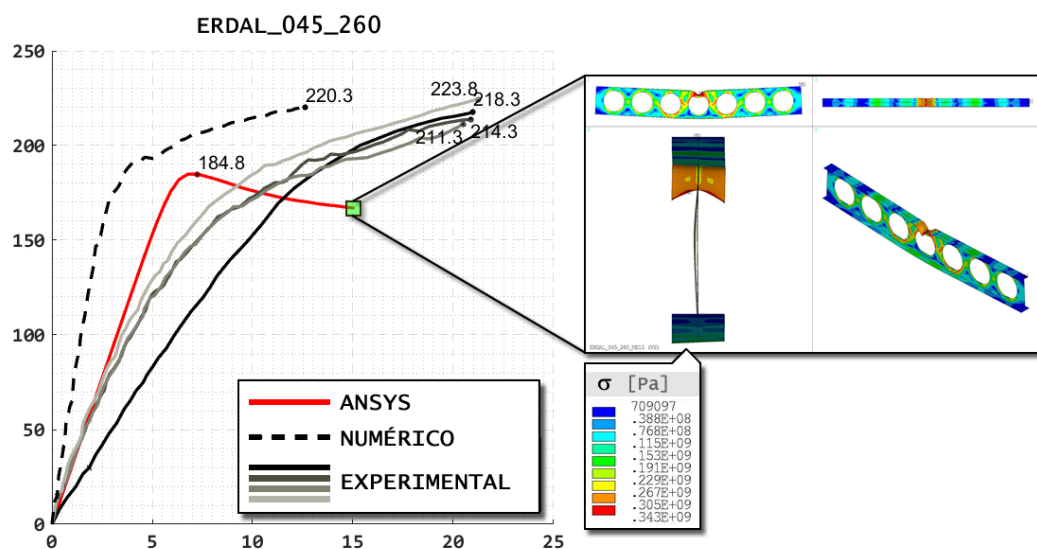


Figura 73 – Resultado ao final da análise no ANSYS (em cores: tensões de von Mises).

Apesar do fracasso na validação dos modelos de Erdal (2011) ainda é possível fazer observações importantes a partir dos resultados obtidos. As vigas de Erdal (2011) são particularmente interessantes por serem as únicas nas quais o colapso é local e a carga concentrada é aplicada sem a introdução de enrijecedores de alma. Isso faz com que os modelos ERDAL_045_240C e ERDAL_045_280 (nos quais a carga é aplicada diretamente sobre um montante) colapsem por flambagem com flexão do montante (figura 72) e faz com que o modelo ERDAL_045_260 (no

qual a carga é aplicada diretamente sobre o centro da abertura) colapse por cisalhamento do T superior (figura 73). Ambos os fenômenos não são observados nos demais experimentos.

Os resultados do estudo de malha sobre os modelos de Erdal (2011) são apresentados na figura 74. Determinou-se que a malha de 25mm é a de dimensão ideal.

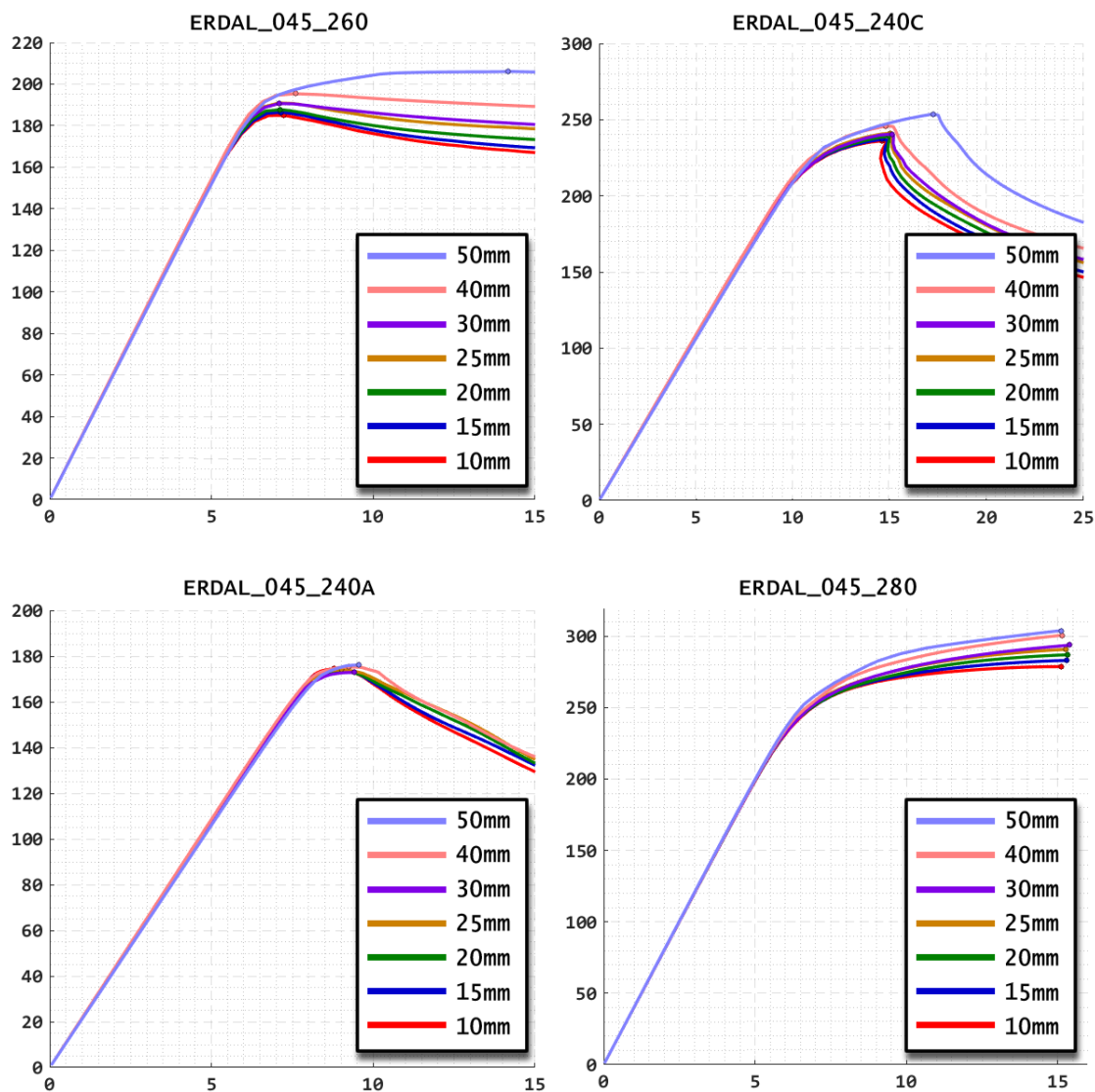


Figura 74 – Resultado do estudo de malha no ANSYS para os modelos de Erdal (2011).

6.6 Warren (2001)

Warren (2001) realizou análises experimentais e numéricas em vigas celulares com o propósito de estudar a flecha e o mecanismo de Vierendeel. A autora realizou dois tipos de ensaio: flexão de três pontos (carga concentrada no centro da barra, modelos identificados com a letra “A”) e flexão de quatro pontos (cargas nos terços do vão, modelos identificados com a letra “B”),

totalizando 8 ensaios. Foram introduzidos enrijecedores de alma nos pontos de aplicação de carga em todas as barras. A autora descreve que no decorrer dos ensaios algumas das vigas começaram a apresentar deslocamentos laterais e, como o objetivo era o estudo do mecanismo de Vierendeel, os ensaios foram temporariamente interrompidos para que novos apoios laterais pudessem ser improvisados.

Warren (2001) não introduziu imperfeições geométricas iniciais ou tensões residuais. Todas as barras foram fabricadas segundo o procedimento convencional. A autora interrompeu tanto os experimentos quanto suas análises numéricas logo que foram observados os primeiros indícios do colapso estudado. Os resultados da validação são apresentados na figura 75.

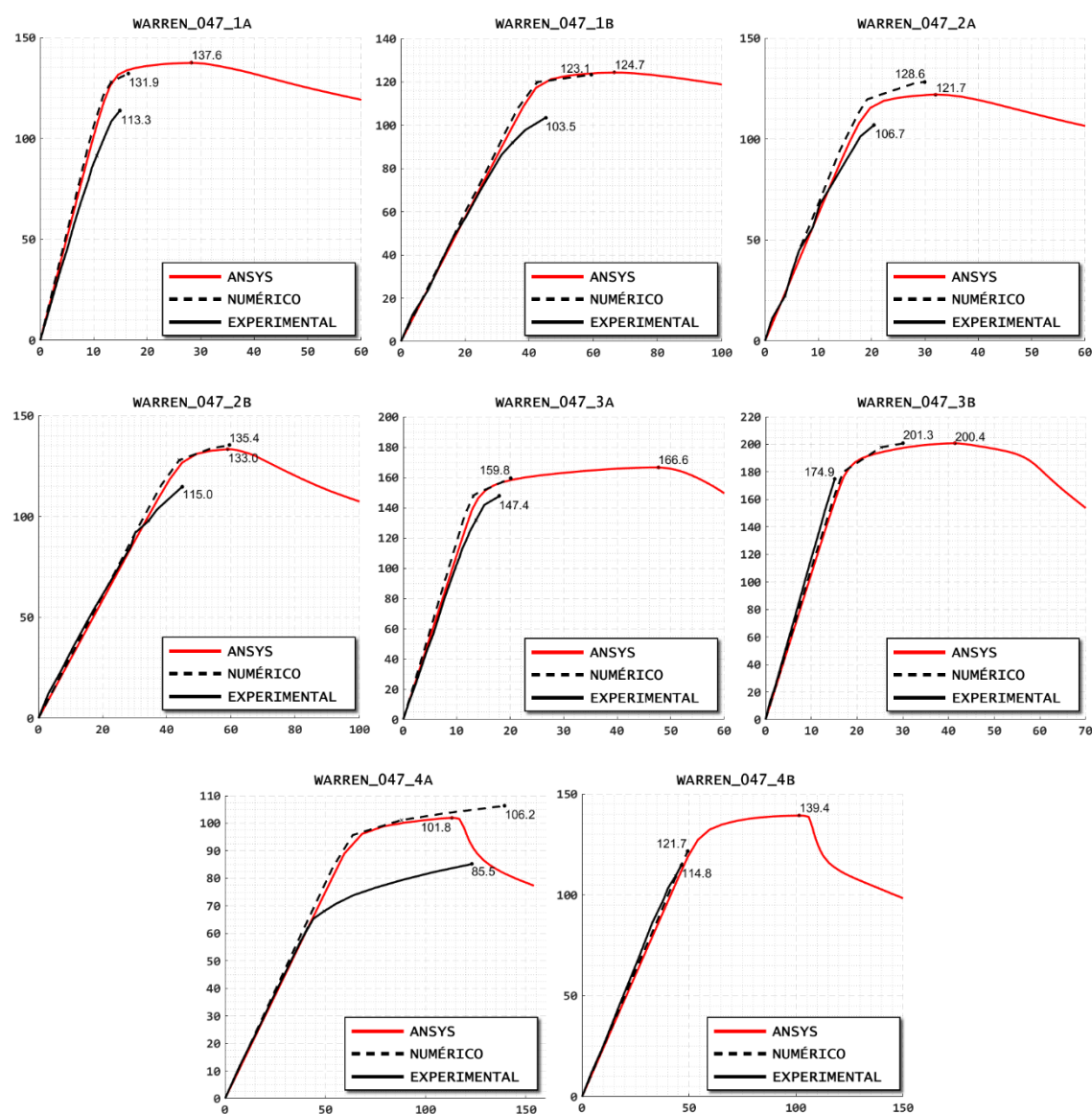


Figura 75 – Validação do modelo numérico do ANSYS contra os resultados de Warren (2001).

Em geral nota-se excelente correspondência entre resultados numéricos e experimentais. Isso deve-se em parte ao fato de que Warren (2001) não estudou o comportamento após o trecho linear inicial da curva, onde tendem a aparecer as maiores diferenças entre os resultados. Apenas no modelo WARREN_047_4A as curvas das análises numéricas (tanto da autora quanto do ANSYS) divergem de maneira significativa, possivelmente por conta de variações significativas nas propriedades mecânicas do aço.

O aspecto das curvas força-deslocamento indica claramente a ocorrência do colapso por plastificação. A deformada apresentada na figura 76, típica dos modelos WARREN_047, revelam a ocorrência da formação do mecanismo de Vierendeel, conforme observado por Warren (2001).

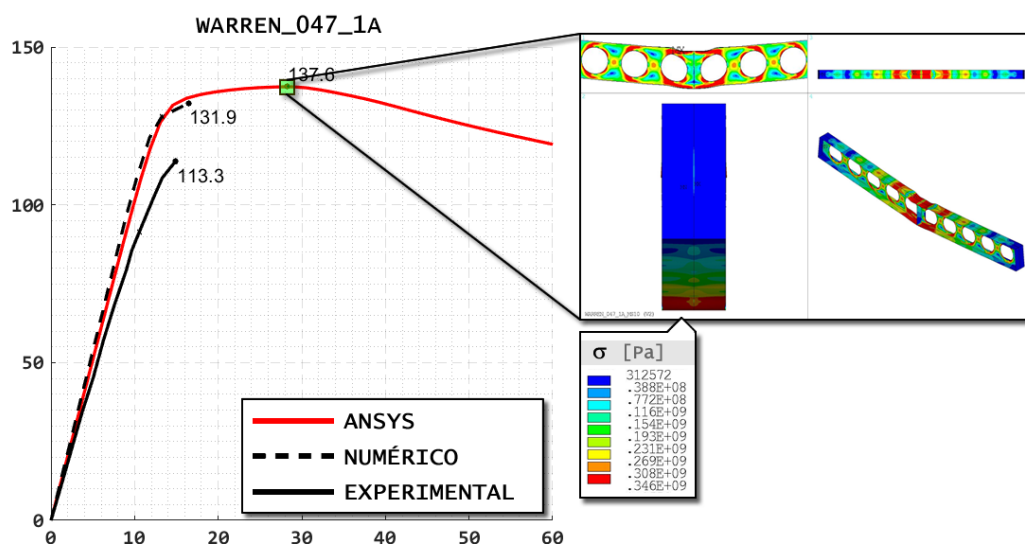


Figura 76 – Resultados obtidos no ANSYS no ponto de máxima carga (em cores: tensões de von Mises).

Como as análises do ANSYS foram prolongadas para além do ponto de carga máxima é possível observar em alguns casos o desenvolvimento de uma flambagem da mesa superior (figura 77).

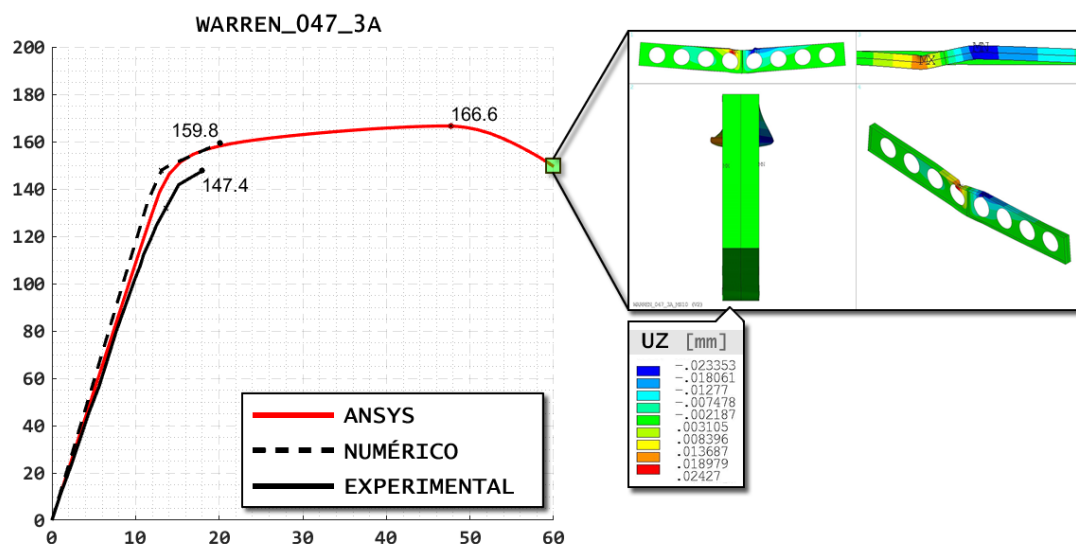


Figura 77 – Resultados obtidos no ANSYS ao final da análise (em cores: deslocamento lateral).

A tabela 7 resume as cargas máximas obtidas nos ensaios experimentais e nas análises numéricas.

Tabela 7 – Comparação entre as forças resistentes obtidas por Warren (2001) e a obtida no ANSYS neste trabalho.

MODELO	EXPERIMENTAL [kN]	NUMÉRICO [kN]	ANSYS [kN]
WARREN_047_1A	113,9	132,2	137,4
WARREN_047_1B	103,5	123,4	124,3
WARREN_047_2A	106,9	128,3	122,0
WARREN_047_2B	114,8	135,3	133,3
WARREN_047_3A	147,6	159,4	166,6
WARREN_047_3B	174,9	200,7	200,8
WARREN_047_4A	85,2	106,3	101,9
WARREN_047_4B	114,9	121,8	139,2

O resultado do estudo de malha realizado com os modelos de Warren (2001) é apresentado na figura 78. Conclui-se, de maneira geral, que a malha de 25mm possui dimensão ideal.

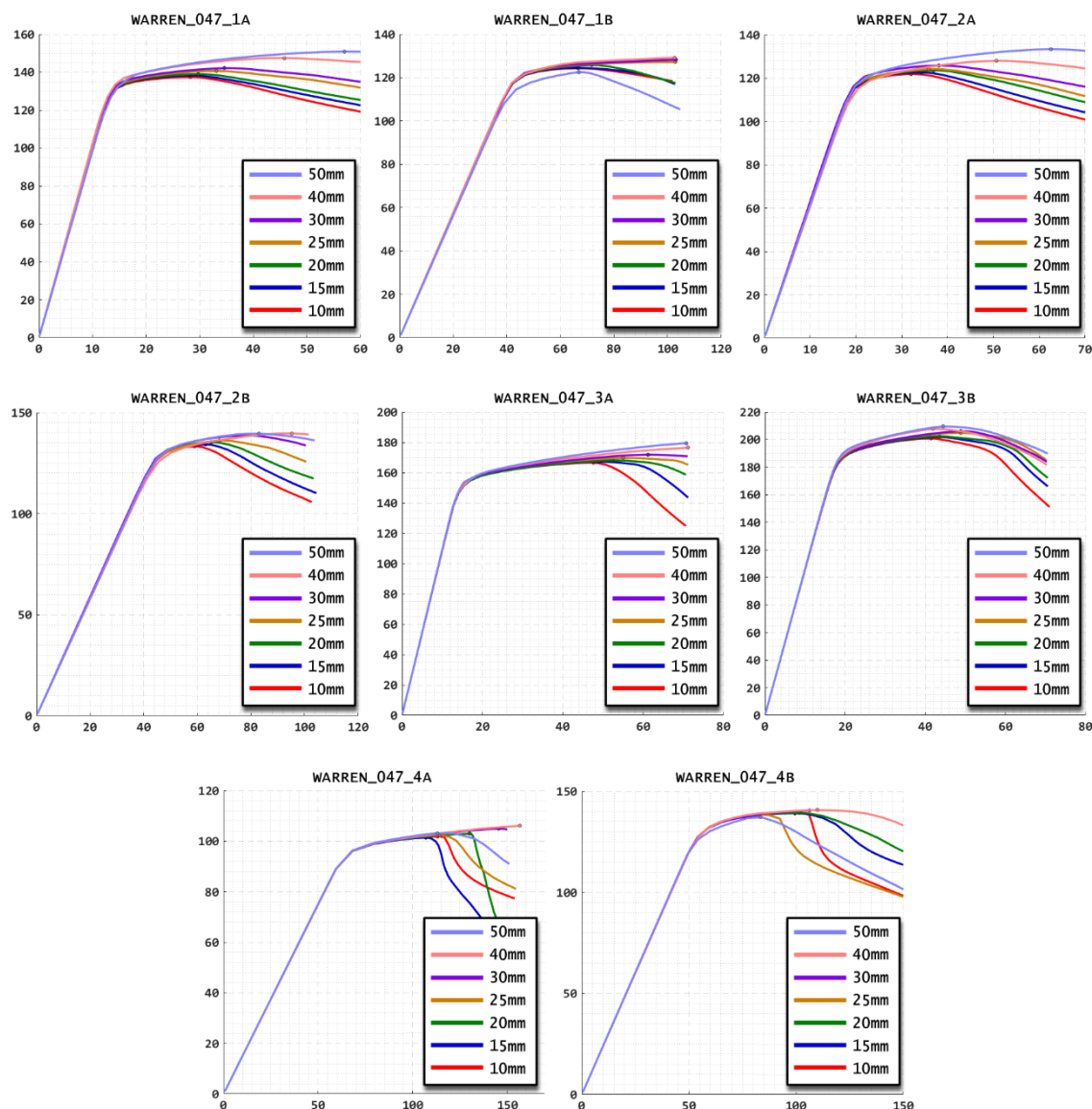


Figura 78 – Resultado do estudo de malha no ANSYS dos modelos de Warren (2001).

Uma análise mais cuidadosa dos modelos WARREN_047_4A e WARREN_047_4B revela um comportamento oscilatório em função da dimensão da malha. No segundo modelo, em particular, as malhas de 10mm e 25mm apresentam comportamento mais similar entre si do que com a malha de 15mm. É provável que esse fenômeno seja fruto de dois aspectos trabalhando em conjunto: o tipo de colapso final (instabilidade da mesa superior) e a falta de imperfeições geométricas iniciais. Por não conter desvios iniciais na geometria (catalisadores de muitos dos modos de colapso) o modelo numérico torna-se extremamente sensível aos efeitos das menores peculiaridades da malha de elementos finitos sobre a estabilidade da estrutura.

6.7 Veríssimo *et al.* (2017)

Veríssimo *et al.* (2017) realizaram análises experimentais com vigas casteladas soldadas tipo Litzka e tipo Anglo-saxão. Os autores ensaiaram barras curtas (quatro a seis aberturas) em ensaios de flexão de três pontos com o intuito de estudar os modos de colapso locais. Enrijecedores de alma e apoios laterais foram adicionados no centro da viga (diretamente sob o ponto de aplicação da carga concentrada) e nos apoios. Todas as barras foram fabricadas soldando-se as chapas de mesa às chapas de alma já recortadas. Os autores realizaram uma repetição de cada experimento, totalizando 12 ensaios. Os modelos SAKIYAMA_NP1_SA1 e SAKIYAMA_NP1_SA2, por exemplo, são idênticos com a exceção dos aspectos que não podem ser controlados (imperfeições geométricas, desvio das propriedades mecânicas do aço, tensões residuais, etc.).

Em todas as vigas foi introduzida uma imperfeição geométrica inicial com o formato do modo de flambagem (FTM) e a magnitude medida experimentalmente pelos autores do modelo de referência. Não foram introduzidas tensões residuais. A comparação entre resultados numéricos e experimentais é apresentada na figura 79.

Nota-se em geral uma boa correspondência entre os resultados de Veríssimo *et al.* (2017) e os resultados do ANSYS. Em todas as curvas força-deslocamento experimentais (em particular no modelo SAKIYAMA_NP1_SB2) é possível observar um trecho inicial curto no qual a inclinação é bastante abatida. Após esse trecho a curva passa a apresentar o trecho linear inicial característico. É provável, portanto, que o curto trecho inicial seja fruto de acomodações durante o início ensaio. Nesse caso uma melhor comparação seria obtida se esse trecho abatido fosse descartado e o trecho linear que o segue fosse prolongado até cruzar o eixo das abscissas, ponto no qual o deslocamento deveria ser considerado igual a zero. Essa translação da curva força-deslocamento experimental faria com que a correspondência com os resultados numéricos do ANSYS se tornasse ainda melhor.

Os modelos numéricos SAKIYAMA_NP1_SB3 e SAKIYAMA_NP1_SB4 apresentam comportamento similar, porém força resistente significativamente diferente da obtida experimentalmente.

O tipo de colapso de cada um dos modelos é resumido na tabela 8. A deformada (acompanhada da deformação plástica principal ϵ_1 , em cores) de cada modelo (sem as repetições) no ponto de carga máxima é apresentada da figura 80 à figura 85.

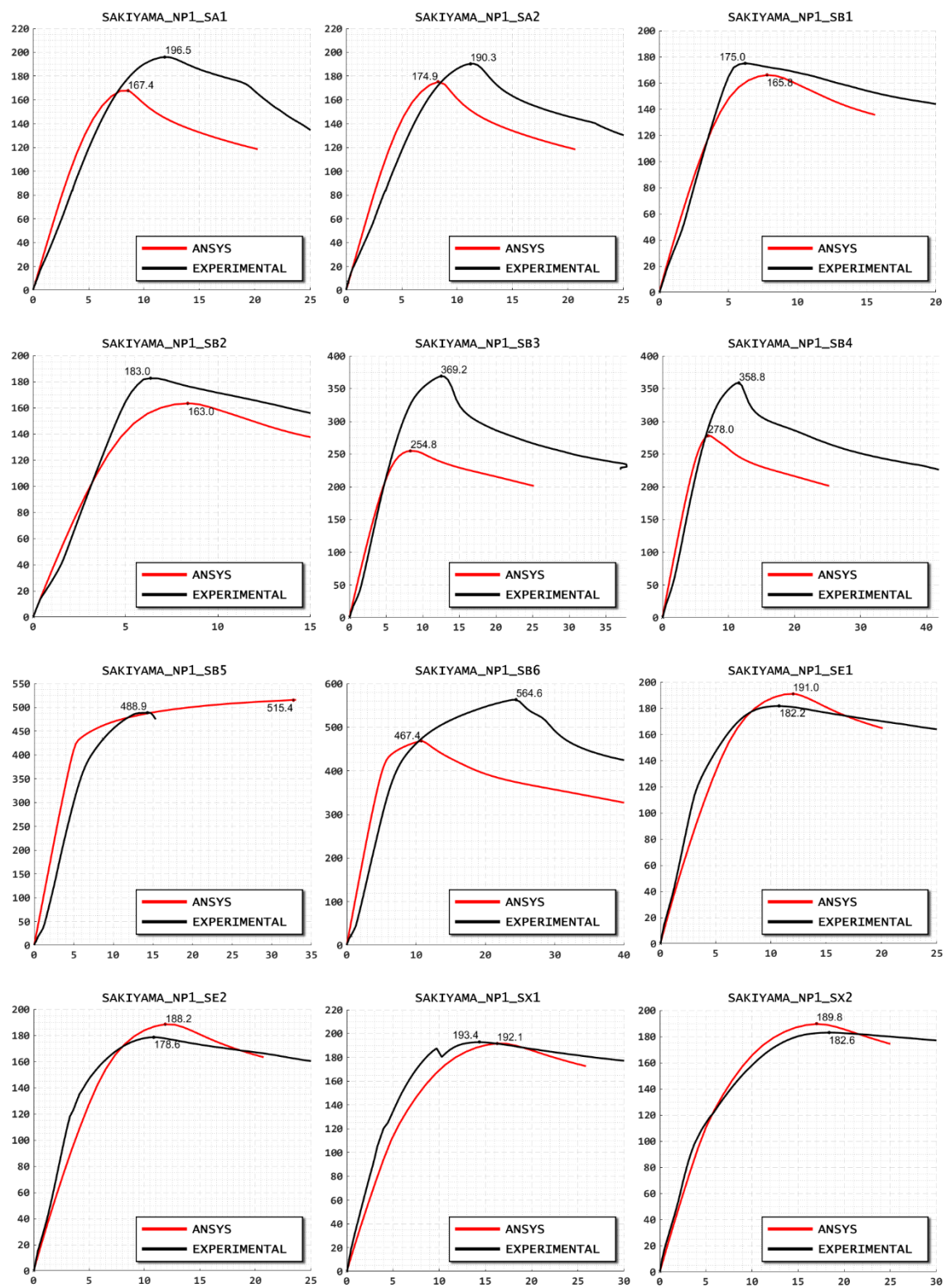


Figura 79 – Validação do modelo numérico do ANSYS contra os resultados experimentais de Veríssimo *et al.* (2017).

Tabela 8 – Tipos de colapso dos modelos de Veríssimo *et al.* (2017).

MODELO	COLAPSO
SAKIYAMA_NP1_SA1/SA2	MV & FTM
SAKIYAMA_NP1_SB1/SB2	FTM
SAKIYAMA_NP1_SB3/SB4	CH & FTM
SAKIYAMA_NP1_SB5/SB6	CH
SAKIYAMA_NP1_SE1/SE2	FTM
SAKIYAMA_NP1_SX1/SX2	FTM

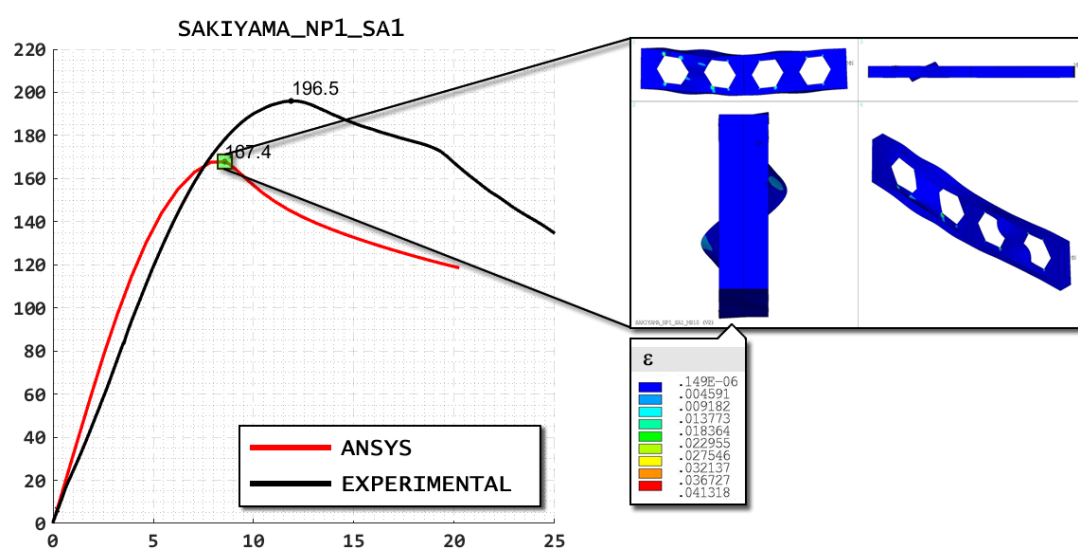


Figura 80 – Resultados do ANSYS no ponto de máxima carga para o modelo SAKIYAMA_NP1_SA1.

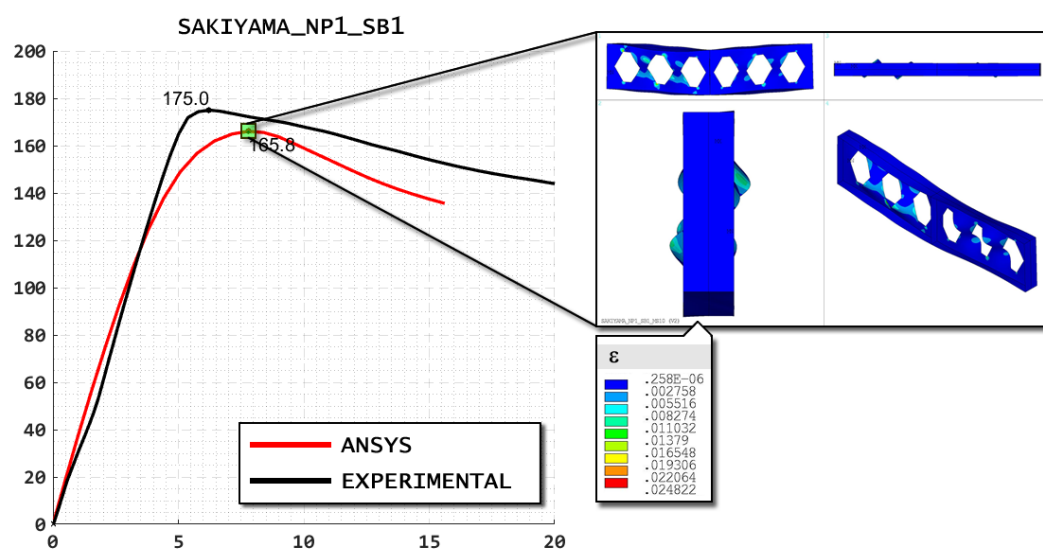


Figura 81 – Resultados do ANSYS no ponto de máxima carga para o modelo SAKIYAMA_NP1_SB1.

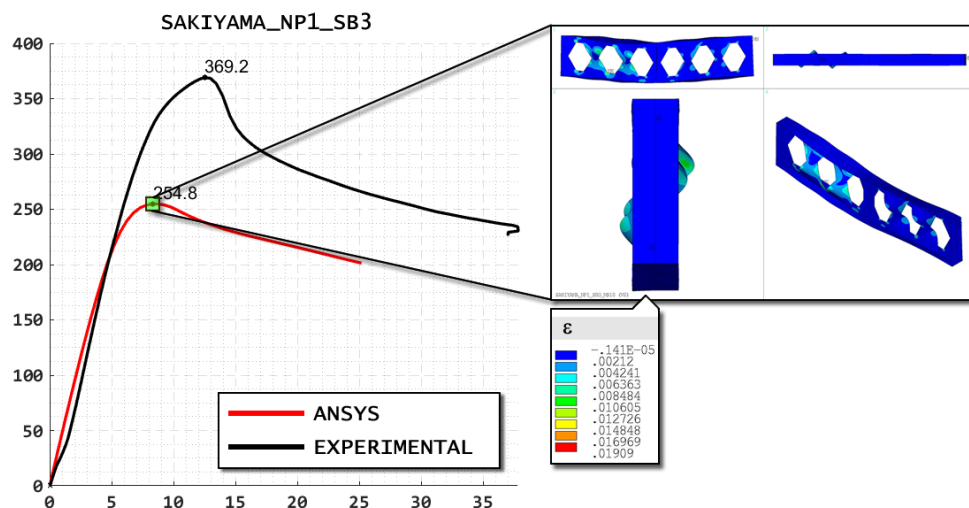


Figura 82 – Resultados do ANSYS no ponto de máxima carga para o modelo SAKIYAMA_NP1_SB3.

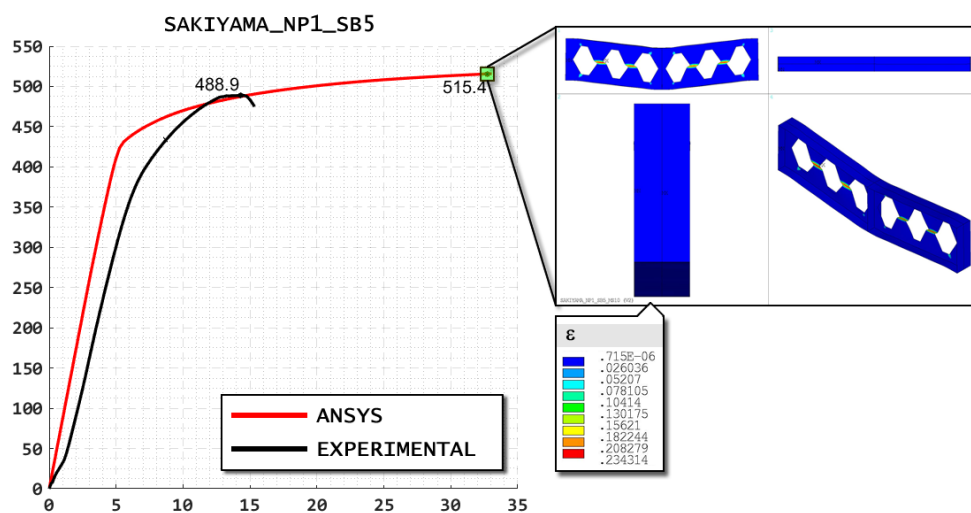


Figura 83 – Resultados do ANSYS no ponto de máxima carga para o modelo SAKIYAMA_NP1_SB5.

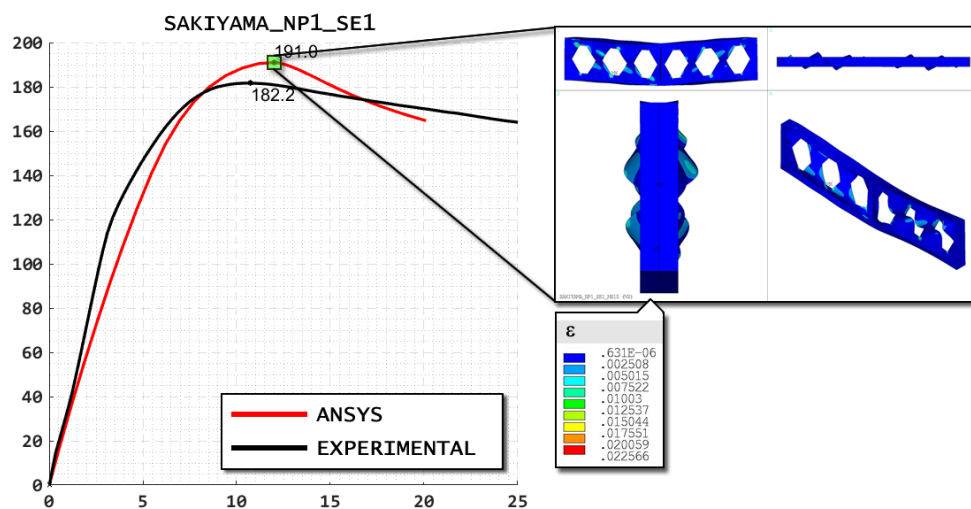


Figura 84 – Resultados do ANSYS no ponto de máxima carga para o modelo SAKIYAMA_NP1_SE1.

