



VALIDAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DO COLAPSO DISTORCIONAL DE COLUNAS METÁLICAS EM PERFIL FORMADO A FRIO

Gabriela Ribeiro Fernandes

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Orientador: Alexandre Landesmann

Rio de Janeiro
Junho de 2017

VALIDAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DO COLAPSO DISTORCIONAL DE
COLUNAS METÁLICAS EM PERFIL FORMADO A FRIO

Gabriela Ribeiro Fernandes

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO
LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA
(COPPE) DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE
DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE
EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL.

Examinada por:

Prof. Alexandre Landesmann, D.Sc.

Prof. Juarez Moara Santos Franco, D.Sc.

Prof. Wendell Diniz Varela, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

JUNHO DE 2017

Fernandes, Gabriela Ribeiro

Validação numérico-experimental do colapso
distorcional de colunas metálicas em perfil formado a frio
/ Gabriela Ribeiro Fernandes. – Rio de Janeiro:
UFRJ/COPPE, 2017.

XI, 110 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Alexandre Landesmann

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de
Engenharia Civil, 2017.

Referências Bibliográficas: p. 86-92.

1. Perfil Formado a Frio. 2. Falha distorcional. 3.
Método da Resistência Direta. I. Landesmann, Alexandre.
II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE,
Programa de Engenharia Civil. III. Título.

*A Deus, por permitir que as nossas vontades coincidissem.
Aos meus pais, por compartilharem dos meus sonhos e sempre me incentivarem.
Às minhas irmãs, por todos os bons momentos vividos e grande amizade.*

Agradecimentos

Ao orientador Prof. Alexandre Landesmann, por dividir conhecimentos, multiplicando-os, e contribuir para o meu crescimento profissional.

Ao Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia (COPPE/UFRJ), pela oportunidade de desenvolver esse estudo.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), pela concessão da bolsa de auxílio financeiro para fomento da pesquisa.

Aos Professores do Programa de Engenharia Civil (PEC) da COPPE/UFRJ, pelos relevantes ensinamentos transmitidos ao longo da pós-graduação.

Ao Prof. Romildo Dias Tolêdo Filho, pela permissão para utilização da Máquina de Ensaio Universal (MEU) do Laboratório de Estruturas e Materiais (LABEST) da COPPE/UFRJ, durante a realização dos testes experimentais.

Aos técnicos do LABEST, pela grande ajuda na realização dos ensaios experimentais, em especial ao: Anderson Viana, Jeancarlos Souza, Ueslei Pinheiro, Anísio Silva, Osvaldo Santiago e Alexandro Lippi.

Aos colegas do LABEST, por tornarem esta jornada mais interessante e com ótimas lembranças. Agradeço em especial ao amigo Warley Santos, por doar os perfis analisados e pelo auxílio durante a execução desse trabalho, e ao Renato Cruz, pelas informações iniciais compartilhadas a respeito da campanha experimental proposta.

Ao povo do Brasil, pela cultura de consciência crítica e otimista, sendo de fundamental importância para desenvolvimento socioeconômico desse país.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

VALIDAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DO COLAPSO DISTORCIONAL DE COLUNAS METÁLICAS EM PERFIL FORMADO A FRIO

Gabriela Ribeiro Fernandes

Junho/2017

Orientador: Alexandre Landesmann

Programa: Engenharia Civil

Este trabalho apresenta uma análise numérico-experimental de colunas de aço em perfil formado a frio (PFF) com seção U enrijecida (U_e) sob compressão axial, sujeitas ao modo de falha distorcional, com a finalidade de calibrar um modelo numérico desenvolvido por LANDESMANN & CAMOTIM (2013) e estudar aplicabilidade do Método da Resistência Direta (MRD) – este prescrito pelas normas ABNT NBR 14762:2010 e AISI S100:2016 – na estimativa da resistência última. Os modos de flambagem e as respectivas forças críticas são determinados por meio da Teoria Generalizada de Vigas, com emprego do programa de livre acesso GBTul (IST/Portugal). Os testes experimentais avaliaram dezessete colunas com extremidades fixas, variando as proporções geométricas (razão alma/mesa) com o objetivo de estudar se algumas dessas relações têm influência no comportamento de pós-flambagem distorcional. As imperfeições iniciais e as propriedades mecânicas do aço foram previamente medidas. As trajetórias de equilíbrio, as forças máximas resistentes, as configurações deformadas e o mecanismo de colapso fornecem resultados relevantes para a descrição do comportamento dessas colunas. A calibração do modelo numérico e validação dos resultados experimentais são realizadas a partir de uma análise não linear física e geométrica, por meio de um modelo numérico de elementos finitos de casca – desenvolvido com auxílio do software ANSYS. Os resultados numéricos evidenciaram o arqueamento das chapas de extremidade das colunas, alterando suas condições de apoio. A compilação dos resultados experimentais e numéricos de resistência última das colunas é usada na avaliação da curva de dimensionamento codificada pelo MRD, bem como no ajuste de uma nova equação para as condições de apoio observadas.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

NUMERICAL-EXPERIMENTAL VALIDATION OF DISTORCIONAL COLLAPSE
IN COLD-FORMED STEEL METAL COLUMNS

Gabriela Ribeiro Fernandes

June/2017

Advisor: Alexandre Landesmann

Department: Civil Engineering

This work presents a numerical-experimental investigation of cold-formed steel lipped channel columns under axial compression, subjected to distortional failure, in order to calibrate the numerical model developed by LANDESMANN & CAMOTIM (2013) and to study the applicability of the Direct Strength Method (DSM) – which is prescribed in the Brazilian standard ABNT NBR 14762:2010 and in the American standard AISI S100:2016 –in the ultimate strength estimation. The buckling modes and the correspondent ultimate strength values were obtained by means of Generalized Beam Theory, through the GBTul code (IST/Portugal). The experimental tests assessed 17 fixed-ended columns, with variable geometric proportions, aiming to study if those aspects influence the distortional post-buckling behavior. Measurements of initial imperfections and steel's mechanical properties were also taken prior to compression tests. The equilibrium paths, ultimate strength and deformed configurations (including the failure mode) provide relevant results for the description of the columns' behavior. The calibration of the numerical model and validation of the experimental results were determined through ANSYS geometrical and material SFEA (shell finite element analyses). The numerical results evidenced the arching of the columns' end plates, changing their support conditions. The compilation of the columns' ultimate strength experimental and numerical results is used in the assessment of the DSM design curves, as well as in the adjustment of a new equation for the observed support conditions.

Sumário

1 Introdução	1
1.1 Motivação	4
1.2 Objetivo	5
1.3 Metodologia	6
1.4 Estrutura da dissertação	7
2 Revisão Bibliográfica	8
2.1 Equilíbrio e estabilidade estrutural	8
2.1.1 Flambagem	10
2.1.2 Pós-flambagem, carga última e imperfeições geométricas iniciais	20
2.2 Métodos de Dimensionamento	27
2.2.1 Método da Largura Efetiva (MLE)	27
2.2.2 Método da Seção Efetiva (MSE).....	28
2.2.3 Método da Resistência Direta (MRD).....	28
3 Análise de Flambagem	36
3.1 Critério de seleção das colunas	36
3.2 Análise dos modos de flambagem via GBTul	37
3.3 Forças críticas de flambagem e curvas $P_{cr} \times L$	38
4 Análise Experimental	41
4.1 Caracterização das propriedades mecânicas do aço	41
4.2 Medição das seções transversais	43
4.3 Medição das imperfeições iniciais	46
4.4 Instrumentação das colunas para ensaio	48
4.5 Equipamento utilizado	48
4.6 Procedimento experimental	48
4.7 Análise dos resultados e discussão	51
4.7.1 Imperfeições iniciais	51
4.7.2 Configurações deformadas e mecanismo de colapso	55
4.7.3 Trajetória de equilíbrio.....	60
4.7.4 Forças máximas resistentes	61
4.7.5 Comparação com procedimentos de dimensionamento	62
5 Análise Numérica	66
5.1 Modelo Numérico	66
5.2 Validação numérica de colunas fixas.....	69
5.3 Validação numérica de colunas parcialmente fixas	72
6 Conclusões	82
6.1 Sugestões para trabalhos futuros.....	84
Referências Bibliográficas	86
Apêndice A	93

Lista de Símbolos

Letras Romanas Maiúsculas

A	Área da seção transversal do perfil U_e
E	Módulo de elasticidade
L	Comprimento medido da coluna
L_D	Comprimento de flambagem distorcional crítico nominal da coluna
N_d	Modos de deformação
P	Força axial
$P_{bl.G}$	Força axial (mínima) de bifurcação global (<i>Euler</i>)
$P_{bl.L}$	Força axial (mínima) de bifurcação local
P_e	Carga crítica de <i>Euler</i>
P_{cr}	Força axial crítica de flambagem
$P_{cr.D}$	Força axial crítica de flambagem distorcional
$P_{cr.D.nom}$	Força axial crítica nominal de flambagem distorcional para a condição de extremidade fixa
$P_{cr.D.exp}$	Força axial crítica de flambagem distorcional para as colunas testadas experimentalmente na condição de apoio fixo (via GBTul)
$P_{n.D}$	Força axial última de flambagem distorcional estimada via MRD
$P_{n.D}^*$	Força axial última de flambagem distorcional estimada via curva modificada do MRD proposta por LANDESMANN & CAMOTIM (2013) para colunas com condição de extremidade pinada-pinada e pinada-engastada
$P_{n.D}^{**}$	Força axial última de flambagem distorcional estimada via curva modificada do MRD proposta por LANDESMANN & CAMOTIM (2013) para colunas com condição de extremidade engastada-livre
$P_{n.D}^{***}$	Força axial última de flambagem distorcional estimada via curva modificada do MRD proposta por KUMAR & KALYANARAMAN (2014)
$P_{n.D}^{****}$	Força axial última de flambagem distorcional estimada via curva modificada do MRD proposta por LANDESMANN & CAMOTIM (2017)

$P_{n.D.a}$	Força axial última de flambagem distorcional estimada via curva modificada do MRD, com base em um ajuste de uma nova equação para as condições de apoio observadas durante essa pesquisa
P_u	Força axial última
$P_{u.exp}$	Força axial última experimental
$P_{u.num.f}$	Força axial última numérica para condição de extremidade fixa
$P_{u.num.k}$	Força axial última numérica com inserção das molas de torção
P_y	Força de escoamento
U	Seção U
U_e	Seção U enrijecido

Letras Romanas Minúsculas

b_f	Largura da mesa da seção transversal do perfil U_e
b_l	Largura do enrijecedor de borda da seção transversal do perfil U_e
b_w	Largura da alma da seção transversal do perfil U_e
k	Rigidez da mola de torção
f_u	Tensão de ruptura do aço
f_y	Tensão de escoamento do aço
n	Número de paredes (GBTul)
m	Número de nós existentes (GBTul)
p^5	Participação modal distorcional nas colunas selecionadas
p^7	Participação modal local nas colunas selecionadas
p^9	Participação modal local nas colunas selecionadas
q	Valor do deslocamento transversal a meia altura da coluna
r_i	Raio de dobra interna do perfil
t	Espessura da chapa da seção transversal do perfil U_e

Letras Gregas

$\bar{\lambda}_D$	Relação de esbeltez relativa à flambagem distorcional
λ_l	Parâmetro de carga
ε	Parâmetro de imperfeição
σ_{cr}	Tensão crítica à compressão