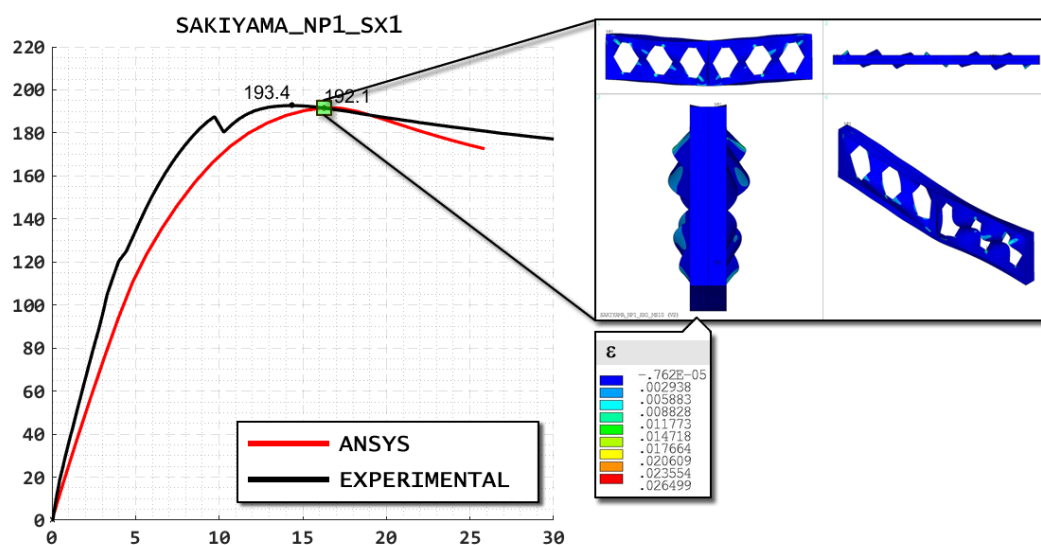


Figura 85 – Resultados do ANSYS no ponto de máxima carga para o modelo SAKIYAMA_NP1_SX1.

Como os ensaios foram feitos em pares convém apresentá-los dois a dois nos gráficos força-deslocamento (figura 86).

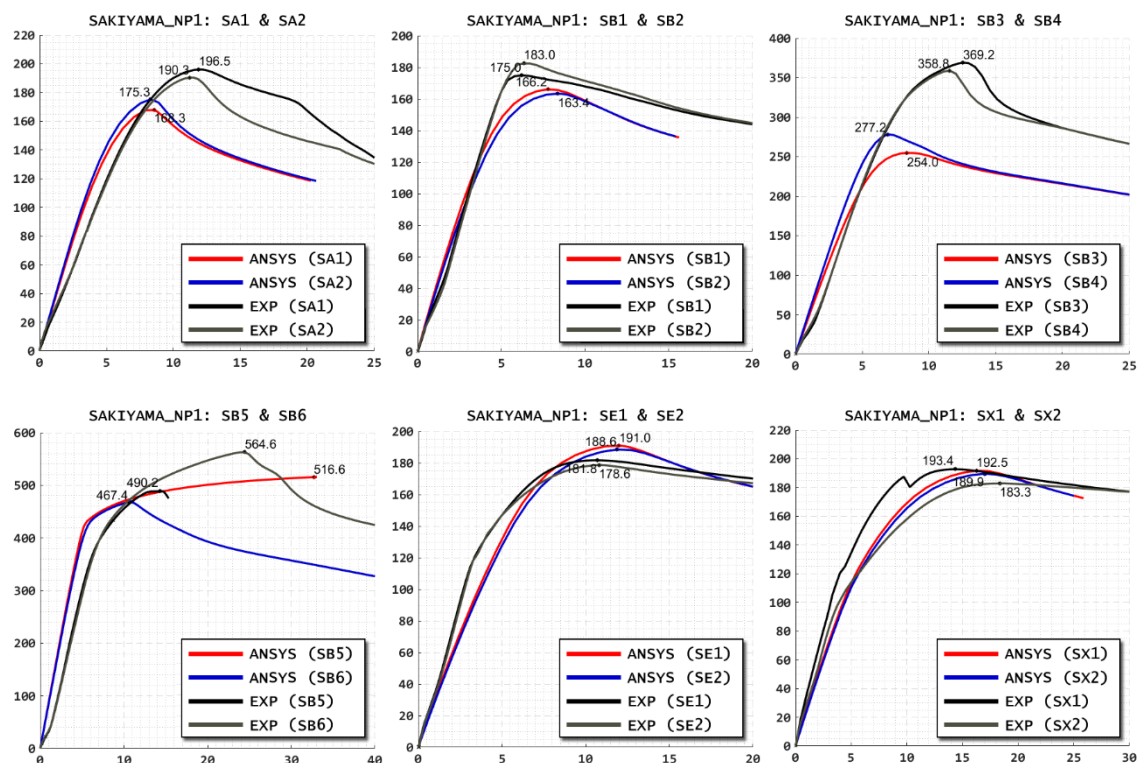


Figura 86 – Resultados do ANSYS e de Veríssimo *et al.* (2017) agrupando vigas idênticas.

Essa comparação proporciona informação valiosa a respeito da variabilidade intrínseca das vigas estudadas, uma vez que todos os cuidados foram tomados para que os pares de barras ensaiados fossem idênticos. Nos modelos numéricos a única diferença entre as duas curvas é a magnitude da imperfeição geométrica inicial. Nota-se, entretanto, que esse parâmetro se revela insuficiente para explicar toda a diferença de comportamento observada entre as duas repetições dos ensaios. Experimentos com repetição como os de Veríssimo *et al.* (2017) são de crucial importância para o entendimento probabilístico do colapso de vigas alveolares. A comparação entre os experimentos SAKIYAMA_NP1_SB5 e SAKIYAMA_NP1_SB6, por exemplo, revela uma diferença significativa de comportamento. O primeiro apresenta um colapso brusco na carga máxima enquanto o segundo revela uma curva força-deslocamento típica da ocorrência de plastificação seguida de falha por instabilidade. A análise da deformada do modelo SAKIYAMA_NP1_SB6 ajuda a compreender o motivo da disparidade. A figura 83 revela que na análise numérica ambos os modelos sofreram cisalhamento horizontal do montante. Esse comportamento é condizente com a curva experimental da barra que atinge a carga mais elevada. No ensaio da viga SAKIYAMA_NP1_SB5, entretanto, Veríssimo *et al.* (2017) relatam a ocorrência da ruptura da solda. Esse modo de colapso não ocorre nos modelos de cálculo ideais pelo simples fato de que o metal da solda deve ser mais resistente do que o metal base. Uma solda bem executada, portanto, não deveria se romper antes do escoamento da alma. Essa análise leva a crer que é provável que a solda tenha sido mal executada, causando a interrupção precoce da análise. Nesse caso a distinção entre os ensaios repetidos dá-se em função de problemas no controle tecnológico durante a fabricação das vigas casteladas.

Nos demais ensaios ambas as repetições produzem resultados muito próximos (variação máxima de 5% na força resistente).

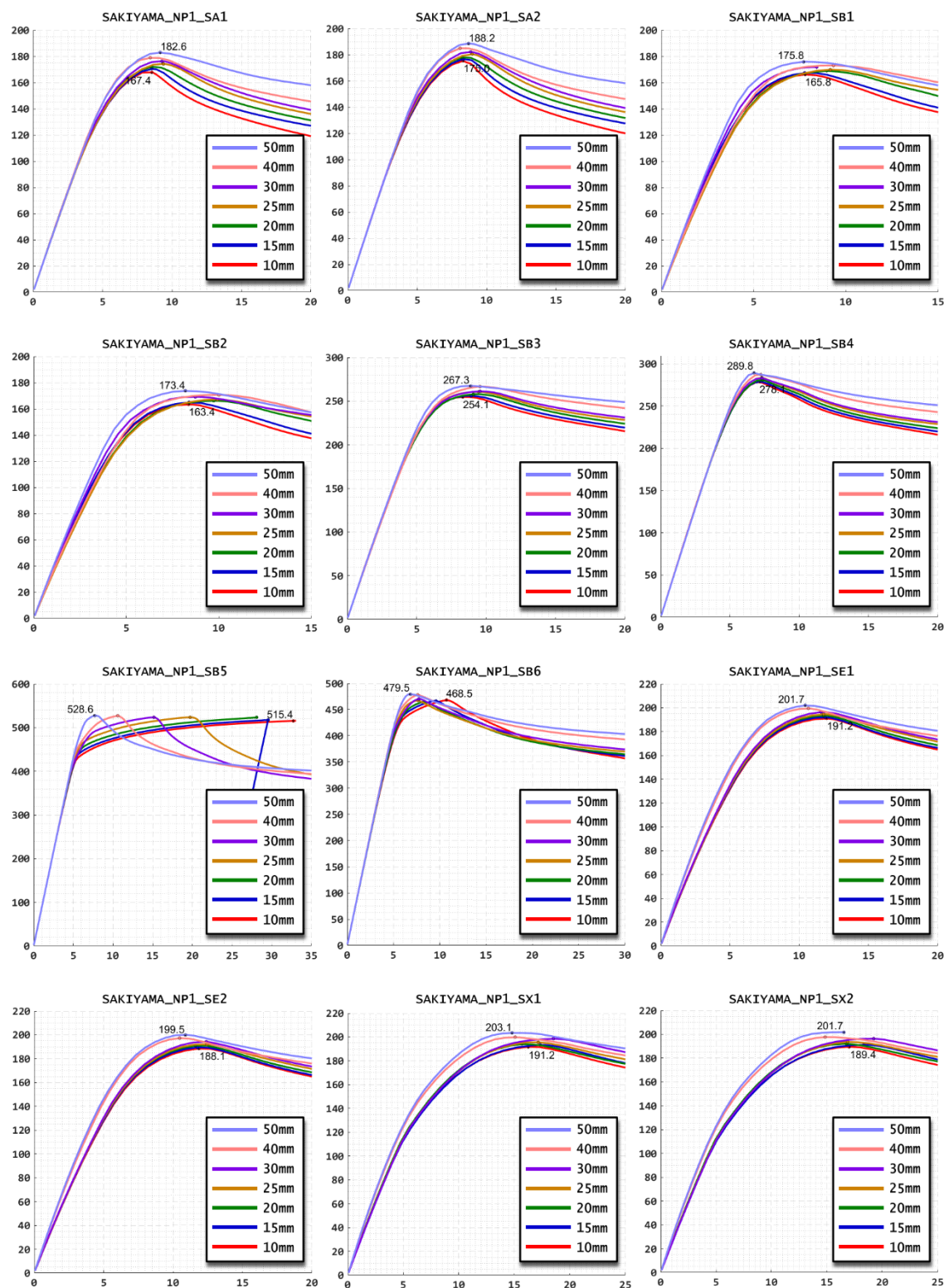


Figura 87 – Resultados do estudo de malha no ANSYS dos modelos de Verissimo *et al.* (2017).

A exceção é a repetição SAKIYAMA_NP1_SX1 e SAKIYAMA_NP1_SX2. Nessas vigas o tipo de colapso é o mesmo e a força resistente é similar, mas as curvas força-deslocamento apresentam um descolamento após o trecho linear inicial. As duas curvas numéricas apresentam

comportamento muito similar, uma vez que a magnitude da imperfeição geométrica inicial (única diferença entre os dois modelos) é quase idêntica (21,4mm no primeiro modelo e 24,1mm no segundo).

A variação detectada nos ensaios experimentais serve de baliza para a acurácia que se pode esperar de modelos numéricos. A repetição de ensaios é chave para o entendimento da magnitude da influência dos parâmetros de mais difícil estimativa sobre o comportamento de vigas alveolares.

A tabela 9 resume as cargas máximas obtidas nos ensaios e nos modelos numéricos. Os ensaios repetidos foram agrupados e um deles foi selecionado arbitrariamente como o valor de referência para as comparações percentuais.

Tabela 9 – Comparação entre força resistente experimental de Veríssimo *et al.* (2017) e a obtida no ANSYS neste trabalho.

MODELO	EXPERIMENTAL [kN]	NUMÉRICO [kN]	ANSYS [kN]
SAKIYAMA_NP1_SA1/SA2	196,0/190,5	-/-	167,8/175,3
SAKIYAMA_NP1_SB1/SB2	175,0/182,5	-/-	166,1/163,4
SAKIYAMA_NP1_SB3/SB4	369,1/359,1	-/-	254,9/278,4
SAKIYAMA_NP1_SB5/SB6	489,1/562,8	-/-	515,9/468,1
SAKIYAMA_NP1_SE1/SE2	181,7/178,7	-/-	191,0/188,6
SAKIYAMA_NP1_SX1/SX2	192,7/183,0	-/-	191,7/189,6

Os resultados do estudo de malha são apresentados na figura 87. A partir das curvas força-deslocamento pode-se concluir que a dimensão ideal da malha é de 20mm.

6.8 Dimensão da malha de elementos finitos

Com base nos estudos de malha de cada um dos modelos de referência é possível propor uma fórmula genérica para o cálculo da dimensão ideal dos elementos. Convém atrelar a densidade da malha às propriedades geométricas da viga alveolar, de forma a permitir o estudo de uma vasta gama de geometrias sem a necessidade da repetição do estudo de malha. A equação 23 foi utilizada para a determinação da dimensão dos elementos nos demais modelos solucionados neste trabalho. Os mesmos critérios são apresentados de forma gráfica na figura 88.

$$e_{elem} = \text{mínimo} \begin{cases} \frac{s_w}{4} \\ \frac{b_f}{4} \\ \frac{d_{Tm}}{3} \\ \frac{s_0}{8} \\ \frac{L}{100} \end{cases} \quad (23)$$

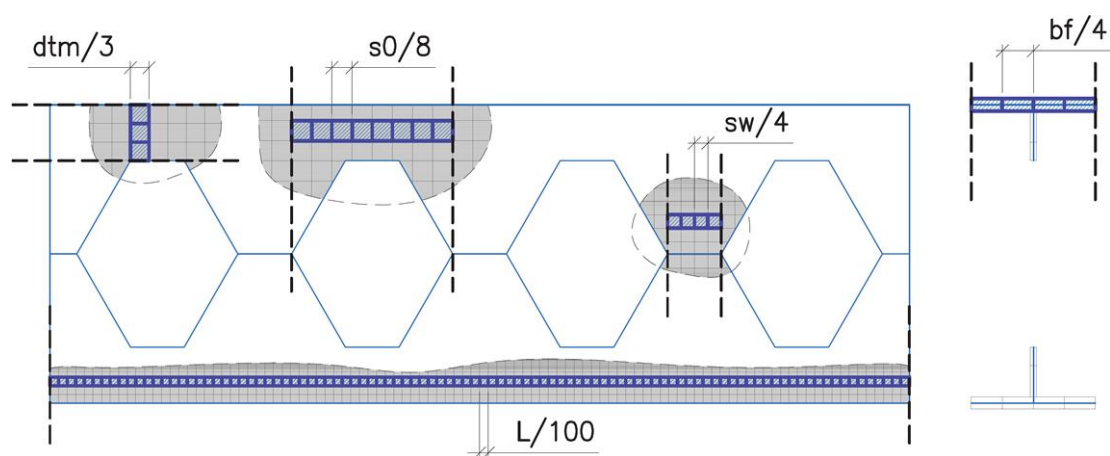


Figura 88 – Ilustração dos critérios adotados para a determinação da dimensão da malha em função da geometria da barra.

Aplicou-se a fórmula acima para calcular a dimensão dos elementos dos modelos de referência. Os valores obtidos são comparados com os estabelecidos como ideais durante a validação do modelo numérico na tabela 10.

Tabela 10 – Comparação entre a dimensão ideal do elemento (determinada na validação) e o valor retornado pela equação 23.

MODELOS	DIMENSÃO DO ELEMENTO [mm]	
	VALIDAÇÃO	EQUAÇÃO
SONCK_012	40	13 a 17
NSEIR_028	40	13 a 21
TSAVDARIDIS_032	25	16 a 17
VIEIRA_040	20	19 a 23
WARREN_047	25	15 a 23
SAKIYAMA_NP1	20	19 a 35

7 ESTUDO DO MÓDULO DE ELASTICIDADE

Durante a validação do modelo numérico foi possível caracterizar as curvas força-deslocamento, atribuindo a cada segmento um significado físico correspondente ao comportamento estrutural da viga. O primeiro trecho da curva (linear e ascendente) é, em geral, o que apresenta melhor ajuste entre resultados experimentais e numéricos. Em vários modelos, entretanto, é possível notar uma diferença significativa na inclinação dos trechos lineares ascendentes resultantes da análise numérica (seja do ANSYS, seja dos autores das publicações de referência) e resultantes do ensaio experimental. A figura 89 ilustra essa situação para os modelos NSEIR_028_IPE_330, SONCK_012_CS2_L3 e VIEIRA_040_A2.

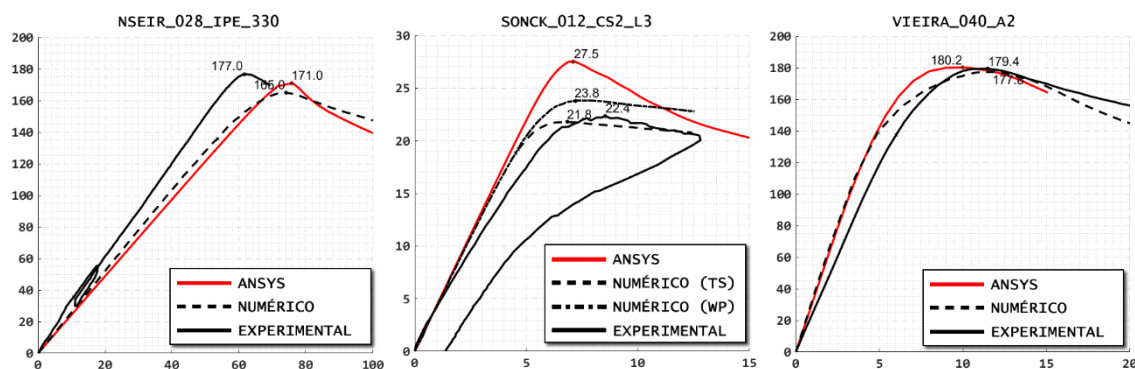


Figura 89 – Exemplos das diferenças de rigidez inicial do modelo numérico e do experimento observadas durante a validação.

No primeiro modelo a curva correspondente ao ensaio apresenta maior inclinação, indicando uma rigidez global inicial superior àquela do modelo numérico. Nos dois outros casos a situação se inverte e os modelos numéricos passam a apresentar maior rigidez.

Um grande número de parâmetros (que podem ser estudados individualmente na análise numérica) influencia a inclinação do trecho inicial da curva. Na figura 90, por exemplo, são contrastados os resultados dos modelos SONCK_012_CS1_L3 e SONCK_012_CS1_L4.

Os modelos possuem geometria idêntica exceto pelo comprimento do vão. Nota-se, como previsto pela teoria clássica de barras, que a viga mais longa se apresenta menos rígida. Tomando-se como base a origem do gráfico e um ponto próximo ao final do trecho linear ascendente é possível calcular a inclinação das curvas. Nesse caso a curva correspondente à viga curta (com tangente de 4,713kN/mm) apresenta uma inclinação 38% superior à da viga longa (tangente de

3,417kN/mm), sendo possível afirmar que essa diferença é causada pela diferença de aproximadamente 26% no comprimento dos vãos.

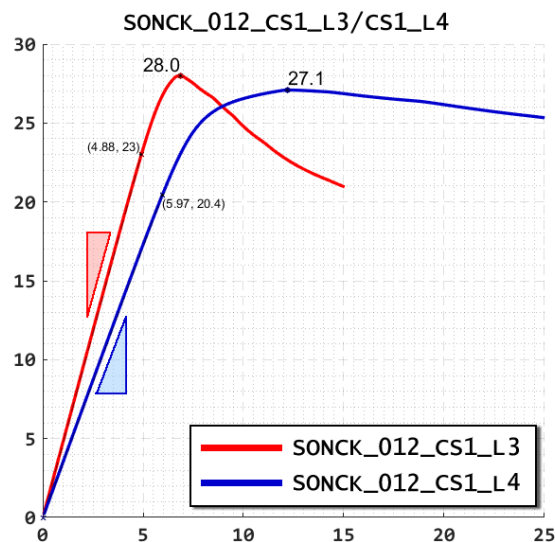


Figura 90 – Diferença de rigidez inicial causada por modificação significativa na geometria da barra.

Porém, parâmetros geométricos como o comprimento do vão, a dimensão dos alvéolos e a altura da seção transversal são de fácil determinação experimental, possuindo uma margem de erro pequena. As diferenças observadas nos modelos da figura 89 não podem ser atribuídas a variações nessas propriedades. Convém investigar as grandezas de difícil determinação experimental como possíveis candidatas a uma parcela de responsabilidade pela discrepância observada. Como o trecho da curva força-deslocamento sendo estudado é o inicial é seguro descartar as propriedades mecânicas do aço diretamente implicadas na plastificação (resistência ao escoamento e tensões residuais). Resta, portanto, investigar o módulo de elasticidade do aço e a espessura das chapas que compõem a mesa e a alma.

Os modelos de referência podem ser divididos em dois grupos: os que utilizaram na análise numérica o valor do módulo de elasticidade medido experimentalmente; e os que adotaram um valor nominal para essa grandeza. Na primeira categoria entram apenas os modelos NSEIR_028, ERDAL_045 (desconsiderados nesta análise por terem fracassado na validação) e WARREN_047. Os demais modelos enquadram-se na segunda categoria. O caso de Sonck (2013) é particularmente revelador. A autora realizou medições experimentais da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade (ambas as grandezas obtidas a partir do mesmo ensaio) mas relatou que algumas das medições da segunda grandeza tiveram que ser descartadas por não serem confiáveis. Durante a validação de seu modelo numérico a autora decidiu adotar o valor nominal de 205GPa para o módulo de elasticidade de todas as barras, mesmo sabendo que os valores medidos variavam entre 210GPa e 179GPa (variação total superior a 15%).

Os outros autores que também reportaram o valor do módulo de elasticidade medido obtiveram valores apresentando desvio significativo do valor nominal. Nseir *et al.* (2012) encontrou variação máxima de 22%, Erdal (2011) de 10% e Warren (2001) de 8%. É perfeitamente razoável, portanto, suspeitar da influência do módulo de elasticidade do aço quando analisando a inclinação do trecho linear inicial das curvas força-deslocamento.

O efeito da variação do módulo de elasticidade no modelo numérico poder ser avaliado com facilidade. A figura 91 apresenta os resultados obtidos para os modelos SONCK_012_CS1_L3 e VIEIRA_040_B2 quando o módulo de elasticidade é variado.

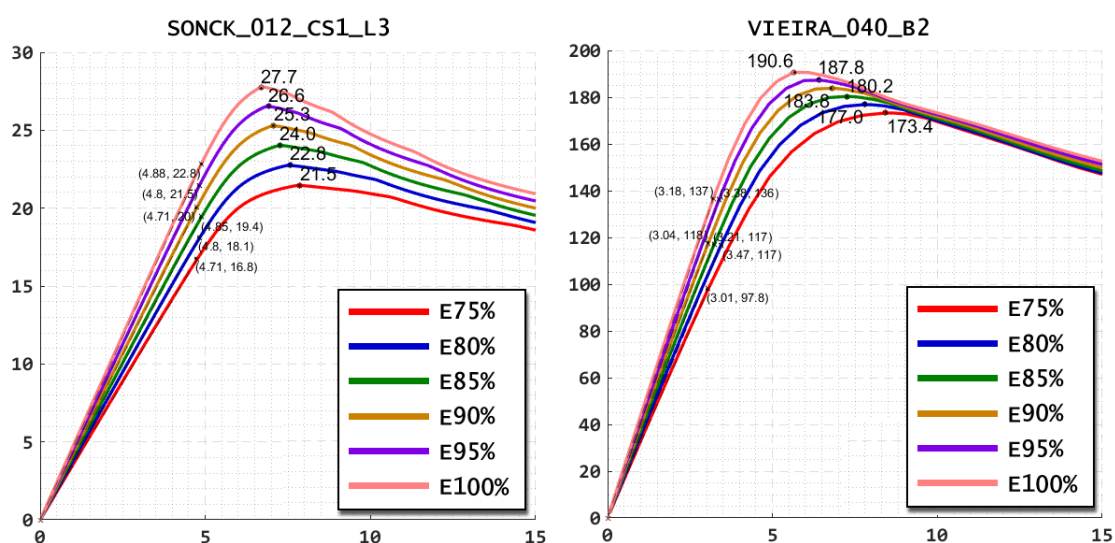


Figura 91 – Efeito da variação do módulo de elasticidade.

Considerou-se o valor adotado pelos autores (205GPa no caso de Sonck, 2013 e 200GPa no caso de Vieira, 2015) como sendo o padrão (100%) e foram solucionados modelos com módulo de elasticidade igual a 95%, 90%, 85%, 80% e 75% desse valor. As tendências observáveis nos gráficos da figura 91 são universais, podendo ser aplicadas a todos os demais modelos. Com a redução do valor de E o trecho linear inicial da curva sofre um abatimento (redução da rigidez do modelo) e a força resistente sofre redução, mas o modo de colapso e o aspecto da curva após atingida a carga máxima tendem a permanecer os mesmos. A tabela 11 abaixo compara a redução da inclinação do trecho linear da curva força-deslocamento com a redução do módulo de elasticidade.

Nota-se que a correspondência entre as duas grandezas é linear, o que equivale a dizer que para causar um abatimento de 12% na inclinação da curva basta reduzir em 12% o valor do módulo de elasticidade. A correlação entre módulo de elasticidade e força resistente não obedece essa mesma relação, em particular para o modelo mais curto e mais sujeito à plastificação.

Tabela 11 – Comparação entre a inclinação inicial da curva força-deslocamento, a fração do módulo de elasticidade e a força resistente do modelo.

MODELO	ELAST.	F [kN]	INCLINAÇÃO [kN/mm]	INC _i /INC ₁₀₀ [%]	F _i /F ₁₀₀ [%]
SONCK_012_CS1_L3	E100%	27,7	4,67	100	100
	E95%	26,6	4,48	95,9	96,0
	E90%	25,3	4,25	90,9	91,3
	E85%	24,0	4,00	85,6	86,6
	E80%	22,8	3,77	80,7	82,3
	E75%	21,5	3,57	76,3	77,6
VIEIRA_040_B2	E100%	190,6	43,1	100	100
	E95%	187,8	40,2	93,4	98,5
	E90%	183,8	38,8	90,1	96,4
	E85%	180,2	36,4	84,6	94,5
	E80%	177,0	33,7	78,3	92,9
	E75%	173,4	32,5	75,4	91,0

Aplicando-se esse conhecimento à comparação realizada na figura 89 é possível melhorar a correspondência entre resultados numéricos e experimentais fazendo um ajuste no valor do módulo de elasticidade. A figura 92 apresenta o resultado desse experimento.

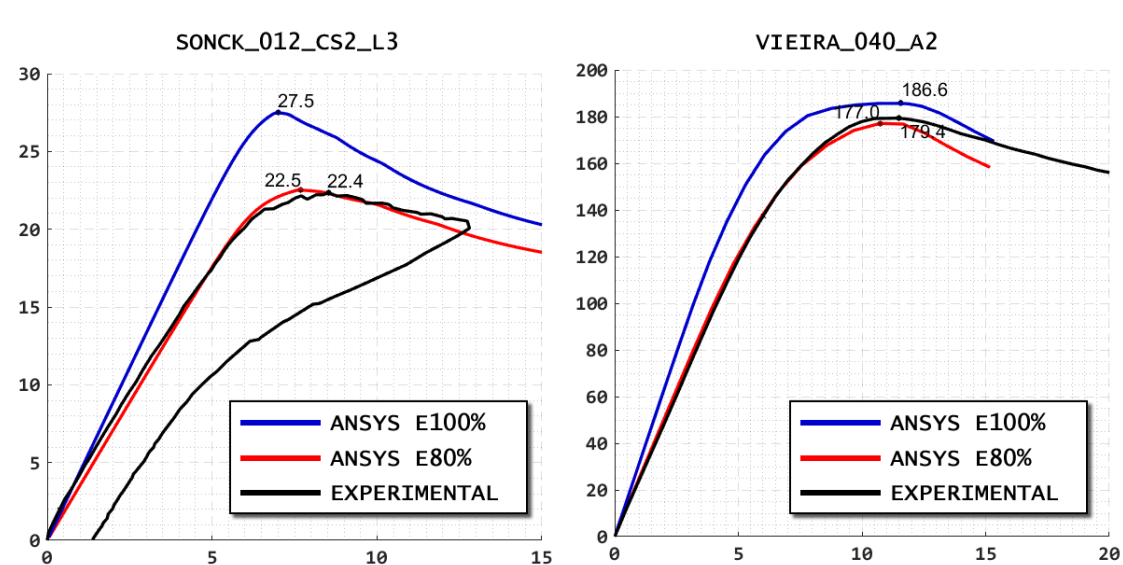


Figura 92 – Exemplos de melhor adequação de resultados numéricos e experimentais com a redução do módulo de elasticidade.

Nota-se não só um melhor ajuste no trecho linear inicial da curva como também uma correspondência equivalente ou superior à original nos demais trechos do diagrama força-deslocamento. Contudo que a alteração do valor do módulo de elasticidade seja pequena (estando dentro dos limites estabelecidos nos ensaios experimentais) essa abordagem pode ser considerada razoável.

A análise da influência do módulo de elasticidade vem reforçar novamente a importância do estudo probabilístico. A confiabilidade do modelo de cálculo de vigas alveolares não pode ser superior àquela garantida pelos fornecedores para as propriedades mecânicas do aço. Tomando como base as publicações de referência aqui estudadas não seria possível prever a força resistente de uma viga alveolar com margem de erro inferior a 15% exclusivamente por conta da variabilidade que se pode esperar das propriedades mecânicas do aço, em particular do módulo de elasticidade.

É importante ressaltar novamente que, apesar de ser possível obter melhor correspondência entre curvas experimentais e numéricas aplicando-se uma alteração no módulo de elasticidade, isso não é garantia de que todas as diferenças (ou mesmo qualquer parte delas) observadas entre experimento e simulação sejam por conta da adoção de valores incorretos de E . A figura 90 (apresentada anteriormente) ilustra uma situação na qual diferença de rigidez do modelo é fruto de diferença no comprimento do vão das barras comparadas. Aplicar redução de E para casar as curvas (como é feito na figura 93) consiste em má aplicação da abordagem proposta.

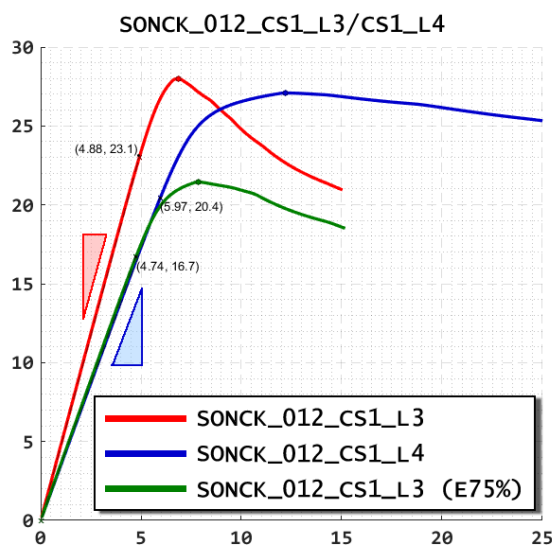


Figura 93 – Exemplo de má aplicação da redução do módulo de elasticidade para casar resultados incompatíveis.

Nota-se que a redução do módulo de elasticidade faz com que os trechos iniciais passem a coincidir, mas o comportamento das curvas força-deslocamento após esse trecho é completamente distinto. Assim como o vão da barra é possível que diversas outras peculiaridades do ensaio experimental influenciem o trecho linear inicial da curva força-deslocamento. Corrigir o módulo de elasticidade para compensar por essas diferenças seria, em princípio, inadequado. É possível, entretanto, estabelecer por meio de um estudo rigoroso uma redução capaz de compensar pelos efeitos deletérios de algum fenômeno não incluído explicitamente no modelo numérico.

8 TENSÕES RESIDUAIS

O processo de fabricação padrão dos perfis alveolares (corte, deslocamento e solda) altera a distribuição de tensões residuais dos perfis originais. Sonck (2013) investigou experimentalmente as tensões residuais presentes em vigas casteladas (aberturas hexagonais) e celulares. Com base em seus ensaios a autora propôs as distribuições apresentadas na figura 94. É importante lembrar que os perfis celulares de Sonck (2013) foram fabricados de maneira atípica, com as aberturas circulares cortadas a partir de aberturas hexagonais fabricadas da maneira convencional. Essa introdução de calor após a execução das soldas dos montantes tem, segundo a autora, impacto significativo, aumentando ainda mais as tensões residuais na seção transversal.

Sonck (2013) dividiu os perfis alveolares em quatro categorias, segundo o diagrama apresentado na figura 94, e a cada categoria corresponde uma das distribuições de tensões residuais. As distribuições WP (*web-post*, medições no centro do montante) e TS (*tee-section*, medições no centro da abertura), particulares de vigas de fabricação atípica, são incompatíveis entre si. Deve-se escolher no início da análise numérica qual das duas distribuições adotar. O valor de σ_{ALMA} deve ser determinado analiticamente de forma que as tensões residuais na seção transversal sejam auto equilibrantes.

Não há na literatura outros ensaios experimentais para a determinação de tensões residuais em vigas alveolares. Sonck (2013) recomenda que mais estudos sejam feitos (em particular com seções transversais de diferentes dimensões) antes que uma distribuição, fruto de uma análise probabilística, possa ser estabelecida.

Os efeitos das tensões residuais de Sonck (2013) foram estudados numericamente. As distribuições propostas foram aplicadas no ANSYS da mesma maneira que fez a autora em sua análise numérica. Para este estudo foram analisados apenas os modelos SONCK_012_CSx_Ly. Convém notar que, como Sonck (2013) estudava o problema do colapso global de barras alveolares (FLT e flambagem com flexão em torno do eixo de menor inércia), as distribuições de tensões residuais propostas ignoram as regiões dos montantes, introduzindo tensões apenas nos T's superior e inferior. Como consequência tais distribuições de tensões residuais não afetam barras sujeitas a colapsos locais como flambagem com torção do montante ou cisalhamento horizontal do montante.

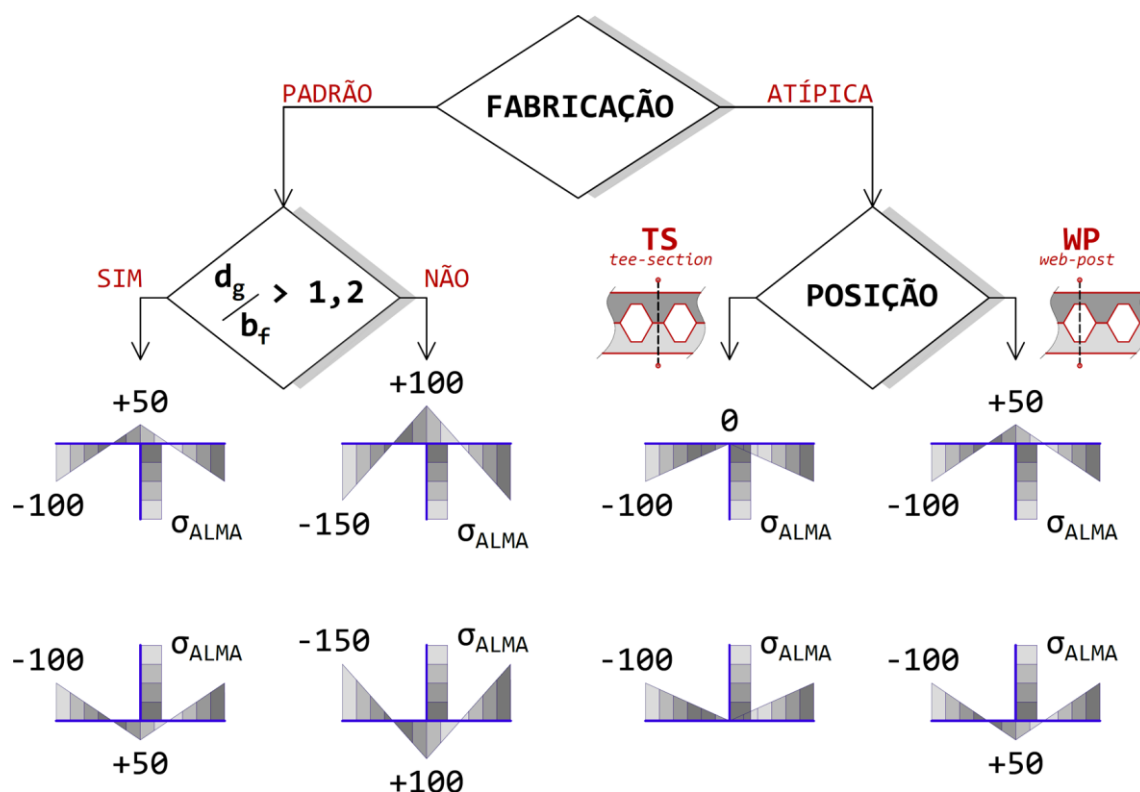


Figura 94 – Fluxograma para a determinação do padrão de tensões residuais a adotar segundo Sonck (2013).

Os resultados numéricos do ANSYS obtidos após a introdução das tensões residuais são comparados na figura 95 com resultados da validação do modelo numérico. Nota-se em todos os casos que o aspecto qualitativo das curvas força-deslocamento é mantido e que há uma redução da força resistente. Tal redução revela-se, entretanto, muito pequena para casar os resultados numéricos de Sonck (2013) com os resultados numéricos obtidos no ANSYS.

Para as vigas alveolares Sonck (2013) introduziu separadamente as duas distribuições propostas (WP e TS). Nesse caso a comparação com os resultados do ANSYS é ainda mais reveladora. As curvas força-deslocamento numéricas de Sonck (2013) apresentam uma clara divergência após o trecho linear inicial que deve ser função exclusivamente da diferença entre as distribuições WP e TS. Os modelos do ANSYS, entretanto, revelam-se quase indiferentes ao tipo de distribuição inserido. Ambas as distribuições provocam uma pequena redução da força resistente, mas não podem ser diferenciadas entre si.