δ_0	Imperfeição inicial
δ_{12}^D	Deslocamento na mesa capturado pelos transdutores de deslocamento (1 e 2)
δ_{76}^D	Deslocamento na mesa capturado pelos transdutores de deslocamento (6 e 7)
δ_w^L	Deformações na alma capturada pelos transdutores de deslocamento (3, 4 e 5)
ν	Coefficiente de Poisson
Δ	Encurtamento axial

Abreviaturas

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
CSA	<i>Canadian Standards Institute</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
COPPE	Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia da Universidade Federal do Rio de Janeiro
LABEST	Laboratório de Estruturas e Materiais Professor Lobo Carneiro - UFRJ
GBT	<i>Generalized Beam Theory</i>
MEU	Máquina de Ensaio Universal
MEF	Método dos Elementos Finitos
MRD	Método da Resistência Direta
NBR	Norma Brasileira
PPF	Perfis de aço Formados a Frio
PLQ	Perfis de aço Laminados a Quente
TD	Transdutor de Deslocamento
TIG	<i>Tungstein Inert Gas</i>

1 Introdução

Segundo YU & LABOUBE [1], a utilização de PFF na construção teve início em 1850, nos Estados Unidos e na Inglaterra. Até a década de 1930, a aceitação e o avanço desse sistema construtivo enfrentaram dificuldades em decorrência da ausência de informações sobre o comportamento estrutural e o desempenho desses elementos, que diferem em vários aspectos dos laminados a quente e dos “perfis pesados”. Como resultado, as especificações existentes não poderiam ser empregadas. Em 1939, a necessidade de normas técnicas específicas culminou em um projeto de pesquisa com o objetivo de estudar o desempenho desses sistemas estruturais, sob o comando do Professor George Winter, da Universidade de Cornell, e com patrocínio da AISI Committee on Bulding Research and Technology.

Em 1960, as primeiras empresas brasileiras adquiriram o equipamento necessário para a dobra a frio do aço de alta resistência (ver Figura 1.1(a)), iniciando a fabricação dos PFF (ver Figura 1.1(b)). Os dois processos industriais utilizados para produção desses perfis são (ver Figura 1.2 (a)-(b)): (i) perfilação (ou contínuo), caracterizada pela produção em série a partir do deslocamento longitudinal de uma chapa fina de aço sobre os roletes de uma linha de perfilagem, e (ii) conformação (ou descontínuo), na qual o formato do perfil é definido com auxílio de uma prensa. Ambos apresentam vantagens: (i) a prensa dobradeira exibe alta flexibilidade para produzir diferentes tipologias de perfis, bem como baixo custo do equipamento e operação, e a (ii) dobragem por perfiladeira é um processo mais industrializado, envolvendo mão de obra reduzida. As principais seções utilizadas de PFF obtidas a partir do processo de conformação (mais usual) são apresentadas na Figura 1.3.

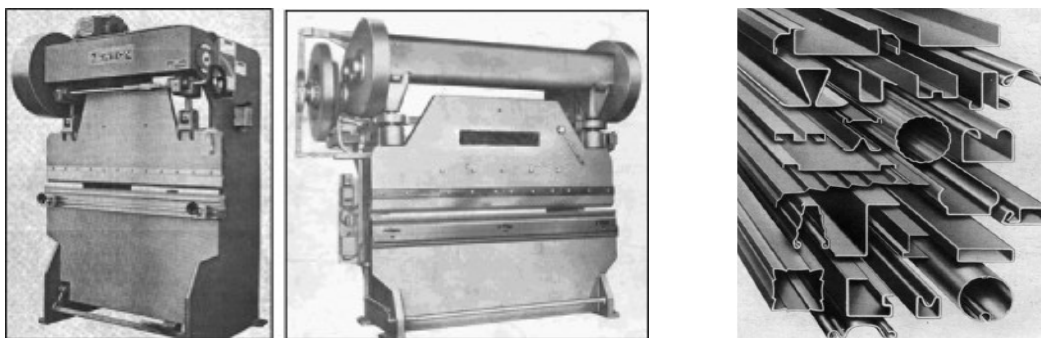
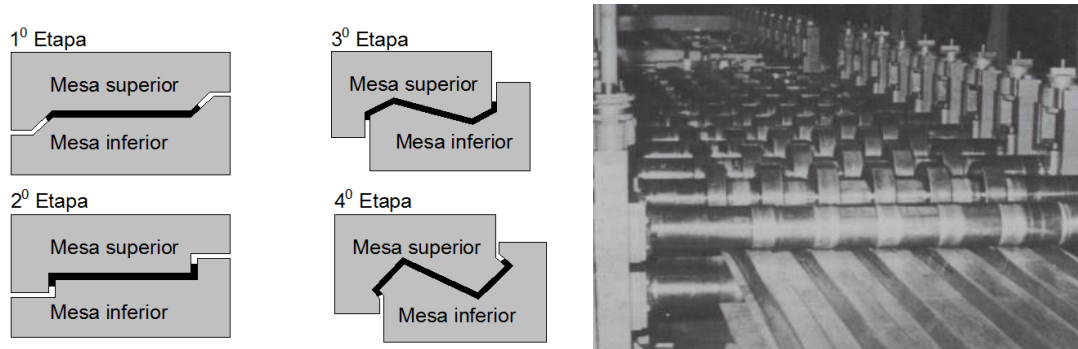
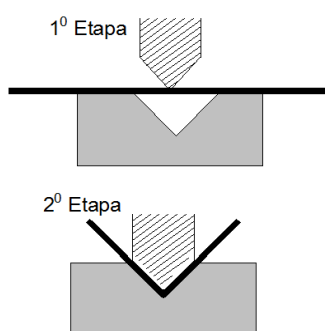


Figura 1.1 – PFF: (a) Dobradeiras Newton [2] e (b) diferentes tipologias de PFF [1].



(a)



(b)

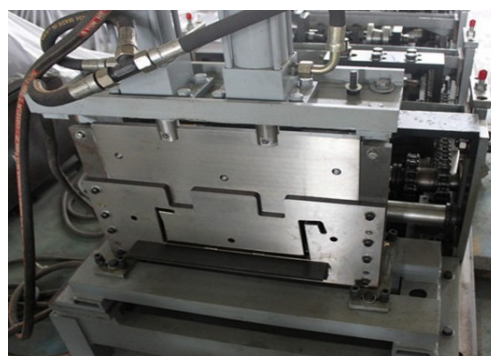


Figura 1.2 - Processo de fabricação dos PFFs: (a) máquina de perfilação e (b) prensa dobradeira, e as respectivas representações esquemáticas dos processos de fabricação ([3];[4] –adaptada).

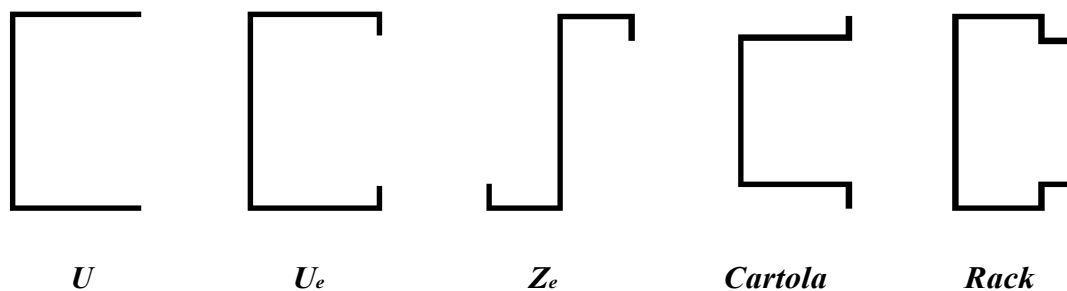


Figura 1.3 – Exemplos de seções transversais de PFF fabricadas pelo processo de conformação.

Os “perfis leves”, como são comumente conhecidos, são constituídos por elementos de aço que trabalham em conjunto com o objetivo de suportar aos esforços solicitantes. As vantagens do seu uso na construção civil (ver Figura 1.4 (a)-(d)) são inúmeras, podendo-se destacar: (i) alta relação resistência-peso; (ii) flexibilidade na fabricação, devido a facilidade de utilização de formas geométricas diversificadas; (iii) rapidez de execução de obra, visto a simplicidade na instalação desses elementos e (iv) economia de transporte e manuseio.



(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 1.4 - Exemplos da utilização de PFF na construção civil: (a) pequenas edificações [5], (b) cobertura do Hangar do Aeroporto de Amarais, Campinas-SP [6], (c) escada do edifício multifuncional do Centro Brasileiro Britânico [7] e (d) sistema de armazenamento industrial – porta-pallets [8].

O avanço na utilização dos PFF como sistema construtivo foi notável no Brasil. No entanto, anteriormente a década de 1990, os projetistas adotavam as normas internacionais publicadas pela American Iron and Steel Institute (AISI) e pela a Canadian Standards Institute (CSA), devido à ausência de especificações técnicas para dimensionamento dessas estruturas que atendessem aos padrões do mercado brasileiro. Nesse contexto, a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT) não tardou em perceber essa demanda e elaborou a ABNT NBR 14762:2001 [9] sobre o dimensionamento dos sistemas construtivos com PFF, substituída mais tarde pela ABNT NBR 14762:2010 [10]. Ainda com intuito de aprimorar a padronização dos PFF, a ABNT NBR 6355:1980 [11] passou por duas revisões: a (i) primeira em 2003, sendo a

ABNT NBR 6355:2003 [12] e a (ii) segunda em 2012, na qual deu origem a ABNT NBR 6355:2012 [13], em vigor até os dias atuais.

Nesse sentido, as pesquisas relacionadas à resistência última e às diversas possibilidades de aplicação desses perfis cresceram de forma significativa. Como resultado, foram descobertos comportamentos característicos aos PFF, como o modo de falha distorcional (raro em PLQ). Este tipo de fenômeno de instabilidade rege o comportamento e a resistência de elementos em PFF com enrijecedores de borda e índice de esbeltez intermediário. SCHAFFER & PEKÖZ [14] desenvolveram um método para estimativa de resistência última em estruturas sujeitas ao modo de falha distorcional – Método da Resistência Direta (*e.g.* [15]). Em decorrência da simplicidade do método, as normas americana [16], australiana/neozelandesa [17] e brasileira [10] incorporaram esse procedimento.

Porém, alguns pesquisadores identificaram limitações na utilização do MRD, tendo em vista as diferentes condições a que estas colunas estavam submetidas quando comparadas com as condições utilizadas na calibração do método. LANDESMANN & CAMOTIM [18] relataram resultados da análise numérica sobre a influência da geometria da seção transversal e das condições de apoio no comportamento de pós-flambagem de colunas com falha no modo de flambagem distorcional. Para um projeto de estruturas em PFF seguro e economicamente viável, a calibração desse método para as mais diversas proporções geométricas (razão alma/mesa) e condições de apoio se faz necessária, sendo a investigação experimental de tais parâmetros de suma importância.

1.1 Motivação

Apesar de ser observado nos últimos anos um crescimento rápido e constante do número de pesquisas relacionadas ao comportamento de PFF, apenas uma pequena parcela destes trabalhos está associada à ocorrência do modo de falha distorcional. As expressões normativas baseadas no MRD (*e.g.*[15]) e compiladas no Anexo C da ABNT NBR 14762:2010 [10] detêm limitações no que tange as condições de apoio.