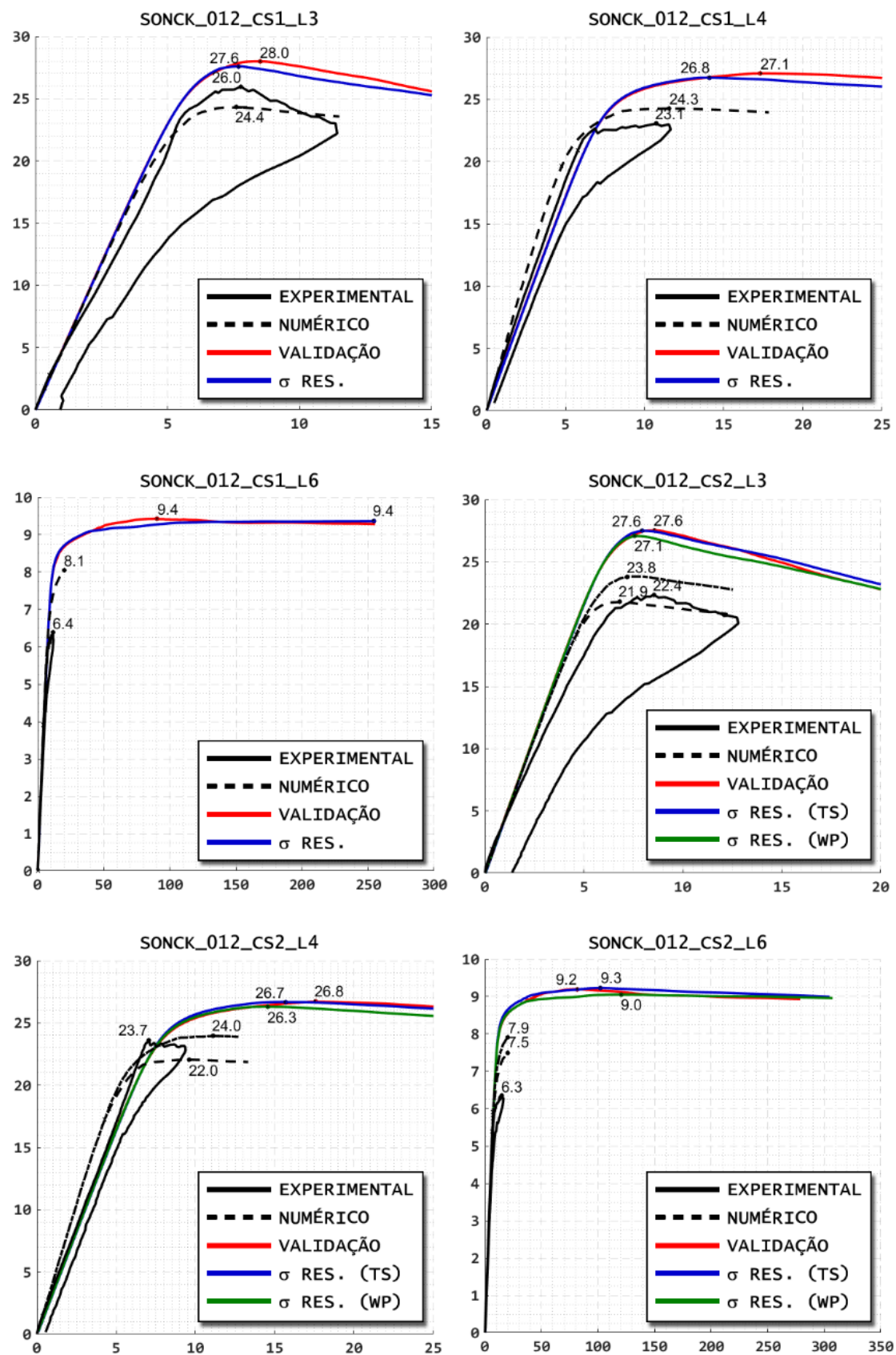


Figura 95 – Efeitos da introdução das tensões residuais nos modelos de Sonck (2013).

A solução do modelo com tensões residuais é realizada em duas etapas (*load steps*, na terminologia do programa) no ANSYS. Na primeira etapa (análise não linear física e geométrica) as tensões residuais são introduzidas nos nós apropriados da malha de elementos finitos. O programa aplica integralmente as tensões impostas e tenta obter o equilíbrio utilizando os algoritmos de solução (Newton-Raphson ou *arc-length*). Ao final dessa etapa as tensões residuais foram equilibradas e uma investigação do modelo de elementos finitos revela que as tensões existentes não são mais as aplicadas inicialmente. Na segunda etapa as forças do ensaio da flexão de quatro pontos são aplicadas sobre o modelo que já conta com as tensões residuais. Uma segunda solução (não linear física e geométrica), dessa vez incremental, é realizada. A carga é aplicada gradualmente (em *substeps*, na terminologia do ANSYS) e os algoritmos de solução tentam proporcionar o equilíbrio. A respeito da solução de modelo com tensões residuais pode-se dizer, em resumo, que primeiro são aplicadas as tensões residuais e depois são aplicadas as cargas do ensaio.

Não está claro o motivo pelo qual as tensões residuais parecem ter maior impacto sobre o modelo numérico de Sonck (2013) (criado no software ABAQUS) do que sobre o modelo numérico desenvolvido no ANSYS. As diferenças entre as forças resistentes para os modelos com e sem tensões residuais são apresentadas na tabela 12.

Tabela 12 – Comparação entre as forças resistentes obtidas com e sem tensões residuais para os modelos de Sonck (2013).

MODELO	VALIDAÇÃO [kN]	TENSÕES RESIDUAIS [kN]		
		PADRÃO	TS	WP
SONCK_012_CS1_L3	28,0	27,6	-	-
SONCK_012_CS1_L4	27,1	26,7	-	-
SONCK_012_CS1_L6	9,43	9,37	-	-
SONCK_012_CS2_L3	27,5	-	27,5	27,1
SONCK_012_CS2_L4	26,7	-	26,7	26,3
SONCK_012_CS2_L6	9,20	-	9,23	9,06

É possível que Sonck (2013) tenha adotado, em suas análises numéricas, a resistência ao escoamento nominal de 235MPa com a intenção de maximizar os efeitos das tensões residuais. Replicando tal análise no ANSYS obteve-se os resultados apresentados na figura 96. Todas as curvas (inclusive aquela rotulada “VALIDAÇÃO”) correspondem a modelos nos quais a resistência ao escoamento de todos os elementos é igual a 235MPa.

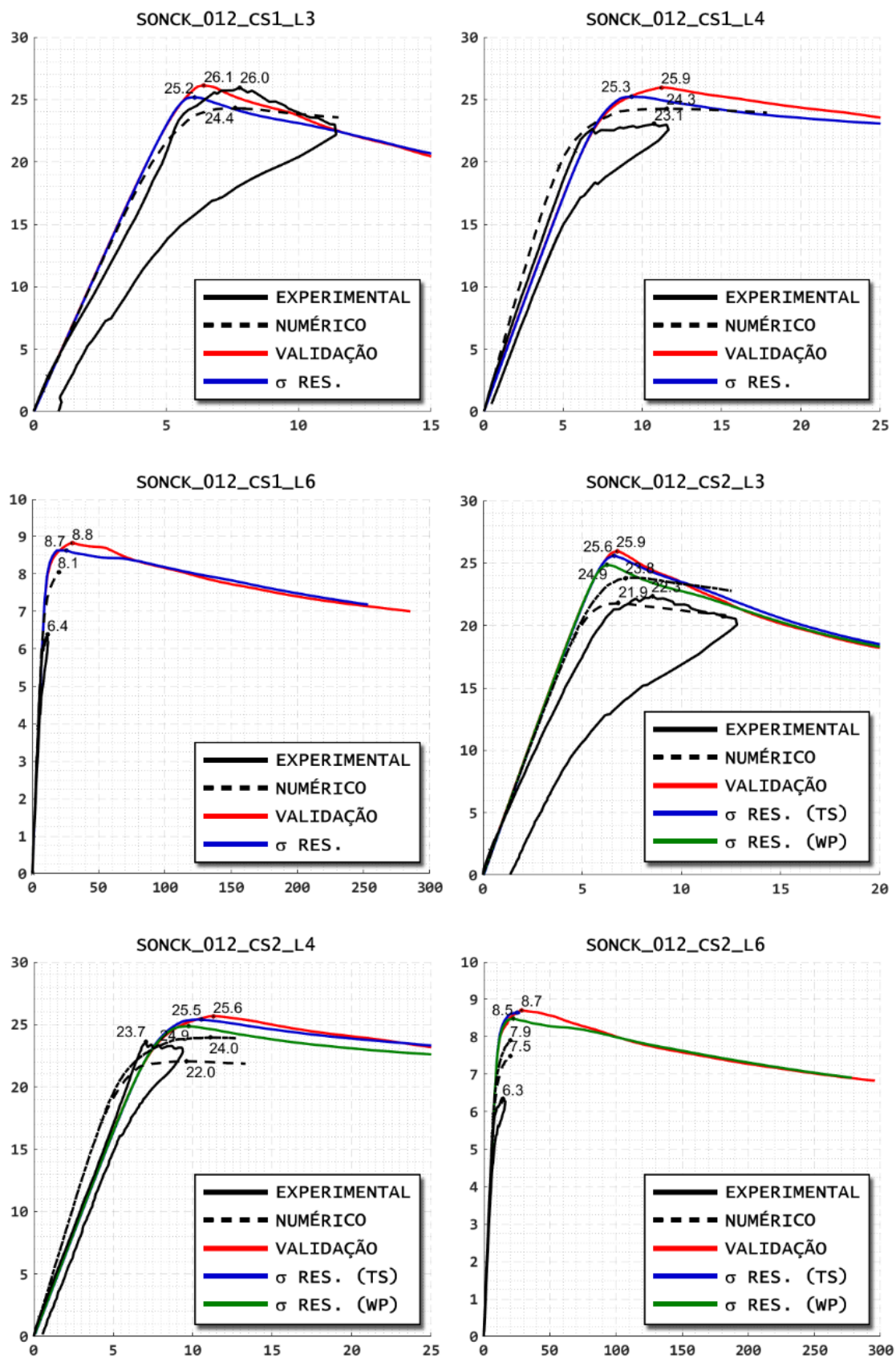


Figura 96 – Análise do efeito das tensões residuais nos modelos de Sonck (2013) com resistência ao escoamento reduzida para 235MPa.

A redução de f_y causou uma esperada redução da força resistente dos modelos. As observações prévias feitas a respeito das consequências da introdução das tensões residuais continuam a valer. O comportamento das vigas manteve-se inalterado e a força resistente apresentou pequena redução, ainda insuficiente para alcançar a baixa resistência da análise numérica de Sonck (2013). As distribuições TS e WP não produzem resultados tão distintos quanto os obtidos pela autora da publicação original. As forças resistentes dos modelos com redução da resistência ao escoamento são apresentadas na tabela 13.

Tabela 13 – Comparação entre as forças resistentes dos modelos de Sonck (2013) sem tensões residuais (validação) e com tensões residuais. Em ambos os casos a resistência ao escoamento foi reduzida para 235MPa.

MODELO	VALIDAÇÃO [kN]	TENSÕES RESIDUAIS [kN]		
		PADRÃO	TS	WP
SONCK_012_CS1_L3	26,1	25,2	-	-
SONCK_012_CS1_L4	26,0	25,2	-	-
SONCK_012_CS1_L6	8,84	8,64	-	-
SONCK_012_CS2_L3	26,0	-	25,6	24,9
SONCK_012_CS2_L4	25,7	-	25,4	24,9
SONCK_012_CS2_L6	8,71	-	8,66	8,48

O estudo do módulo de elasticidade revelou que variações superiores a 15% na força resistente podem ser fruto apenas da imprecisão da determinação das propriedades mecânicas do aço. As pequenas diferenças provocadas pela introdução das tensões residuais ficam inteiramente dentro da margem de erro já estabelecida anteriormente. A redução da força resistente, tão pequena em face das variações provocadas pelo módulo de elasticidade, não pode ser interpretada satisfatoriamente. Apesar de ser indiscutivelmente causada pela introdução das tensões residuais no modelo numérico não é possível afirmar, dada a precisão existente, em que grau a nova simulação é mais ou menos fiel à realidade do que a simulação anterior, sem tensões residuais.

Pelo pequeno impacto que têm sobre os resultados e pela escassez de medições experimentais disponíveis (que não permite a determinação de um diagrama confiável) as tensões residuais não serão levadas em consideração nos demais modelos numéricos estudados neste trabalho.

9 IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS INICIAIS

Os modos de colapso associados unicamente à plastificação têm a capacidade de ocorrer, em análise numérica, em estrutura geometricamente perfeita, isto é, com geometria ideal. Modos de colapso associados à instabilidade, por outro lado, emergem na análise numérica apenas quando algum desvio é introduzido na geometria do modelo ou quando forças transversais são aplicadas. Neste trabalho adotou-se o método de introdução de imperfeições geométricas iniciais para simular o comportamento de uma barra real, sujeita à instabilidade. O formato da imperfeição inicial deve permitir que, na análise não linear incremental numérica, as deformações típicas do colapso por instabilidade possam ocorrer gradualmente. É importante, portanto, que o formato da imperfeição geométrica inserido seja capaz de catalisar o colapso por instabilidade que se deseja estudar.

Na abordagem clássica adota-se um dos modos de flambagem (em geral o primeiro) da estrutura como formato da imperfeição geométrica inicial. Uma análise elástica de flambagem é, portanto, realizada antes da análise não linear para determinação da força resistente da peça. Essa abordagem justifica-se com base no fato de que ao formato do primeiro modo de flambagem está associada a menor carga crítica da estrutura, o que, sendo a situação mais desfavorável, levaria à obtenção da menor força resistente durante a análise não linear incremental.

Apesar da universalidade de sua adoção essa abordagem possui uma evidente limitação: um formato de imperfeição capaz de provocar um tipo de instabilidade pode ser insuficiente para permitir a ocorrência de outros modos de colapso associados à instabilidade. Neste trabalho essa limitação possui um aspecto crítico, uma vez que se deseja estudar múltiplos modos de colapso de um tipo de estrutura. Não há garantia de que a imperfeição inserida para provocar a FLT também será capaz de iniciar a flambagem com torção do montante, por exemplo.

Para um modelo numérico capaz de simular vigas casteladas e celulares sem impor restrições geométricas é necessária a determinação de um conjunto de imperfeições geométricas iniciais que simultaneamente seja capaz de:

- Permitir a combinação de diversos formatos de imperfeição inicial em um modelo;
- Provocar todos os possíveis modos de colapso associados à instabilidade;
- Ser completamente determinado para qualquer combinação de geometria e condições de contorno de uma viga alveolar sem requerer intervenção do usuário;
- Produzir um modelo capaz de prever de maneira satisfatória a força resistente associada a todos os modos de colapso, sejam por instabilidade ou não;

- Produzir um modelo numérico capaz de simular o comportamento (tipo de colapso e curva força-deslocamento) observado experimentalmente;

Os tipos de imperfeição geométrica propostos foram baseados nos desvios de geometria observados experimentalmente. Para estudar isoladamente o efeito do tipo de imperfeição a magnitude das imperfeições geométricas será mantida constante, tomando como base as recomendações do Eurocode 3 (2006). Na primeira etapa do estudo investigou-se o efeito de cada tipo de imperfeição quando inserido isoladamente no modelo. Na segunda etapa diversas combinações dos tipos de imperfeição disponíveis foram propostas e investigadas.

9.1 Tipos de imperfeição geométrica inicial

O ANSYS permite a introdução de imperfeições iniciais utilizando como base os resultados de uma análise prévia, importando os deslocamentos nodais com um fator de escala determinado pelo usuário (comando UPGEOM). A abordagem mais comum para obtenção da forma da imperfeição é, portanto, a realização de uma análise preliminar que produza a deformada desejada. Referência futura será feita a esse procedimento sob o nome de importação de deformada.

9.2 Flexão em torno do eixo de maior inércia

A flexão em torno do eixo de maior inércia é uma imperfeição geométrica global que deforma toda a barra em um formato de arco no plano da alma (figura 97).

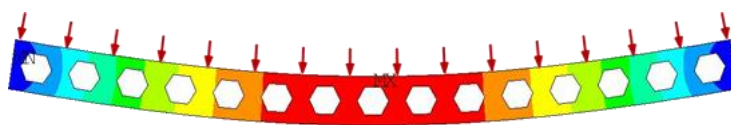


Figura 97 – Método para obtenção da deformada tipo flexão em torno do eixo de maior inércia.

Essa imperfeição é particularmente importante para a captura da flambagem com flexão em torno do eixo de maior inércia, que pode vir a ocorrer em uma peça comprimida. A magnitude adotada para essa imperfeição (flecha máxima no centro do vão) é de $L/1000$.

O formato dessa imperfeição é introduzido por meio de importação de deformada. A barra é simplesmente apoiada em ambas as extremidades (a extremidade direita é deixada livre para deslocar-se longitudinalmente), um carregamento transversal é aplicado na mesa superior diretamente sobre a alma (figura 97) e realiza-se uma análise linear elástica. A teoria de barras de

Euler-Bernoulli prevê que esse carregamento gera uma linha elástica descrita por um polinômio do quarto grau.

9.3 Flexão em torno do eixo de menor inércia

A flexão em torno do eixo de menor inércia é uma imperfeição geométrica global que deforma toda a barra em um formato de arco no plano das mesas (figura 98). Essa imperfeição permite a ocorrência da flambagem com flexão em torno do eixo de menor inércia (que pode ocorrer em barras comprimidas axialmente) e a ocorrência da flambagem lateral com torção. A magnitude adotada para essa imperfeição (deslocamento transversal máximo no centro do vão) é de $L/1000$.

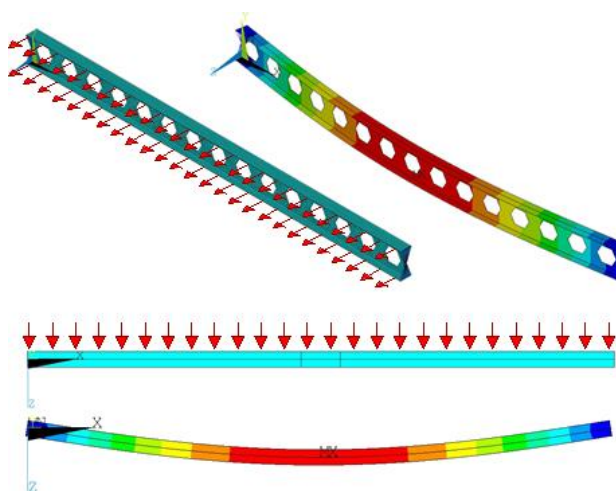


Figura 98 – Método adotado para obtenção da deformada tipo flexão em torno do eixo de menor inércia.

O formato dessa imperfeição é introduzido por meio de importação de deformada. As condições de contorno impostas e o tipo de análise são os mesmos adotados para a flexão em torno do eixo de maior inércia. Aplica-se, entretanto, um carregamento transversal (direção perpendicular ao plano da alma) no eixo das mesas superior e inferior distribuído ao longo de todo o vão da barra (figura 98). Esse carregamento gera o arco desejado e novamente a teoria de barras prevê linha elástica descrita por um polinômio do quarto grau.

9.4 Flexão da alma

A flexão da alma é uma imperfeição geométrica que concede à alma, outrora plana, um formato de arco, deformação acompanhada por um giro das mesas superior e inferior (figura 99). Essa imperfeição é introduzida ao longo de todo o comprimento da barra. Pretende-se, com a flexão da alma, capturar os modos de colapso por instabilidade do montante (flambagem com flexão do

montante e flambagem com torção do montante). A magnitude adotada para essa imperfeição (deslocamento transversal máximo no centro da alma) é de $d_m/200$.

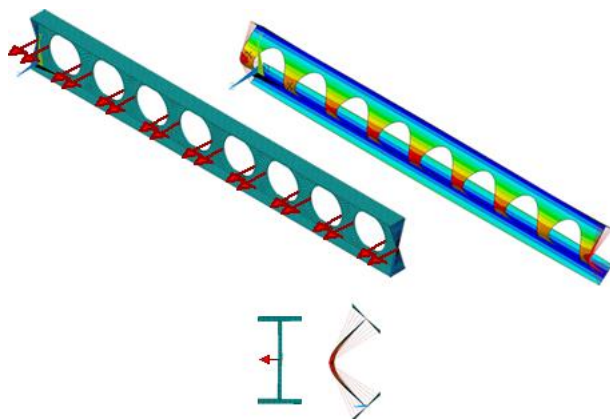


Figura 99 – Método adotado para a obtenção da deformada tipo flexão da alma.

O formato dessa imperfeição é introduzido por meio de importação de deformada. Os nós nas linhas de eixo das mesas superior e inferior são apoiados transversalmente ao longo de todo o comprimento da barra e uma carga distribuída transversal à alma é aplicada no centro da linha de aberturas (figura 99). A introdução de carga apenas no centro da alma (garganta do montante) gera um arco menos abaulado, com menor raio de concordância entre as metades superior e inferior da barra alveolar (figura 100). Pretende-se, com esse aspecto, simular a dificuldade de alinhamento dos planos da alma das metades superior e inferior durante a etapa de soldagem dos montantes da fabricação convencional. Essa imperfeição contrasta com a que se espera encontrar em um perfil I laminado de alma cheia, no qual a curvatura altera-se com mais suavidade.



(a) PRESSÃO DISTRIBUÍDA SOBRE A ALMA

(b) CARGA LINEAR NO EIXO DAS ABERTURAS

Figura 100 – Comparação entre deformadas obtidas com diferentes configurações de cargas transversais aplicadas sobre a alma.

Caso a barra possua enrijecedores de alma o formato da flexão da alma não será constante ao longo de todo o comprimento (figura 101). A pequena magnitude da imperfeição na posição dos enrijecedores não afetará de maneira negativa a capacidade preditiva do modelo uma vez que a presença dos enrijecedores em geral é suficiente para impedir a ocorrência da instabilidade do montante.

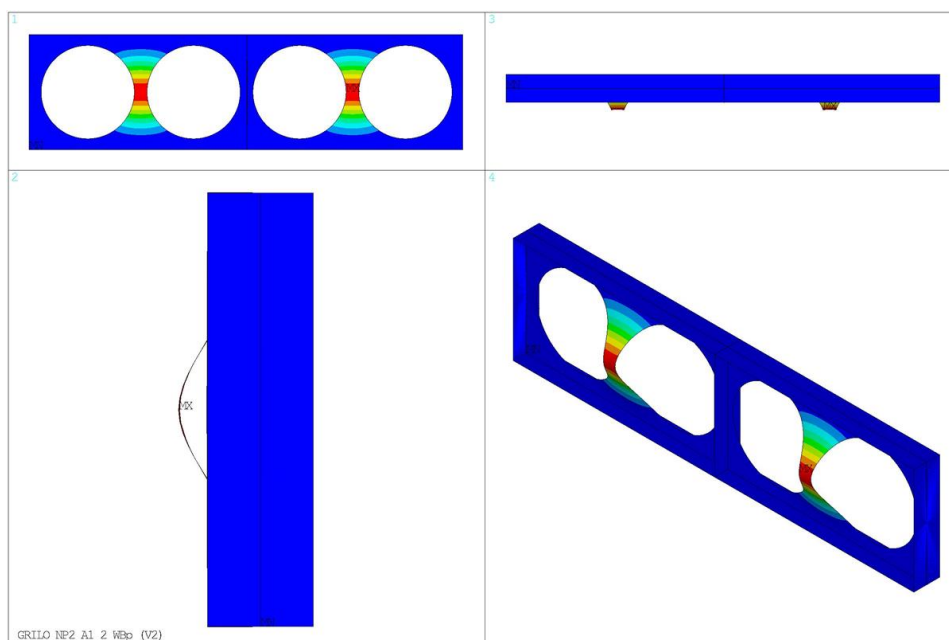


Figura 101 – Efeito da introdução de enrijecedores de alma sobre o formato da imperfeição tipo flexão da alma.

9.5 Desalinhamento do montante

O desalinhamento do montante é um tipo de imperfeição característico de barras alveolares fabricadas segundo o procedimento convencional. Durante a etapa de solda das metades superior e inferior da viga pode ocorrer um desalinhamento da alma (figura 102).

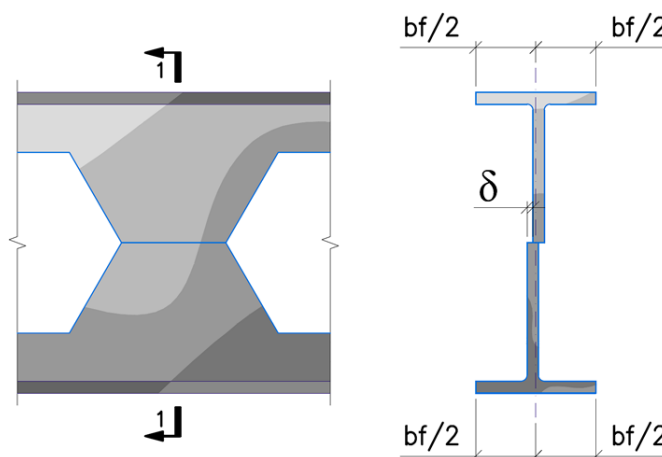


Figura 102 – Imperfeição inicial tipo desalinhamento do montante.

Essa imperfeição é prevista no catálogo da ArcelorMittal (2016), que apresenta tolerância de fabricação de 2mm. Não há outras recomendações na literatura a respeito da magnitude a adotar para este tipo de imperfeição. Decidiu-se, portanto, pelo uso da equação 24 para o cálculo do valor do desalinhamento (δ) com base na geometria da seção alveolar. Essa equação prevê a limitação da magnitude do desalinhamento em função da espessura da alma. Sem esse controle poderia ocorrer situação na qual o valor de δ calculado é tão grande que as metades superior e inferior da alma deixam de se tocar, o que é evidentemente impossível durante a fabricação da peça alveolar.

$$\delta = \text{mínimo} \begin{cases} \frac{d_m}{200} \\ \frac{t_w}{2} \end{cases} \quad (24)$$

O formato dessa imperfeição foi obtido de maneira distinta dos demais casos. Para não gerar uma descontinuidade na malha justamente na garganta do montante as áreas (planos médios) das metades superior e inferior da alma foram mantidas nas suas posições originais. A imperfeição é introduzida na forma de um deslocamento de seção transversal (comando SECOFFSET) de metade da magnitude desejada ($\delta/2$) em cada metade da alma. Uma das metades da alma é deslocada em um sentido e a outra é deslocada no sentido oposto, mantendo inalterada a posição do centroide da seção transversal. Esse método de introdução da imperfeição geométrica não requer uma análise preliminar, podendo ser declarado diretamente quando são definidas as propriedades das seções transversais.

9.6 Modo de flambagem

Os modos de flambagem são obtidos por meio de análise elástica de bifurcação, uma solução para um problema matemático de autovalor e autovetor. O formato de cada modo de flambagem depende da geometria da barra, das condições de contorno e da carga aplicada. Para barras longas e esbeltas sem travamentos laterais e carregadas transversalmente o primeiro modo de flambagem tende a ter o aspecto da FLT (figura 103a). Para vigas alveolares curtas, por outro lado, o primeiro modo possui em geral o aspecto da FTM (figura 103b).

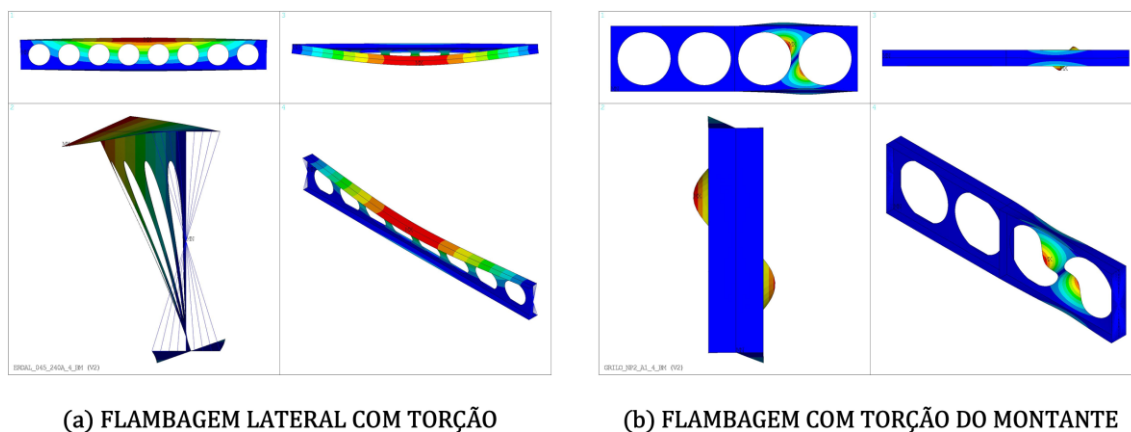
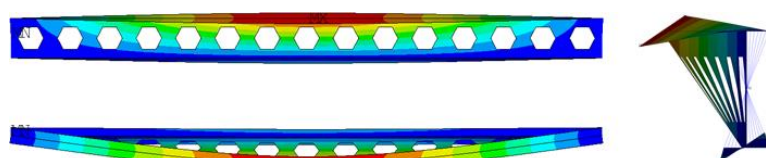
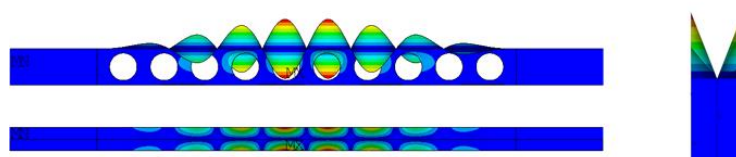


Figura 103 – Modos de flambagem típicos de barras longas e destravadas (a) e de barras curtas e com travamentos laterais (b).

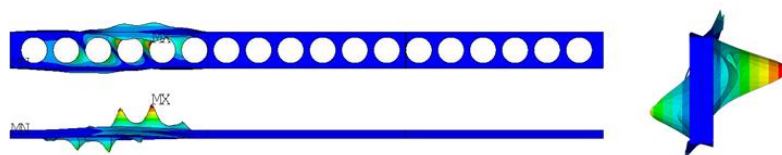
O formato dessa imperfeição é introduzido por meio de importação de deformada e é possível utilizar como base qualquer um dos modos de flambagem da estrutura. Entretanto, por uma questão de padronização (e para que o usuário não tenha que interferir durante a execução do programa) a importação sempre será feita a partir da deformada do primeiro modo de flambagem. Em todos os modelos de referência estudados tal modo possui o aspecto desejado (FLT para vigas longas e FTM para vigas curtas).



(a) SEM TRAVAMENTOS LATERAIS
(SONCK_012_CS1_L3)



(b) DOIS TRAVAMENTOS LATERAIS
(NSEIR_028_HEA_340)



(c) MÚLTIPLOS TRAVAMENTOS LATERAIS
(WARREN_047_4B)

Figura 104 – Exemplos de primeiro modo de flambagem obtidos para barras com geometria e condições de contorno arbitrárias (em cores: deslocamento nodal).

A análise de autovalor e autovetor para a determinação dos modos de flambagem é realizada com as cargas e condições de contorno iguais às adotadas na análise não linear final. A figura 104 apresenta os modos obtidos para uma viga longa destravada (SONCK_012_CS1_L3), para uma viga longa com apenas dois travamentos laterais (NSEIR_028_HEA_340) e para uma viga longa com múltiplos travamentos laterais (WARREN_047_4B). A magnitude adotada para essa imperfeição é de $L/1000$ para colapso global (FLT) e de $d_m/200$ para colapso local (FTM).

9.7 Modo de flambagem local da alma

No estudo do modo de colapso por flambagem com torção do montante (FTM) é comum a introdução, como imperfeição geométrica inicial, do modo de flambagem correspondente a esse tipo de instabilidade (Tsavdaridis & D'Mello, 2011; Vieira, 2015). Nos modelos de referência estudados nota-se que em todas as vigas curtas o primeiro modo de flambagem possui justamente o aspecto da FTM desejado (figura 103b). Tal fenômeno não se repete, entretanto, para as vigas mais longas. Estudou-se alterar as condições de contorno da barra para a análise de flambagem de forma a fazer com que a FTM ocorresse como o primeiro modo.

Todos os nós das mesas superior e inferior foram travados quanto aos deslocamentos e os nós da alma foram deixados livres para deslocar-se. Estudou-se a aplicação de uma carga axial de compressão, de carga transversal aplicada sobre a mesa superior (e nesse caso os nós dessa mesa eram destravados para poderem deslocar-se verticalmente) e de carga transversal sobre os nós da alma. Em todos os casos, entretanto, os resultados foram insatisfatórios.

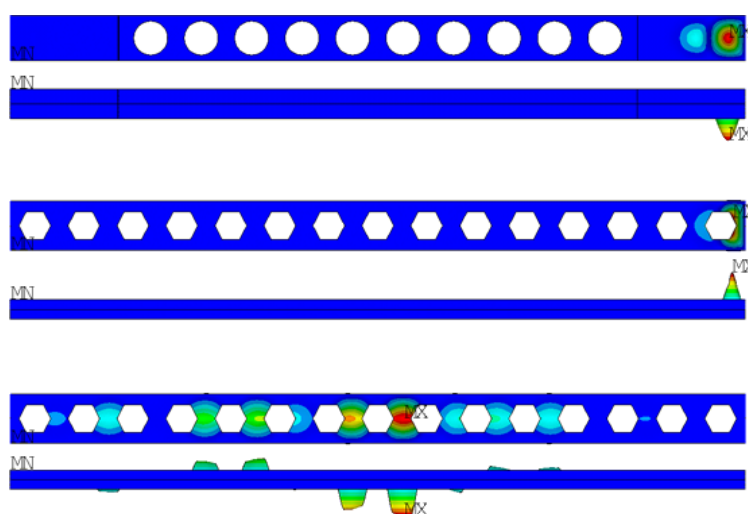


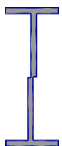
Figura 105 – Exemplos de modos de flambagem obtidos travando-se continuamente as mesas superior e inferior.

Os modos de flambagem obtidos revelaram-se imprevisíveis e jamais apresentaram o aspecto de FTM desejado. A figura 105 ilustra algumas das deformadas correspondentes ao primeiro modo de flambagem local da alma das vigas longas estudadas. Fica claro que a introdução desses modos como imperfeição geométrica inicial seria uma fonte de incerteza, gerando comportamento imprevisível nos modelos estudados. Por conta dessa dificuldade decidiu-se abandonar os estudos do modo de flambagem local da alma.

9.8 Estudo das imperfeições geométricas aplicadas isoladamente

Nesta primeira parte do estudo das imperfeições iniciais os efeitos de cada tipo de imperfeição, quando aplicado isoladamente, foram investigados. A magnitude de cada tipo de imperfeição é listada na tabela 1. Este estudo foi realizado, assim como a validação do modelo numérico, sobre os 42 modelos de referência. Como nenhum desses modelos possui carga axial de compressão o estudo individual da flexão em torno do eixo de maior inércia como tipo de imperfeição foi omitido.

Tabela 14 – Tipos e magnitudes de imperfeições iniciais estudados.

	CÓDIGO	TIPO DE IMPERFEIÇÃO	MAGNITUDE
	(FS)	Flexão em torno do eixo de maior inércia	$L/1000$
	(FW)	Flexão em torno do eixo de menor inércia	$L/1000$
	(WB)	Flexão da alma	$d_m/200$
	(PM)	Desalinhamento do montante	$\text{mínimo} \begin{cases} \frac{d_m}{200} \\ \frac{t_w}{2} \end{cases}$
	(BM)	Primeiro modo de flambagem	$d_m/200$

9.8.1 Flexão em torno do eixo de menor inércia

A flexão em torno do eixo de menor inércia foi aplicada durante a validação do modelo numérico sobre as vigas longas sujeitas a colapso global. Como observou-se então esse tipo de imperfeição é capaz de provocar a FLT.

Quando aplicado a vigas curtas (ou com travamentos laterais), por outro lado, a flexão em torno do eixo de maior inércia em geral não gera efeitos significativos. A figura 106 compara modelos com a flexão em torno do eixo de menor inércia com modelos sem imperfeição inicial alguma.

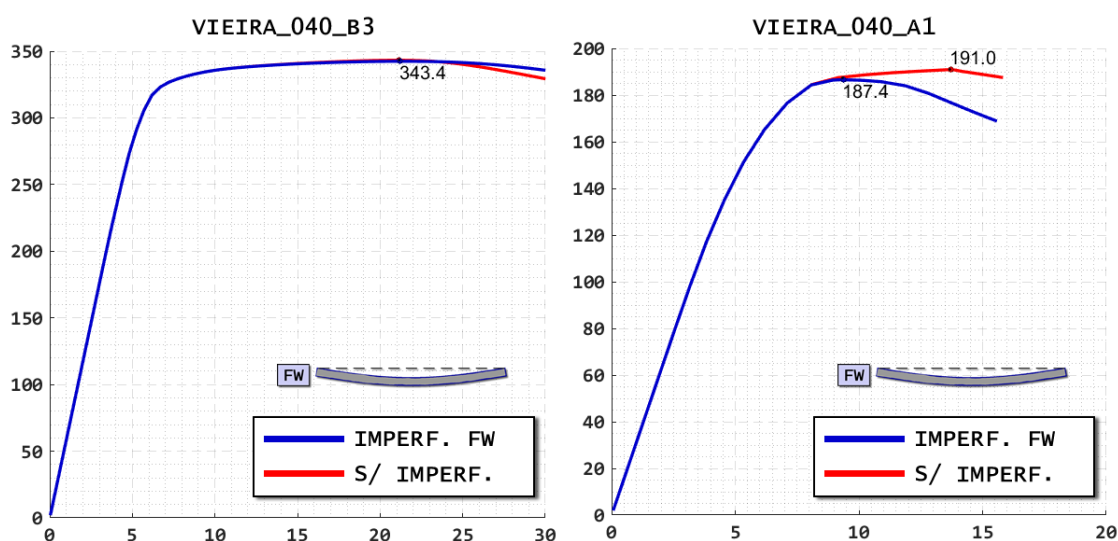


Figura 106 – Comparação entre modelos sem imperfeições iniciais e com imperfeição tipo flexão em torno do eixo de menor inércia (resultados obtidos no ANSYS).

Na maior parte dos casos nota-se comportamentos quase idênticos, indicando que esse tipo de imperfeição não surte efeitos sobre o modelo. Em alguns casos (como no modelo VIEIRA_040_B2, por exemplo) nota-se que até mesmo a sutil imperfeição da flexão global é capaz de gerar uma alteração de comportamento. O modelo sem imperfeições sofre claramente um colapso por plastificação (rótula plástica e cisalhamento horizontal do montante), como atestam sua curva força-deslocamento e sua deformada (figura 107). O modelo com a imperfeição apresenta um comportamento quase idêntico até atingir a carga máxima. Nesse ponto já é possível observar um deslocamento transversal na alma (que não ocorre no modelo sem imperfeições) que irá levar à ocorrência da FTM (figura 107).