Neste sentido, em uma recente investigação numérica envolvendo 648 colunas, desenvolvida com auxílio do software ANSYS [19], LANDESMANN & CAMOTIM [18] analisaram a (i) influência da geometria da seção transversal, da esbeltez e das

condições de apoio no comportamento de pós-flambagem de PFF e do (ii) MRD (e.g.[15]) para previsão do colapso em colunas selecionadas para assegurar, tanto quanto possível, modo de falha “puramente” distorcional. As colunas analisadas apresentavam apoios: engastado (*fixed*), apoiado-engastado (*pinned-fixed*), apoiado (*pinned*) e engastado-livre (*fixed-free*). Durante o estudo paramétrico, os autores constataram ser eficiente (isto é, capaz de prever com segurança e precisão) a estimativa de resistência última realizada pelo MRD (e.g.[15]) somente para a condição de apoio engastado (*fixed*).

Desta forma, acredita-se que o desenvolvimento de uma pesquisa direcionada para analisar experimentalmente o comportamento de elementos comprimidos de aço em PFF sujeitos ao modo de falha distorcional é relevante na calibração do modelo numérico desenvolvido por LANDESMANN & CAMOTIM [18], visto que essas estruturas exibem uma elevada sensibilidade as imperfeições geométricas oriundas do processo de fabricação. Como consequência dessas análises, esse estudo irá possibilitar uma melhor compreensão do mecanismo de colapso dos PFF submetidos à compressão centrada, por meio da alteração/melhoramento do atual método adotado pela ABNT NBR 14762:2010 [10] e pela AISI S100:2016 [16] como procedimento para estimativa de resistência última nesses perfis.

1.2 Objetivo

Diante do exposto, este trabalho tem por objetivo analisar experimentalmente o modo de falha distorcional e a resistência última de colunas, dimensionadas com base nas curvas de resistência propostas por LANDESMANN & CAMOTIM [18], com a finalidade de calibrar um modelo numérico desenvolvido nesse estudo. Os objetivos secundários traçados são:

- (i) Desenvolver a análise de flambagem elástica utilizando o programa GBTul [20] baseado na Teoria das Vigas Generalizadas, com intuito de permitir a seleção das seções a serem consideradas neste trabalho;
- (ii) Investigar a influência de parâmetros variados (seção transversal e índice de esbeltez) no comportamento estrutural dessas colunas, selecionadas para assegurar, tanto quanto possível, modo de falha “puramente” distorcional;

- (iii) Verificar se as recomendações normativas (ABNT NBR 14762:2010 [10] e AISI S100:2016 [16]) estimam adequadamente (com segurança e precisão) a resistência das colunas, além de comparar com as curvas propostas por LANDESMANN & CAMOTIM [18].

1.3 Metodologia

Para que os objetivos acima propostos sejam atingidos, faz-se necessária uma etapa preliminar de seleção das dimensões da seção transversal e dos comprimentos das colunas, definidos assegurando falha “puramente” distorcional. O processo envolverá análises de flambagem pelo método da “tentativa e erro”, utilizando o código computacional (GBTul) [20]. Posteriormente, procedem-se os testes experimentais das colunas sob a condição de extremidade fixa, isto é, com restrição dos deslocamentos nos eixos de maior e menor inércia (x e y), das rotações locais e globais, da torção e do empenamento. Os resultados experimentais permitirão descrever o comportamento estrutural desses perfis, por meio das: (i) configurações deformadas e dos mecanismos de colapso, (ii) das trajetórias de equilíbrio e (iii) das forças máximas resistentes. Os valores de resistência última obtidos nos testes serão comparados aos previamente estimados: (i) pela atual curva de dimensionamento do método e pela (ii) a alteração proposta na curva por LANDESMANN & CAMONTIM [18] para a condição de extremidade fixa por pinos (pinada).

A partir da avaliação desses resultados, uma análise não linear física e geométrica, através de um modelo numérico de elementos finitos de casca – desenvolvido com auxílio do software ANSYS [19] – investiga os resultados experimentais e calibra o modelo, adotando as imperfeições geométricas iniciais oriundas da fabricação desses perfis e medidas anteriormente aos testes experimentais. O modelo é validado e uma nova comparação com (i) recomendações normativas (ABNT NBR 14762:2010 [10] e AISI S100:2016 [16]) e com a (ii) alteração na curva por LANDESMANN & CAMONTIM [18] é realizada. A compilação dos resultados experimentais e numéricos de resistência última das colunas é usada na avaliação da curva de dimensionamento codificada pelo MRD.

1.4 Estrutura da dissertação

A dissertação é composta por seis capítulos. No Capítulo 1 foi descrita uma introdução geral sobre PFF (breve histórico, normas existentes e exemplos de aplicações dos PFFs na construção civil). Adicionalmente foram expostos: (i) a definição do problema (motivação), (ii) os objetivos deste trabalho e a (iii) metodologia a ser utilizada nesta análise.

No Capítulo 2 será apresentada a revisão bibliográfica dos trabalhos encontrados durante o estudo desse tema. Este descreve (i) conceitos de equilíbrio e a estabilidade estrutural, (ii) modos de flambagem e os principais trabalhos anteriores relativos à flambagem distorcional, (iii) a influência das imperfeições geométrica no comportamento de pós-flambagem e resistência última e (iv) métodos e padrões de dimensionamento vigentes para estimativa de resistência última em PFF, com destaque para o MRD.

No Capítulo 3 serão abordados os critérios utilizados para selecionar as colunas testadas experimentalmente, de forma que essas possuam (i) flambagem distorcional pura e (ii) cargas críticas local e global significativamente maiores que a distorcional. Apresentam-se as principais características geométricas dos perfis, seus modos de flambagem (global, local e distorcional) com suas respectivas forças críticas, obtidas via GBTul [20].

No Capítulo 4 será descrita a campanha experimental utilizada para alcançar os objetivos propostos. Serão demonstrados: (i) a determinação das imperfeições iniciais, (ii) a instrumentação das colunas para os ensaios e (iii) todo o processo para a obtenção e realização dos ensaios experimentais.

No Capítulo 5 será apresentada a calibração do modelo numérico de elementos finitos de casca – desenvolvido com auxílio do software ANSYS [19]. Serão contemplados: (i) as principais considerações acerca do modelo numérico analisado e (ii) as condições de contorno e carregamento utilizada na validação numérica do modelo.

O Capítulo 6 será destinado para as considerações finais desse estudo e para as sugestões para trabalhos futuros.

Os resultados obtidos na análise experimental estão descritos no Apêndice A.

2 Revisão Bibliográfica

Este capítulo aborda conceitos de estabilidade e equilíbrio, com destaque para os modos de flambagem e para os principais trabalhos anteriores relativos à flambagem distorcional, e considerações a respeito da influência das imperfeições geométrica no comportamento de pós-flambagem e resistência última. Os métodos e padrões de dimensionamento vigentes são abordados ao final do capítulo, com ênfase para o MRD.

2.1 Equilíbrio e estabilidade estrutural

Segundo REIS & CAMOTIM [21], em uma análise estrutural, o entendimento do termo “estabilidade” aparece associado ao conceito de “equilíbrio”, sendo utilizado para avaliar as “configurações de equilíbrio”. Considerando-se uma estrutura sob a ação de forças externas que induzem a uma condição de equilíbrio específica, a estabilidade deste conjunto é avaliada por meio do comportamento estrutural apresentado após uma ligeira perturbação gerada pela aplicação de uma carga externa. Desta forma, o equilíbrio poderá ser avaliado como “estável” ou “instável”, com base na sua configuração final (isto é, se a estrutura retorna ou não à sua configuração inicial) após o término de uma perturbação.

Para compreensão do conceito de estabilidade em colunas, o clássico problema da coluna de *Euler* é utilizado, adotando as seguintes premissas: (i) coluna elástica com comprimento (L), (ii) simplesmente apoiada e (iii) submetida a uma carga axial P . A Figura 2.1(a) exibe três configurações de equilíbrio (A, B e C), exemplificada pelas trajetórias de equilíbrio (onde q é o valor do deslocamento transversal a meia altura da coluna) apresentadas na Figura 2.1 (b). As regiões em que $q = 0$ e $q \neq 0$ são denominadas como “trajetória fundamental” e “trajetória de pós-flambagem”, respectivamente. O ponto de interseção das duas trajetórias é designado como “ponto de bifurcação” e corresponde a um “estado de equilíbrio crítico” da coluna, definido por uma *carga crítica* que marca a transição de um equilíbrio estável para instável. A *carga crítica de Euler* (P_e), ou carga de flambagem, representa a menor carga que faz com que ocorra uma mudança no estado de equilíbrio da coluna idealizada [22]. O valor

correspondente a essa carga definido pela Eq.(2.1), onde EI representa a rigidez à flexão da seção transversal da coluna, está associado ao modo de instabilidade obtido por meio da Eq. (2.2).

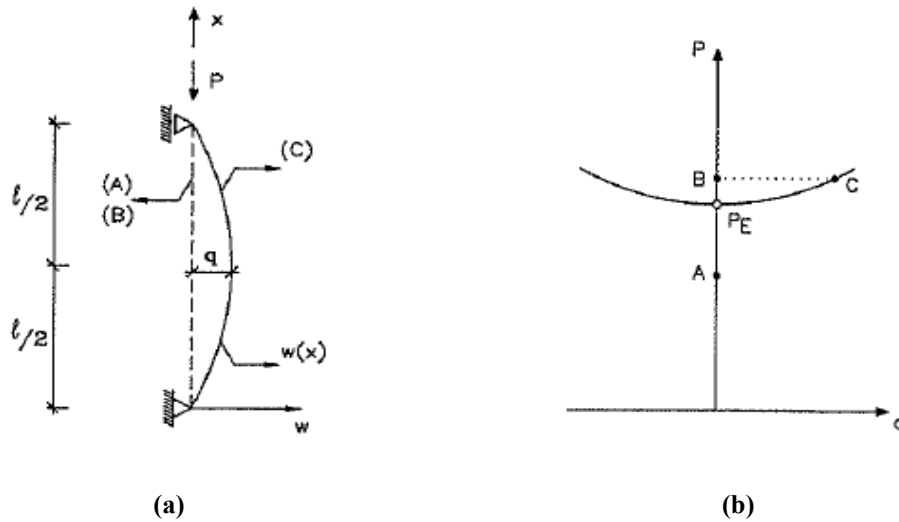


Figura 2.1 - Coluna de Euler e configurações de equilíbrio: (a) geometria e carga aplicada e (b) trajetória de equilíbrio [21].

$$P_e = \frac{\pi^2 EI}{L^2} \quad (2.1)$$

$$w(x) = q \cdot \text{sen} \frac{\pi x}{L} \quad (2.2)$$

As configurações de equilíbrio (A, B e C) são analisadas em detalhes na Figura 2.2. No ponto A ($P < P_e$ e $q = 0$, Figura 2.2(a)), após uma ligeira perturbação, a coluna retorna a sua configuração inicial, caracterizando um equilíbrio “estável”. No ponto B ($P > P_e$ e $q = 0$, Figura 2.2(b)), observa-se que a coluna “se afasta” da sua configuração inicial, o que significa que seu equilíbrio é “instável”. No último caso, a perturbação “conduz” a coluna para a configuração de equilíbrio “C”. Se, posteriormente, for aplicada uma ligeira perturbação nessa estrutura, em C ($P > P_e$ e $q \neq 0$, Figura 2.2(c)), verifica-se que o equilíbrio é “estável”.

YU [23] afirma que a ocorrência dos chamados modos de instabilidade local, distorcional (em perfis com enrijecedores de borda) e global nos PFF (descritos em

detalhes na seção 2.1.1) dependem, dentre outros fatores, das características geométricas do perfil, como: (i) forma da seção transversal (razão alma/mesa), (ii) esbeltez global da barra e (iii) esbeltez local dos elementos que compõe a seção transversal. Além desses, na última referência destaca-se também: (iv) grande influência das imperfeições geométricas iniciais, (v) das propriedades do material, (vi) das excentricidades de carregamento e (vii) das condições de vinculação da coluna. Na seção 2.1.1, é apresentada uma breve revisão teórica sobre os modos de instabilidade, com ênfase para a flambagem distorcional, aos quais estão sujeitos os PFF sob compressão.

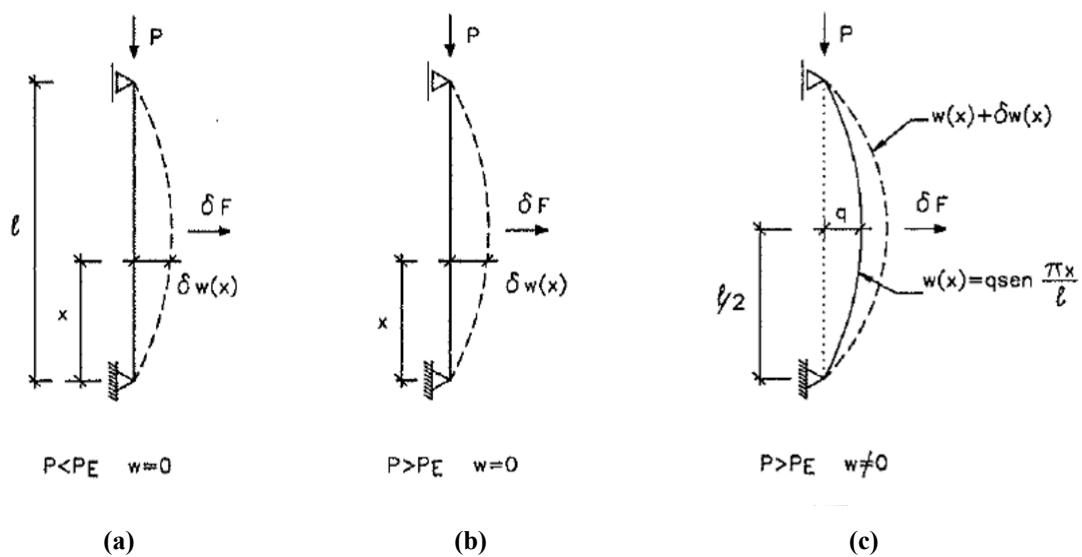


Figura 2.2 - Configurações de equilíbrio da *coluna de Euler* (a) equilíbrio estável, (b) equilíbrio instável e (c) equilíbrio estável [21].

2.1.1 Flambagem

Flambagem é a perda da forma original de um membro, resultante da deformação elástica ou inelástica [24]. Os PFF, quando submetidos a esforços de compressão axial ou flexão, apresentam três modos de flambagem: (i) flambagem local, que afeta as chapas que compõem o perfil (alma e mesa), (ii) flambagem global (flambagem por flexão, torção ou flexo-torção para peças comprimidas e flambagem lateral com torção para peças sujeitas à flexão) e (iii) flambagem distorcional. Nas seções a seguir, os respectivos modos de flambagem estão descritos em detalhes.

a) Flambagem Global

A flambagem global é constatada pela ocorrência de deslocamentos de translação e/ou rotação da seção transversal da coluna, sem que haja alteração da forma inicial da seção geométrica. Em colunas submetidas à compressão axial, dois possíveis modos de instabilidade podem ser constatados: (i) flexão em torno dos eixos principais de inércia (ver Figura 2.3 (a)-(b)) e (ii) flexo-torção (ou torsional), associada à torção em torno do centro de cisalhamento (ver Figura 2.3 (c)). Os procedimentos para cálculo das forças críticas de flambagem global elástica é de conhecimento científico e está incorporado ABNT NBR 14762:2010 [10].

O modo global foi o primeiro a ser estudado, seguido do modo local em placas. Em 1744, *Euler* demonstrou uma solução analítica ao problema de flambagem flexural. Posteriormente, em 1929, *Wagner* descreveu uma solução analítica para flambagem torcional. Porém o problema de instabilidade por flexão e torção somente foi analiticamente solucionado por *Kappus*, em 1937 [25].

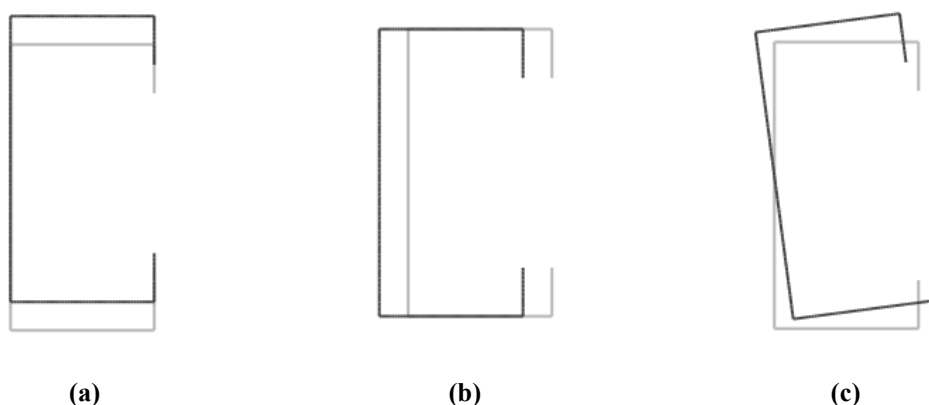


Figura 2.3 - Modos de deformação associados a flambagem global para uma seção U_e : (a) flexão em torno do maior eixo principal de inércia, (b) flexão em torno do menor eixo principal de inércia e (c) flexo-torção.

b) Flambagem Local

O modo local (ver Figura 2.4(a)-(b)) é constatado pela flexão das paredes do perfil, sem que haja o deslocamento dos cantos de dobramento (ângulos das arestas). O problema de flambagem local de uma coluna submetida à compressão é análogo ao da flambagem de uma placa isolada, visto que os PFF são compostos por placas longas, ligadas entre si pelos bordos. As equações disponíveis na ABNT NBR 14762:2010 [10]

para cálculo da força crítica de flambagem local elástica são resultado de pesquisas fundamentadas em equações diferenciais e expressões, descritas por TIMOSHENKO & GERE [25].

REIS & CAMOTIM [21] afirmam que a ocorrência da flambagem local acarreta a redução da rigidez à flambagem global da seção à flexão, dando origem a um processo de falha do elemento. Dessa forma, com finalidade de aumentar resistência ao modo local, utiliza-se enrijecedores intermediários ao longo da placa ou na borda da seção.



Figura 2.4 - Modos de deformação associados à flambagem local para uma seção U_e .

c) Flambagem Distorcional

A flambagem distorcional (ver Figura 2.5(a)-(b)) é constatada pela rotação da mesa no ponto de junção mesa/alma em perfis com enrijecedores de borda. Em perfis com enrijecedor intermediário, o modo distorcional é caracterizado pelo deslocamento do enrijecedor no plano do elemento. SCHAFER [26] analisou a influência das propriedades geométricas de seções transversais U_e na tensão de flambagem local e distorcional (ver Tabela 2.1). Como pode ser observada na Figura 2.6, a flambagem local geralmente acontece em uma tensão menor que a distorcional. É possível perceber que a interação alma, mesa e enrijecedores no modo distorcional é complexa, visto que envolve deformações longitudinais de membrana associados aos cantos dos PFF (*warping*) e deformações associadas à flexão das placas constituintes dessas colunas. Neste sentido, a busca de critérios suficientemente simples e capazes de prever com segurança a flambagem distorcional está em constante aperfeiçoamento.

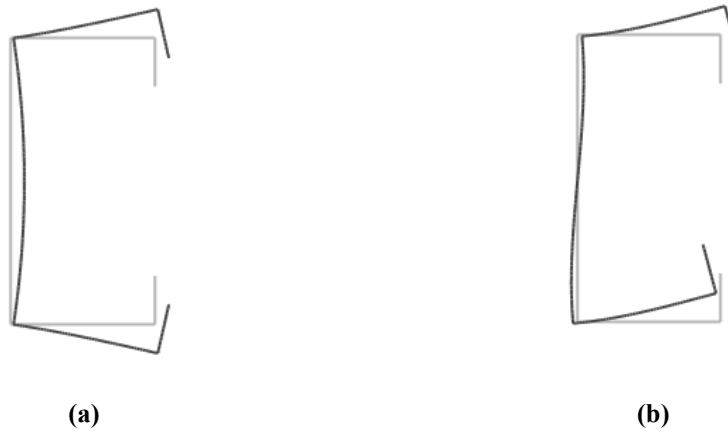


Figura 2.5 - Modos de deformação associados a flambagem distorcional para uma seção U_e .

Tabela 2.1 - Influência das propriedades geométricas nos modos de flambagem de seção U_e [27].

Baixa	Relação	Alta
Local	b_f / b_w	Distorcional
Distorcional	b_t / b_f	Local
Local	t / b_w	Distorcional

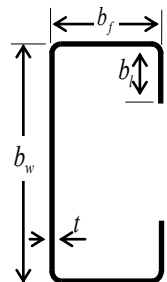
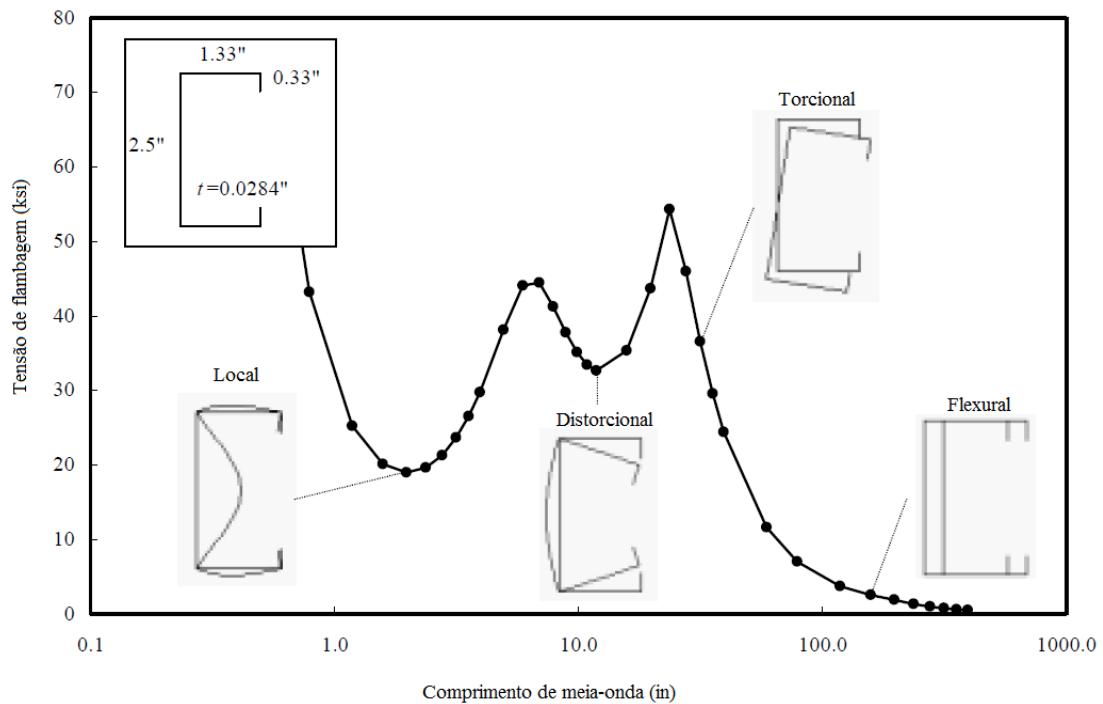



Figura 2.6 - Análise via MFF de uma coluna de *drywall* ([26];[27] –adaptada).