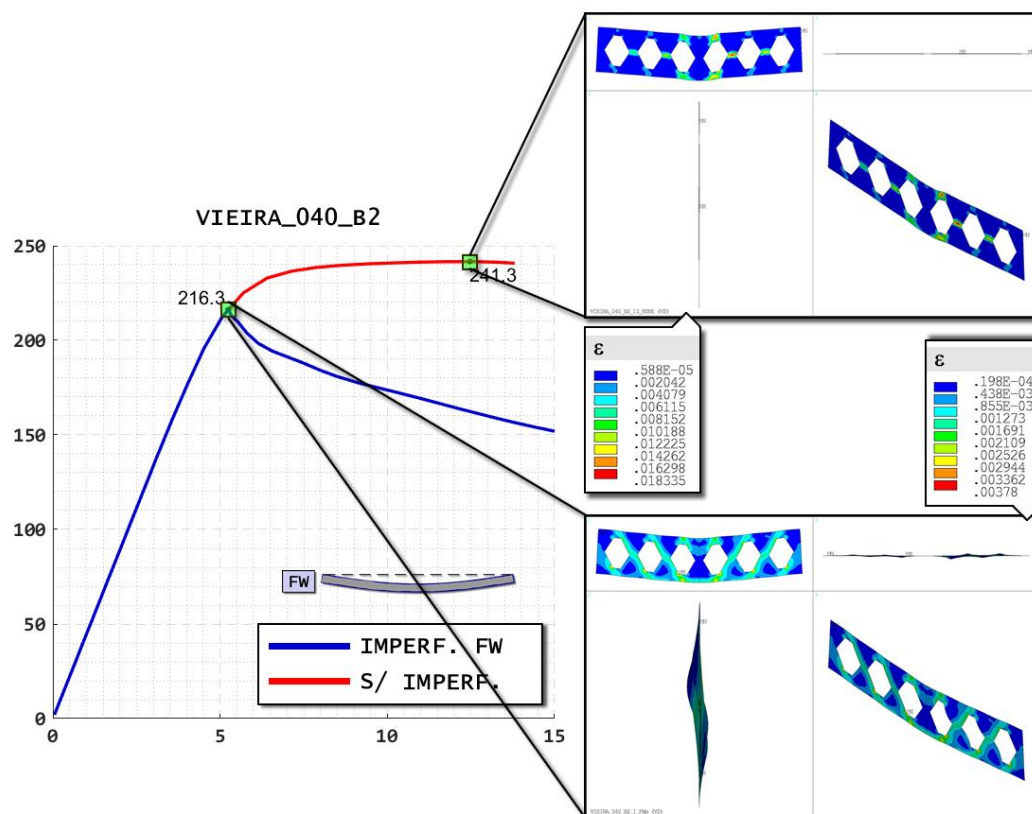


Figura 107 – Resultados obtidos no ANSYS nos pontos de carga máxima de modelo sem imperfeições iniciais e de modelo com imperfeição inicial tipo flexão em torno do eixo de menor inércia.

Algumas das vigas curtas revelaram-se, como o modelo VIEIRA_040_B2, particularmente sensíveis a qualquer tipo de imperfeição. A regra geral, entretanto, prevê que a introdução da flexão global em torno do eixo de menor inércia não terá efeitos sobre vigas curtas e travadas, fazendo com que o eventual colapso ocorra por plastificação. Não é possível, portanto, confiar nesse tipo de imperfeição para provocar a instabilidade do montante.

9.8.2 Flexão da alma

Com a flexão da alma pretendia-se provocar na viga alveolar a instabilidade do montante, seja por FTM ou por flambagem com flexão do montante. Quando aplicado sobre vigas longas e destravadas, entretanto, esse tipo de imperfeição produz outros modos de colapso.

A figura 108 compara os resultados do modelo SONCK_012_CS1_L4 com a flexão da alma com os resultados do mesmo modelo sem a introdução de imperfeições iniciais. O modelo sem imperfeições não sofre deslocamentos transversais e eventualmente sofre o colapso por plastificação após o escoamento das mesas superior e inferior. O modelo com flexão da alma, por

outro lado, sofre a FLT (modo de colapso observado experimentalmente). A mesma situação se repete para os demais modelos de Sonck (2013).

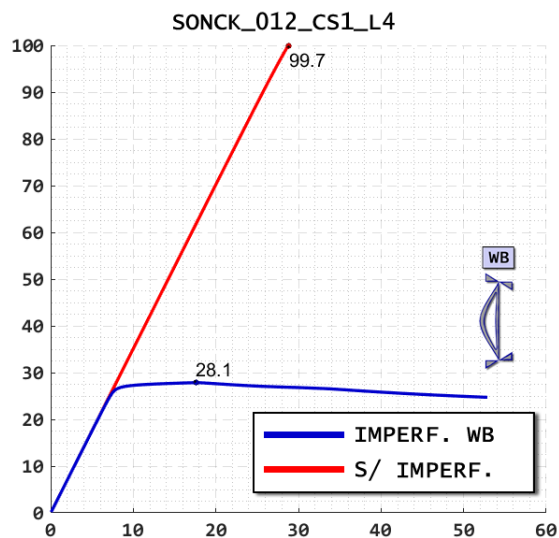


Figura 108 – Modelo sem imperfeições iniciais e com imperfeição inicial tipo flexão da alma (resultados do ANSYS).

É importante notar a correlação entre o sentido do deslocamento correspondente à imperfeição e o sentido do deslocamento lateral característico da FLT. A figura 109 revela como o deslocamento da alma para um lado provoca FLT com deslocamento lateral para o lado oposto. Esse comportamento pode ser compreendido em função da excentricidade gerada como consequência da aplicação da flexão da alma. As cargas transversais, outrora alinhadas com o centroide, passam a produzir uma torção que determinará o sentido do giro da seção transversal e consequentemente o sentido do deslocamento lateral durante a FLT.

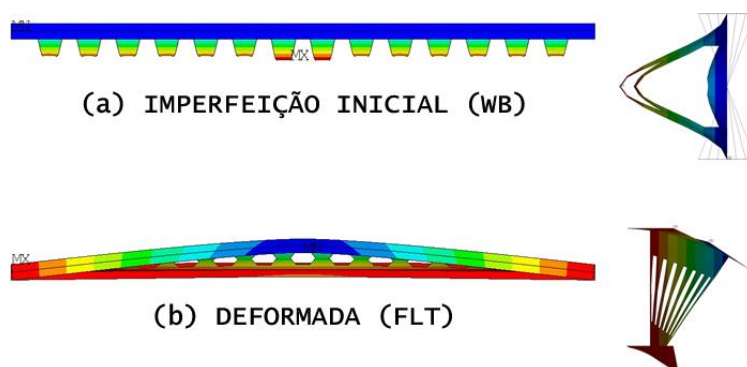


Figura 109 – Efeito do sentido de introdução da flexão da alma sobre o sentido do deslocamento lateral em modelo sujeito a colapso por FLT.

As vigas curtas sujeitas à flexão da alma apresentam uma maior riqueza de peculiaridades em seu comportamento, o que se deve em parte ao grande número de tipos de colapso local.

Convém iniciar as investigações pela análise do modelo TSAVDARIDIS_032_A1. Como demonstrou-se anteriormente esse modelo é particularmente sensível às imperfeições iniciais, sofrendo FTM até mesmo quando apenas a flexão global em torno do eixo de menor inércia é introduzida. Os resultados (figura 110) demonstram que a introdução da flexão da alma também é capaz de produzir o colapso por flambagem com torção do montante.

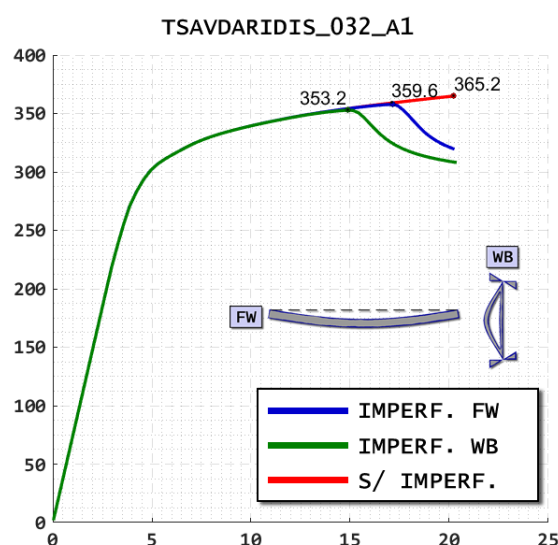


Figura 110 – Modelo sem imperfeições, com imperfeição tipo flexão da alma e com imperfeição tipo flexão em torno do eixo de menor inércia (resultados do ANSYS).

A flexão da alma mostra-se, entretanto, mais eficaz do que a flexão global no que diz respeito à sua capacidade de provocar a FTM, uma vez que o patamar de desenvolvimento da plastificação revela-se mais curto na curva correspondente ao modelo com flexão da alma.

Quando não são introduzidos enrijecedores sob os pontos de aplicação de carga (como nos modelos de Erdal, 2011) o montante fica sujeito à ocorrência da flambagem com flexão. Nota-se a ocorrência desse comportamento na figura 111, na qual uma comparação é feita entre modelos com e sem imperfeição inicial. A partir das comparações descritas é possível concluir que a flexão da alma tem a capacidade de permitir a ocorrência dos dois tipos de colapso por instabilidade do montante.

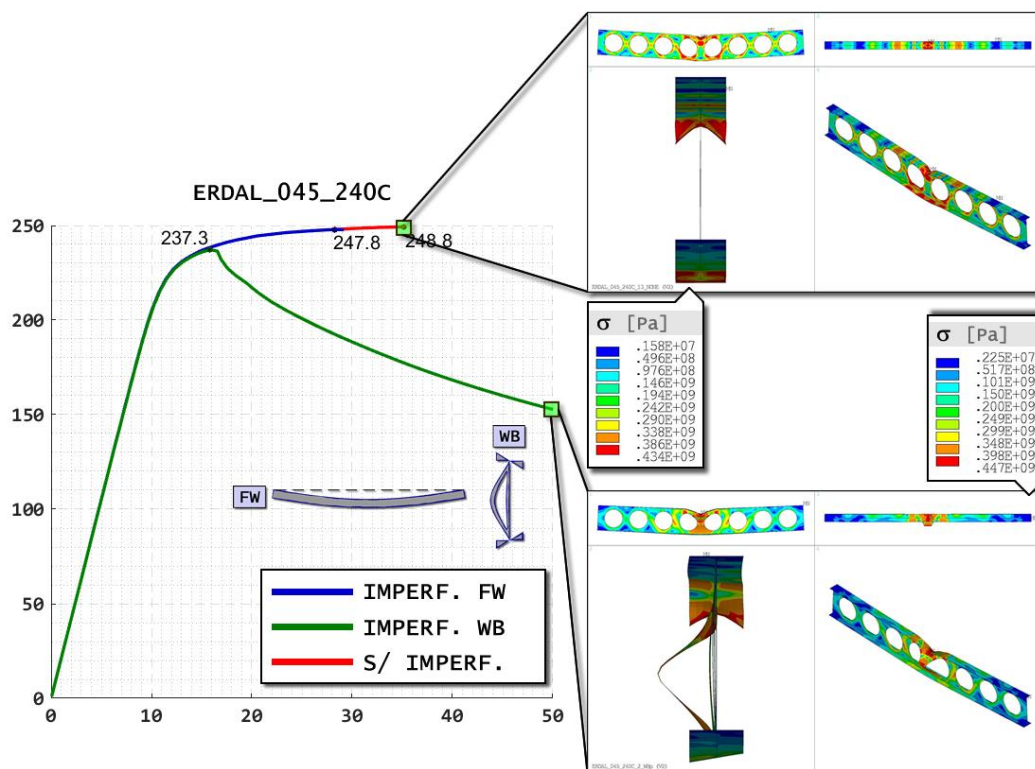


Figura 111 – Resultados obtidos no ANSYS ao final da análise em modelos sem imperfeições, com imperfeição tipo flexão da alma e com imperfeição tipo flexão em torno do eixo de menor inércia.

Um estudo dos demais modelos de colapso local permite a obtenção de um melhor entendimento dos efeitos causados pela introdução da flexão da alma como imperfeição geométrica inicial. Durante a validação do modelo numérico (quando foi introduzida imperfeição correspondente ao primeiro modo de flambagem) observou-se que o modelo VIEIRA_040_B5 sofre o colapso por flambagem com torção do montante (figura 112). Quando se aplica a flexão da alma, por outro lado, a peça sofre colapso por cisalhamento horizontal do montante sem apresentar indícios de instabilidade, como pode-se observar na figura 112.

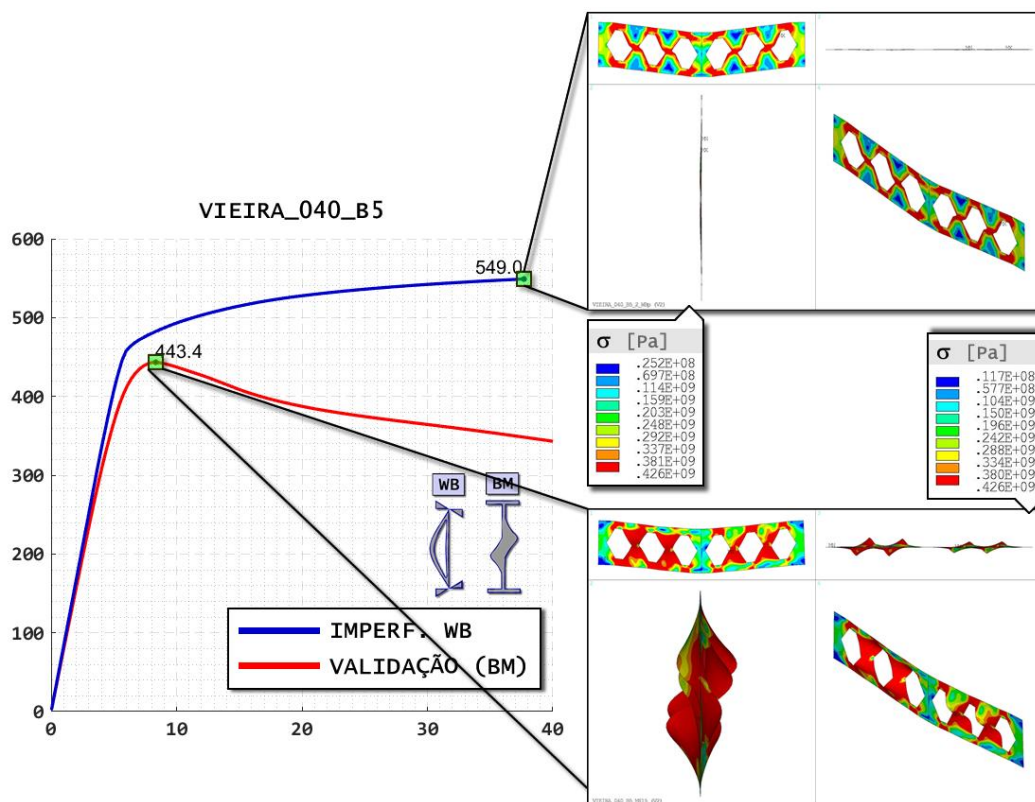


Figura 112 – Resultados obtidos no ANSYS nos pontos de carga máxima de modelo com flexão da alma e de modelo da validação (imperfeição inicial tipo modo de flambagem, FTM). Em cores: tensões de von Mises.

O modelo VIEIRA_040_B6 revela uma diferença menos extrema entre o comportamento do modelo com imperfeição tipo modo de flambagem e o modelo com imperfeição tipo flexão da alma (figura 113). Mantém-se a disparidade no que se refere ao modo de colapso, mas agora é possível notar que no ponto de carga máxima o modelo de validação, apesar de apresentar a deformação típica da FTM, apresenta claramente um princípio de cisalhamento horizontal do montante.

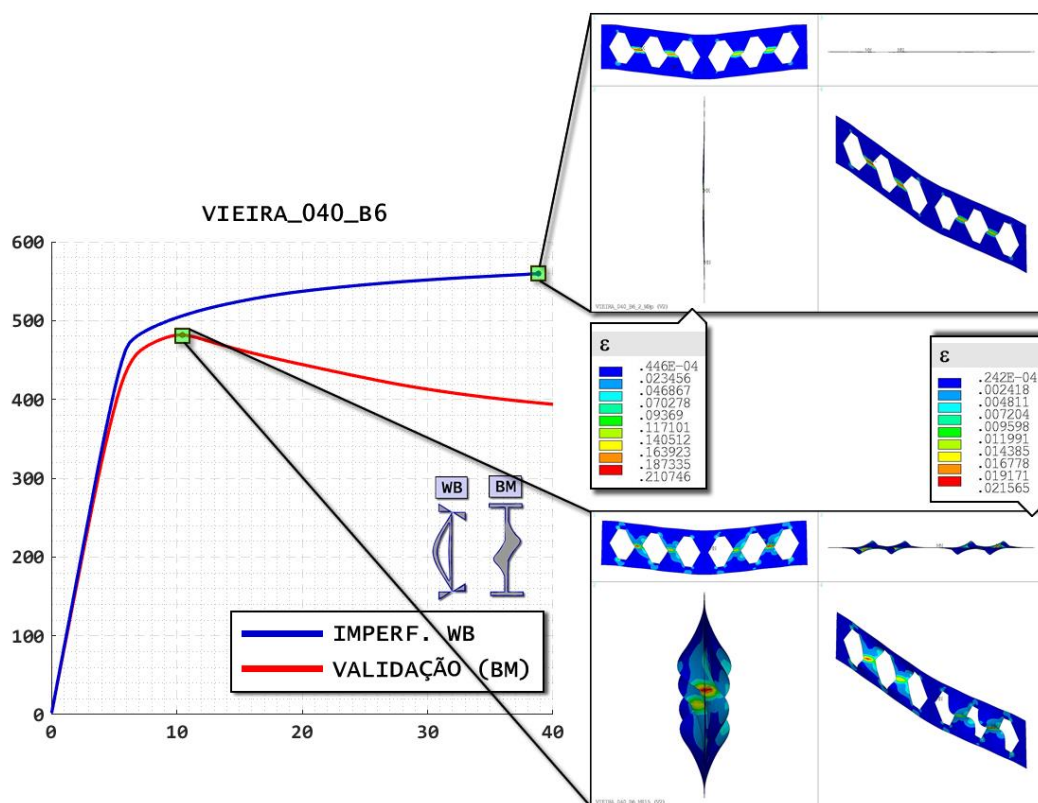


Figura 113 – Resultados obtidos no ANSYS nos pontos de carga máxima de modelo com imperfeição tipo flexão da alma e de modelo da validação (imperfeição tipo modo de flambagem, FTM). Em cores: deformação principal ϵ_1 .

O modelo SAKIYAMA_NP1_SB5 apresenta uma diferença de comportamento ainda menor entre o modelo com imperfeição tipo modo de flambagem e o modelo com imperfeição tipo flexão da alma. As deformações principais ϵ_1 (figura 114) revelam que em ambos os modelos há, no ponto de carga máxima, uma intensa plastificação da garganta dos montantes, característica do colapso por cisalhamento horizontal. Nota-se, entretanto, que o modelo com imperfeição tipo modo de flambagem já apresenta deformações transversais significativas enquanto que a alma do modelo com flexão da alma permanece quase perfeitamente plana. As curvas força-deslocamento são particularmente elucidativas. O comportamento dos dois modelos é idêntico tanto no ramo linear inicial da curva quanto no ramo mais abatido subsequente, característico de colapso por plastificação. O modelo com imperfeição tipo modo de flambagem desenvolve deformações transversais consideráveis que levam à ocorrência da FTM. O modelo com imperfeição tipo flexão da alma, por outro lado, continua a plastificar-se por não ter condições de provocar na alma deslocamentos transversais.

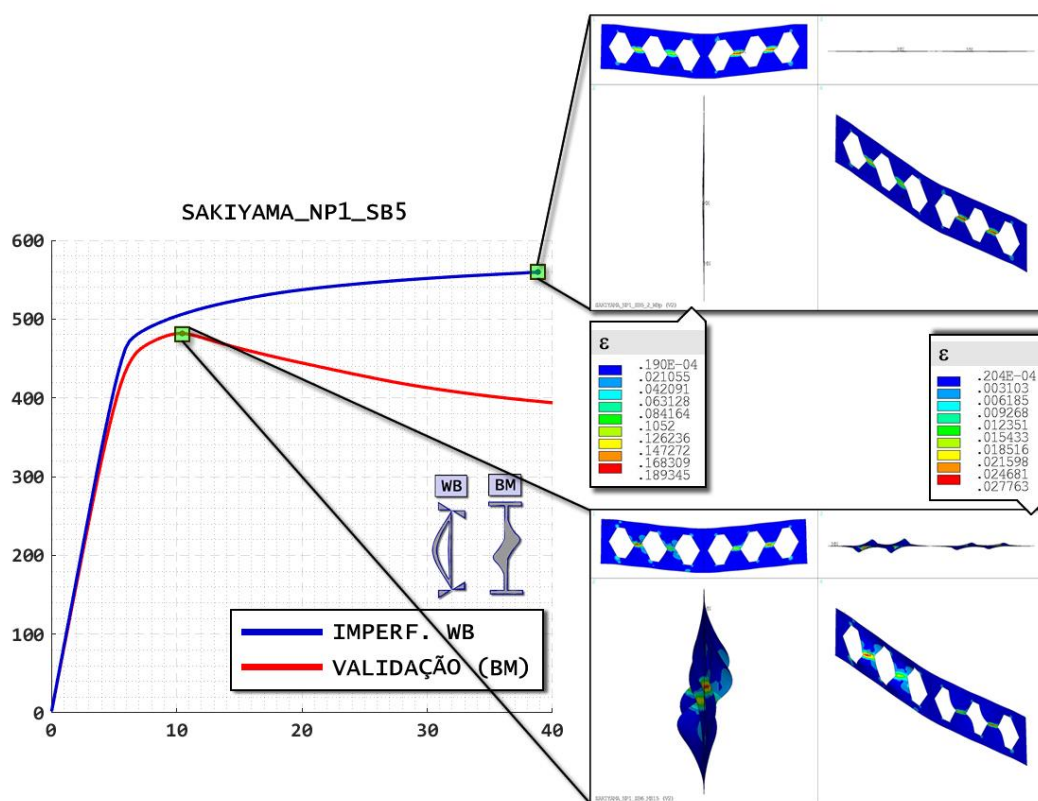


Figura 114 – Resultados obtidos no ANSYS nos pontos de carga máxima de modelo com imperfeição tipo flexão da alma e de modelo da validação (imperfeição tipo modo de flambagem, FTM). Em cores: deformação principal ϵ_1 .

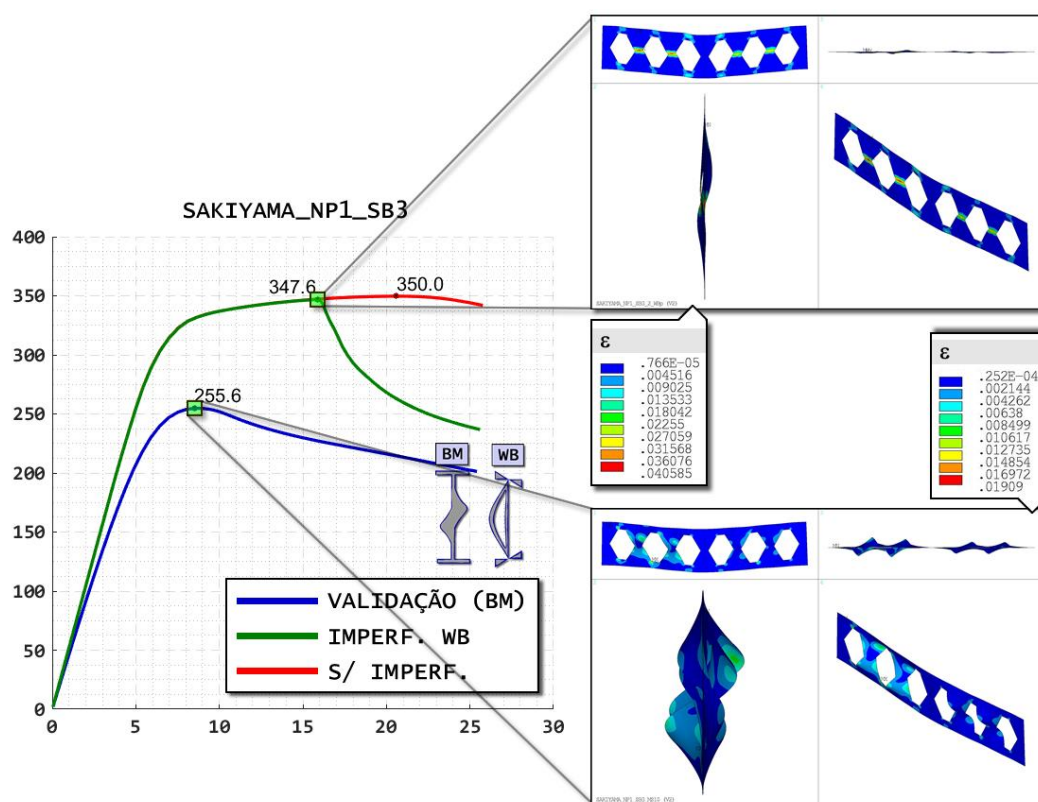


Figura 115 – Resultados obtidos no ANSYS nos pontos de carga máxima de modelo com imperfeição tipo flexão da alma e de modelo da validação (imperfeição tipo modo de flambagem, FTM). Em cores: deformação principal ϵ_1 .

Conclui-se a partir de todos os estudos de caso apresentados que a flexão da alma tem a capacidade de provocar a instabilidade do montante. Essa capacidade, entretanto, é inferior à possuída pela imperfeição tipo modo de flambagem. Modelos com flexão da alma tendem a apresentar um trecho mais prolongado no qual desenvolvem-se colapsos por plastificação. Essas conclusões são inteiramente capturadas pelo comportamento do modelo SAKIYAMA_NP1_SB3 (figura 115).

As curvas força-deslocamento (modelos com imperfeição tipo modo de flambagem, imperfeição tipo flexão da alma e sem imperfeições) podem ser interpretadas da seguinte maneira:

- Trecho linear inicial: as imperfeições não produzem alterações no comportamento da estrutura e as três curvas são coincidentes;
- A primeira curva a abandonar o comportamento linear é a que corresponde ao modelo com imperfeição tipo modo de flambagem. Há um curto trecho de variação da inclinação no qual a carga atinge rapidamente seu valor máximo. Após o pico a carga aplicada sofre queda brusca e ampliam-se deformações características da FTM, constituindo o caráter típico do colapso por instabilidade;
- As demais curvas sofrem transição mais gradual para seus trechos subsequentes e permanecem coincidentes. A inclinação do terceiro trecho é menor, indicando um lento crescimento da carga acompanhado de rápido crescimento das deformações. Esse ramo da curva é típico dos colapsos por plastificação. De fato, as imagens da deformada revelam que nessa fase a viga sofria o desenvolvimento de mecanismo de Vierendeel e, com mais ênfase, de cisalhamento horizontal do montante;
- A curva correspondente à imperfeição tipo flexão da alma sofre finalmente um segundo colapso, distanciando-se da curva correspondente ao modelo sem imperfeições. A queda rápida na carga aplicada é um claro indicador da ocorrência de instabilidade. A análise da deformada (figura 115) no trecho de redução da carga revela um congelamento das deformações características dos colapsos por plastificação e um intenso desenvolvimento da flambagem com torção do montante;
- O modelo sem imperfeições iniciais continua a deformar-se segundo os modos de colapso de plastificação;

Essa narrativa apresenta a maneira segundo a qual a flexão da alma influencia o comportamento da estrutura. O modelo numérico sofre um princípio de colapso por plastificação e eventualmente vem a falhar por instabilidade, atingindo carga superior à do modelo com imperfeição tipo modo de flambagem. Vigas particularmente sensíveis à FTM (por conta de sua geometria e das características do material) podem não apresentar o patamar de plastificação, prosseguindo

diretamente para a falha por instabilidade. Tais modelos tendem a sofrer FTM com qualquer tipo de imperfeição geométrica inicial.

Em resumo, a flexão da alma favorece o colapso por plastificação, mas é capaz, em última instância, de provocar a instabilidade do montante.

9.8.3 Desalinhamento do montante

Não há referências na literatura a respeito da introdução de desalinhamento do montante como imperfeição geométrica inicial para a análise de vigas alveolares, não sendo possível, portanto, estimar *a priori* o efeito desse tipo de imperfeição sobre os modos de colapso com base em experiência prévia.

Os modelos de colapso global apresentaram comportamento similar ao observado quando foi introduzida a flexão da alma. Os modelos mais sensíveis à FLT (SONCK_012 e NSEIR_028_IPE_330) falharam por instabilidade e o modelo NSEIR_028_HEA_340 sofreu colapso por plastificação, com desalinhamento da alma não sendo suficiente para iniciar os deslocamentos transversais (figura 116).

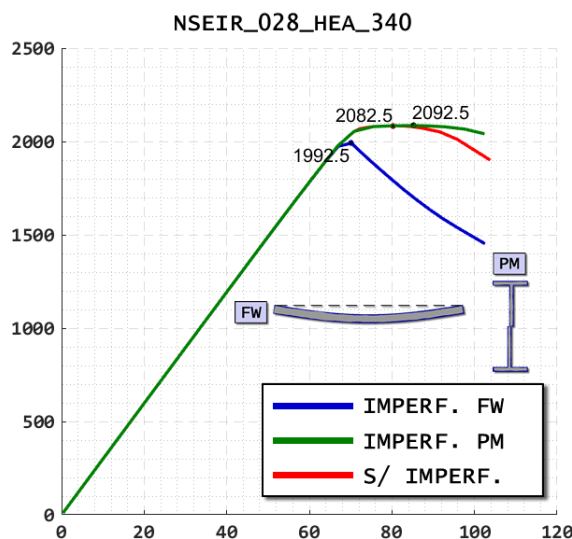


Figura 116 – Resultados do ANSYS para modelos sem imperfeição, com imperfeição tipo flexão em torno do eixo de menor inércia e com imperfeição tipo desalinhamento do montante.

Os modelos de colapso local mais propensos à instabilidade (TSAVDARIDIS_032_A1) sofreram colapso por FTM, conforme esperado. Os demais modelos analisados no estudo da flexão da alma

(VIEIRA_040_B5, VIEIRA_040_B6, SAKIYAMA_NP1_SB5 e SAKIYAMA_NP1_SB3) serão utilizados como referência para o estudo do desalinhamento do montante.

O modelo VIEIRA_040_B5 com desalinhamento do montante apresentou comportamento intermediário com relação ao modelo com imperfeição tipo modo de flambagem (que sofre instabilidade de maneira mais precoce) e ao modelo com imperfeição tipo flexão da alma (que sofre colapso por plastificação), como pode ser observado na figura 117. Apesar de não apresentar o ramo descendente ao final de sua curva força-deslocamento o modelo com desalinhamento do montante claramente apresentava, ao final da análise, as deformações características da FTM. Para o modelo VIEIRA_040_B6 o mesmo comportamento intermediário é observado (figura 117), culminando eventualmente com o colapso por FTM.

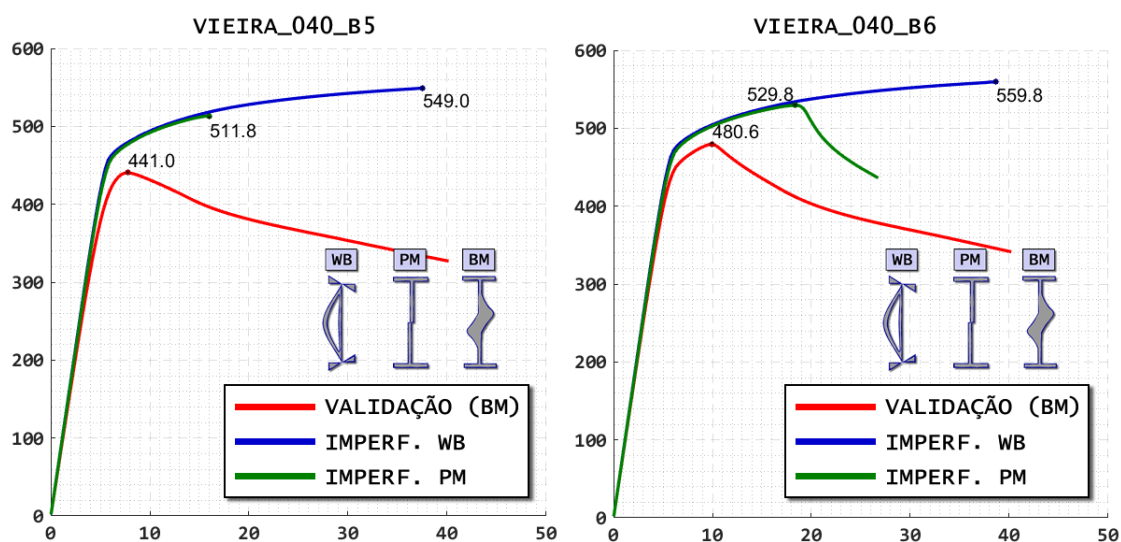


Figura 117 – Resultados obtidos no ANSYS para modelos de validação (imperfeição tipo modo de flambagem), com imperfeição tipo flexão da alma e com imperfeição tipo desalinhamento do montante.

No modelo SAKIYAMA_NP1_SB5 (figura 118) observa-se também o caráter intermediário do desalinhamento do montante. Nesse caso, entretanto, nota-se que o comportamento é muito mais similar ao do modelo com imperfeição tipo modo de flambagem. O trecho de desenvolvimento da plastificação prolonga-se apenas ligeiramente, resultando em força resistente um pouco superior para o modelo com desalinhamento do montante. O modelo de elementos finitos iniciou, após atingida a carga máxima, um descarregamento constante (que culminou em inversão de carga, omitida do gráfico). Descarregamentos dessa natureza ou interrupções súbitas da análise ocorreram com frequência nos modelos com desalinhamento do montante, indicando uma possível dificuldade de convergência causada por esse tipo de imperfeição inicial.

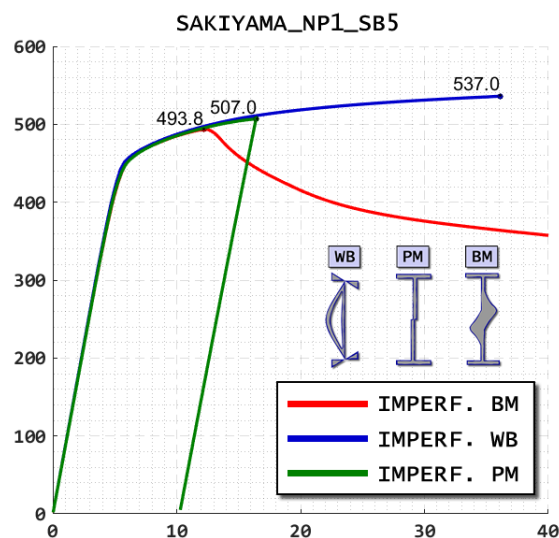


Figura 118 – Resultados obtidos no ANSYS para modelos com imperfeição tipo modo de flambagem, com imperfeição tipo flexão da alma e com imperfeição tipo desalinhamento do montante

No modelo SAKIYAMA_NP1_SB3 é possível observar a alteração gradual do comportamento da estrutura em função do tipo de imperfeição inserido (figura 119).

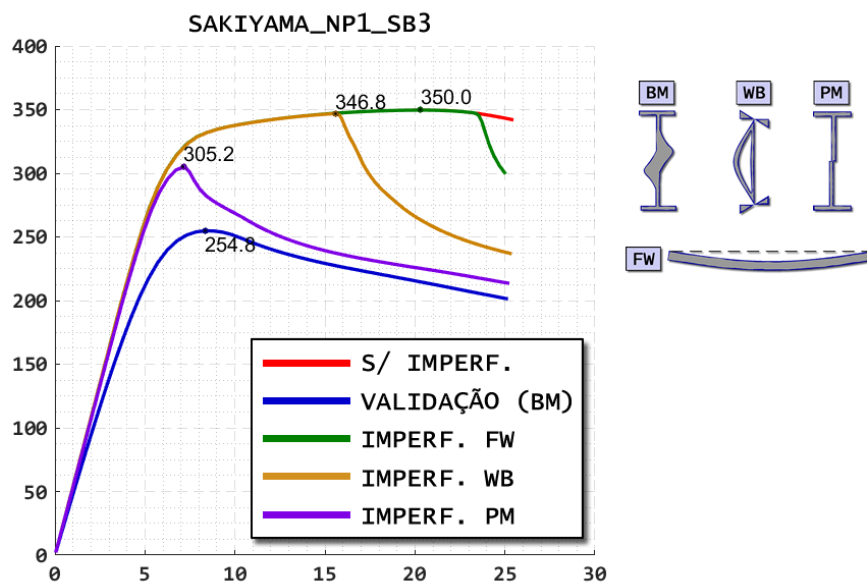


Figura 119 – Resultados obtidos no ANSYS para modelos com todos os tipos de imperfeição aplicados individualmente (inclusive modelo sem imperfeições).

O modelo sem imperfeições plastifica-se até o final da análise; o modelo com flexão global em torno do eixo de menor inércia (de pequeno impacto em vigas curtas e travadas lateralmente) comporta-se de maneira idêntica até quase o final da análise, quando finalmente ocorre a instabilidade; o modelo com flexão da alma apresenta comportamento qualitativamente idêntico, sofrendo, entretanto, a instabilidade de maneira mais precoce; o modelo com desalinhamento da alma não chega a apresentar o patamar de plastificação, sofrendo a FTM logo ao final do trecho linear inicial; e o modelo com o modo de flambagem apresenta comportamento idêntico ao da viga com desalinhamento do montante, atingindo apenas uma força resistente ligeiramente menor. O estudo dessa viga engloba todas as conclusões a respeito dos efeitos de cada um dos tipos de imperfeição geométrica inicial sobre o comportamento da estrutura e sobre a força resistente atingida.

A consequência mais comum da introdução do desalinhamento do montante é a reprodução do comportamento observado nos modelos com imperfeição tipo modo de flambagem. A figura 120 apresenta alguns dos modelos nos quais esse foi o caso. Os modelos com desalinhamento do montante alcançam, em geral, cargas ligeiramente superiores. A similaridade entre os resultados obtidos a partir dos dois modelos leva à conclusão de que a imperfeição tipo modo de flambagem, de difícil obtenção para vigas longas, pode ser substituída pelo desalinhamento do montante sem o risco de sacrificar a qualidade da simulação numérica.

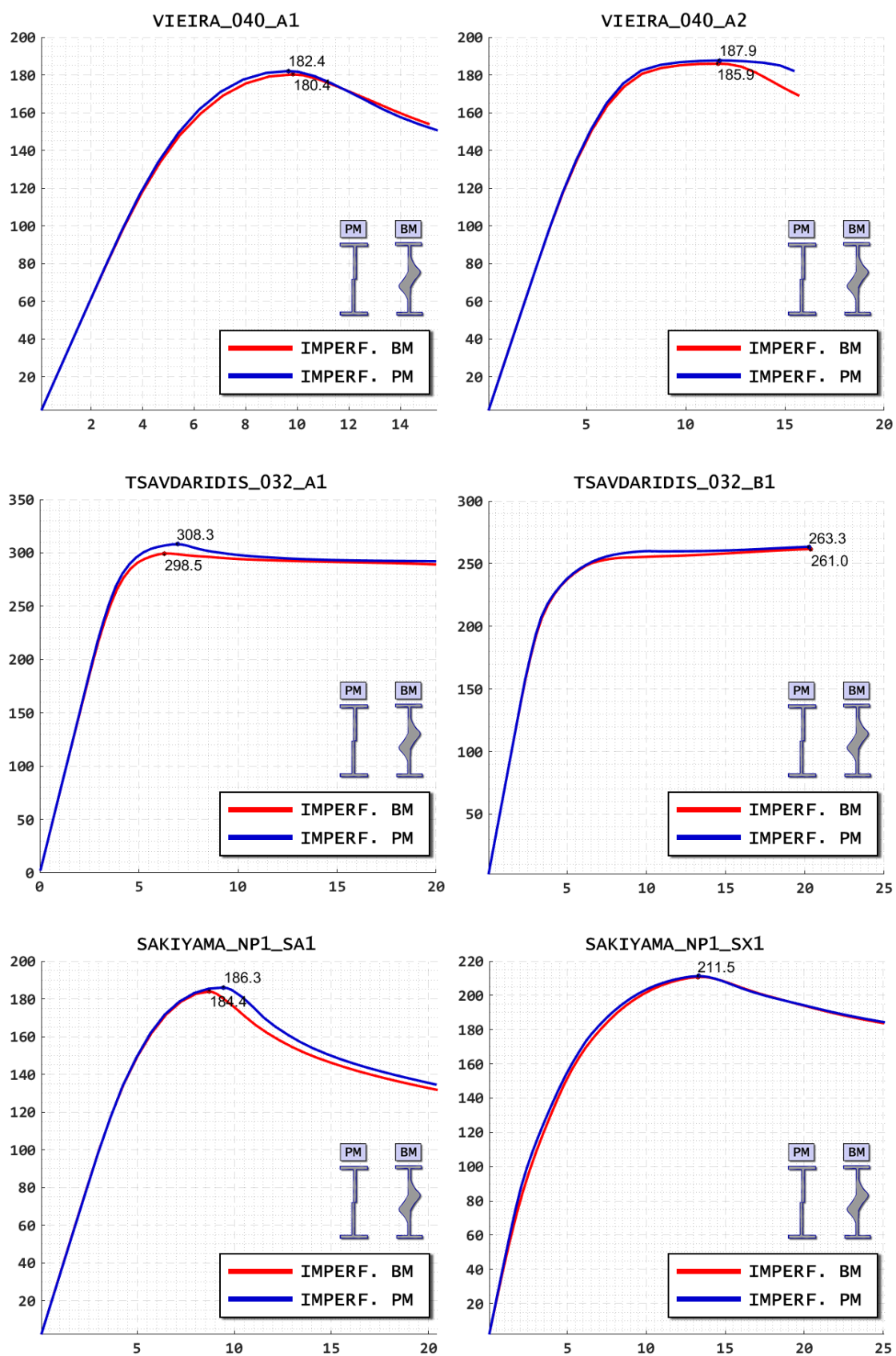


Figura 120 – Resultados obtidos no ANSYS para modelos com imperfeição tipo modo de flambagem (FTM) e com imperfeição tipo desalinhamento do montante.

9.8.4 Modo de flambagem

O formato do primeiro modo de flambagem é diferente para cada viga analisada. Vigas longas em geral apresentam formato de FLT enquanto vigas curtas e travadas lateralmente apresentam formato de FTM. Vigas de vão intermediário e sem enrijecedores de alma podem apresentar formatos distintos, como é o caso para os modelos ERDAL_045_240C e WARREN_047_1A (figura 121). A dificuldade da adoção do primeiro modo de flambagem em um modelo numérico padronizado reside justamente na imprevisibilidade do formato da deformada. Serão estudados nesta seção apenas os modelos de Tsavdaridis & D'Mello (2011), Vieira (2015) e Veríssimo *et al.* (2017), para os quais o primeiro modo de flambagem possui o formato desejado da FTM.

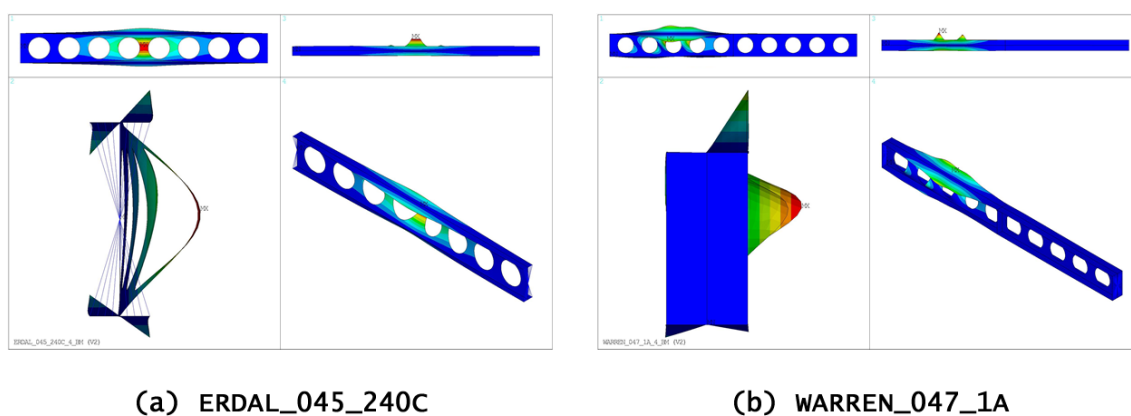


Figura 121 – Exemplos de formatos imprevisíveis do primeiro modo de flambagem para vigas com geometria e condição de contorno arbitrárias.

De uma maneira geral os efeitos da imperfeição tipo modo de flambagem já foram estudados durante a validação do modelo numérico. Todos os modelos TSAVDARIDIS_032, VIEIRA_040 e SAKIYAMA_NP1 já foram solucionados com esse tipo de imperfeição e os resultados dessas análises foram utilizados para comparação com os demais tipos de imperfeição inicial. Neste estudo, entretanto, adotou-se magnitude de $d_m/200$ para a imperfeição tipo modo de flambagem enquanto na validação foram utilizados os valores medidos experimentalmente pelos autores das publicações de referência. Em geral a razão entre a imperfeição $d_m/200$ e a imperfeição experimental varia entre 0,2 e 2,0. As exceções são os modelos de Tsavdaridis & D'Mello (2011), no qual essa razão é superior a 60. É possível que o fato de estarem trabalhando com perfis perfurados (não fabricados, portanto, segundo o método convencional para perfis celulares) tenha levado os autores a adotar um valor tão baixo para a magnitude da imperfeição geométrica inicial (0,038mm, ou $t_w/200$). Como consequência os modelos TSAVDARIDIS_032_A1 e TSAVDARIDIS_032_B1 da validação e os mesmos modelos do estudo da imperfeição tipo modo de flambagem apresentam algumas diferenças importantes.

Os resultados dos modelos com as diferentes magnitudes de imperfeição inicial são comparados na figura 122. O aspecto das curvas força-deslocamento é suficiente para compreender a diferença de comportamento entre os dois modelos. A viga com pequena imperfeição ($t_w/200$, modelo de validação) apresenta o comportamento típico dos modelos com dois modos de colapso, um primeiro de plastificação e um segundo de instabilidade. A análise da deformada revela que tais modos de colapso são o mecanismo de Vierendeel e a flambagem com torção do montante. A viga com grande imperfeição ($d_m/200$, modelo de estudo das imperfeições), por outro lado, sofre o colapso por FTM logo ao final do trecho linear inicial de introdução de carga. O comportamento desse modelo adequa-se melhor ao comportamento experimental e o comportamento do modelo de validação apresenta melhor correspondência com o resultado numérico de Tsavdaridis & D'Mello (2011).

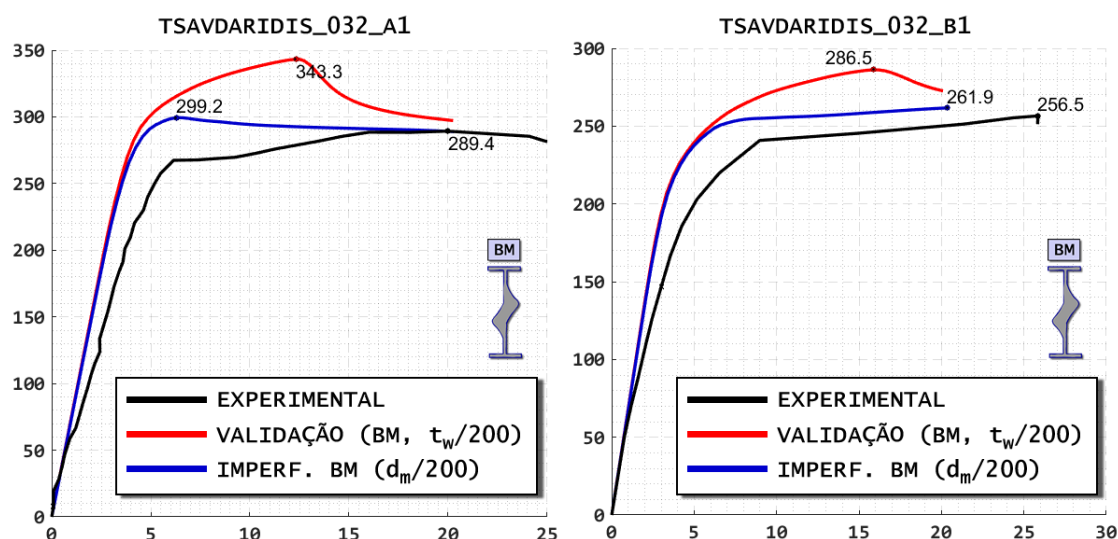


Figura 122 – Efeito da alteração significativa da magnitude da imperfeição inicial tipo modo de flambagem (FTM).

Como observou-se anteriormente o modelo TSAVDARIDIS_032_A1 é particularmente sensível à ocorrência da instabilidade do montante. Até mesmo uma imperfeição de pouco impacto (flexão em torno do eixo de menor inércia) é capaz provocar a FTM. Comparando-se as duas análises (modelos com modo de flambagem com pequena magnitude e modo de flambagem com grande magnitude) nota-se que o valor de $t_w/200$ adotado por Tsavdaridis & D'Mello (2011) produz resultados mais similares, tanto qualitativa quanto quantitativamente, dos resultados obtidos com imperfeição de pouco impacto (flexão global). Esse resultado permite vislumbrar a complexidade envolvida na escolha da magnitude da imperfeição inicial, uma vez que fica evidente que, independentemente do tipo de imperfeição adotado, algumas imperfeições são simplesmente muito pequenas para provocar no modelo os modos de colapso desejados.

A melhor correspondência com o ensaio sugere que a magnitude de $d_m/200$ adotada neste estudo está dentro do intervalo no qual a imperfeição inicial passa a ter impacto significativo sobre o comportamento da estrutura.

As observações feitas acima a respeito do modelo TSAVDARIDIS_032_A1 são corroboradas pelos resultados da análise do modelo TSAVDARIDIS_032_B1.

9.8.5 Conclusões do estudo isolado dos tipos de imperfeição geométrica inicial

As conclusões do estudo dos tipos de imperfeição geométrica inicial foram divididas em dois grupos: efeitos sobre vigas esbeltas (vão longo e destravado) e efeitos sobre vigas curtas (vão curto e travado).

Para vigas esbeltas:

- Modelos sem imperfeições iniciais falham por plastificação (geralmente formação de rótulas plástica nas seções transversais localizadas no centro das aberturas);
- A flexão em torno do eixo de menor inércia é capaz de provocar a FLT. Há boa correspondência no que se refere a comportamento estrutural e a força resistente;
- A flexão da alma impacta de maneira reduzida a estabilidade do modelo. Algumas geometrias sofrerão FLT enquanto outras poderão falhar por plastificação. O sentido do deslocamento lateral característico da FLT é o oposto do sentido do deslocamento lateral imposto aos nós da alma na introdução deste tipo de imperfeição;
- O desalinhamento do montante provoca efeito similar ao da flexão da alma;
- O primeiro modo de flambagem (global) provoca a FLT. Os resultados são muito similares aos obtidos nos modelos com flexão em torno do eixo de menor inércia;
- A flambagem local da alma revelou possuir um formato imprevisível, descartando-a como candidata a tipo de imperfeição inicial neste estudo;

Para vigas curtas:

- Modelos sem imperfeições geométricas iniciais sofrem colapso por plastificação (formação de mecanismo de Vierendeel, cisalhamento horizontal do montante, etc.);
- A introdução da flexão em torno do eixo de menor inércia produz pequenos efeitos. Apenas as vigas com geometria mais sensível à instabilidade sofrerão colapso que não seja por plastificação;
- A flexão da alma é capaz de catalisar a instabilidade do montante. O mais comum, entretanto, é que esse tipo de imperfeição favoreça o desenvolvimento parcial de algum modo de colapso associado à plastificação antes da eventual ocorrência da FTM. Como

consequência desse trecho de escoamento os modelos com flexão da alma tendem a atingir forças resistentes maiores do que modelos com imperfeição tipo modo de flambagem ou imperfeição tipo desalinhamento do montante. Vigas particularmente sensíveis a colapsos por instabilidade podem não apresentar o desenvolvimento dos colapsos por plastificação, falhando diretamente por FTM;

- O desalinhamento do montante gera, em menor escala, uma propensão ao desenvolvimento da plastificação similar à observada nos modelos com flexão da alma. O mais comum, entretanto, é que esse tipo de imperfeição faça com que o modelo se dirija diretamente para o colapso por instabilidade do montante. Em alguns casos o desalinhamento do montante (como foi inserido neste estudo) pode provocar dificuldades de convergência, fazendo com que a análise não linear seja encerrada de maneira súbita (sem descarregamento) ou com um descarregamento uniforme e eventual inversão das cargas aplicadas;
- O modo de flambagem (formato de FTM) provoca, em geral, a ocorrência da instabilidade do montante, tendo efeito desestabilizante mais potente do que o do desalinhamento do montante. Apenas as vigas com os montantes mais robustos (em geral as vigas casteladas tipo Litzka, com aberturas hexagonais regulares) tendem ao colapso por plastificação quando essa imperfeição é introduzida. É difícil fazer com que vigas mais esbeltas apresentem, como resultado de uma análise de flambagem, a deformada característica da FTM, necessária para a introdução dessa imperfeição geométrica inicial;

A conclusão mais importante do estudo individual das imperfeições iniciais é a de que o modo de flambagem de barras curtas (formato de FTM) pode ser substituído pelo desalinhamento do montante. Essa troca é vantajosa pelos seguintes motivos:

- O desalinhamento do montante pode ser inserido com facilidade em qualquer modelo. A obtenção de modo de flambagem com formato de FTM não pode ser garantida para vigas esbeltas;
- O modo de flambagem possui impacto tão significativo sobre o modelo numérico que, em diversos casos (SAKIYAMA_NP1_SB3, VIEIRA_040_B3, VIEIRA_040_B5), o desenvolvimento parcial dos modos de colapso por plastificação observados experimentalmente não foram capturados pelo modelo numérico. Conclui-se a partir dessa observação que a viga é muito sensível a imperfeições tipo modo de flambagem, que se não controladas adequadamente podem sequestrar o comportamento do modelo e forçar a ocorrência prematura de uma instabilidade sem correspondência com a realidade;

9.9 Estudo de imperfeições geométricas iniciais combinadas

Como demonstrou-se no estudo individual das imperfeições geométricas um único tipo de imperfeição inicial não é capaz de permitir que o modelo numérico desenvolva todos os possíveis modos de colapso. A capacidade de capturar todos os modos de falha é, entretanto, um requisito para a construção de um modelo numérico capaz de simular vigas casteladas e celulares das mais diversas geometrias. Torna-se necessário, portanto, combinar, em uma mesma viga, diversos tipos de imperfeição geométrica inicial. Essa abordagem deve ser verificada para garantir que:

- A combinação das imperfeições produza um modelo capaz de capturar todos os modos de colapso capturados por cada imperfeição quando aplicada individualmente;
- A combinação de imperfeições não cause um enfraquecimento excessivo do modelo, reduzindo significativamente a força resistente;
- O modelo com as imperfeições combinadas reproduza fielmente o comportamento (progressão dos modos de colapso) observado experimentalmente;
- Um único conjunto de imperfeições geométricas iniciais deve atender a todos os modelos;

Com base na avaliação do efeito individual de cada imperfeição geométrica inicial o conjunto de imperfeições proposto para um modelo universal é composto de:

- Flexão em torno do eixo de maior inércia ($L/1000$). Pretende-se com essa imperfeição capturar a flambagem com flexão em torno do eixo de maior inércia, que pode ocorrer em peças comprimidas axialmente e travadas lateralmente;
- Flexão em torno do eixo de menor inércia ($L/1000$). Imperfeição adotada para capturar a FLT e a flambagem com flexão em torno do eixo de menor inércia;
- Flexão da alma ($d_m/200$). Imperfeição que permite o desenvolvimento de colapsos por plastificação enquanto ao mesmo tempo contribuindo para a instabilidade do montante. Tomou-se o cuidado de inserir esta imperfeição com sentido oposto ao da flexão em torno do eixo de menor inércia;
- Desalinhamento do montante (menor entre $d_m/200$ e $t_w/2$). Adotou-se essa imperfeição em substituição ao modo de flambagem (formato de FTM) com o intuito de favorecer a ocorrência da instabilidade do montante;

Além do conjunto de imperfeições proposto estudou-se também um conjunto de imperfeições baseado nas recomendações do Eurocode 3 (2006). A norma europeia fornece diretrizes para a adoção de um coeficiente de ponderação para cada imperfeição inicial quando várias delas são utilizadas em conjunto, porém tal coeficiente não foi levado em consideração neste estudo e a magnitude de cada imperfeição inicial foi introduzida de maneira integral. É importante ressaltar

que as recomendações do Eurocode são de caráter genérico, não havendo referência explícita à análise de vigas alveolares. O conjunto de imperfeições do Eurocode é composto de:

- Flexão em torno do eixo de maior inércia (variando de $L/100$ a $L/300$, dependendo das propriedades da seção transversal e do material);
- Flexão em torno do eixo de menor inércia (variando de $L/100$ a $L/300$, dependendo das propriedades da seção transversal e do material);
- Flexão da alma ($d_m/200$);

Nota-se que a magnitude das imperfeições iniciais globais do Eurocode 3 (flexão em torno dos eixos de maior e menor inércia) é consideravelmente maior do que a adotada durante a validação do modelo numérico. Isso deve-se em parte ao fato de que os valores do Eurocode são utilizados no dimensionamento e agem compensando efeitos deletérios não simulados diretamente. O principal motivo, entretanto, é o dimensionamento de barras axialmente comprimidas. Segundo o Eurocode a correta simulação da flambagem com flexão em torno do eixo de menor inércia (causada pela compressão axial) requer valores elevados de imperfeição geométrica inicial. Essa exigência gera uma inconsistência já bem conhecida, uma vez que as imperfeições globais afetam também o colapso por FLT. Portanto, em um modelo com ação conjunta de flexão e compressão a resistência da barra à ocorrência da FLT é prejudicada em função das grandes imperfeições adotadas para a simulação da flambagem por compressão. Além disso as grandes magnitudes das imperfeições globais justificam-se parcialmente com base na preocupação do Eurocode com o estabelecimento de um procedimento abrangente que leve ao dimensionamento seguro durante a confecção dos projetos estruturais.

Como consequência é possível prever que os modelos com imperfeições tipo Eurocode apresentarão menor resistência do que os modelos com imperfeições tipo conjunto proposto. Essa diferença permitirá uma análise da influência da magnitude das imperfeições iniciais sobre o comportamento do modelo. Além disso o conjunto do Eurocode não inclui o desalinhamento da alma, o que permite um estudo da relevância dessa imperfeição por meio da comparação com o conjunto proposto. Cada um dos modelos de referência foi solucionado com o conjunto de imperfeições iniciais proposto e com o conjunto de imperfeições iniciais do Eurocode. Os resultados são comparados com os obtidos durante a validação do modelo numérico da figura 123 à figura 128.

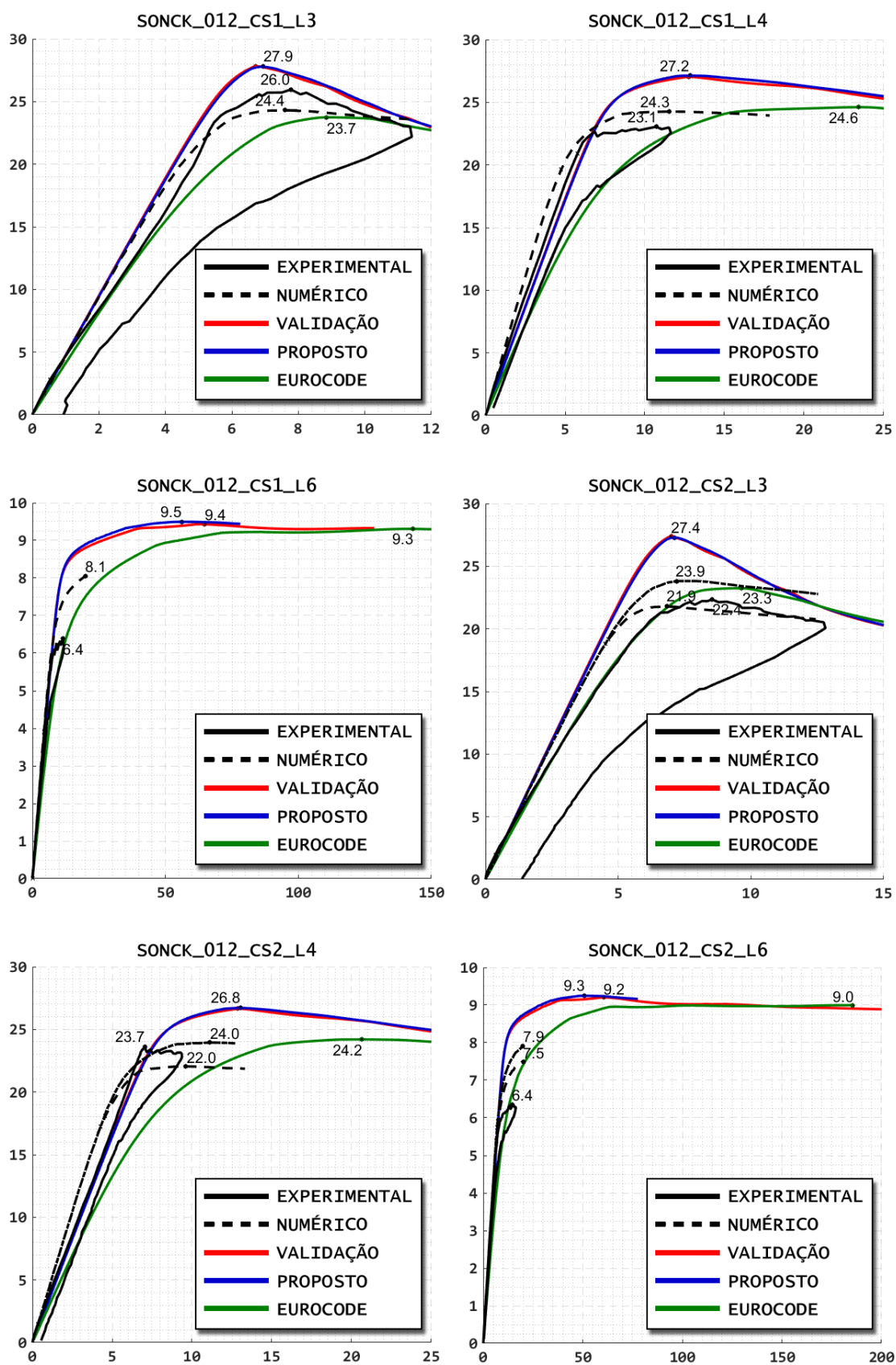


Figura 123 – Comparação: ensaios, validação, imperfeições Eurocode e conjunto de imperfeições proposto (parte I).

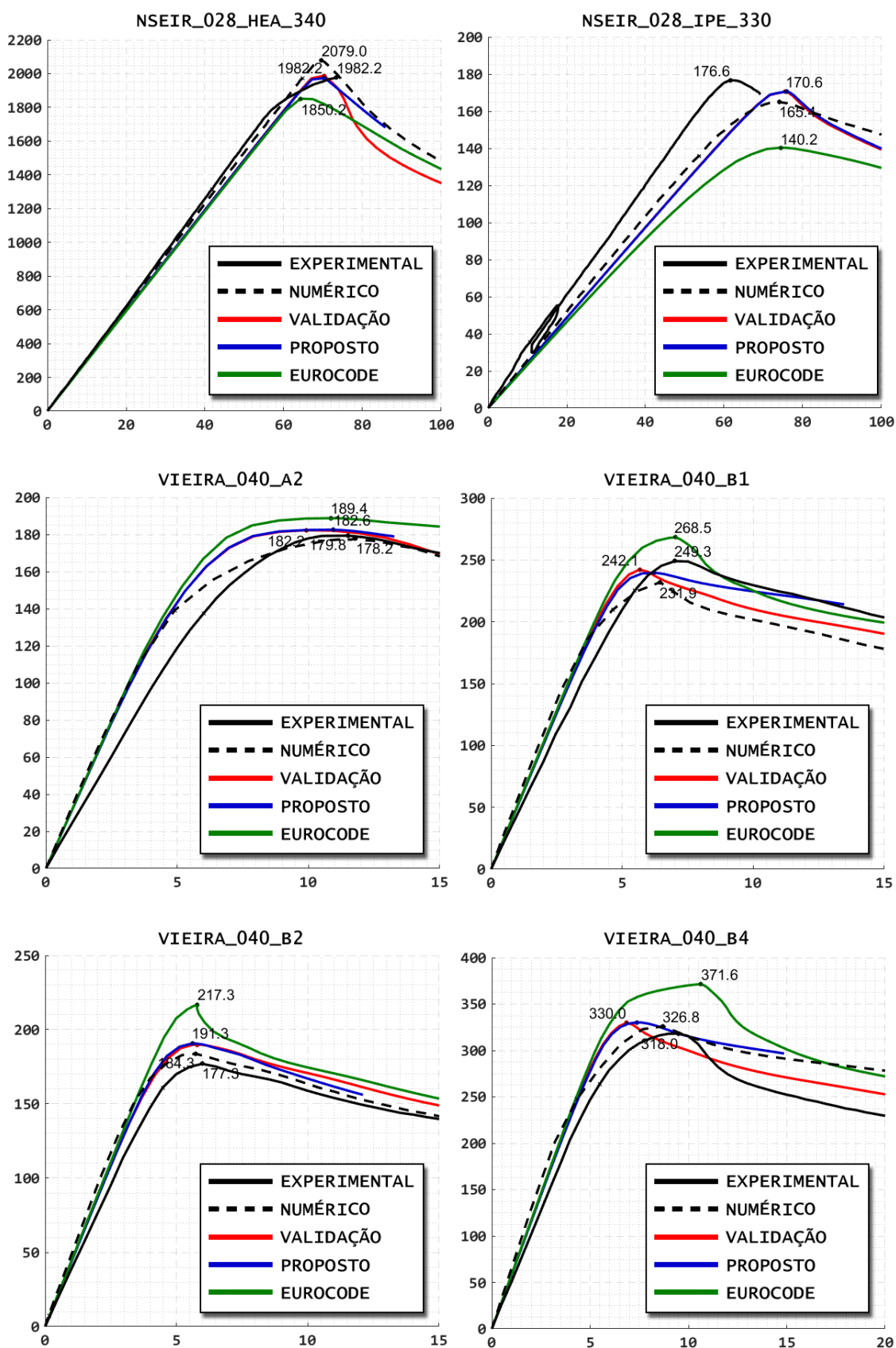


Figura 124 – Comparação: ensaios, validação, imperfeições Eurocode e conjunto de imperfeições proposto (parte II).

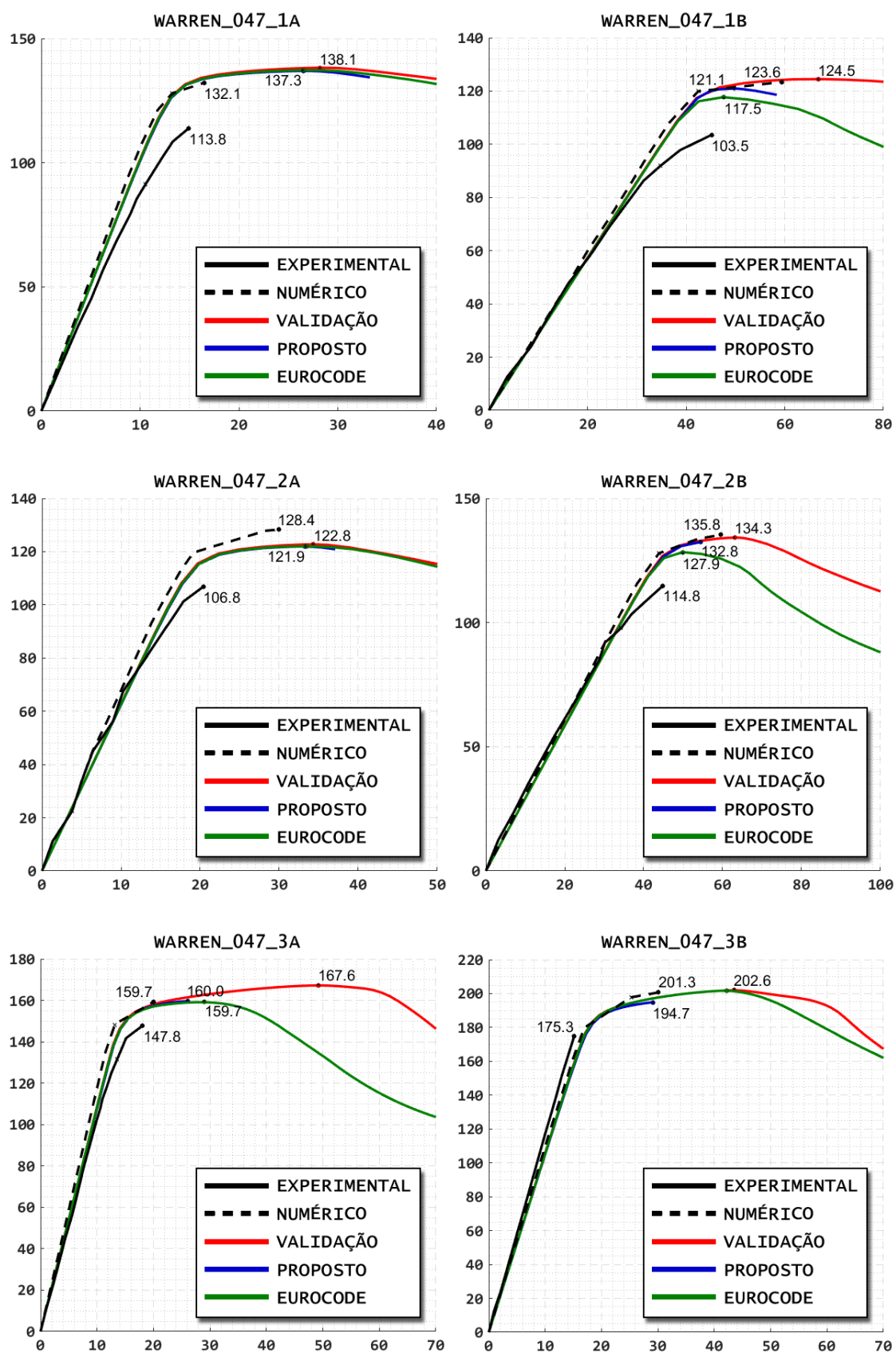


Figura 125 – Comparação: ensaios, validação, imperfeições Eurocode e conjunto de imperfeições proposto (parte III).

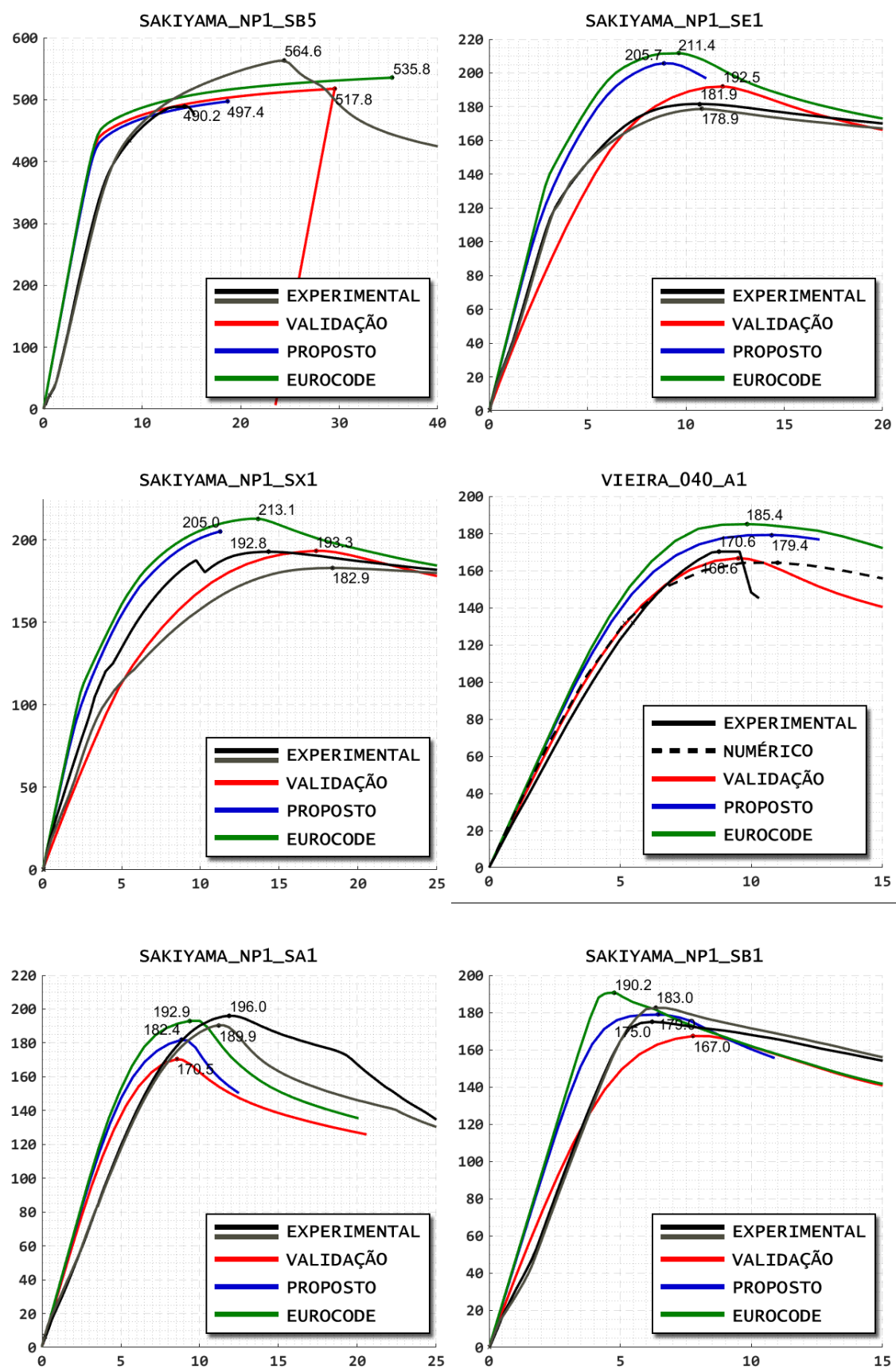


Figura 126 – Comparação: ensaios, validação, imperfeições Eurocode e conjunto de imperfeições proposto (parte IV).

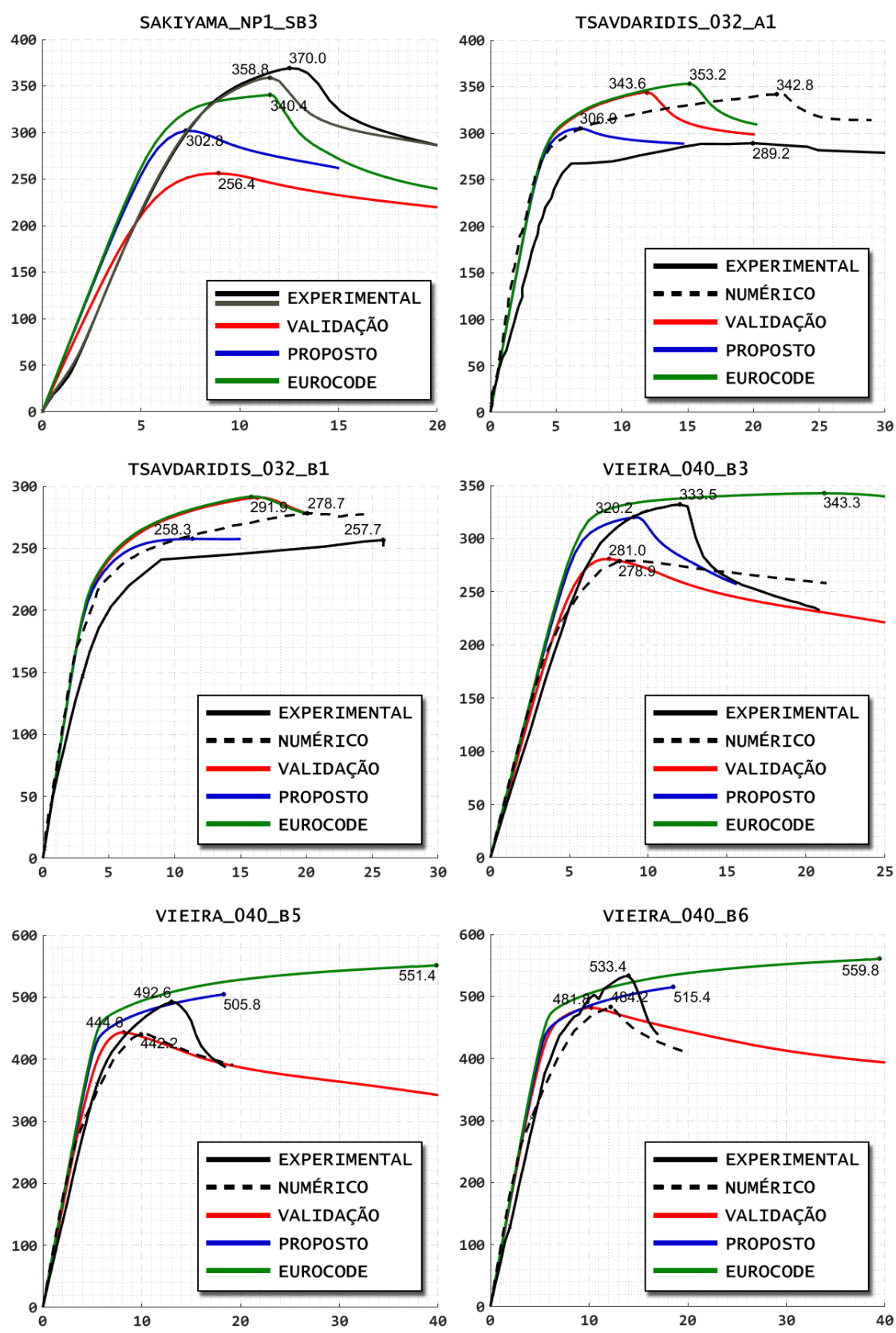


Figura 127 – Comparação: ensaios, validação, imperfeições Eurocode e conjunto de imperfeições proposto (parte V).