Os primeiros estudos que caracterizam o modo de flambagem distorcional datam da década de 1970. DESMOND [28] desenvolveu uma investigação experimental, fornecendo equações para determinação do “coeficiente de flambagem” para o modo local e distorcional. Nessa tese, a flambagem distorcional é tratada como “flambagem enrijecida”.

THOMASSON [29] testou experimentalmente seções U_e em colunas com elevada esbeltez. Nesse estudo, com a finalidade de elevar a tensão de flambagem local, foram adicionados enrijecedores na alma. Isso eliminou o problema de flambagem local, mas possibilitou observar o que ele denominou de “local-torcional” (isto é, flambagem distorcional). O primeiro artigo publicado sobre o tema foi dos pesquisadores TAKAHASHI & MIZUNO [30]. Nesse estudo, são analisadas as características essenciais do modo distorcional, sendo introduzido o conceito de dois centros de cisalhamento.

MULLIGAN [31] adicionou travamentos conectando o enrijecedor de aba, como forma de impedir a ocorrência do modo distorcional e tornar o modo local dominante. A principal contribuição dessa pesquisa consiste na descoberta do modo distorcional antissimétrico (ver Figura 2.7 (b)). Observando a necessidade de ampliar a investigação do modo distorcional, foi iniciada na Universidade de Sydney uma linha de pesquisa que abrange esse tema. HANCOCK [32] realizou uma série de testes experimentais em seções U_e e *rack* (com e sem enrijecedor de borda). Os autores comprovaram durante o estudo a existência do modo distorcional, por meio da comparação entre os resultados experimentais e teóricos. Além disso, constataram a influência desses enrijecedores no aumento do comprimento crítico distorcional. A Figura 2.8 demonstra as seções transversais utilizadas nessa análise.

LAU & HANCOCK [33] desenvolveram expressões analíticas para o modo distorcional em seções U_e e *rack* (com e sem enrijecedor de borda). Em perfis monossimétricos, além da flexão na alma, a rotação das mesas em torno da junção alma/mesa e flexão da seção no seu plano de simetria também são observadas. A influência das duas últimas características no modo distorcional está diretamente relacionada às proporções geométricas (razão alma/mesa). Seções com elevada relação alma/mesa (ver Figura 2.9(b)), independentemente do posicionamento do enrijecedor de borda (isto é, voltado para dentro ou para fora), apresentam rotação da mesa enrijecida, com pequenos deslocamentos da junção alma/mesa por flexão. Dessa forma,

independente do posicionamento do enrijecedor de borda, a tensão crítica de flambagem distorcional é similar. Ao analisarmos as seções com $b_f < b_w$ (ver Figura 2.9 (a)-(c)), é possível observar uma maior flexão no plano de simetria. Assim, a tensão crítica de flambagem é alterada em função do posicionamento do enrijecedor de bordo, interferindo diretamente no sentido do deslocamento final da junção alma/mesa. Em alguns casos, poderá ocorrer deformação por flexão nas mesas (ver Figura 2.9 (d)). As formulações desenvolvidas nessa pesquisa foram incorporadas na ABNT NBR 14762:2001 [9], porém foram removidas na atual versão da norma, a ABNT NBR 14762:2010 [10]. É interessante ressaltar que a atual versão da norma australiana/neozelandesa, a AS/NZS 4600:2005 [17], é baseada no modelo desenvolvido nesse estudo.

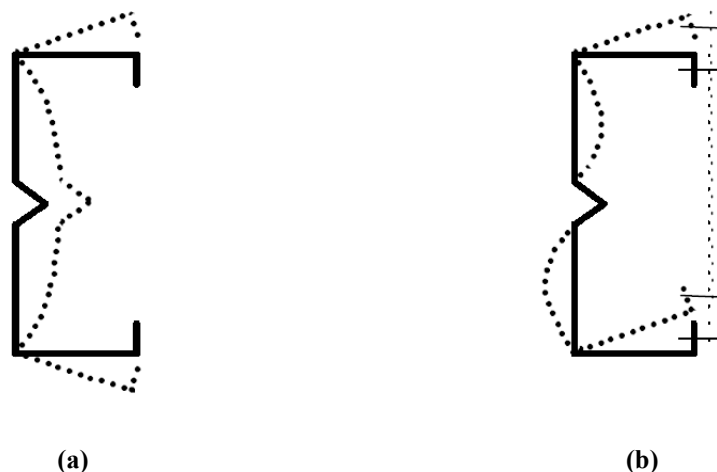


Figura 2.7 – Modos de flambagem distorcional: (a) observadas nos primeiros testes experimentais com enrijecedores na alma e (b) após a utilização de travamentos conectando o enrijecedor (modo antissimétrico) [26].

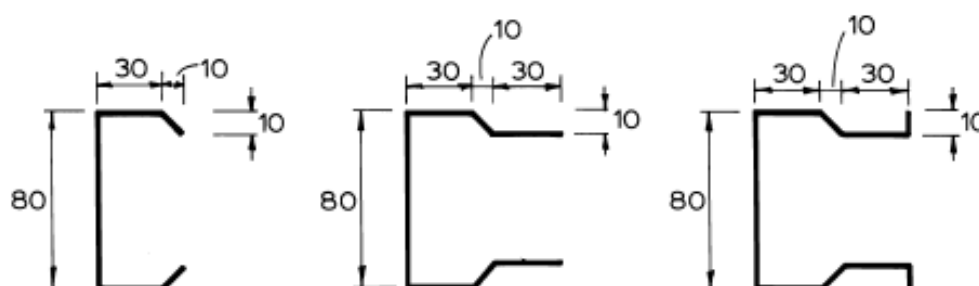


Figura 2.8 - Seções U_e e racks analisadas por HANCOCK [32].

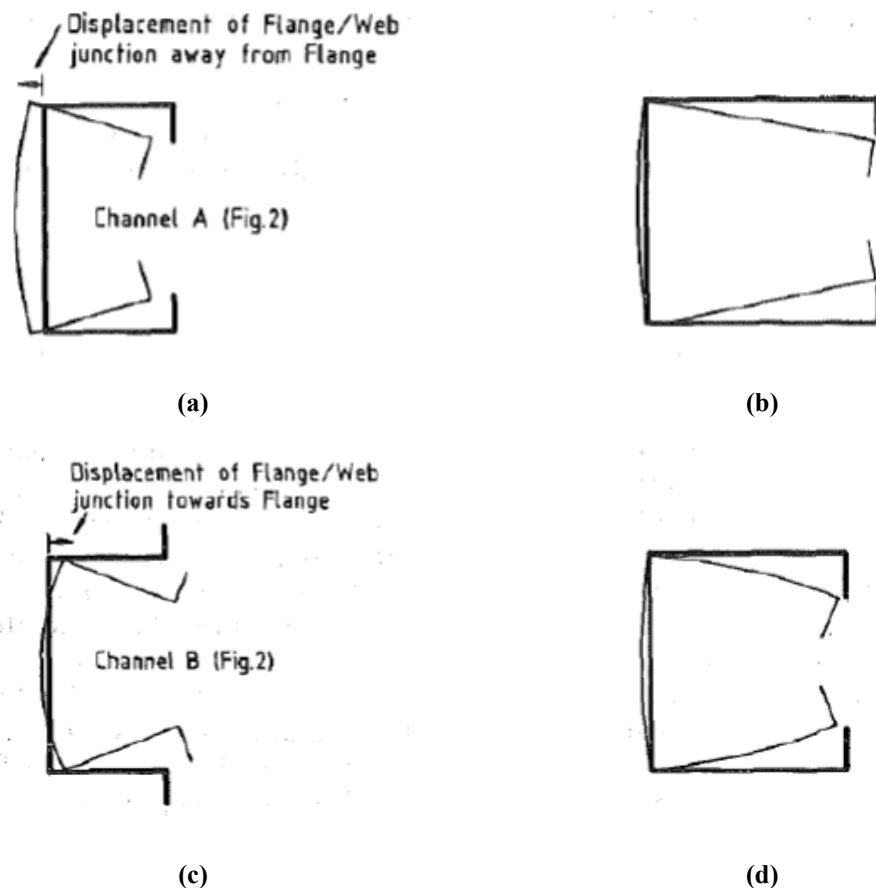


Figura 2.9 – Seções transversais: (a) U_e com $b_f < b_w$, (b) U_e com $b_w < b_f$, (c) cartola com $b_f < b_w$ e (d) U_e com flexão na alma [33].

LAU & HANCOCK [34] investigaram experimentalmente colunas engastadas, com tensões críticas de flambagem distorcional inferiores as do modo local, submetidas à compressão centrada. Os testes avaliaram 68 colunas com (i) seções U_e , *rack* com e sem enrijecedores e cartola, (ii) largura da alma igual a 90mm, (iii) largura da mesa variando entre 70mm e 90mm, (iv) espessura variando entre 1,7 mm, 2,0 mm e 2,4 mm e (v) comprimentos variando entre 300mm e 1900mm. Os resultados experimentais da seções U_e constataram a (i) flambagem local nas colunas curtas, a (ii) flambagem distorcional ou flexo-torsional nas colunas médias e (iii) flambagem por flexo-torção (com exceção da coluna com menor espessura). Esses resultados foram utilizados na proposição de curvas de dimensionamento preliminares, com base na Parábola de Johnston [35], para estimativa das tensões de flambagem inelástica no modo distorcional.

KWON & HANCOCK [36] analisaram experimentalmente colunas engastadas de PFF (com aço de alta resistência), sujeitas simultaneamente aos modos locais e distorcionais, sob compressão uniforme. Os testes experimentais avaliaram colunas com (i) seções U_e , com e sem enrijecedores na alma, (ii) $b_w = 120\text{mm}$, (iii) $b_f = 90\text{mm}$, (iv) $b_l = 6\text{mm}$ e (v) comprimentos variando entre 400mm e 800mm. As proporções geométricas (razão alma/mesa) e o tipo de aço foram escolhidos para garantir uma significativa reserva de resistência na pós-flambagem distorcional. Esse trabalho realizou uma extensão das curvas propostas por LAU & HANCOCK [34], permitindo estimar a resistência última de elementos esbeltos, com alta tensão de escoamento, e que possam flambar no regime elástico do material. Além disso, durante essa análise foi observado que a curva proposta por WINTER [37] para flambagem local, quando adaptada para o modo distorcional, culminava em resultados de resistência última desfavoráveis a segurança. Neste sentido, foram sugeridas alterações nas formulações de Winter, o que possibilitou elevar o nível de precisão das estimativas. A Curva de Winter corrigida é adotada pela atual versão da norma brasileira, a ABNT NBR 14762:2010 [10].