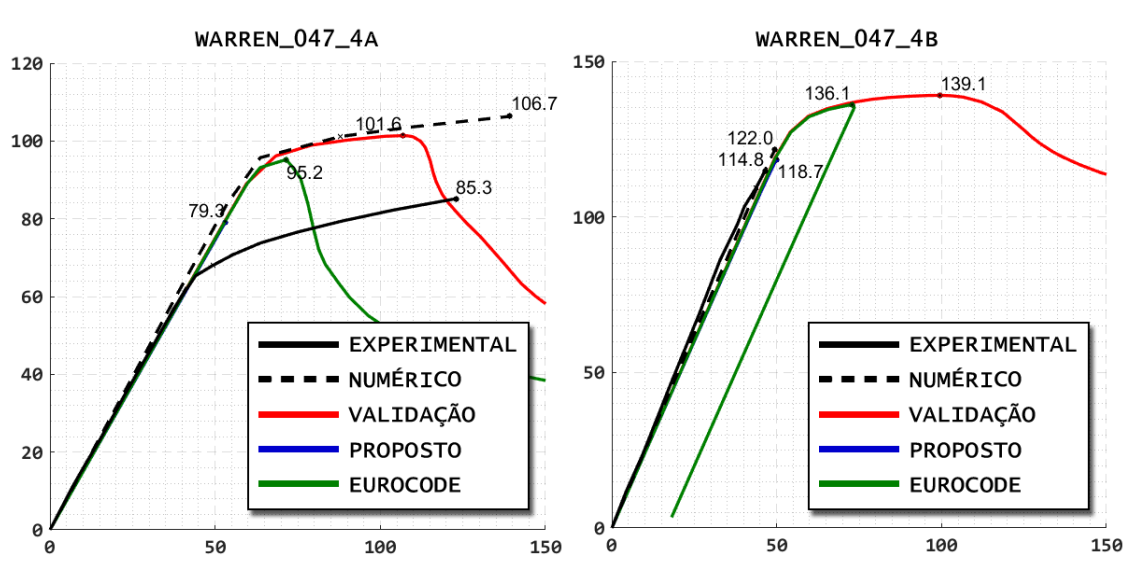


Figura 128 – Comparação: ensaios, validação, imperfeições Eurocode e conjunto de imperfeições proposto (parte VI).

Os resultados apresentados nas figuras figura 123 a figura 128 devem ser tratados como evidência (contra ou a favor) da adequação do conjunto de imperfeições proposto. Dessa forma é possível separar as curvas força-deslocamento (e, portanto, a força resistente e o comportamento que se pode inferir) em três categorias:

- Melhora nos resultados. O conjunto de imperfeições proposto gera resultados que apresentam correspondência com os experimentais melhor do que aquela proveniente da validação;
- Indiferença. A alteração da imperfeição ou do conjunto de imperfeições teve pouca ou nenhuma influência sobre os resultados;
- Piora nos resultados. O conjunto de imperfeições proposto gerou resultados que apresentam pior correspondência com os experimentais (em particular causando desvios contra a segurança) do que os resultados da validação do modelo numérico;

As três categorias acima referem-se apenas à comparação entre o conjunto de imperfeições proposto e a imperfeição adotada durante a validação. Os modelos serão apresentados na seguinte ordem: indiferença, piora nos resultados e melhora nos resultados.

9.9.1 Indiferença do conjunto de imperfeições

Os modelos cujos resultados não são afetados (19 dos 42) constituem evidência a favor do conjunto de imperfeições iniciais proposto, uma vez que demonstram que seu uso é ao menos tão válido quanto o do tipo de imperfeição inicial convencionalmente adotado na literatura. Os

modelos que se enquadram nessa categoria são listados na tabela 15 e as curvas força-deslocamento correspondentes são apresentadas da figura 123 à figura 126.

Tabela 15 – Modelos nos quais o conjunto de imperfeições iniciais gerou resultados tão bons quanto os obtidos durante a validação.

REFERÊNCIA	MODELOS	QUANTIDADE
SONCK_012	CS1_L3, CS1_L4, CS1_L6, CS2_L3, CS2_L4, CS2_L6	6/6
NSEIR_028	HEA_340, IPE_330	2/2
TSAVDARIDIS_032	-	0/2
VIEIRA_040	A2, B1, B2, B4	4/8
WARREN_047	1A, 1B, 2A, 2B, 3A, 3B	6/8
SAKIYAMA_NP1	SB5	1/6

Nota-se que todos os modelos globais (SONCK_012 e NSEIR_028) enquadram-se nessa categoria. Essa observação reforça a noção de que imperfeições locais (como a flexão da alma e o desalinhamento do montante) são de pouco impacto para vigas esbeltas que falham por FLT. As imperfeições do Eurocode produziram em quase todos os casos uma redução significativa da força resistente. A magnitude da flexão em torno do eixo de menor inércia recomendada pelo Eurocode demonstrou-se grande o suficiente para alterar o comportamento da viga até mesmo no trecho linear inicial. Uma inspeção visual das geometrias deformadas (em escala real) pode ser feita na figura 129. O rótulo EXP refere-se à geometria obtida a partir da reprodução fiel do modelo de referência (validação do modelo numérico, magnitude da imperfeição medida experimentalmente), STD indica o modelo com o conjunto de imperfeições iniciais proposto neste trabalho e EC3 refere-se ao modelo com conjunto de imperfeições proposto no Eurocode.

Alguns dos modelos de colapso local também se revelaram indiferentes ao conjunto de imperfeições adotado. Em alguns casos (VIEIRA_040_A2, WARREN_047_1A) o colapso se dá por plastificação enquanto em outros modelos (VIEIRA_040_B1, VIEIRA_040_B2) o colapso é por instabilidade (FTM). Nas vigas cujo colapso se dá diretamente por FTM as imperfeições do Eurocode se mostram inadequadas, em particular no modelo VIEIRA_040_B4. A curva força-deslocamento do Eurocode apresentou um patamar de desenvolvimento de colapso por plastificação que não é observado experimentalmente, resultando num valor superestimado da

resistência da viga. O caráter recorrente desse fenômeno nos modelos de referência estudados enfatiza a importância da inclusão do desalinhamento do montante ou do modo de flambagem (formato de FTM) no conjunto de imperfeições adotado. O modelo com imperfeições do Eurocode, mesmo adotando uma maior magnitude na importação das deformações, revelou-se incapaz de simular adequadamente o colapso por flambagem com torção do montante.

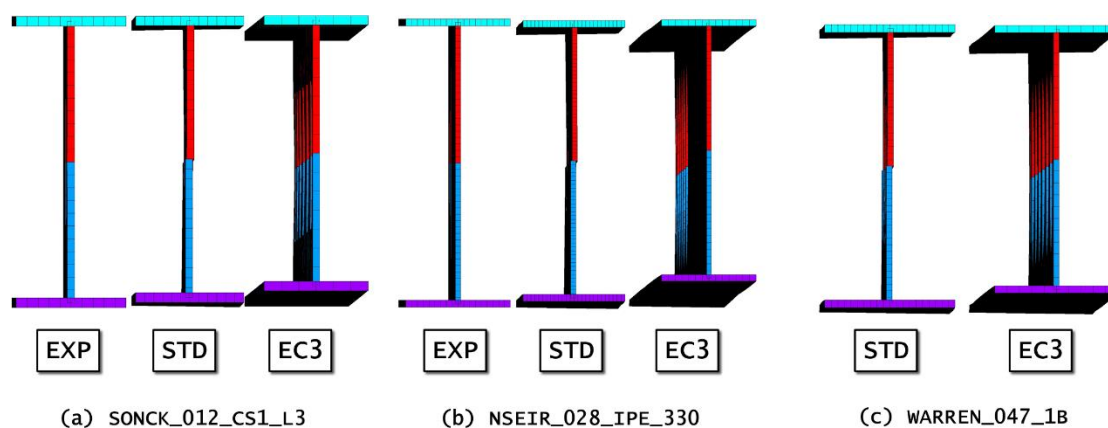


Figura 129 – Geometria inicial (escala real) após a introdução das imperfeições geométricas para modelos de validação (EXP), com o conjunto de imperfeições proposto (STD) e com o conjunto do Eurocode (EC3).

Em modelos como WARREN_047_3A as três curvas numéricas apresentam força resistente muito similar. A curva de validação, entretanto, prolonga-se em seu trecho de desenvolvimento do colapso por plastificação. Não é possível determinar se o modelo correspondente a essa curva apresenta comportamento melhor ou pior do que o modelo correspondente à curva do conjunto de imperfeições proposto, que se interrompe logo após o início do patamar de plastificação. A diferença entre os dois modelos pode ser atribuída à capacidade de convergência do método numérico em vez de decorrer de diferença no comportamento estrutural da viga.

9.9.2 Piora nos resultados

Três dos 42 modelos de referência apresentaram piora nos resultados em decorrência da adoção do conjunto de imperfeições geométricas iniciais proposto (tabela 16, figura 126).

Nos três casos a força resistente prevista foi superestimada por todos os modelos numéricos, em particular pelo modelo com imperfeições do Eurocode. O modo de colapso previsto, por outro lado, manteve-se correto nas três análises. Uma investigação das imperfeições iniciais medidas por Veríssimo *et al.* (2017) e Vieira (2015) revela o motivo pelo qual o modelo com o conjunto de imperfeições proposto superestimou a resistência das vigas. A tabela 17 apresenta uma

comparação entre as imperfeições medidas pelos autores e as magnitudes adotadas no estudo do conjunto de imperfeições proposto.

Tabela 16 – Modelos nos quais o conjunto de imperfeições iniciais gerou resultados piores do que os obtidos durante a validação.

REFERÊNCIA	MODELOS	QUANTIDADE
SONCK_012	-	0/6
NSEIR_028	-	0/2
TSAVDARIDIS_032	-	0/2
VIEIRA_040	A1	1/8
WARREN_047	-	0/8
SAKIYAMA_NP1	SE1, SX1	2/6

Nota-se que em todos os três casos (cinco, com as repetições de ensaio) nos quais houve piora nos resultados a imperfeição medida experimentalmente revelou-se muito superior ($d_m/50$ a $d_m/30$) à imperfeição adotada ($d_m/200$). De fato, as imperfeições revelaram-se tão grandes que chegaram a alterar a inclinação do trecho linear inicial das curvas força-deslocamento. É necessário um estudo probabilístico baseado em medições experimentais de imperfeições iniciais de vigas alveolares para determinar se os valores medidos por Vieira (2015) e Veríssimo *et al.* (2017) são típicos ou apresentam um desvio significativo da norma. Somente a partir de tal estudo a magnitude das imperfeições iniciais que compõem o conjunto proposto pode ser corrigida de forma a melhor refletir as condições reais das peças produzidas. Convém também estabelecer junto dos fabricantes limites para as tolerâncias de fabricação de perfis alveolares de forma a garantir a validade das simulações numéricas e de eventuais formulações analíticas propostas.

As geometrias iniciais com imperfeições em escala real podem ser observadas na figura 130. Os rótulos utilizados (EXP, STD e EC3) possuem o mesmo significado apresentado anteriormente no item 9.9.1.

Tabela 17 – Comparação entre as magnitudes das imperfeições geométricas iniciais medidas experimentalmente e as magnitudes adotadas no conjunto de imperfeições proposto.

MODELO	δ_{EXP}	δ_{ANSYS}	$\delta_{EXP} / \delta_{ANSYS}$
	(Imperfeição medida) [mm]	(Imperfeição adotada) [mm]	
VIEIRA_040_A1	8,75	2,3	387
VIEIRA_040_A2	2,32	2,3	103
VIEIRA_040_B1	1,51	2,3	67
VIEIRA_040_B2	2,18	2,3	97
VIEIRA_040_B3	6,17	2,3	269
VIEIRA_040_B4	1,66	2,3	72
VIEIRA_040_B5	5,04	2,4	213
VIEIRA_040_B6	3,49	2,4	148
SAKIYAMA_NP1_SA1	7,5	2,3	333
SAKIYAMA_NP1_SA2	4,0	2,3	178
SAKIYAMA_NP1_SB1	8,6	2,3	382
SAKIYAMA_NP1_SB2	10,6	2,3	471
SAKIYAMA_NP1_SB3	8,3	2,3	364
SAKIYAMA_NP1_SB4	3,6	2,3	158
SAKIYAMA_NP1_SB5	1,1	2,4	45
SAKIYAMA_NP1_SB6	3,7	2,4	152
SAKIYAMA_NP1_SE1	13,7	3,4	406
SAKIYAMA_NP1_SE2	15,7	3,4	465
SAKIYAMA_NP1_SX1	21,4	4,2	510
SAKIYAMA_NP1_SX2	24,1	4,2	574

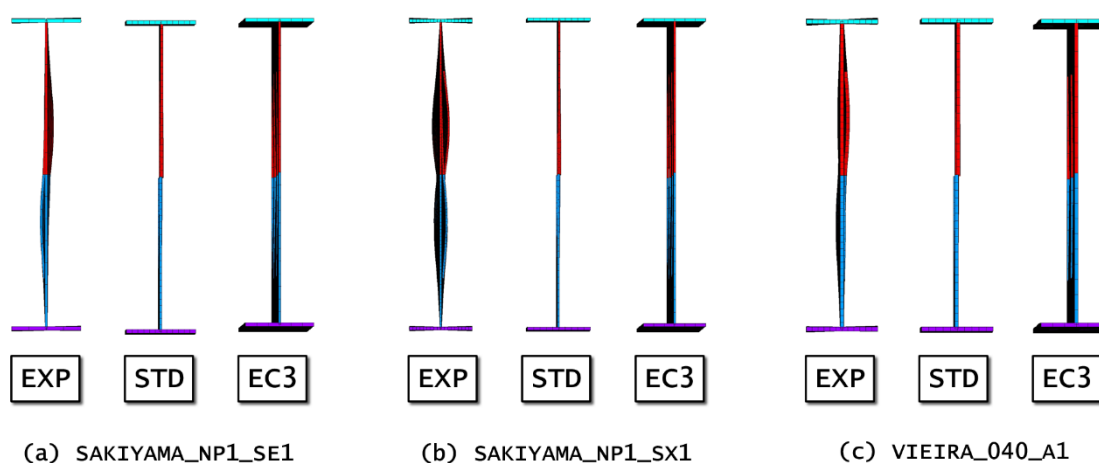


Figura 130 – Geometria inicial (escala real) após a introdução das imperfeições geométricas para modelos de validação (EXP), com o conjunto de imperfeições proposto (STD) e com o conjunto do Eurocode (EC3).

9.9.3 Melhora nos resultados

O conjunto de imperfeições iniciais proposto melhorou a correspondência entre os resultados experimentais e numéricos em 10 dos 42 modelos (tabela 18), como é possível observar nas comparações feitas da figura 126 à figura 128.

Tabela 18 – Modelos nos quais o conjunto de imperfeições iniciais gerou resultados melhores do que os obtidos durante a validação.

REFERÊNCIA	MODELOS	QUANTIDADE
SONCK_012	-	0/6
NSEIR_028	-	0/2
TSAMDARIDIS_032	A1, B1	2/2
VIEIRA_040	B3, B5, B6	3/8
WARREN_047	4A, 4B	2/8
SAKIYAMA_NP1	SA1, SB1, SB3	3/6

Em alguns casos (em particular nos modelos SAKIYAMA_NP1) o comportamento manteve-se o mesmo e a melhora deu-se apenas em termos da força resistente alcançada, mais próxima da experimental. Tais casos, entretanto, não constituem evidência particularmente forte a favor da adoção do conjunto de imperfeições proposto, uma vez que em um deles (SAKIYAMA_NP1-SB3) a força resistente, apesar de ter se aproximado dos valores experimentais, continua significativamente menor (15%).

Nos demais modelos, por outro lado, a melhora no comportamento é muito mais convincente. Nos modelos WARREN_047_4A e WARREN_047_4B a força resistente numérica passa a quase coincidir com a experimental. A curva experimental correspondente ao modelo WARREN_047_4A continua a apresentar um aspecto que não é replicado com sucesso pelos modelos numéricos, mas a interrupção súbita da análise numérica faz com que a viga com o conjunto de imperfeições proposto passe a prever força resistente apenas ligeiramente inferior à experimental.

Os resultados dos demais modelos podem ser representados pelos comportamentos de TSAVDARIDIS_032_B1, VIEIRA_040_B3 e VIEIRA_040_B5. No primeiro caso as imperfeições de validação e do Eurocode foram incapazes de reproduzir o colapso direto por FTM observado experimentalmente. Apenas o conjunto de imperfeições proposto produziu esse comportamento, gerando como consequência uma melhor previsão da força resistente. No modelo VIEIRA_040_B3 a situação se inverte. O modelo de validação apresenta o colapso direto por FTM enquanto o modelo com imperfeições do Eurocode apresenta colapso puro por plastificação. Apenas o modelo com o conjunto de imperfeições proposto foi capaz de capturar o comportamento complexo observado experimentalmente (desenvolvimento do trecho de plastificação seguido de flambagem com torção do montante), resultando em boa previsão da força resistente (erro inferior a 5%). No último caso (modelo VIEIRA_040_B5) a situação anterior se repete, com o modelo de validação sofrendo a FTM e o modelo do Eurocode plastificando-se até o final. O modelo com o conjunto de imperfeições proposto apresenta a combinação correta de plastificação de instabilidade. Nesse caso, entretanto, a análise encerra-se no ponto de carga máxima (com erro de apenas 3%), sem apresentar o decaimento posterior típico da FTM.

Tais resultados levam à conclusão de que se conseguiu, com o conjunto de imperfeições iniciais proposto, alcançar o mais sensível dos objetivos iniciais: o equilíbrio ténue entre um modelo incapaz de capturar a FTM em todos os casos e um modelo que dá tal ênfase à FTM que torna impossível o desenvolvimento apropriado dos patamares de colapso por plastificação.

Algumas das geometrias iniciais com imperfeições em escala real podem ser vistas na figura 131. Os rótulos utilizados (EXP, STD e EC3) possuem o mesmo significado apresentado anteriormente no item 9.9.1.

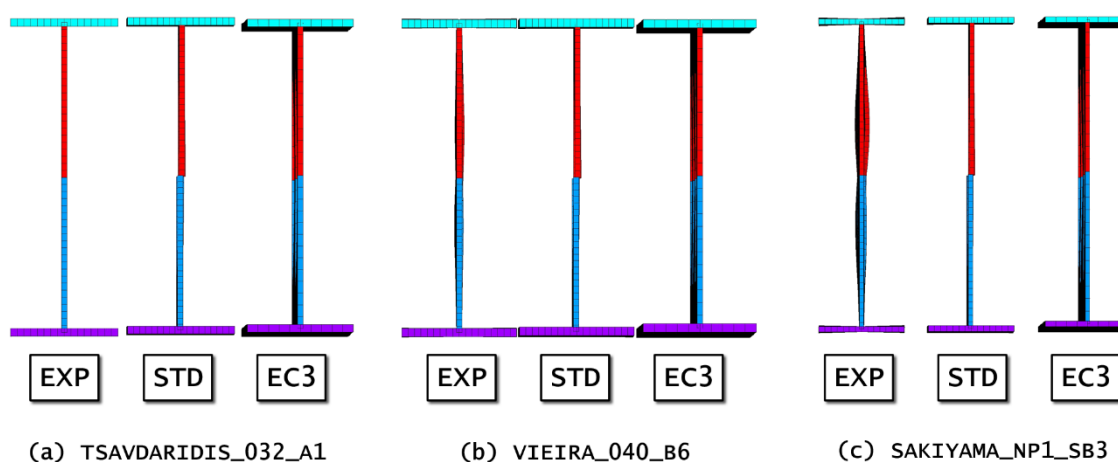


Figura 131 – Geometria inicial (escala real) após a introdução das imperfeições geométricas para modelos de validação (EXP), com o conjunto de imperfeições proposto (STD) e com o conjunto do Eurocode (EC3).

9.9.4 Conclusões do estudo de combinação das imperfeições iniciais

Os estudos do conjunto de imperfeições proposto e do conjunto de imperfeições do Eurocode permitem concluir que:

- Em alguns casos (particularmente quando a viga está sujeita à FTM) o conjunto de imperfeições do Eurocode superestima a força resistente, colocando-se contra a segurança;
- Imperfeições geométricas iniciais de grande magnitude podem alterar a inclinação do trecho linear inicial da curva força-deslocamento;
- As imperfeições locais têm pouco impacto sobre modelos de colapso global (FLT);
- Em vigas nas quais apenas uma imperfeição inicial é suficiente para reproduzir o comportamento experimental a adição de outros tipos de imperfeição não causa impacto sobre os resultados;
- A adoção da imperfeição inicial tipo modo de flambagem (formato de FTM, como fazem as publicações de referência) produz, em modelos que não estão sujeitos ao colapso direto por instabilidade no ensaio experimental, uma força resistente subestimada;
- Em alguns casos (particularmente quando a viga está sujeita à FTM) o conjunto de imperfeições do Eurocode superestima a força resistente, colocando-se contra a segurança;
- O conjunto de imperfeições iniciais proposto é capaz de simular satisfatoriamente os resultados experimentais de todos os modelos de referência no que se refere ao comportamento estrutural (modos de colapso e caminho da curva força-deslocamento);
- O conjunto de imperfeições proposto superestima a força resistente quando a barra ensaiada apresenta imperfeições iniciais de grande magnitude (superior a $d_m/50$). Tal fenômeno pode ser corrigido com o aumento da magnitude das imperfeições que compõem o conjunto proposto. Nos demais casos (39 de 42 modelos analisados) o conjunto de imperfeições proposto leva a boa estimativa da força resistente;

10 INTERAÇÃO DE ESFORÇOS

Os estudos acerca de vigas alveolares podem ser divididos em duas categorias: estudo do colapso global, no qual são analisadas barras longas e lateralmente destravadas; e estudo dos colapsos locais, no qual são analisadas barras curtas e com travamentos laterais. Esses dois tipos de estudo trabalham com vigas localizadas em extremos opostos da distribuição de esbeltez das possíveis vigas alveolares. Estruturas reais, por outro lado, frequentemente utilizam peças de esbeltez intermediária. Essa simples alteração pode mesclar na viga alveolar os modos de colapso globais e locais, produzindo uma interação que invalida as previsões de carga individuais obtidas a partir de modelos capazes de simular apenas um tipo de colapso por vez. Surge, portanto, a necessidade da investigação da interação dos esforços internos para corretamente prever a força resistente de uma viga ou pilar alveolar. O modelo de elementos finitos desenvolvido foi reconfigurado para este estudo, passando a possuir as seguintes características:

- Método de solução alterado para incremento da carga (Newton-Raphson). Esse algoritmo de solução não permite o estudo do comportamento pós-falha da estrutura (a análise é interrompida no ponto de carga máxima), porém obtém o valor correto da força resistente;
- Conjunto de imperfeições geométricas iniciais proposto aplicado em todos os modelos;
- Não foram introduzidas tensões residuais;

Para tal estudo novas geometrias de vigas celulares e casteladas (doravante nomeados modelos paramétricos) foram propostas com base nos modelos de referência. Tais geometrias (listadas na tabela 19) foram cuidadosamente selecionadas de forma a incluir todos os possíveis modos de colapso observados durante a validação do modelo numérico.

Tabela 19 – Geometria dos modelos paramétricos analisados no estudo da interação de esforços.

MODELO	BASE	L	d _g	d ₀	b _f	s _w	s _e	s _{wi} ; [s _{wf}]	x _{AL}	x _{Enrij}
		[m]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[m]	[m]
C01H	SONCK_012_CS1_L3	3,15	220	118,9	83,1	73,8	210	36,9	-	-
C02C	NSEIR_028_HEA_340	7,5	472,1	345	297,7	170	515	1260	-	-
C03C	TSAVDARIDIS_032_A1	2,2	449,8	315	152,4	94,5	409,5	123,5	-	C*
C04S	VIEIRA_040_B5	5,0	472,6	316	170,5	79,9	342,2	144,5	-	-
C05C	WARREN_047_4A	5,8	463,2	325	101,6	75	400	137,5	0,8; 2,9	-
C06H	SAKIYAMA_NP1_SA1	4,0	450	300	125	173,2	519,6	268	-	C/A**
C07S	SAKIYAMA_NP1_SB1	4,0	450	300	125	75,4	324	93,7	-	-
C08C	-	5,0	430,7	345,3	103,7	47,3	392,6	44,5; 29,2	-	-
C09S	SAKIYAMA_NP1_SB1	2,5	450	300	125	75,4	324	153,7	-	-

Os parâmetros não listados na tabela acima são idênticos aos dos respectivos modelos base.

C*: enrijecedor no ponto de aplicação da carga concentrada.

A**: enrijecedores nos apoios

10.1 Interação momento fletor-força axial de compressão

Estudou-se a princípio a interação entre o momento fletor em torno do eixo de maior inércia e a compressão axial. Todos os modelos paramétricos foram solucionados com as mesmas condições de contorno:

- Apoios tipo garfo em ambas as extremidades;
- Momentos fletores de mesma magnitude e sentido oposto aplicados nas extremidades da barra (comprimindo a mesa superior);
- Restrição ao deslocamento axial na extremidade esquerda;
- Força axial de compressão aplicada em ambas as extremidades;
- Momentos fletores e forças axiais são convertidos, segundo os diagramas apresentados na figura 132, em forças aplicadas nos nós da malha de elementos finitos;

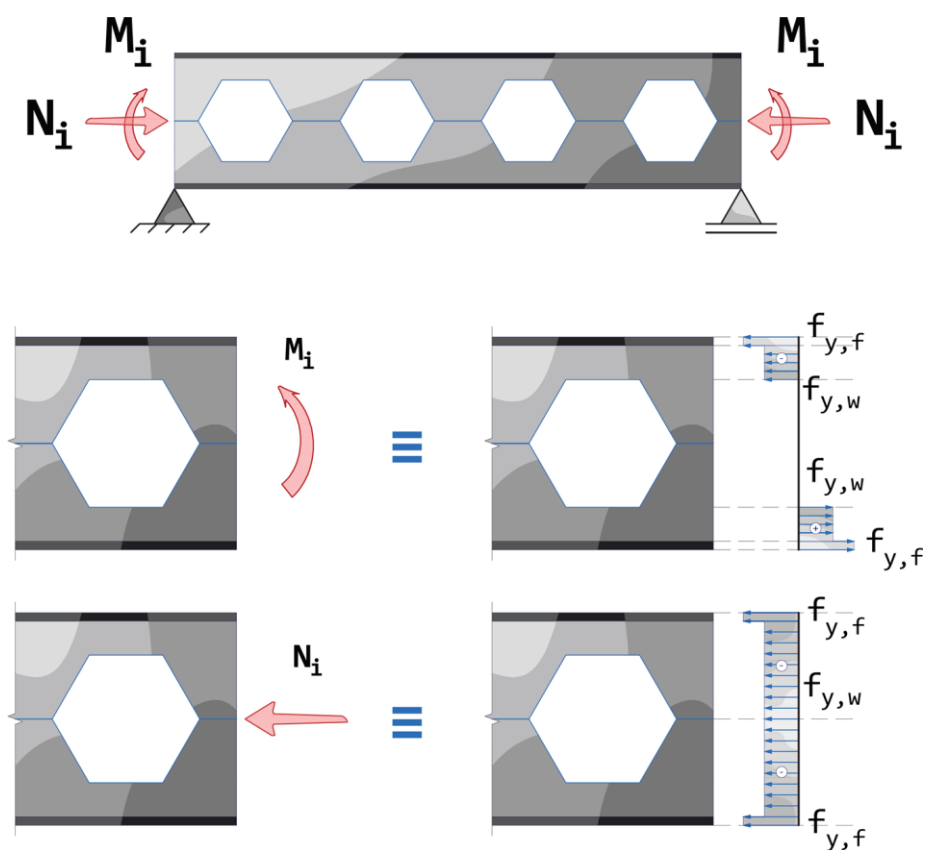


Figura 132 – Estratégia adotada para a introdução de forças axiais e momentos fletores nas extremidades da barra.

Os valores do momento fletor de plastificação (M_{pl}) e da força axial de plastificação (N_{pl}) foram calculados de acordo com a figura 11 e a equação 14, respectivamente, para uma seção transversal no centro da abertura. Múltiplas combinações desses valores foram então aplicadas à barra e a resistência última foi registrada. A tabela 20 apresenta as combinações $[M_i; N_i]$ aplicadas em função dos respectivos valores de plastificação.

Tabela 20 – Pares momento fletor-força normal aplicados sobre os modelos paramétricos (valores apresentados como fração das respectivas resistências à plastificação).

#	M_i / M_{Pl}	N_i / N_{Pl}	#	M_i / M_{Pl}	N_i / N_{Pl}
	[%]	[%]		[%]	[%]
1	100	100	12	90	100
2	100	90	13	80	100
3	100	80	14	70	100
4	100	70	15	60	100
5	100	60	16	50	100
6	100	50	17	40	100
7	100	40	18	30	100
8	100	30	19	20	100
9	100	20	20	10	100
10	100	10	21	0	100
11	100	0			

Modelos apenas com momento fletor aplicado (combinação [1,00; 0,00]) falham por FLT no caso das barras mais longas e por rótula plástica no caso das barras curtas. Modelos apenas com força normal aplicada (combinação [0,00; 1,00]) sofrem colapso por flambagem com flexão em torno do eixo de menor inércia (figura 133).

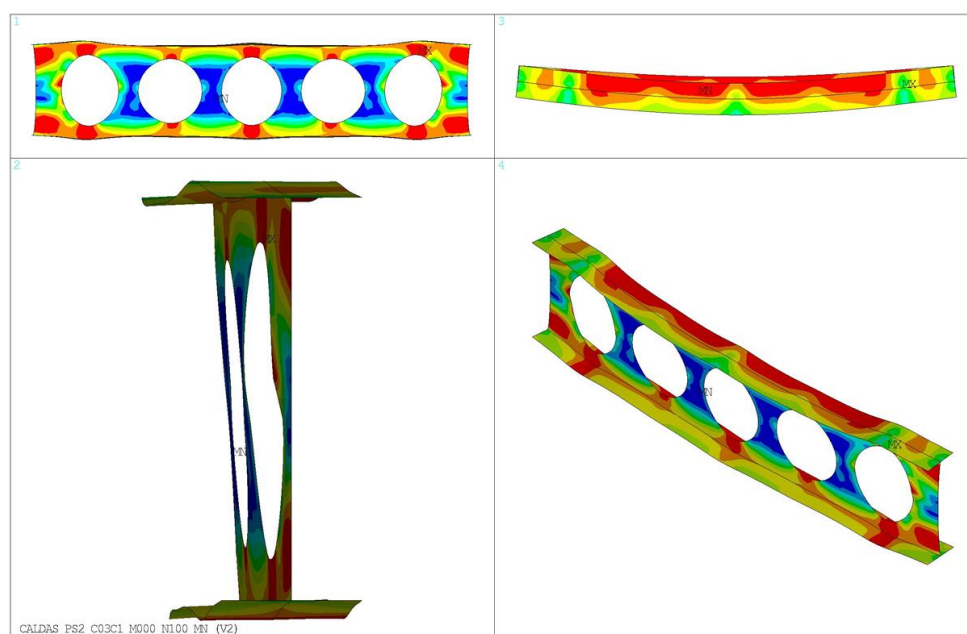


Figura 133 – Exemplo de colapso por flambagem com flexão em torno do eixo de menor inércia de barra comprimida axialmente (em cores: tensões de von Mises).

Com base nessas análises é possível determinar a combinação M-N que levou ao colapso da barra, porém para replicar os diagramas de interação propostos na literatura é necessário gerar números adimensionais. Os valores de M e N foram, portanto, divididos por M_{Rd} e N_{Rd} (calculados segundo a ABNT NBR 8800:2008 com coeficiente γ_{a1} igual a 1,0) gerando a dispersão apresentada na figura 134. A comparação entre as forças e momentos resistentes obtidos no ANSYS e obtidos a partir da formulação da ABNT NBR 8800:2008 para vigas sujeitas apenas a um dos dois esforços por vez é apresentada na tabela 21. As propriedades geométricas da seção transversal utilizadas na formulação da ABNT NBR 8800:2008 foram calculadas no centro da abertura. Nota-se que, no que se refere ao colapso global, a formulação para perfis de alma cheia se mostra adequada para a aplicação a perfis alveolares.

Tabela 21 – Comparação entre os valores obtidos no ANSYS e obtidos segundo a metodologia da ABNT NBR 8800:2008 para a força normal resistente e o momento fletor resistente.

MODELO	M_{Rd} (NBR8800) [kNm]	N_{Rd} (NBR8800) [kN]	M_{Rd} (ANSYS) [kNm]	N_{Rd} (ANSYS) [kN]
C01H	22,95	125,1	22,93	128,4
C02C	733,5	2252	691,7	2286
C03C	294,0	1183	288,8	1323
C04S	238,2	749,7	222,9	768,4
C05C	19,70	59,43	20,30	62,56
C06H	60,46	222,0	56,94	226,6
C07S	60,46	222,0	56,94	228,8
C08C	19,55	70,83	20,54	76,41
C09S	132,0	496,6	117,7	513,6

É possível ajustar aos pontos as duas retas apresentadas na figura 134, descritas matematicamente pela equação 25. As retas tracejadas representam uma envoltória com limite inferior de 90% e limite superior de 110% da combinação de esforços prevista pela curva ajustada.

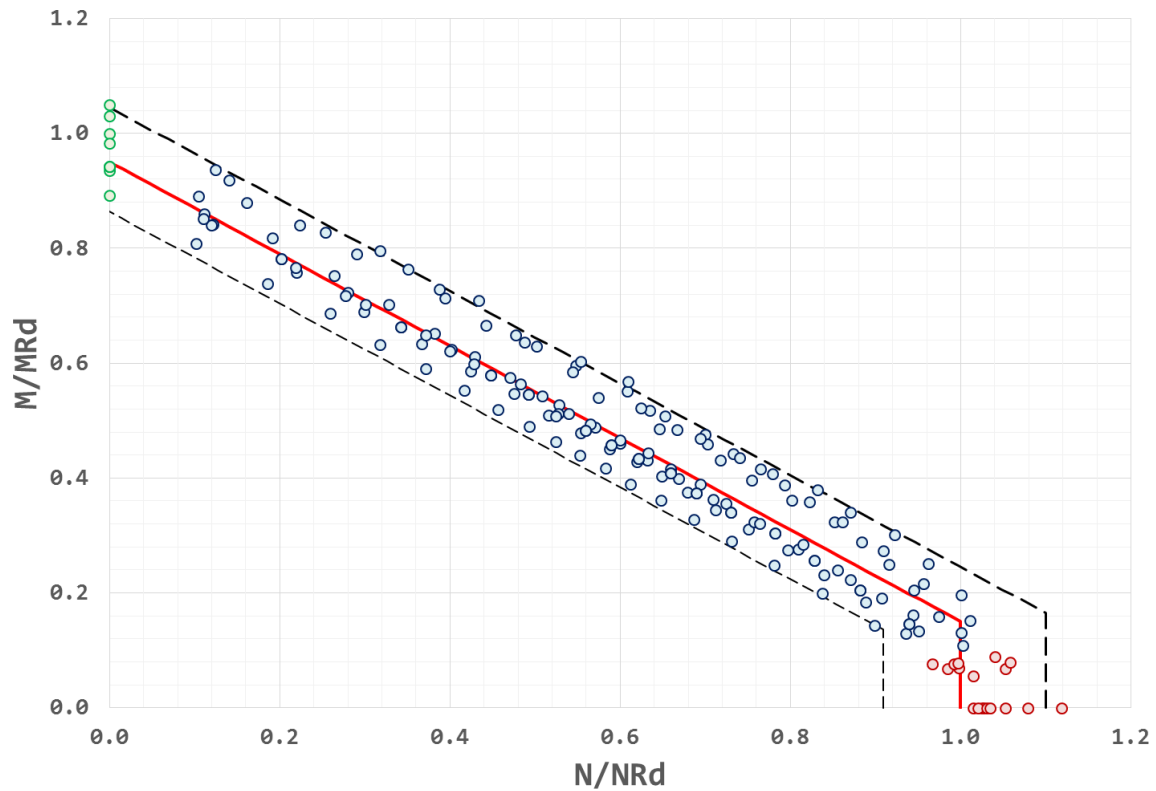


Figura 134 – Correlação entre o momento fletor e a força normal resistentes para os modelos paramétricos analisados no ANSYS.

$$\begin{cases} \frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} = -\frac{8}{10} \frac{N_{Sd}}{N_{Rd}} + 0,95, & \text{se } \frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} \geq 0,15 \\ \frac{N_{Sd}}{N_{Rd}} = 1 & , \text{ se } \frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} < 0,15 \end{cases} \quad (25)$$

Rearranjando a para adequar ao formato das inequações de interação obtém-se:

$$\begin{cases} \frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} + \frac{8}{10} \frac{N_{Sd}}{N_{Rd}} \leq 0,95 & , \text{ se } \frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} \geq 0,15 \\ \frac{N_{Sd}}{N_{Rd}} \leq 1 & , \text{ se } \frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} < 0,15 \end{cases} \quad (26)$$

10.2 Interação momento-cortante

Interações de esforços que incluem a força cortante são as mais desafiadoras para as vigas alveolares. Isso ocorre porque os modos de colapso local característicos de vigas casteladas e celulares emergem quando atua a força cortante, complicando o comportamento a ser capturado pela interação proposta.