SCHAFER & PEKÖZ [38] realizaram uma investigação analítica e numérica, pelo MEF (*e.g.*[39]), em colunas submetidas à compressão e com a variação das proporções geométricas (razão alma/mesa). As principais conclusões desse trabalho em relação ao colapso distorcional consistem em: (i) apresenta menor resistência de pós-flambagem se comparado ao colapso local, (ii) poderá ocorrer em colunas em que a tensão elástica crítica de flambagem distorcional é superior ao local e (iii) possui maior sensibilidade as imperfeições geométricas. Os resultados dessa análise permitiram propor alterações ao modelo de LAU & HANCOCK [33]. O autor realiza uma aproximação, que leva em consideração a rigidez geométrica e elástica à rotação na junção alma/mesa, para influência da alma na rigidez rotacional dos cantos. Então, é proposto um novo método para estimativa de resistência última em colunas rotuladas com seções U_e , Z_e e $rack$, sob compressão axial. As formulações desenvolvidas foram adotadas pela norma americana, a AISI S100:2016 [16].

d) Análise de flambagem via GBTul

Os modos de deformação, bem como a curva P_{cr} vs. L com a participação modal, podem ser obtidos por meio do programa de livre acesso GBTul [20]. Essa

ferramenta computacional é baseada na Teoria Generalizada de Vigas (*Generalized Beam Theory – GBT*) e permite realizar análises de flambagem com base nos dados de entrada (isto é, as propriedades elásticas do material e as dimensões geométricas da seção transversal).

Em uma seção transversal analisada via GBTul [20], os modos de deformação N_d (Eq. (2.3)) demonstram as possibilidades de deformações existentes [20]. A quantidade de modos de deformação depende do número de paredes (n) e de nós intermediários (m). A Figura 2.10 (a) indica os nós naturais (1 ao 6) e intermediários. Na Figura 2.10 (b) estão descritos os 10 primeiros modos de deformação no plano para uma seção U_e . Os quatro modos iniciais representam os modos globais caracterizados pelo movimento de corpo rígido da seção transversal: (i) encurtamento axial (modo 1), (ii) flexão no eixo de maior inércia (modo 2), (iii) flexão no eixo de menor inércia (modo 3) e (iv) torção (modo 4). Os modos distorcionais correspondem aos modos 5 e 6. Os demais modos são os locais de placa, envolvendo exclusivamente a flexão nas paredes das seções (esse número é análogo ao valor de m).

$$N_d = n + 1 + m \tag{2.3}$$

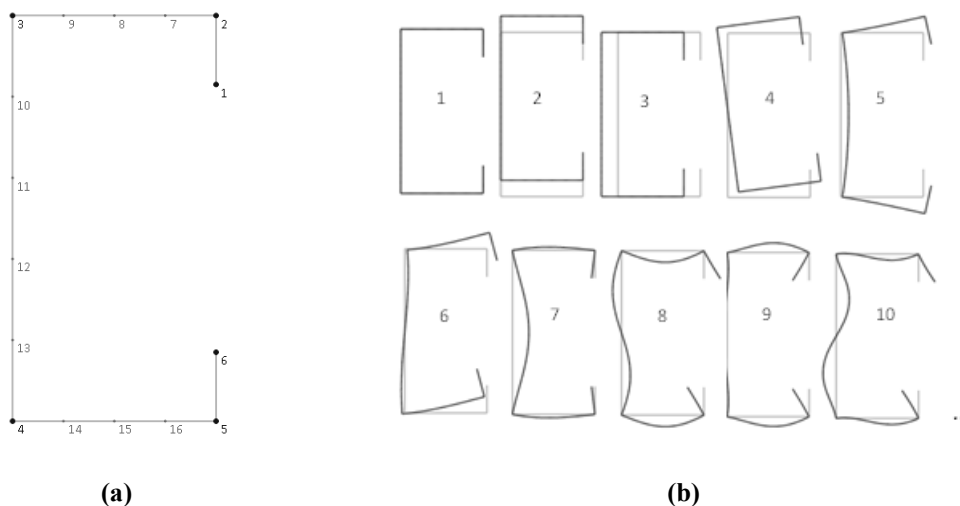


Figura 2.10 - Seção transversal U_e analisada no GBTul (a) discretização nodal e (b) modos de deformação no plano [20].

As “curvas de assinatura” (P_{cr} vs. L) avaliam o modo crítico de flambagem, (considerando mais de uma semi-onda), sendo obtidas por meio das análises de

flambagem realizadas no GBTul [20]. Na Figura 2.11(a) é exemplificada uma curva de assinatura para uma coluna apoiada (*pinned*), sendo possível observar o “ponto de mínimo” correspondente as cargas críticas que levam à instabilidade local e distorcional em uma determinada faixa. Na Figura 2.11(b), é possível perceber a inexistência do ponto de mínimo para uma coluna engastada (*fixed*), sendo necessária a avaliação do comprimento crítico por meio das participações modais. As curvas analisadas são resultado do critério adotado para seleção de colunas na pesquisa desenvolvida por LANDESMANN & CAMONTIM [18].

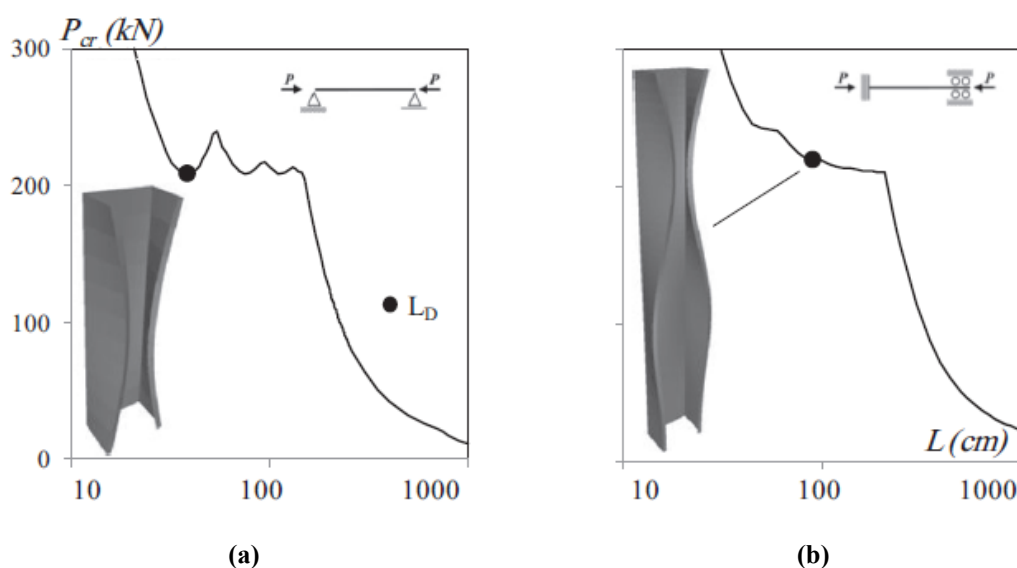


Figura 2.11 - Curva P_{cr} vs. L de colunas com as condições (a) apoiada (*pinned*) e (b) engastada (*fixed*), com destaque para o modo de flambagem distorcional [18].

Uma coluna com flambagem claramente distorcional pode possuir a participação de outros modos. Neste sentido, avaliar a participação modal é de suma importância, sendo necessário em colunas engastadas (ver Figura 2.12). LANDESMANN *et al.* [40] concluíram, dentre outros resultados, a existência de uma correlação entre a participação modal e as proporções geométricas (razão alma/mesa), confirmando a influência dessas dimensões para a predominância do modo distorcional, conforme descrito em SCHAFER [26]. Segundo o último autor, as seções U_e monossimétricas detêm maiores participações modais distorcionais (menos de 1/6 da altura da alma), normalmente controladas pelo modo de flambagem local. Ao adicionarmos enrijecedores de borda longos nessas seções, observa-se uma redução da carga crítica distorcional e local (em maior escala), de forma que as abas longas

acionam o modo local e retardam a ocorrência do modo distorcional. Além disso, em consonância com às conclusões descritas em SCHAFER & PEKÖZ [38], os membros com falha distorcional possuem: (i) maior sensibilidade a imperfeições, (ii) menor capacidade pós-flambagem que o modo local e mesmo que (iii) a tensão elástica na flambagem distorcional seja maior que a local, a flambagem distorcional poderá controlar o mecanismo de falha.

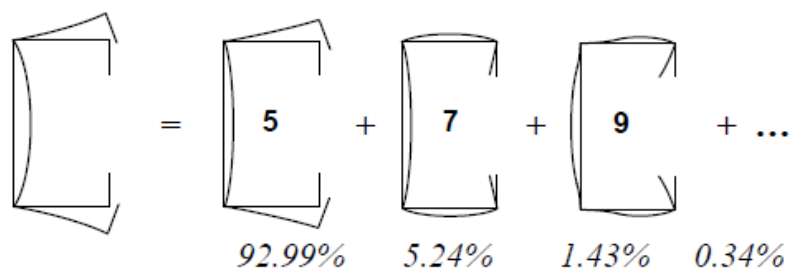


Figura 2.12 - Decomposição modal obtida através do GBTul, onde o modo distorcional é predominante na seção transversal da coluna [40].

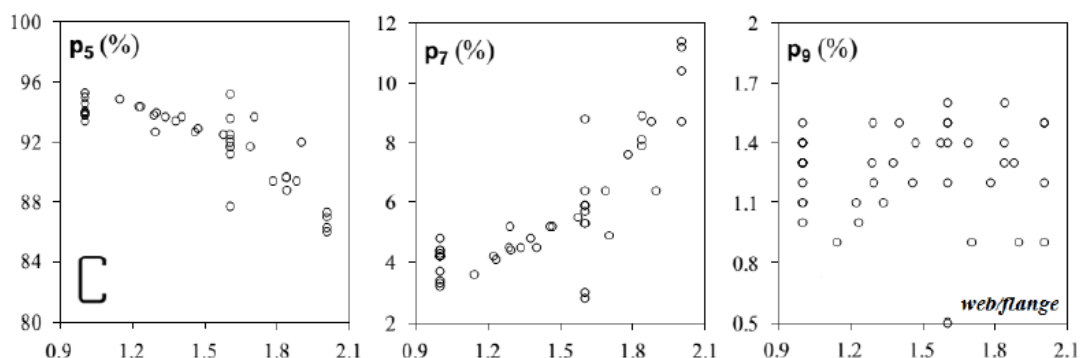


Figura 2.13 – Variação dos modos de flambagem p_5 , p_7 e p_9 em relação as proporções geométricas (razão alma/mesa) [40].

2.1.2 Pós-flambagem, carga última e imperfeições geométricas iniciais

Os modos de flambagem sofrem influência de diversos fatores, como as imperfeições geométricas iniciais, as tensões residuais e os efeitos da plasticidade (não linearidades) do material. No estudo da resistência última ao colapso de colunas submetidas à compressão axial, sabe-se que inicialmente pode ocorrer um encurtamento devido à aplicação da carga. Posteriormente, quando a coluna alcança a carga crítica, a sua rigidez poderá aumentar ou diminuir. Neste sentido, diz-se que a estrutura tem uma

trajetória de pós-flambagem estável, se a carga suportada pela mesma após a flambagem aumenta com o aumento da deformação (ver Figura 2.14 (a)). Em contrapartida, se a carga diminuir sem atingir a carga crítica, pode-se afirmar que a coluna tem uma trajetória de pós-flambagem instável (ver Figura 2.14 (b)). As linhas sólidas ilustram o comportamento dos membros perfeitos e as linhas tracejadas indicam o comportamento teórico para o mesmo membro quando apresentam um determinado grau de imperfeição (δ_0).

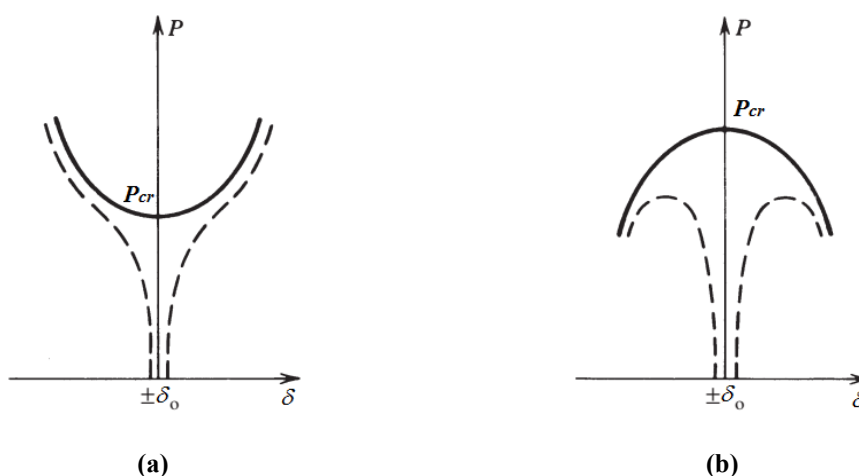


Figura 2.14 - Trajetórias de equilíbrio da pós-flambagem elástica para as colunas com e sem imperfeição inicial: (a) estável, (b) instável [24].

Segundo REIS & CAMOTIM [21], a presença de imperfeições geométricas iniciais faz com que a “trajetória fundamental” de uma estrutura deixe de ser constituída por configurações de equilíbrio. Por esse motivo, as estruturas “reais” (isto é, sistema com imperfeições geométricas iniciais, em oposição ao sistema “ideal”) não apresentam bifurcações de equilíbrio, sendo o seu comportamento caracterizado pela (eventual) ocorrência de um ponto limite, o qual está associado ao valor do “parâmetro de carga” λ_l ($\lambda_l < \lambda_{cr}$) e corresponde à transição entre as configurações de equilíbrio estáveis e instáveis. A Figura 2.15 demonstra esquematicamente a trajetória de equilíbrio de um sistema estrutural imperfeito. O nível de imperfeição é caracterizado pelo valor do parâmetro ε , denominado “parâmetro de imperfeição”. Como é evidente, para estimar a capacidade resistente desses sistemas é necessário determinar a relação $\lambda_l = \lambda_l(\varepsilon)$ ou “lei de sensibilidade às imperfeições”. ZIEMIAN [24] afirmou que as imperfeições geométricas iniciais possuem um efeito considerável na pós-flambagem instável (onde

qualquer variação amplifica os efeitos), não afetando significativamente os sistemas estáveis. A Figura 2.16 ilustra os 3 tipos de trajetórias de equilíbrio de pós-flambagem para uma seção U_e de um sistema estável: (i) local, onde a resistência pós-crítica é elevada, (ii) distorcional, para valores intermediários e (iii) global, com baixa resistência pós-crítica [41].

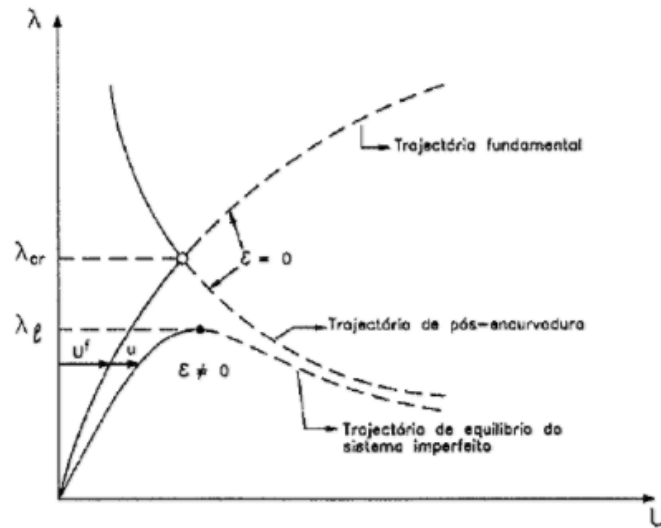


Figura 2.15 – Trajetória de equilíbrio de um sistema estrutural imperfeito [21].

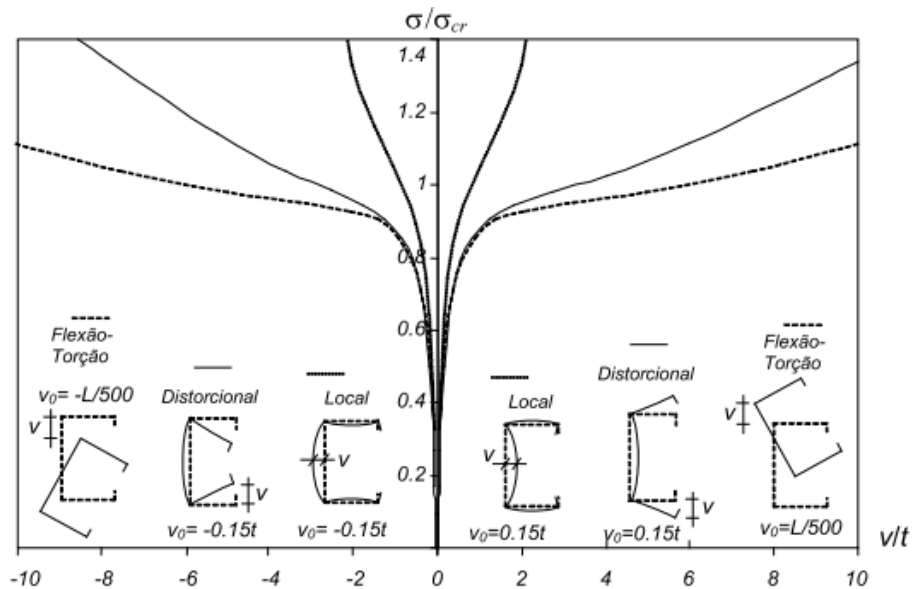


Figura 2.16 - Trajetórias de equilíbrio da pós-flambagem elástica para um sistema estável [41].

SCHAFFER & PEKÖZ [42] relatam a dificuldade em avaliar a influência das imperfeições geométricas na pós-flambagem, apesar de vários pesquisadores realizarem essas medições há algum tempo [[29], [31], *apud* [43]-[47]]. Segundo os autores, a forma mais eficiente de avaliar essas imperfeições é por meio de estudos paramétricos em análises avançadas. O procedimento a seguir é proposto para o monitoramento das máximas imperfeições geométricas: (i) inicialmente são coletados os dados, sendo classificados em duas categorias (ver Figura 2.17(a)-(b)), (i₁) Categoria 1, definida como a máxima imperfeição local em um elemento com enrijecedor de borda e (i₂) Categoria 2, determinada como o desvio máximo retilíneo da mesa com e sem enrijecedor de borda e (ii) equações serão utilizadas para descrever as imperfeições nas colunas (ver Eq.(2.4) e (2.5)). Em ambos os casos, a espessura da chapa deverá ser inferior a 3 mm. Em uma recente pesquisa, ZEINODDINI & SCHAFFER [48] forneceram novas alternativas para medição das imperfeições iniciais em PFF, utilizando equipamentos e sistemas computacionais avançados. É apresentado o *ID Modal Spectra Method* (e.g.[48]), uma nova ferramenta para estudo da contribuição das imperfeições geométricas no colapso das estruturas de parede fina.

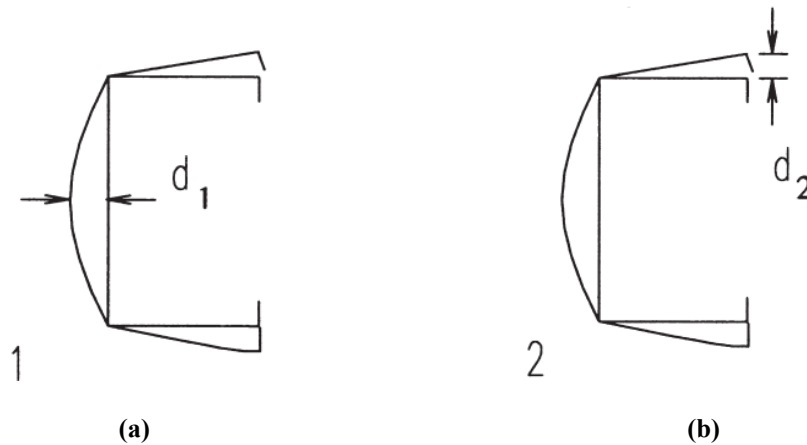


Figura 2.17 – Definição de imperfeições geométricas [42].

$$d_1 \approx 0,006b_w \tag{2.4}$$

d_1 É a amplitude das imperfeições do Categoria 1, aplicáveis quando $b_w / t < 200$.

$$d_2 \approx t \tag{2.5}$$

d_2 É a amplitude das imperfeições do Categoria 2, aplicáveis quando $b_w / t < 100$.

YANG & HANCOCK [49] investigaram os comportamento de flambagem, pós-flambagem e resistência última de colunas engastadas, submetidas à compressão axial. Foram avaliadas: (i) seções U_e com enrijecedores intermediários, (ii) espessura de 0,42mm, (iii) tensão de escoamento igual a 550MPa e (iv) comprimentos variados. Os resultados experimentais demonstraram a influência da interação entre os modos (local e distorcional) na resistência da coluna e na pós-flambagem, algo similar ao observado por KWON & HANCOCK [36]. Na Figura 2.18 contém o *set up* do ensaio experimental desenvolvido.

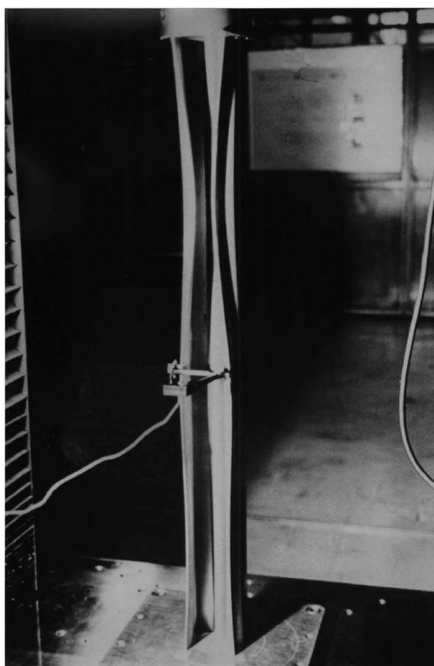


Figura 2.18 – *Set up* do experimento com a coluna engastada sobre o efeito da flambagem distorcional [49].

SILVESTRE & CAMOTIM [50] analisaram numericamente a influência dos enrijecedores intermediários no comportamento pós-flambagem distorcional, em colunas engastadas e rotuladas. Foram avaliadas seções U_e , sendo constatada a predominância do modo assimétrico (considerando as rotações dos elementos de mesa e enrijecedores de borda), independentemente das condições de apoio adotadas. Outros autores, anteriormente, observaram comportamento similar, como SILVESTRE *et al.* [51] e YANG & HANCOCK ([52],[49],[53]). Além disso, os pesquisadores realizaram o estudo das configurações deformadas das colunas (ver Figura 2.19). Essa deformada segue duas direções principais, podendo se desenvolver internamente (*inward*) ou

externamente (*outward*), e afetam sensivelmente o comportamento de pós-flambagem dos perfis.