Em geral os estudos de interação de esforços são feitos sobre um único modo de colapso por vez. Sameer *et al.* (2016), por exemplo, propõem o seguinte procedimento para a verificação de vigas alveolares quanto ao colapso por formação de mecanismo de Vierendeel:

- A análise baseia-se na verificação individual dos T's superior e inferior na região da abertura. Considera-se cada um deles uma pequena viga T (de comprimento baseado na largura da abertura) sujeita a momento fletor e força cortante nas extremidades;
- Calcula-se o momento fletor (M_{sd}) e a força cortante (V_{sd}) atuantes na viga. Esses valores são denominados “esforços globais”;
- Converte-se o momento fletor global em forças de compressão e tração locais (P_r) atuando nos T's superior e inferior (equação 27);
- Calcula-se o momento de Vierendeel (M_v) causado pela força cortante global (equação 28);
- Calcula-se a resistência dos T's quanto à flexão e quanto à compressão (M_n e P_n) utilizando-se o procedimento padrão do AISC (2016) para o dimensionamento barras flexocomprimidas (verifica-se flambagem com flexão, flambagem com torção, flambagem lateral com torção, escoamento e flambagem local das abas da seção T);
- As solicitações locais (M_v e P_r) e as respectivas resistências locais (M_n e P_n) são então utilizadas na equação de interação padrão de barras flexocomprimidas proposta pelo AISC (2016) (equação 29);

$$P_r = \frac{M_{sd}}{y_d} \quad (27)$$

Onde y_d é a distância entre as posições das forças plásticas equivalentes dos T's superior e inferior, conforme apresentada na figura 10.

$$M_v = \begin{cases} V_{sd} \left(\frac{A_T}{A_{2T}} \right) \left(\frac{s_w}{2} \right), & \text{para vigas casteladas} \\ V_{sd} \left(\frac{A_T}{A_{2T}} \right) \left(\frac{d_0}{4} \right), & \text{para vigas celulares} \end{cases} \quad (28)$$

Onde:

A_T : área do T sendo analisado (superior ou inferior);

A_{2T} : área somada de ambos os T's;

$$\begin{cases} \frac{P_r}{P_n} + \frac{8}{9} \left(\frac{M_v}{M_n} \right) \leq 1,0, & \text{para } \frac{P_r}{P_n} \geq 0,2 \\ \frac{P_r}{2P_c} + \left(\frac{M_v}{M_n} \right) \leq 1,0, & \text{para } \frac{P_r}{P_n} < 0,2 \end{cases} \quad (29)$$

A verificação de Sameer *et al.* (2016) trabalha com a interação entre força cortante e momento fletor (após convertê-los em momento e força axial locais) verificando apenas o colapso por mecanismo de Vierendeel. Propôs-se neste trabalho estudar a interação M-V de uma maneira mais ampla, com o propósito de investigar os efeitos da ocorrência simultânea de modos de colapso globais e locais. Esse estudo é motivado pela suspeita de que o desenvolvimento (mesmo que parcial) de uma falha local pode vir a reduzir significativamente a força resistente da peça ao colapso global.

O estudo realizado inicialmente tomou como base os modelos paramétricos com as condições de contorno e carregamento apresentadas na tabela 22.

Tabela 22 – Condições de contorno e carregamento dos modelos paramétricos para o estudo da interação momento fletor-força cortante.

MODELO	APOIO ESQUERDO	APOIO DIREITO	P _{pos} [m]	P [kN]	q [kN/m]	N [kN]	M [kNm]
C01H	A*	A	-	-	100	100	-
C02C	A	A	3,75	700	300	1000	-
C03C	E**	L***	1,3	500	-	750	-
C04S	A	A	-	-	200	1150	400
C05C	E	E	-	-	80	450	-
C06H	A	E	0,52	300	-	400	-
C07S	A	A	-	-	120	400	-
C08C	A	A	-	-	50	300	-
C09S	A	A	-	-	120	400	-

A*: Apoio simples (translações).

E**: Engaste (translações, rotações e empenamento).

L***: Livre (sem restrições).

Variou-se para cada modelo paramétrico o vão (L1, L2 e L3) e a força axial aplicada (N00, N25, N50 e N75) segundo o diagrama apresentado na figura 135. A nomenclatura de cada modelo reflete tais variações.

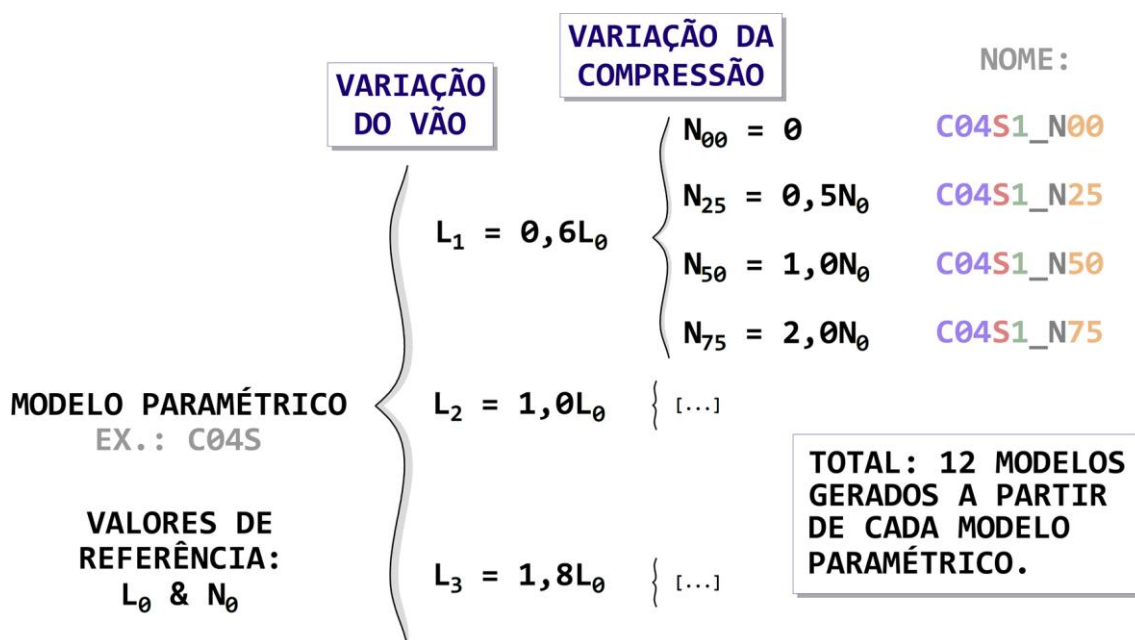


Figura 135 – Fluxograma para a obtenção de 12 modelos a analisar a partir de cada um dos 9 modelos paramétricos.

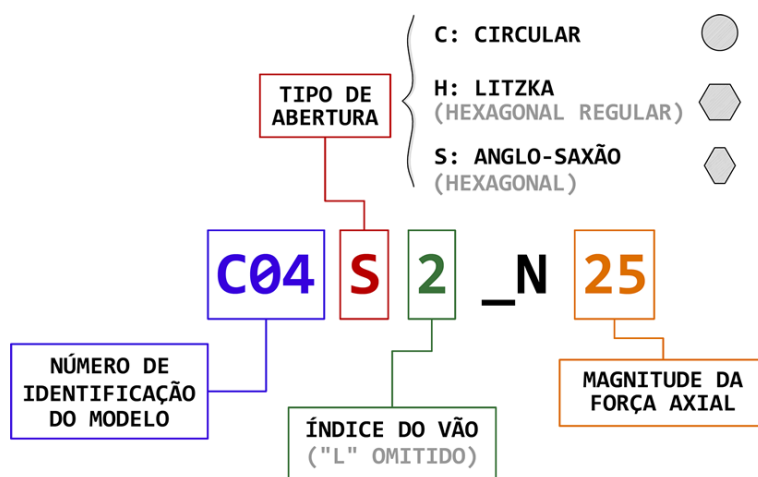


Figura 136 – Nomenclatura dos modelos analisados no estudo da interação do momento fletor com a força cortante.

Essas barras foram consideradas as estruturas de projeto (identificadas como M0), simulando situações de possível ocorrência na confecção de um projeto estrutural. Tentou-se prever o comportamento das barras M0 gerando, para cada uma delas, uma envoltória de interação momento-cortante. A envoltória proposta baseou-se no valor do momento fletor de plastificação (M_{Pl}) e nos resultados obtidos a partir de três análises numéricas. Uma versão esquemática da envoltória de interação é apresentada na figura 137.

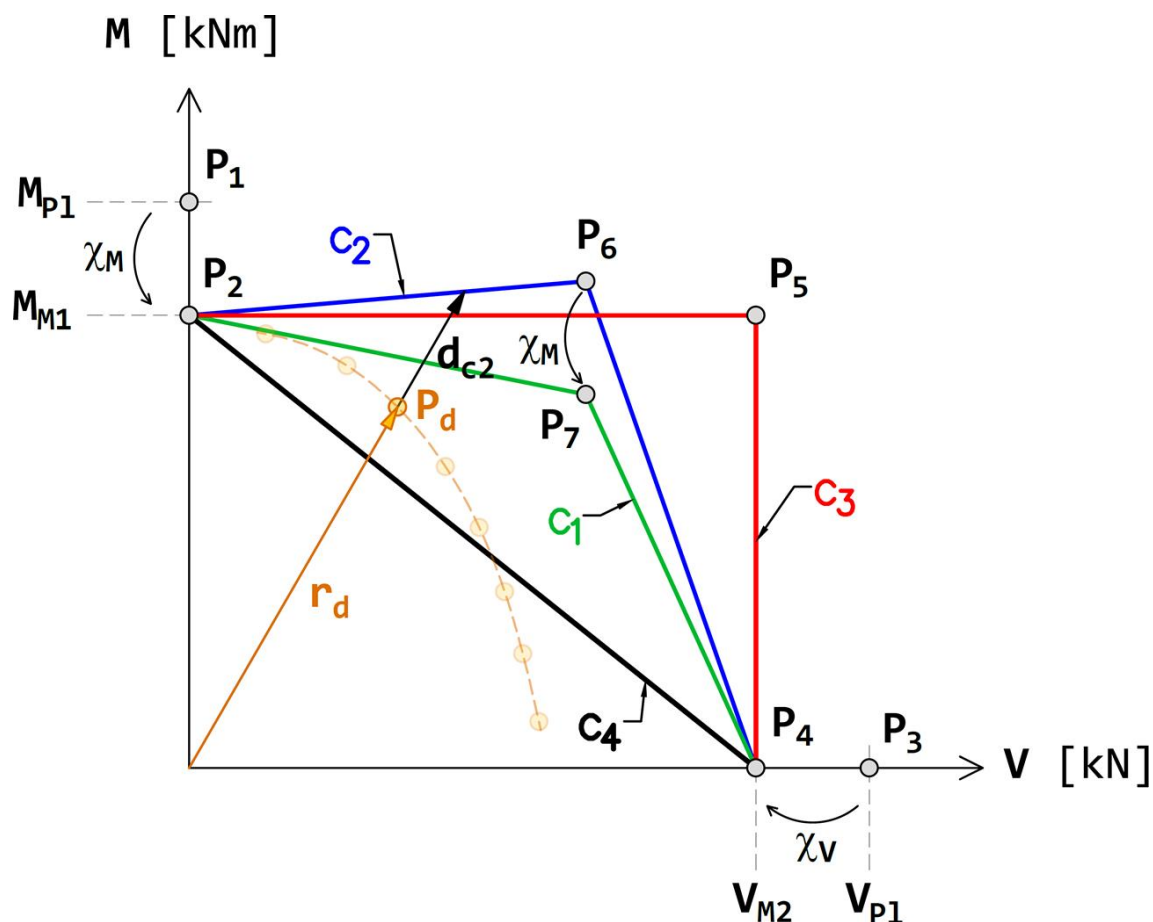


Figura 137 – Modelo esquemático do gráfico de interação momento fletor-força cortante estudado.

A partir do modelo M0 foram gerados três novos modelos (denominados M1, M2 e M3) para novas análises numéricas. Os três novos modelos (ilustrados na figura 138) possuem as seguintes características e funções:

- M1: barra com o mesmo vão e mesmos travamentos laterais de M0. Os únicos carregamentos aplicados são momentos fletores nas extremidades (igual magnitude, compressão da mesa superior) e compressão axial (caso exista esforço axial em M0). A relação entre o momento fletor aplicado (constante ao longo do vão) e a força normal aplicada é mantida idêntica à relação existente em M0 no ponto no qual o momento fletor é máximo. O objetivo do modelo M1 é capturar os modos de colapso globais associados à instabilidade (FLT, flambagem com flexão em torno do eixo de maior e menor inércias) que poderiam ocorrer em M0. O valor do momento fletor resistente obtido ($M_{Rd,M1}$) é plotado no gráfico no ponto P2. A partir do valor de M_{Pl} calculado anteriormente e do momento resistente obtido deste modelo define-se um fator $\chi_M = M_{Rd,M1}/M_{Pl}$, representando a redução de resistência em função da instabilidade;

- M2: barra curta (apenas quatro aberturas) com carga concentrada, apoio lateral e enrijecedor de alma no meio do vão. Esse modelo tem a função de capturar os modos de colapso locais que podem ocorrer em M0 em decorrência da força cortante. Adota-se um vão curto para reduzir ao máximo a influência do momento fletor. O valor da força cortante resistente obtida ($V_{Rd,M2}$) é plotado no gráfico no ponto P4 (no qual assume-se momento fletor nulo);
- M3: barra com vão intermediário, apenas quatro aberturas e carga concentrada, apoio lateral e enrijecedor de alma no meio do vão. O vão dessa barra é prolongado até que o momento fletor e a força cortante atuando no centro da abertura mais próxima ao meio do vão tenham igual magnitude. Mantém-se apenas as quatro aberturas centrais e no restante do vão a viga possui alma cheia. O propósito desse modelo é estudar o impacto da interação dos esforços de flexão e cisalhamento sobre os modos de colapso locais. Os valores do momento fletor e da força cortante resistentes obtidos são utilizados de duas maneiras no gráfico: plotados sem alteração no ponto P6 (par ordenado [$V_{Rd,M3}$; $M_{Rd,M3}$]) e plotados com redução no ponto P7 (par ordenado [$V_{Rd,M3}$; $\chi_M \times M_{Rd,M3}$]);

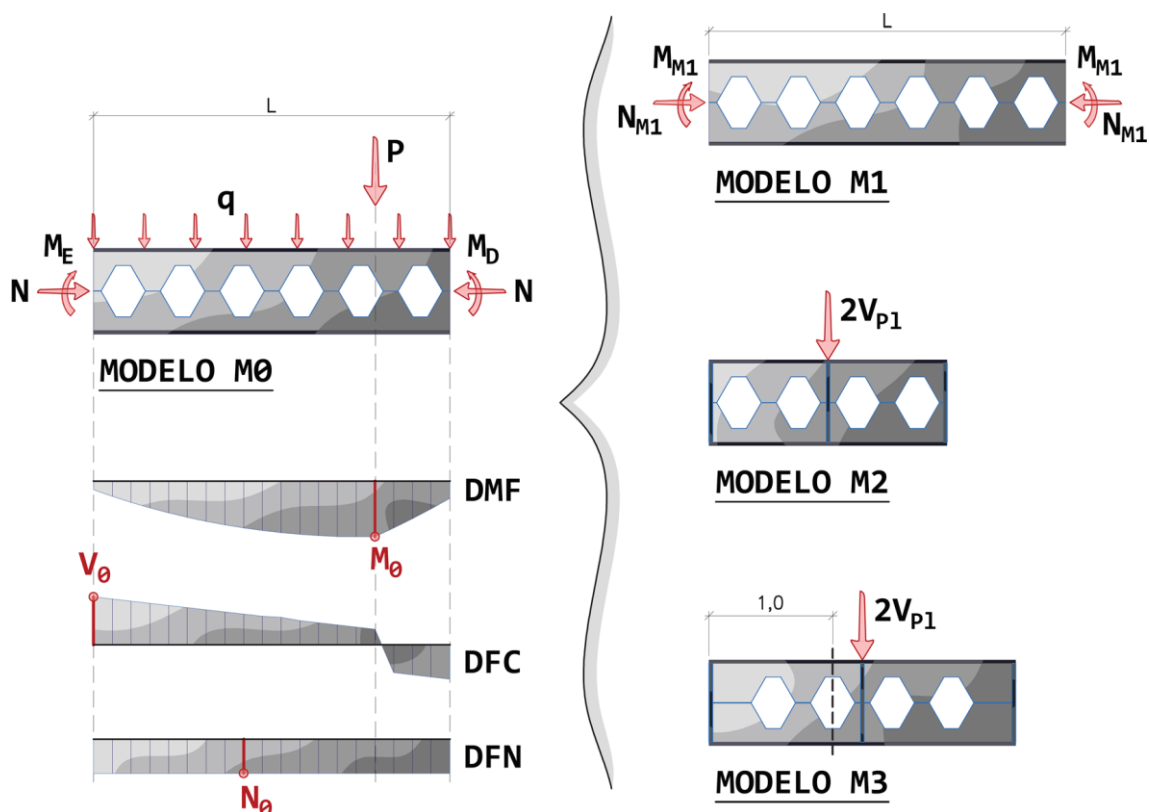


Figura 138 – Decomposição proposta do modelo de projeto (M0) nos modelos para a captura da interação de esforços e modos de colapso.

$$M_{M1} = M_{Pl} \quad (30)$$

$$N_{M1} = N_0 \cdot \left(\frac{M_{Pl}}{M_0} \right) \quad (31)$$

$$V_{Pl} = \text{mínimo} \begin{cases} V_{v,Rd} \\ V_{h,Rd} \end{cases} \quad (32)$$

Onde:

$V_{v,Rd}$: força resistente ao cisalhamento vertical nos T's (equação 16);

$V_{h,Rd}$: força resistente ao cisalhamento horizontal do montante (equação 17);

Define-se ainda um ponto P5, desconsiderando os resultados do modelo M3. Os sete pontos gerados são utilizados para traçar quatro curvas (c_1 , c_2 , c_3 e c_4) candidatas a envoltória M-V. A descrição completa das coordenadas dos pontos é apresentada na tabela 23 e os caminhos das envoltórias são apresentados na tabela 24.

Tabela 23 – Coordenadas dos pontos do gráfico de interação momento fletor-força cortante estudado.

PONTO	V	M
P1	0	M_{Pl}
P2	0	M_{M1}
P3	V_{Pl}	0
P4	V_{M2}	0
P5	V_{M2}	M_{M1}
P6	V_{M3}	M_{M3}
P7	V_{M3}	χM_{M3}
$P_{d,i}$	$V_{M0,i}$	$M_{M0,i}$

Tabela 24 – Definição das curvas de interação momento fletor-força cortante estudadas.

CURVA	PONTOS
c_1	P2, P7, P4
c_2	P2, P6, P4
c_3	P2, P5, P4
c_4	P2, P4

Os pontos $P_{d,i}$ (ponto de projeto, múltiplas posições ao longo do vão) são então plotados com base nos resultados obtidos na solução do modelo M0 (par ordenado $[V_{Rd,M0,i}; M_{Rd,M0,i}]$ no centro de cada abertura e montante). Idealmente espera-se que algum dos pontos $P_{d,i}$ localize-se precisamente sobre a linha de contorno da envoltória, indicando que a peça atingiu sua resistência máxima para aquela relação entre momento fletor e força cortante. A posição ao longo do vão da barra correspondente ao ponto $P_{d,i}$ de interseção revelaria também o local onde se dá o colapso.

A distância da origem do diagrama de interação a cada par $[V_{M0}; M_{M0}]$ é calculada ($d_{p,i}$). Calcula-se também a distância percorrida até que a reta definida por esses dois pontos intercepte cada uma das envoltórias (d_{c1} , d_{c2} , d_{c3} e d_{c4}). Determina-se então, para cada par momento-cortante do modelo M0, o coeficiente de aproveitamento (relação $d_{p,i}/d_{cX}$, análogo à razão entre solicitação e resistência) e seleciona-se o menor desses valores para cada uma das quatro curvas. A curva que melhor se adequa como envoltória de interação é aquela que apresenta os valores do coeficiente de aproveitamento mais próximos de 1,0 quando são analisados todos os modelos paramétricos.

Alguns dos resultados dos nove modelos paramétricos são apresentados na figura 139.

Todas as expectativas em relação ao diagrama de interação M-V demonstram-se frustradas pelos resultados obtidos. Os pontos de projeto espalham-se sobre o gráfico (seguindo os diagramas de força cortante e momento fletor da barra) sem apresentar qualquer correlação clara com as envoltórias propostas. Apenas nos casos mais triviais (quando o modelo M0 sofre colapso por FLT com baixo impacto da força cortante, quase igual ao ocorrido no modelo M1) é que algum dos pontos de projeto aproxima-se de maneira confiável da envoltória (figura 140).

Nos demais casos os coeficientes de aproveitamento das quatro curvas não apresentam qualquer consistência. Conclui-se, de maneira geral, que o diagrama de interação M-V proposto não possui qualquer capacidade preditiva.

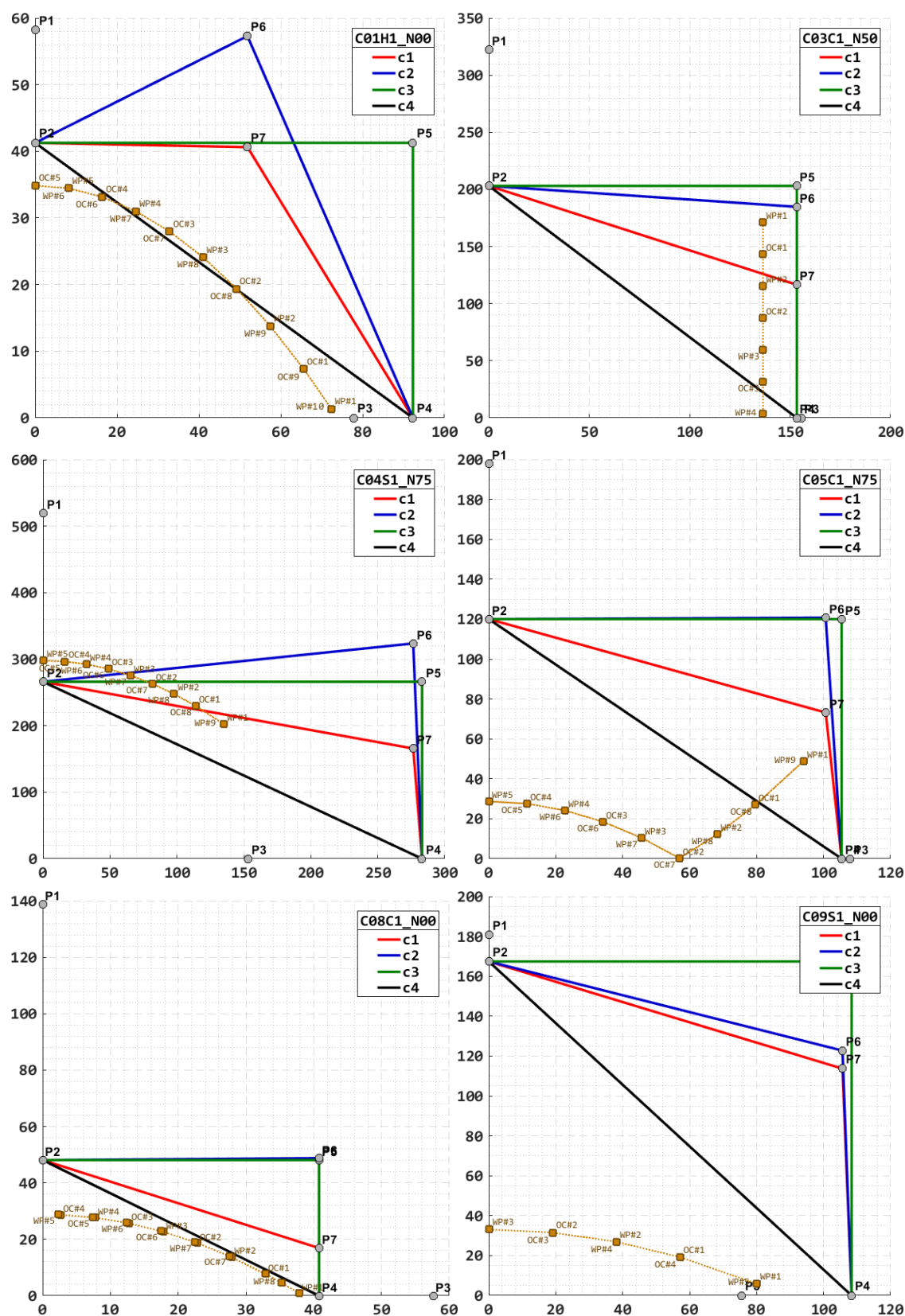


Figura 139 – Modelos de projeto (M0) sobrepostos nos gráficos com as curvas de interação momento fletor-força cortante estudadas.

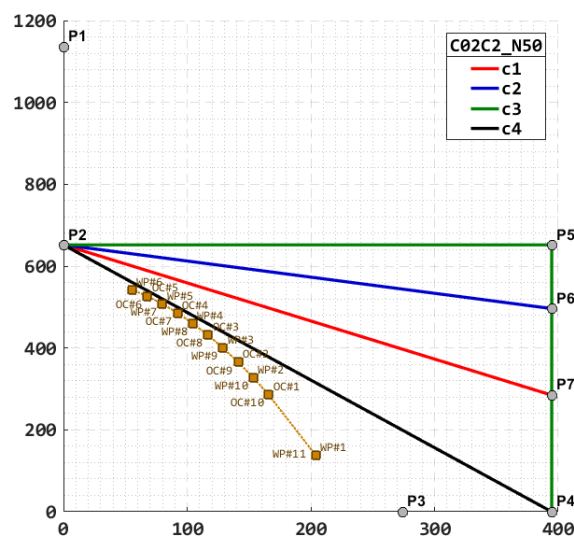


Figura 140 – Exemplo de bom ajuste da curva de projeto (M0) às envoltórias propostas (em particular c4) para caso trivial de colapso por FLT.

Na figura 141 é possível observar graficamente os coeficientes de aproveitamento ($\eta_X = d_{p,i}/d_{cX}$) mínimos em relação a cada uma das quatro envoltórias. Nota-se que, no caso do modelo C04S1_N00, cada envoltória determina como crítica uma posição distinta ao longo do vão da viga. Em relação à curva c_1 , por exemplo, a seção crítica seria aquela no centro da terceira abertura (OC#3). A análise agregada de todos os modelos solucionados não revelou consistência nos coeficientes de aproveitamento e, portanto, invalidou a abordagem.

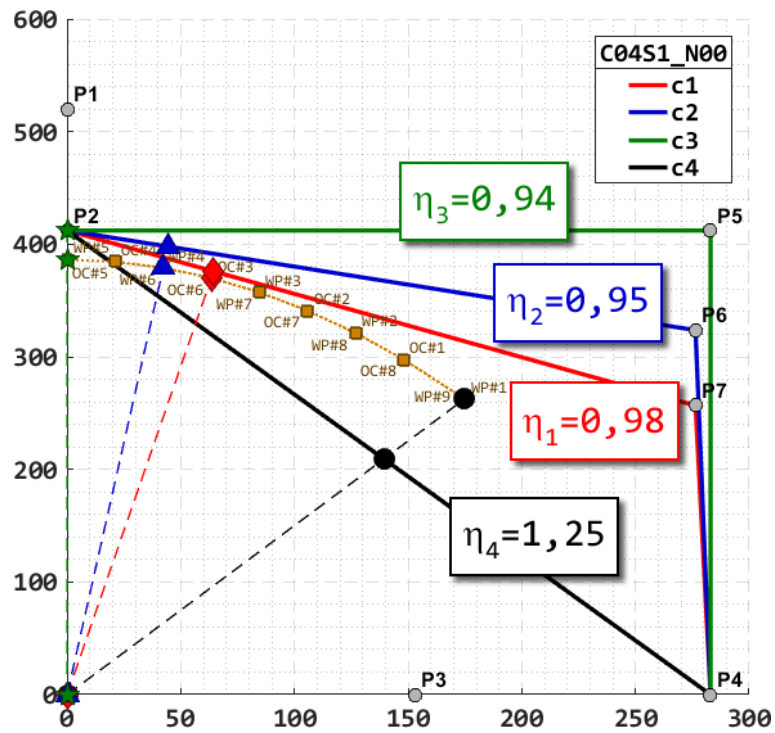


Figura 141 – Exemplo gráfico dos coeficientes de aproveitamento associados a cada uma das quatro envoltórias estudadas.

O estudo dos resultados do modelo C05C1_N75 auxilia no entendimento da complexidade do problema da interação dos modos de colapso.

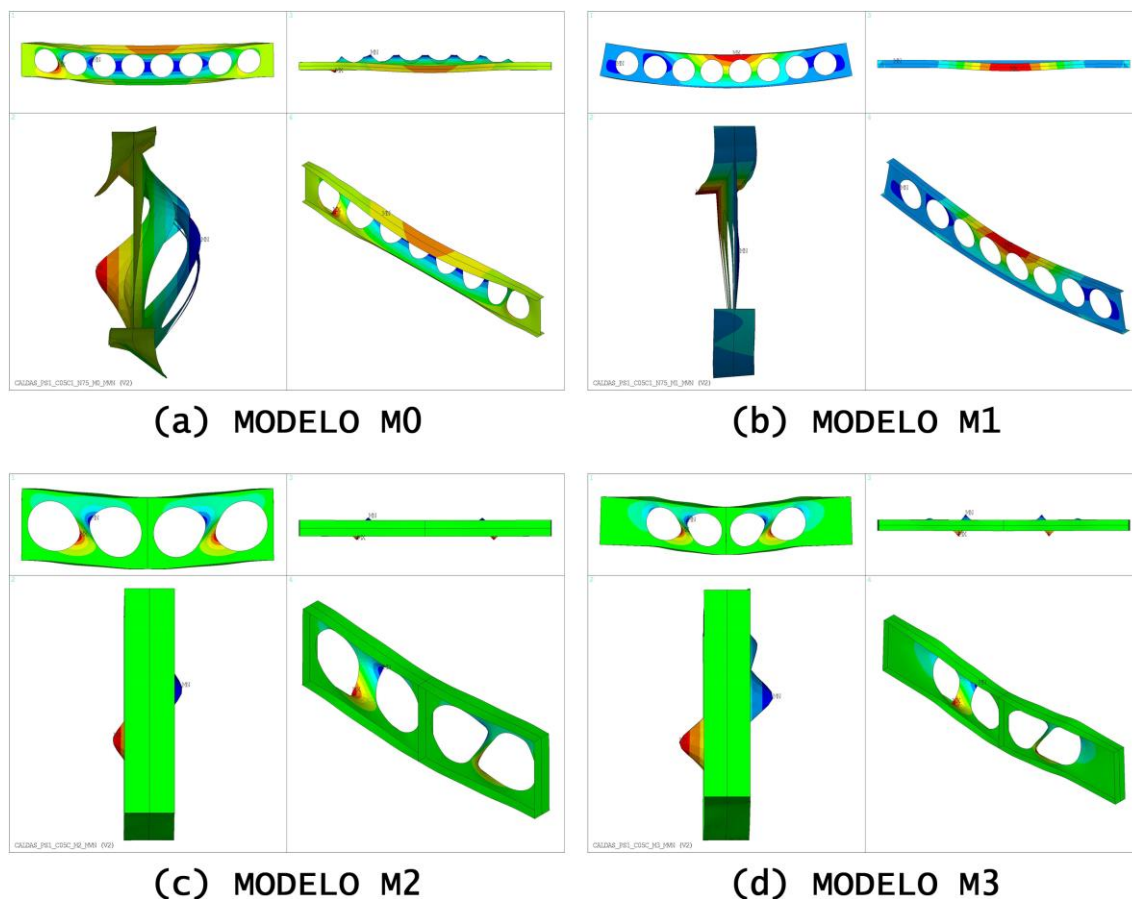


Figura 142 – Comparação do colapso do modelo de projeto (M0) com o colapso dos modelos de estudo da interação (em cores: deslocamento lateral).

Como observa-se na figura 142 a barra está simultaneamente sujeita à FTM (montantes extremos, próximos aos apoios), à flambagem com flexão do montante (montantes intermediários) e à flambagem global (deslocamento lateral da mesa superior). É possível que os dois últimos fenômenos constituam uma versão da flambagem com distorção para vigas alveolares. O modelo M1, por outro lado, no qual aplicou-se apenas o momento fletor nas extremidades e a compressão axial, sofre colapso perfeitamente descrito pela flambagem lateral com torção. Os modelos de colapso local (M2 e M3) apresentam apenas uma combinação de mecanismo de Vierendeel com flambagem com torção do montante (figura 142). Em ambos os modelos é notável a ausência da flambagem com flexão do montante, modo de colapso de grande relevância para a barra de projeto (M0). Tal modo não se manifesta em M2 ou M3 por conta da introdução do enrijecedor de alma diretamente sob o ponto de aplicação de carga. Conclui-se a partir dessa observação que os experimentos de cisalhamento realizados em vigas alveolares curtas (com exceção de alguns dos modelos de Erdal, 2011) são incapazes de capturar um modo de colapso local particularmente relevante para estruturas reais: a flambagem com flexão do montante.

Com pequenas adaptações é possível converter um ensaio projetado para capturar a FTM em um ensaio capaz de capturar a flambagem com flexão do montante. A figura 143 apresenta a deformada de uma viga curta (como a solucionada no modelo M2) com carregamento uniformemente distribuído e sem enrijecedores de alma. Com essa configuração é possível observar a ocorrência do colapso por flambagem com flexão do montante.

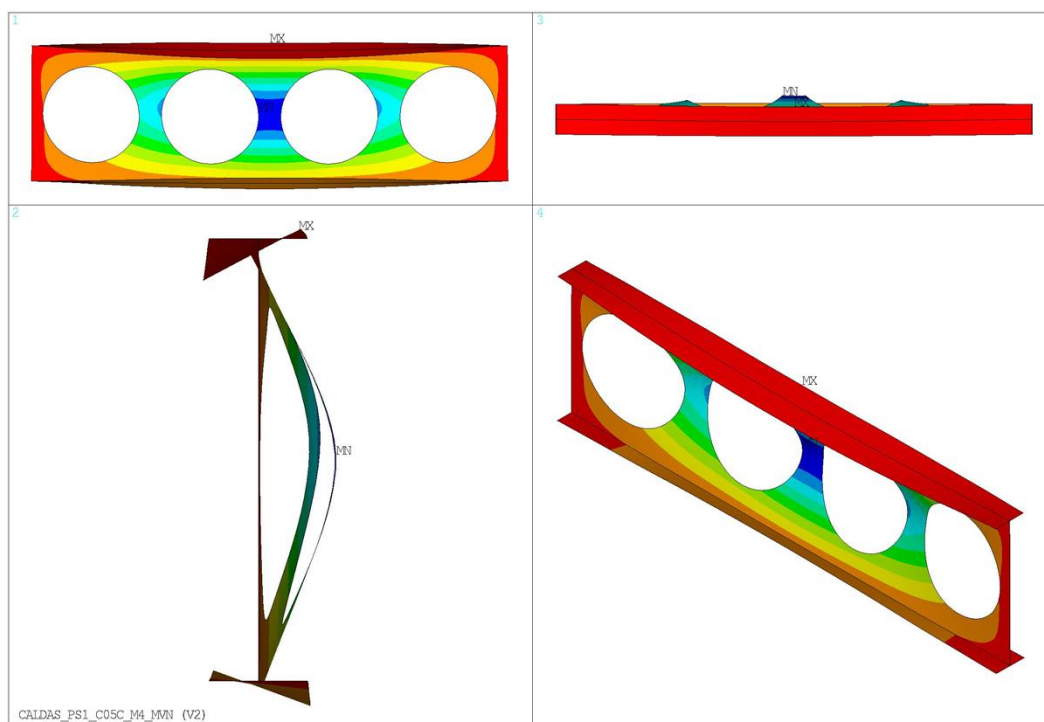


Figura 143 – Colapso de viga curta sujeita a carregamento uniformemente distribuído por flambagem com flexão do montante (em cores: deslocamento lateral).

A flambagem com flexão do montante aparenta interagir de maneira significativa com a FLT, reduzindo a resistência da peça. Esse fenômeno pode ser detectado nos diagramas M-V estudados.

O gráfico do modelo C01H1_N25 (figura 144) é típico de barras que sofreram colapso por flambagem global (combinação de FLT e flambagem com flexão em torno do eixo de menor inércia). Os pontos de projeto do modelo M0 aproximam-se da curva c_4 , que melhor prevê o colapso de barras esbeltas. O gráfico do modelo C09S1_N00, por outro lado, é característico de vigas nas quais a flambagem com flexão do montante manifestou-se, alterando o modo de colapso. Essa interação produz o efeito de afastar a curva dos pontos de projeto da curva c_4 . Na ausência da flambagem com flexão do montante a curva do modelo C09S1_N00 seria similar à curva do modelo C01H1_N25. A partir dessa comparação é possível notar quão significativa é a redução de carga provocada pela ocorrência da flambagem com flexão do montante.

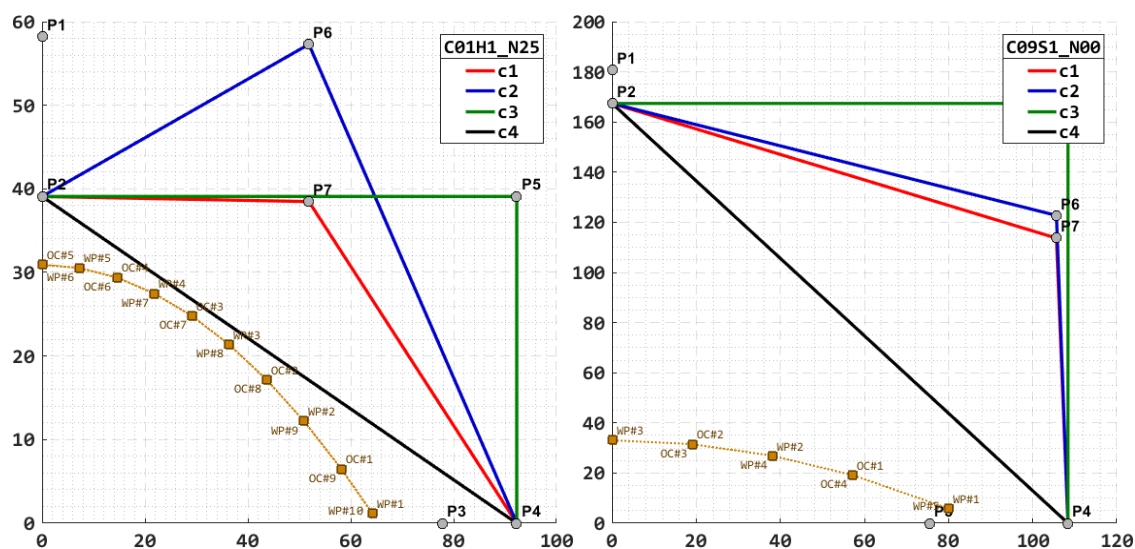


Figura 144 – Comparação entre modelo de projeto que sofre colapso por FLT (à esquerda) e modelo de projeto cujo colapso apresenta influência da flambagem com flexão do montante (à direita).

Utilizando-se o modelo C04S como base é possível entender qualitativamente a relação entre a FLT e a instabilidade do montante. Variou-se o vão da viga de forma a produzir barras com duas a treze aberturas, todas com o mesmo carregamento e as mesmas condições de contorno.

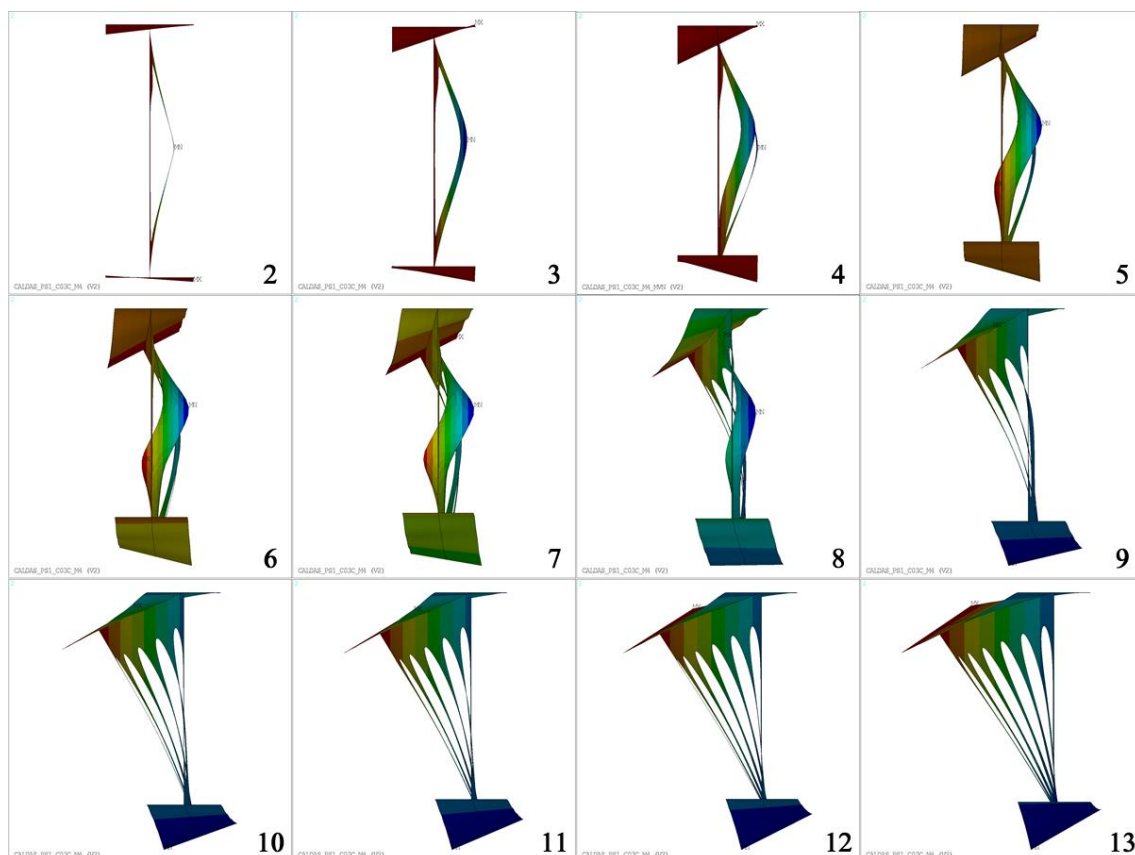


Figura 145 – Evolução da deformada de viga biapoia (sujeita a carregamento uniformemente distribuído) com o aumento do vão (e, consequentemente, do número de aberturas).

Na figura 145 são apresentadas as deformadas obtidas em cada uma das 12 análises. Nota-se como a princípio prevalece a flambagem com flexão do montante, mas, conforme aumenta o vão, começa a manifestar-se a FTM nos montantes extremos. Para vãos ainda maiores (8 aberturas ou mais) descaracteriza-se o fenômeno da flambagem com flexão do montante e a viga aparenta sofrer colapso por flambagem lateral com distorção. Para vigas com mais de dez aberturas a distorção da alma torna-se quase indetectável e o colapso assume o aspecto mais puro da FLT.

Uma proposta de interação M-V deve ser capaz de capturar essa mescla de modos globais e locais, conseguindo detectar a fronteira entre os dois grandes grupos de barras: aquele no qual domina o colapso local e aquele no qual prevalece o colapso global. O valor da força aplicada (carregamento distribuído, em kN/m) e o valor do momento fletor máximo associados a cada uma das 12 vigas são apresentados (em correlação com o vão da barra) nos gráficos da figura 146. Nota-se que justamente na viga com 8 aberturas na qual observou-se, através da análise da deformada, a mudança de comportamento, há também uma alteração na linha de tendência que correlaciona as grandezas. A equação de cada uma das linhas de tendência é apresentada no gráfico da figura 147.

Nota-se que mesmo para as barras mais curtas (com menos de 8 aberturas), nas quais o colapso é fortemente (ou até mesmo exclusivamente) influenciado pela flambagem com flexão do montante o vão da peça afeta a força resistente com uma relação quase linear. Para melhor investigar os esforços de flexão e cisalhamento é possível correlacioná-los, após convertê-los nas relações adimensionais M_{Sd}/M_{Rd} e V_{Sd}/V_{Rd} , no gráfico da figura 148. O valor de M_{Rd} foi calculado, conforme apresentado anteriormente, segundo a formulação da ABNT NBR 8800:2008. O valor de V_{Rd} , por outro lado, foi tomado como o maior valor de força cortante atingido nos 12 modelos.

Nota-se na curva da figura 148 três trechos gráficos distintos correspondendo de maneira clara a modificações na deformada. Nas três vigas mais curtas ocorre apenas a flambagem com flexão do montante, com ligeira sugestão de FTM para a viga de quatro aberturas. No domínio intermediário (4 a 8 aberturas) predomina a ocorrência simultânea da distorção da alma (flambagem com flexão do montante e FLT combinadas) e da FTM. Para as vigas mais longas (8 ou mais aberturas) o comportamento torna-se uniforme, configurando claramente a ocorrência da FLT.

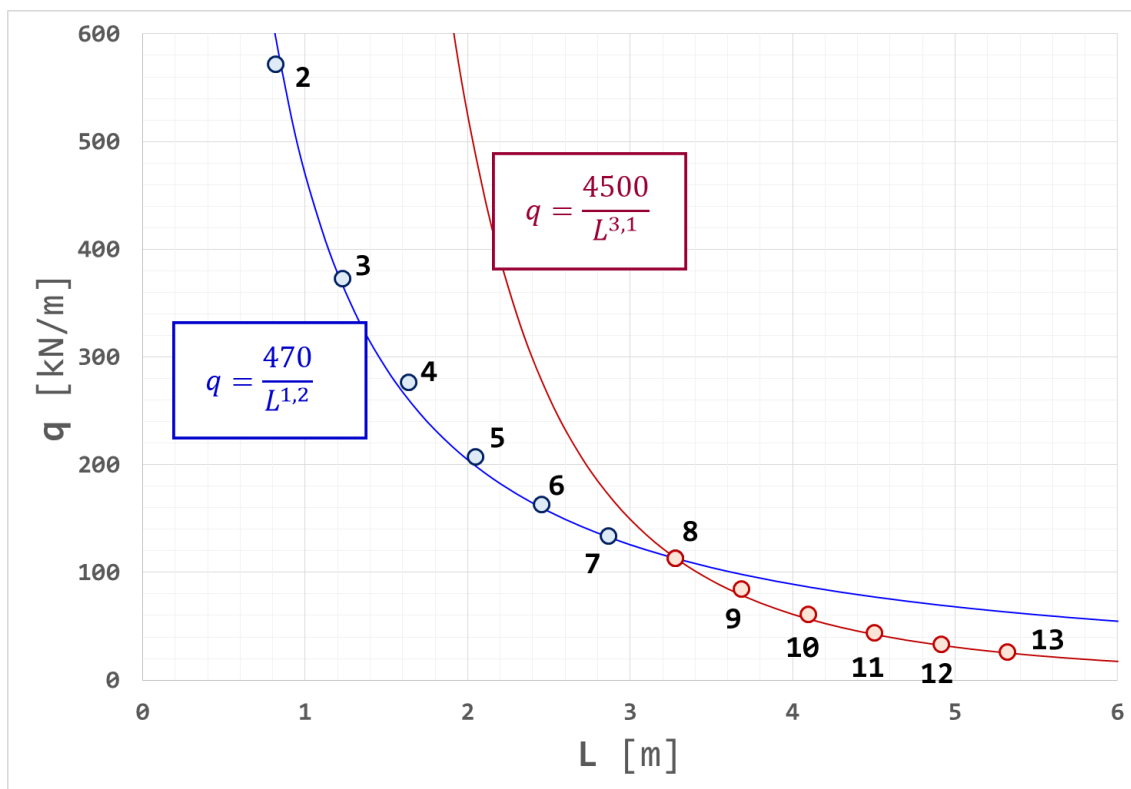


Figura 146 – Correlação entre a carga uniformemente distribuída máxima resistente (q) e o vão da barra.

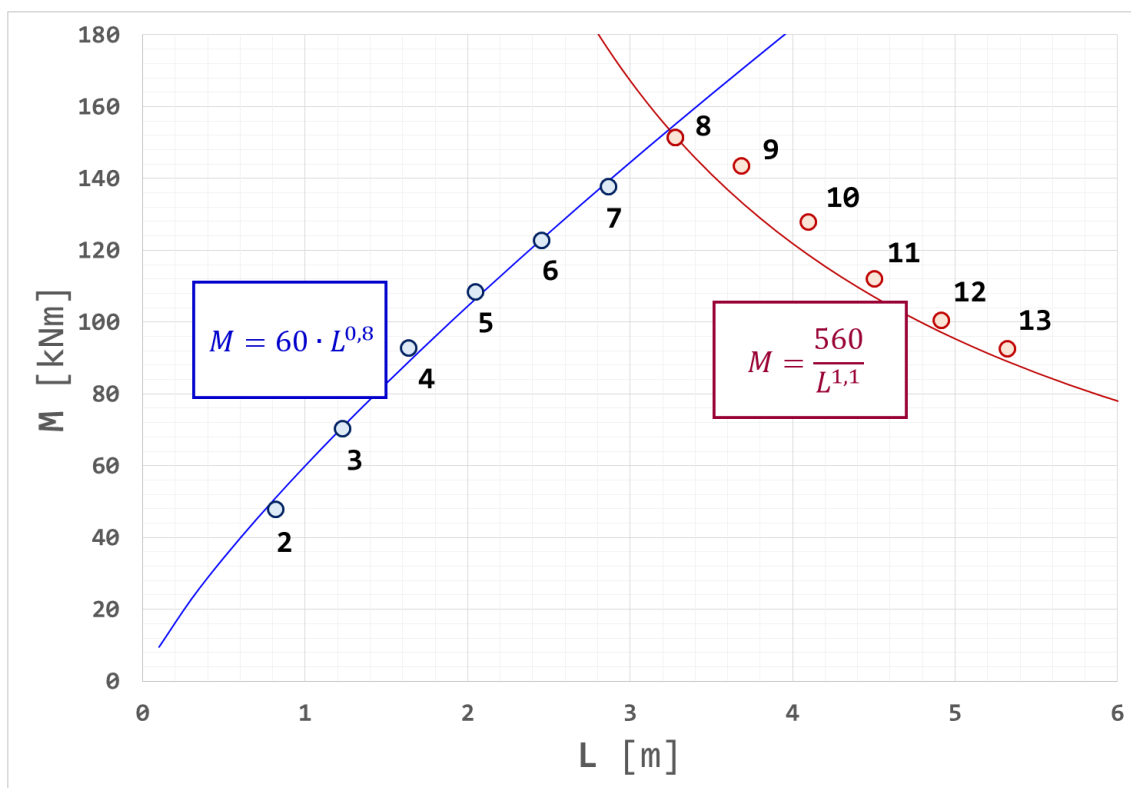


Figura 147 – Correlação entre o momento fletor solicitante (M) e o vão da barra.

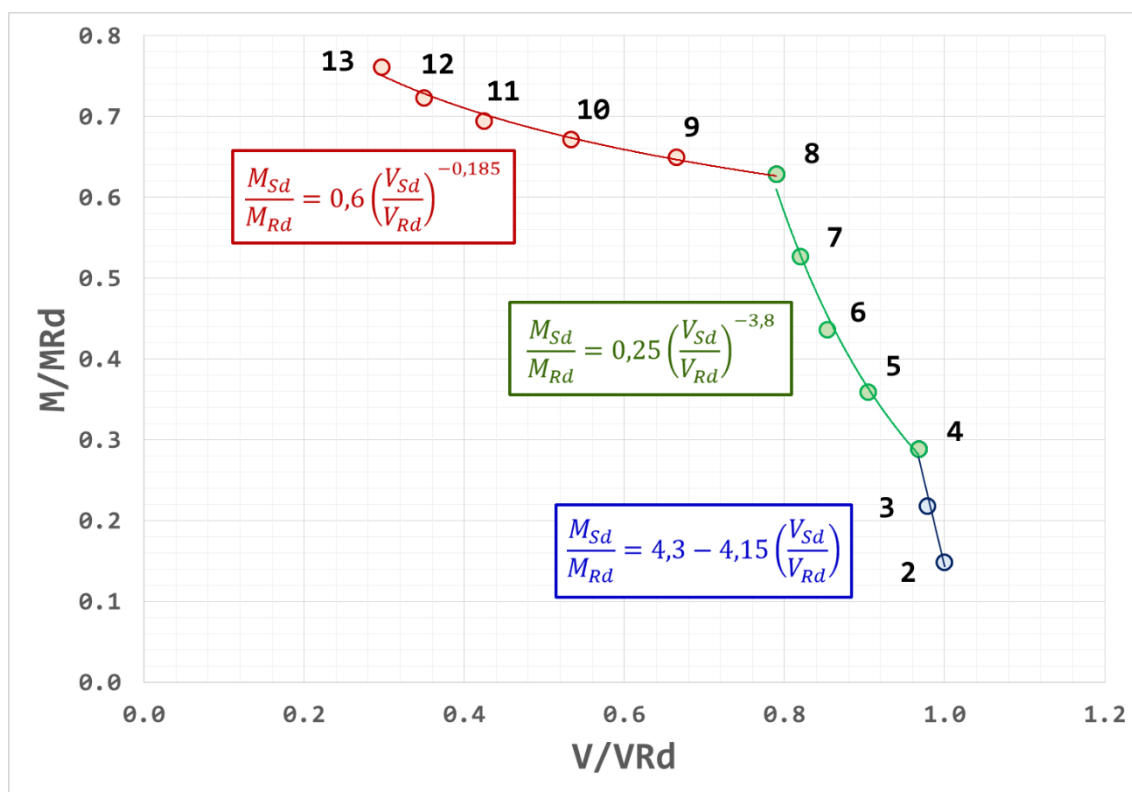


Figura 148 – Correlação entre momento fletor e força cortante (valores normalizados em função da resistência) conforme aumenta o vão da barra.

Torna-se evidente a necessidade de uma investigação aprofundada a respeito da flambagem com flexão do montante em suas duas formas características: quando ocorre em apenas um montante (carga concentrada) e quando ocorre ao longo de toda a barra (carga uniformemente distribuída). Nos modelos estudados não foi observada interação do colapso global (FLT) com o mecanismo de Vierendeel. Observou-se a ocorrência simultânea de FLT e FTM, porém os dois modos não parecem apresentar interação significativa, prevalecendo o tipo de colapso associado à menor força resistente.

11 CONCLUSÕES

Perfis alveolares são amplamente utilizados na construção civil apesar da atual falta de procedimentos de cálculo capazes de prever de maneira confiável a força resistente para todos os possíveis tipos de colapso. Buscou-se neste trabalho, através de análise numérica realizada no Ansys, ampliar a compreensão dos aspectos que afetam e governam os modos de falha de perfis celulares e castelados. Os estudos realizados abordaram os seguintes temas:

- Módulo de elasticidade;
- Tensões residuais;
- Imperfeições geométricas iniciais;
- Interação momento fletor-força normal;
- Interação momento fletor-força cortante;

Para cada um dos modelos de referência o módulo de elasticidade foi variado de 100% a 75% de seu valor original. A respeito do estudo do módulo de elasticidade conclui-se que:

- As medições experimentais revelaram grande variação dessa grandeza e foram, por vezes, consideradas pelos autores das publicações de referência como pouco confiáveis;
- A redução do módulo de elasticidade gera, com correlação linear, uma redução da rigidez inicial e um abatimento do trecho linear inicial da curva força-deslocamento;
- Apesar da alteração de E os modelos continuam a sofrer o mesmo tipo de colapso e a apresentar curva força-deslocamento com mesmo aspecto;
- A redução de E tem correlação não linear com a redução da força resistente da estrutura;
- Uma redução moderada do módulo de elasticidade pode auxiliar no ajuste de resultados numéricos a ensaios experimentais;
- Por causar efeitos regulares e previsíveis é possível adotar a redução de E para simular efeitos deletérios de fenômenos não incluídos explicitamente na análise numérica;

As únicas medições de tensões residuais em vigas alveolares encontradas na literatura foram aquelas de Sonck (2013). A respeito do estudo das distribuições de tensões residuais de Sonck (2013) conclui-se que:

- Como a própria autora admite ainda são necessários estudos complementares para determinar uma distribuição de tensões residuais com validade probabilística;
- A introdução de tensões residuais não alterou o tipo de colapso ou o aspecto das curvas força-deslocamento;

- Observou-se uma pequena redução da força resistente (inferior a 5%) nos modelos sujeitos a colapso global quando foram inseridas as tensões residuais;
- O impacto das tensões residuais sobre os resultados da análise nos modelos do ANSYS aparenta ter sido muito inferior ao impacto observado por Sonck (2013) em seus modelos numéricos;
- Por conta da baixa confiabilidade das distribuições de tensões residuais propostas e do baixo impacto que sua introdução causou sobre o modelo numérico recomenda-se por ora desconsiderá-las inteiramente ou substituir seus efeitos por uma redução de 5 a 10% no valor do módulo de elasticidade;

Estudou-se de maneira isolada e em sequência de maneira combinada diversos tipos de imperfeição geométrica inicial. A respeito do estudo das imperfeições geométricas iniciais (com as magnitudes apresentadas na tabela 14) aplicadas individualmente conclui-se que:

- Para vigas esbeltas (vão longo, sem travamentos laterais):
 - Modelos sem imperfeições iniciais falham por plastificação;
 - A flexão em torno do eixo de menor inércia é capaz de provocar a FLT, gerando boa correspondência entre resultados numéricos e experimentais;
 - A flexão da alma gera impacto sobre a estabilidade global do modelo, mas é, em certas ocasiões, insuficiente para provocar a FLT;
 - O sentido de introdução do deslocamento correspondente à flexão da alma é o oposto daquele observado na deformada quando a viga sofre o colapso por FLT;
 - O desalinhamento do montante provoca efeitos similares aos da flexão da alma, sendo entretanto ainda menos eficiente na capacidade de catalisar a instabilidade global;
 - A flambagem local da alma (primeiro modo de flambagem para a viga longa com travamento lateral contínuo nas mesas) revelou possuir um formato imprevisível, descartando-a como candidata a imperfeição inicial de um modelo genérico;
- Para vigas curtas (vão curtos ou com travamentos laterais):
 - Modelos sem imperfeições geométricas inicial sofrem, em geral, colapso por plastificação;
 - A flexão em torno do eixo de menor inércia não causa, em geral, alteração no comportamento estrutural e apenas as vigas com geometria mais sensível à instabilidade do montante apresentam colapso que não seja por plastificação pura;
 - A flexão da alma favorece o desenvolvimento de colapsos por plastificação e é capaz, em última instância, de levar à instabilidade do montante;

- O desalinhamento do montante gera, em menor escala, a propensão ao desenvolvimento da plastificação observada quando introduz-se a flexão da alma;
- O desalinhamento do montante leva, na maior parte dos casos, à ocorrência direta do colapso por instabilidade do montante;
- O modo de flambagem (formato de FTM) provoca a ocorrência inequívoca e muitas vezes precoce da instabilidade do montante, impedindo o desenvolvimento de colapsos por plastificação mesmo quando estes são observados experimentalmente;
- O modo de flambagem (formato de FTM) está associado às menores forças resistentes, em muitos casos subestimando a resistência da viga;
- O formato do modo de flambagem que caracteriza a FTM é de difícil obtenção na análise de autovalor e autovetor para vigas fora de uma faixa estreita de geometrias e condições de contorno;

Um conjunto de imperfeições geométricas iniciais proposto, composto de flexão global (maior e menor inércia), flexão da alma e desalinhamento do montante, foi comparado com o conjunto de imperfeições do Eurocode 3 (2006) e com as imperfeições clássicas da literatura (primeiro modo de flambagem), sempre adotando as magnitudes apresentadas na tabela 14. Conclui-se que:

- Em alguns casos, em particular quando a viga está sujeita à FTM, o conjunto de imperfeições do Eurocode superestima a força resistente;
- Imperfeições geométricas iniciais de grande magnitude (como as propostas pelo Eurocode) podem alterar a inclinação do trecho linear inicial da curva força-deslocamento;
- As imperfeições locais (flexão da alma e desalinhamento do montante combinadas) têm pouco impacto sobre modelos de colapso global;
- Em vigas nas quais apenas uma imperfeição inicial é suficiente para reproduzir o comportamento experimental a adição de outros tipos de imperfeição não causa impacto sobre os resultados;
- O conjunto de imperfeições iniciais proposto é capaz de simular satisfatoriamente os resultados experimentais de todos os modelos de referência no que se refere ao comportamento estrutural (modos de colapso e caminho da curva força-deslocamento);
- O conjunto de imperfeições proposto (com as magnitudes estudadas) superestima a força resistente apenas quando a barra ensaiada apresenta imperfeições iniciais de grande magnitude (superior a $d_m/50$);
- Quando comparado com as imperfeições clássicas da literatura (primeiro modo de flambagem) o conjunto de imperfeições geométricas iniciais proposto demonstra-se

superior em sua capacidade de capturar o comportamento estrutural (em particular nas barras sujeitas a plastificação antes da instabilidade do montante) e em sua capacidade de prever a força resistente;

A respeito da interação entre momento fletor e força normal de compressão conclui-se que:

- A formulação da ABNT NBR 8800:2008 para cálculo de M_{Rd} e N_{Rd} de perfis de alma cheia produz bons resultados quando aplicada a perfis alveolares (propriedades geométricas da seção alveolar calculadas no centro da abertura);
- A interação dos esforços de flexão e compressão pode ser satisfatoriamente capturada pela equação de interação apresentada (equação 26);

A respeito da interação entre momento fletor, força normal de compressão e força cortante conclui-se que:

- A decomposição proposta do modelo de projeto (M0) em três modelos (M1, M2 e M3) fracassou na captura dos esforços resistentes;
- Observou-se a ocorrência simultânea da FTM e da FLT em barras destravadas e com carga uniformemente distribuída;
- Não se observou interação entre o mecanismo de Vierendeel e os modos de colapso globais;
- Observou-se forte interação entre a FLT e a flambagem com flexão do montante, causando redução significativa da força resistente;
- A flambagem com flexão do montante pode ser dividida em dois tipos para o propósito de estudo: instabilidade de apenas um montante (sob carga concentrada) e instabilidade generalizada dos montantes;

A melhor compreensão do comportamento estrutural de perfis alveolares e da consequência da interação de esforços é fundamental para o desenvolvimento de procedimentos de cálculo capazes de gerar um dimensionamento mais econômico e seguro. Além disso o entendimento físico proporcionado pelo modelo numérico permite, ao projetista e ao pesquisador, o desenvolvimento de uma forma de raciocínio conceitual de alto nível (consistente com o comportamento da estrutura) cujo potencial criativo é capaz de levar, em última instância, à descoberta de novas formas de otimizar o uso de material em perfis alveolares.

12 REFERÊNCIAS

Abreu L. M. P.; *Determinação do Momento Fletor Resistente à Flambagem Lateral com Torção de Vigas de Aço Celulares*. Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia, 2011.

Amayreh L., Saka M. P.; *Failure Load Prediction of Castellated Beams Using Artificial Neural Networks*. Asian Journal of Civil Engineering (Building and Housing) Vol. 6, Nos. 1-2 (2005), pages 35-54.

AISC; *Specification for Structural Steel Buildings*, 2016.

ArcelorMittal; ACB and Angelina beams – A new generation of castellated beams. 2016. Web Page: <http://sections.arcelormittal.com/library/product-catalogues.html>.

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.

Bezerra E. M.; *Determinação do Momento Fletor Resistente à Flambagem Lateral com Torção de Vigas de Aço Casteladas*. Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia, 2011.

Boissonnade N., Nseir J., Lo M., Somja H.; *Design of cellular beams against lateral torsional buckling*. Structures and Buildings, Volume 167 July 2014 Issue SB7, Pages 436-444.

Boyer, J. P.; *Castellated Beams - New Developments*. AISC National Engineering Conference, Omaha, Nebraska, May 1964.

Chung K. F., Liu C. H., Ko A. C. H.; *Investigation on Vierendeel mechanism in steel beams with circular web openings*. Journal of Constructional Steel Research 57 (2001) 467-490.

Chung K. F., Liu C. H., Ko A. C. H.; *Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: an empirical design method using a generalised moment-shear interaction curve*. Journal of Constructional Steel Research 59 (2003) 1177-1200.

Cimadevila J. E., Gutiérrez E. M., Rodríguez J. A. V.; *Vigas Alveoladas*. Vol. 3, Madri: A Coruña: Biblioteca Técnica Universitária; 2000.

CTICM; *Arcelor Cellular Beams: Detailed Technical Description*, 2006.

Dougherty, B K. *Castellated Beams: A state of the art report*. South African Institute of Civil Engineers Journal, Second Quarter 1993, pp 12-20.

Durif S., Bouchaïr A., Vassart O.; *Experimental and numerical investigation on web-post specimen from cellular beams with sinusoidal openings*. Engineering Structures 59 (2014) 587-598.

Durif S., Bouchaïr A., Vassart O.; *Experimental tests and numerical modeling of cellular beams with sinusoidal openings*. Journal of Constructional Steel Research 82 (2013) 72-87.

Durif S., Bouchaïr A.; *Analytical model to predict the resistance of cellular beams with sinusoidal openings*. Journal of Constructional Steel Research 121 (2016) 80-96.

Durif S., Bouchaïr A.; *Behavior of cellular beams with sinusoidal openings*. Procedia Engineering 40 (2012) 108-113 - Steel Structures and Bridges.

Ellobody E.; *Interaction of buckling modes in castellated steel beams*. Journal of Constructional Steel Research 67 (2011) 814-825.

Ellobody E.; *Nonlinear analysis of cellular steel beams under combined buckling modes*. Thin-Walled Structures 52 (2012) 66-79.

Engesser F.; *Die Knickfestigkeit gerader Stäbe (The buckling resistance of 134 perfect columns)*. Zentralblatt der Bauverwaltung 1891; 11:483-6.

Engesser F.; *Ueber die Knickfestigkeit gerader Stäbe (On the buckling resistance of perfect columns)*. Zeitschrift des Architekten und Ingenieur Vereins in Hannover 1889;35:455-62.

El-Sawy K. M., Sweedan A. M. I., Martini M. I.; *Major-axis Elastic Buckling of Axially Loaded Castellated Steel Columns*. Thin-Walled Structures 47 (2009) 1295-1304.

ElShaer M. A.; *Structural analysis of a composite continuous girder with a single rectangular web opening*. Housing and Building National Research Center Journal (2015).

Erdal F., Saka M. P.; *Ultimate load carrying capacity of optimally designed steel cellular beams*. Journal of Constructional Steel Research 80 (2013) 355-368.

Erdal F.; *Ultimate Load Capacity of Optimally Designed Cellular Beams*. PhD Thesis - Graduate School of Natural and Applied Sciences - Middle East Technical University, 2011.

European Standard, EN 1993-1-5:2006: Eurocode 3: *Design of Steel Structures*. Part 1-5: *Plated Structural Elements*, Bruxelles, 2006.

Gandomi A. H., Tabatabaei S. M., Moradian M. H., Radfar A., Alavi A. H.; *A new prediction model for the load capacity of castellated steel beams*. Journal of Constructional Steel Research 67 (2011) 1096-1105.

Gholizadeh S., Pirmoz A., Attarnejad R.; *Assessment of load carrying capacity of castellated steel beams by neural networks*. Journal of Constructional Steel Research 67 (2011) 770-779.

Gu J., Cheng S.; *Shear effect on buckling of cellular columns subjected to axially compressed load*. Thin-Walled Structures 98 (2016) 416-420.

Hoffman R., Dinehart D., Gross S., Yost J.; *Analysis of Stress Distribution and Failure Behavior of Cellular Beams*. Proceedings of the 2006 ANSYS Conference.

Hosain M. U., Spiers W. G.; *Experiments on Castellated Steel Beams*. Supplement to the Welding Journal, August 1973.

Junus M., Herman P., Jonie T., Rudy D.; *Behavior of Castellated Beam Column Due to Cyclic Loads*. Asian Research Publishing Network Journal of Engineering and Applied Sciences, Vol. 10, No. 6, April 2015 - ISSN 1819-6608.

Kerdal D., Nethercot D. A.; *Failure Modes for Castellated Beams*. Journal of Constructional Steel Research 4 (1984) 295-315.

Lagaros N. D., Psarras L. D., Papadrakakis M., Panagiotou G.; *Optimum design of steel structures with web openings*. Engineering Structures 30 (2008) 2528-2537.

Lawson R. M., Basta A., Uzzaman A.; *Design of stainless steel sections with circular openings in shear*. Journal of Constructional Steel Research 112 (2015) 228-241.

Lawson R. M., Hicks S. J.; *Design of Composite Beams with Large Web Openings*. SCI P355, ISBN 978-1-85942-197-0, 2011.

Lawson R. M., Lim J., Hicks S. J., Simms W. I.; *Design of composite asymmetric cellular beams and beams with large web openings*. Journal of Constructional Steel Research 62 (2006) 614-629.

Lawson R. M., Saverirajan A. H. A.; *Simplified elasto-plastic analysis of composite beams and cellular beams to Eurocode 4*. Journal of Constructional Steel Research 67 (2011) 1426-1434.

Liu T. C. H., Chung K. F.; *Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: finite element investigation*. Journal of Constructional Steel Research 59 (2003) 1159-1176.

MathWorks, Inc; MATLAB R2016a, 2016.

Megharief J. D., Redwood R.; *Behaviour of Composite Castellated Beams*. Journal of Constructional Steel Research, Vol 36, Nos. 1-3, pp. 199-200. paper number 60, 1998.

Megharief J. D.; *Behavior of Composite Castellated Beams*. Master Thesis - McGill University, Montreal, Canada, 1997.

Mohebbkhah A., Showkati H.; *Bracing requirements for inelastic castellated beams*. Journal of Constructional Steel Research 61 (2005) 1373-1396.

Mohebbkhah A.; *The moment-gradient factor in lateral-torsional buckling on inelastic castellated beams*. Journal of Constructional Steel Research 60 (2004) 1481-1494.

Nadjai A., Vassart O., Ali F., Talamona D., Allam A., Hawes M.; *Performance of cellular composite floor beams at elevated temperatures*. Fire Safety Journal 42 (2007) 489-497.

Nseir J., Lo M., Sonck D., Somja H., Vassart O., Boissonnade N.; *Lateral Torsional Buckling of Cellular Steel Beams*. Proceedings of the Annual Stability Conference - Structural Stability Research Council - Grapevine, Texas, April 18-21, 2012.

Panedpojaman P., Rongram T.; *Design Equations for Vierendeel Bending of Steel Beams with Circular Web Openings*. Proceedings of the World Congress on Engineering 2014 Vol. II, WCE 2014, July 2 - 4, 2014, London, U.K..

Panedpojaman P., Sae-Long W., Chub-uppakarn T.; *Cellular beam design for resistance to inelastic lateral-torsional buckling*. Thin-Walled Structures 99 (2016) 182-194.

Panedpojaman P., Thepchatri T., Limkatanyu S.; *Novel design equations for shear strength of local web-post buckling in cellular beams*. Thin-Walled Structures 76 (2014) 92-104.

Panedpojaman P., Thepchatri T., Limkatanyu S.; *Novel simplified equations for Vierendeel design of beams with (elongated) circular openings*. Journal of Constructional Steel Research 112 (2015) 10-21.

Pourbehi P., Pirmoz A.; *Shear Response of Castellated Steel Beams*. International Journal of Steel Structures 15(2): 389-399 (2015) DOI 10.1007/s13296-015-6010-9.

Redwood R., Demirdjian S.; *Castellated Beam Web Buckling in Shear*. Journal of Structural Engineering - October 1998. 124(10): 1202-1207.

Sameer, S. F.; Coulson, J. C.; Dinehart, D. W.; *Steel Design Guide 31: Castellated and Cellular Beam Design*. AISC Steel Design Guide, USA, 2016.

Sheehan T., Dai X., Lam D., Aggelopoulos E., Lawson M., Obiala R.; *Experimental study on long spanning composite cellular beam under flexure and shear*. Journal of Constructional Steel Research 116 (2016) 40-54.

Showkati H., Ghazijahani T. G., Noori A., Zirakian T.; *Experiments on elastically braced castellated beams*. Journal of Constructional Steel Research 77 (2012) 163-172.

Silveira E. G.; *Avaliação do Comportamento de Vigas Alveolares de Aço com Ênfase nos Modos de Colapso por Plastificação*. Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Viçosa, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, 2011.

Sirmani S. S. L., Das P. K.; *Finite Element Analysis of Castellated Beams*. Computer & Structures Vol. 9, pp. 169-174, 1978.

Soltani M. R., Bouchaïr A., Mimoune M.; *Nonlinear FE analysis of the ultimate behavior of steel castellated beams*. Journal of Constructional Steel Research 70 (2012) 101-114.

Sonck D., Belis J.; *Lateral-torsional buckling resistance of cellular beams*. Journal of Constructional Steel Research 105 (2015) 119-128.

Sonck D., Belis J.; *Weak-axis flexural buckling of cellular and castellated columns*. Journal of Constructional Steel Research 124 (2016) 91-100.

Sonck D., Boissonnade N., Van Impe R.; *Instabilities of cellular members loaded in bending or compression*. Proceedings of the Annual Stability Conference - Structural Stability Research Council - Grapevine, Texas, April 18-21, 2012.

Sonck D., Van Impe R., Belis J., Vandebroek M.; *Buckling Failure of Compressed Cellular Members*. IABSE-IASS-2011, Proceedings - University of Ghent (2011).

Sonck D., Van Impe R., Belis J.; *Experimental investigation of residual stresses in steel cellular and castellated members*. Construction and Building Materials 54 (2014) 512-519.

Sonck D., Vanlaere W., Van Impe R.; *Influence of plasticity on lateral-torsional buckling behaviour of cellular beams*. Materials Research Innovations, 15:sup1, s158-s161, ISSN: 1432-8917, 2011.

Sonck D.; *Global Buckling of Castellated and Cellular Steel Beams and Columns*. PhD Thesis - Department of Structural Engineering - Ghent University, Belgium (2013).

Sweedan A. M. I.; *Elastic lateral stability of I-shaped cellular steel beams*. Journal of Constructional Steel Research 67 (2011) 151-163.

Tsavdaridis K. D., ASCE A. M., D'Mello C.; *Vierendeel Bending Study of Perforated Steel Beams with Various Novel Web Opening Shapes through Nonlinear Finite-Element Analyses*. Journal of Structural Engineering - October 2012, 138(10): 1214-1230.

Tsavdaridis K. D., D'Mello C., Hawes M.; *Experimental Study of Ultra Shallow Floor Beams with Perforated Steel Sections*. Paper presented at the Nordic Steel Construction Conference 2009 - NSCC2009, 02-09-2009, Malmö, Sweden.

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

Tsavdaridis K. D., D'Mello C.; *Web buckling study of the behaviour and strength of perforated steel beams with different novel web opening shapes*. Journal of Constructional Steel Research 67 (2011) 1605-1620.

Tsavdaridis K. D., Galiatsatos G.; *Assessment of cellular beams with transverse stiffeners and closely spaced web openings*. Thin-Walled Structures 94 (2015) 636-650.

Van Oostrom J., Sherbourne A. N.; *Plastic Analysis of Castellated Beams - II Analysis and Tests*. Computer & Structures. Vol. 2 pp. 111-140. Pergamon Press 1972.

Veríssimo, G.S., Sakiyama, E.K.H., Paes, J.L.R., Ribeiro, J.C.L., Fakury, R.H., Caldas, R.B., Vieira, W.B.; *Estudo numérico-experimental do desempenho estrutural de vigas alveolares soldadas*. Relatório do Projeto de Pesquisa TEC-APQ-02618-15. UFV, Viçosa, MG, Brasil, 2017.

Veríssimo G. S., Vieira W. B., Silveira E. G., Ribeiro J. C. L., Paes J. L. R., Bezerra E. M., Silva A. L. R. C.; *Estados limites aplicáveis às vigas alveolares de aço*. Revista da Estrutura de Aço - Volume 2, Número 2 (agosto/2013), p. 126-144 - ISSN 2238-9377.

Vieira H. C.; *Análise Numérica da Flambagem do Montante de Alma devida ao Cisalhamento em Vigas de Aço Celulares*. Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia, 2014.

Vieira W. B.; *Estudo Numérico-Experimental da Flambagem do Montante de Alma em Vigas Casteladas de Aço*. Tese (doutorado) - Universidade Federal de Viçosa, MG, 2015.

Vieira W. B.; *Simulação Numérica do Comportamento Estrutural de Vigas Casteladas de Aço com ênfase na Flambagem do Montante de Alma*. Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Viçosa, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, 2011.

Wakchaure M. R., Sagade A.V., Auti V.A.; *Parametric Study of Castellated Beam with Varying Depth of Web Opening*. International Journal of Scientific and Research Publications, Volume 2, Issue 8, August 2012 - ISSN 2250-3153.

Wang P., Guo K., Liu M., Zhang L.; *Shear buckling strengths of web-posts in a castellated steel beam with hexagonal web openings*. Journal of Constructional Steel Research 121 (2016) 173-184.

Wang P., Ma Q., Wang X.; *Investigation on Vierendeel mechanism failure of castellated steel beams with fillet corner web openings*. Engineering Structures 74 (2014) 44-51.

Wang P., Wang X., Liu M.; *Practical method for calculating the buckling temperature of the web-post in a cellular steel beam in fire*. Thin-Walled Structures 85 (2014) 441-455.

Warren J.; *Ultimate Load and Deflection Behaviour of Cellular Beams*. Master Thesis - School of Civil Engineering, Surveying and Construction - University of Natal, 2001.

Yuan W., Kim B., Li L.; *Buckling of Axially Loaded Castellated Steel Columns*. Journal of Constructional Steel Research 92 (2014) 40-45.

Zaarour W., Redwood R.; *Web Buckling in Thin Webbed Castellated Beams*. Journal of Structural Engineering, August 1996, 122(8): 860-866.

Zirakian T., Showkati H.; *Distortional buckling of castellated beams*. Journal of Constructional Steel Research 62 (2006) 863-871.

Zirakian T.; *On the application of the extrapolation techniques in elastic buckling*. Journal of Constructional Steel Research 66 (2010) 335-341.