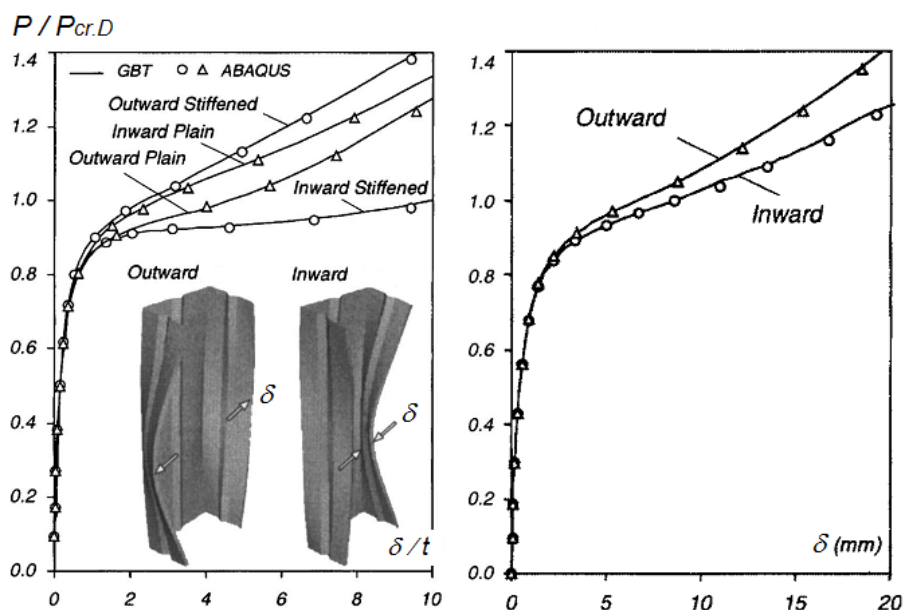


Figura 2.19 - Comportamento pós flambagem distorcional em seções U_e engastadas [50].

LANDESMANN & CAMOTIN [18] relataram resultados de uma investigação numérica a respeito da influência das proporções geométricas da seção transversal (razão alma/mesa) e das condições de apoio no comportamento de pós-flambagem de colunas com falha no modo de flambagem distorcional. Os autores avaliaram colunas com apoios (i) engastado (*fixed*), apoiado-engastado (*pinned-fixed*), apoiado (*pinned*) e engastado-livre (*fixed-free*) e (ii) seções transversais: U_e (C), Cartola (H), Z e *rack* (R). As dimensões da alma, mesa, enrijecedor e espessura das colunas C-H-Z90 são iguais a 90mm, 70mm, 10mm e 2mm, respectivamente. A Figura 2.20(a)-(b) ilustra, para as colunas engastadas e apoiadas, a carga aplicada (P) em função do deslocamento normalizado $|\delta|/t$, onde $|\delta|$ é o deslocamento transversal máximo absoluto ocorrendo na ligação mesa-enrijecedor do perfil e t é a espessura da parede. Essas curvas representam as trajetórias de equilíbrio elásticas. Dentre outros resultados, os autores concluíram que a máxima carga de pós-flambagem reduz conforme a condição de apoio, de acordo com a seguinte sequência: *fixed*, *pinned-fixed*, *pinned* e *fixed-free*.

REIS & CAMOTIM [21] afirmam que o colapso estrutural ocorre devido à uma instabilidade na fase elasto-plástica, provocado por uma interação entre os fenômenos de instabilidade e plasticidade. Nesse sentido, quando um elemento comprimido perde a capacidade de suportar o aumento de carga e de deformação, a sua

resistência última foi atingida. Esta carga configura o pico da trajetória de equilíbrio da pós-flambagem elasto-plástica. Em regime elasto-plástico, LANDESMANN & CAMOTIM [18] realizaram as seguintes observações com base nas trajetórias de equilíbrio: (i) as seções U_e (C), Cartola (H), Z possuem maiores resistências pós-crítica em comparação as $rack$, (ii) nos casos apoiados, essa resistência pós-crítica é mínima ou inexistente nas seções $rack$ e Cartola e (iii) após o pico, as colunas não são mais capazes de suportar aumentos de carga, apresentando decréscimo desta enquanto o deslocamento aumenta. Este pico indica o valor máximo para a relação $P / P_{cr,D}$, onde P é a carga última (denominado como P_u). É importante mencionar que a carga última está diretamente relacionada à tensão de escoamento (f_y), notando-se que com o aumento do f_y , o P_u cresce. Neste sentido, é relevante destacar que a proximidade entre o início do escoamento e o colapso é muito maior na coluna com menor f_y (menos dúctil). Devido à distribuição de tensões ser “praticamente uniforme” na seção transversal na metade da coluna, observa-se a formação de uma “rótula plástica” localizada nesse ponto e resultante do modo de flambagem distorcional. Essa “rótula plástica” é associada a um mecanismo de colapso que envolve a formação de “charneiras plásticas” na alma, na mesa e nos enrijecedores [41]. A Figura 2.21(a)-(b) ilustra trajetórias de equilíbrio elasto-plástica para colunas com condições de apoio engastado e apoiado, caracterizada pela curva carga aplicada normalizada ($P / P_{cr,D}$) vs. $|\delta|/t$.

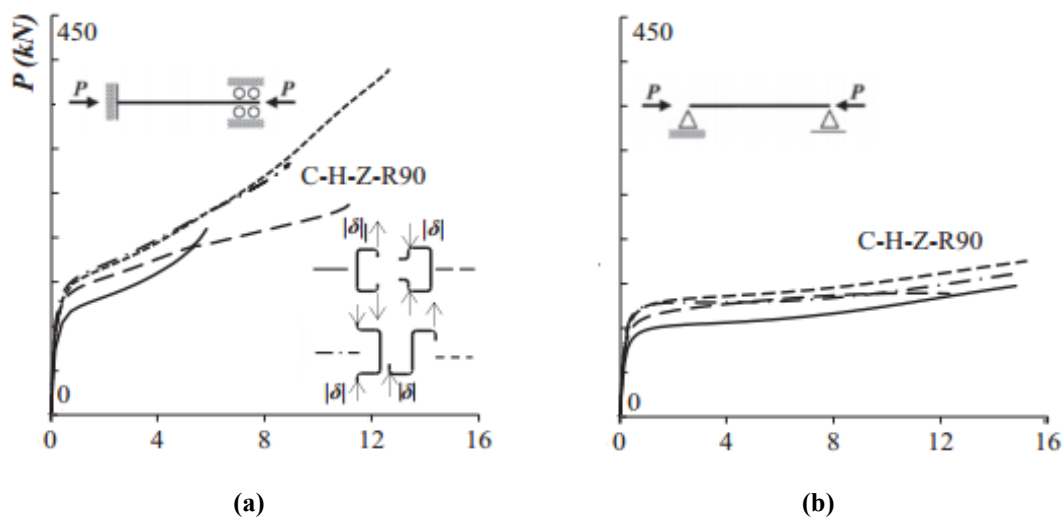


Figura 2.20 - Trajetórias de equilíbrio da pós-flambagem elástica P vs. $|\delta|/t$, para as colunas C-H-Z-R90 com as condições de apoio (a) *fixed* e (b) *pinned* [18].

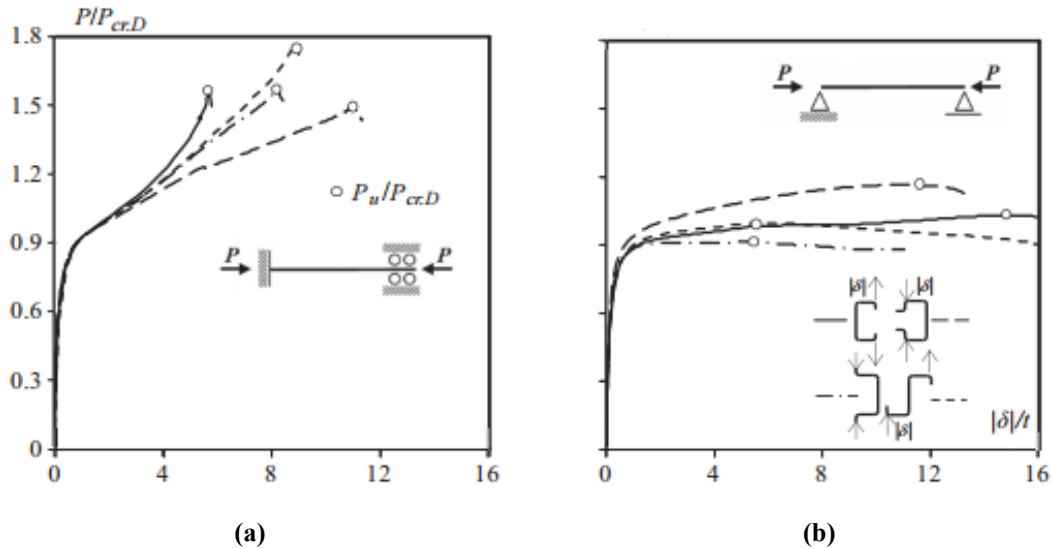


Figura 2.21 - Trajetórias de equilíbrio da pós-flambagem elasto-plástica distorcional ($P/P_{cr,D}$ vs. $|\delta|/t$), para as colunas C-H-Z-R90 com as condições de apoio (a) *fixed* e (b) *pinned* [18].

2.2 Métodos de Dimensionamento

A norma brasileira para dimensionamento de PFF, a ABNT NBR 14762:2010 [10] disponibiliza três métodos: o (i) Método da Largura Efetiva (MLE), o (ii) Método da Seção Efetiva (MSE), proposto por BATISTA [54], e o (iii) Método da Resistência Direta (MRD), adequado ao dimensionamento de colunas sob a ação da flambagem distorcional. Por essa razão, o último método está descrito em detalhes nessa revisão bibliográfica.

2.2.1 Método da Largura Efetiva (MLE)

Segundo HANCOCK *et al.* [3] esse método foi originalmente proposto por Von Karman e adotado para PFF por Winter na Universidade de Cornell. O método considera que apenas uma parcela da seção transversal do elemento contribui para a resistência do mesmo. SCHAFFER [15] afirma que o MLE (i) ignora a interação entre os elementos, (ii) foi desenvolvido para perfis com falha no modo local ou global, não sendo adequado ao modo distorcional, (iii) faz com que sejam necessárias várias iterações para a determinação da carga básica de um membro e (iv) torna a determinação da seção efetiva cada vez mais difícil à medida em que a seção transversal torna-se mais complexa.

HANCOCK *et al.* [55] avaliaram a norma americana vigente, a AISI S100:1986 [56], fundamentada no método. Os autores concluíram que o MLE não se mostra adequado para abordagem da flambagem distorcional em seções U_e , compostas de aço de alta resistência, sendo necessárias novas alternativas e métodos de dimensionamento para flambagem distorcional. Posteriormente, YU & SCHAFER ([57], [58]) demonstraram que o MLE proposto AISI S100:1996 [59] é inadequado para verificar a flambagem distorcional.

2.2.2 Método da Seção Efetiva (MSE)

BATISTA [60] propôs o Método da Seção Efetiva (MSE), fundamentado sob as bases teóricas do Método da Área Efetiva (MAE) para dimensionamento de PFF. As vantagens do MAE são similares as encontradas no Método da Resistência Direta (MRD): (i) para flambagem local da placa considera-se o comportamento seção transversal completa, ao contrário das regras do MLE que considera elementos isolados, (ii) apresenta curvas de resistência estrutural para as colunas, incluindo interações entre flambagem local e global e (iii) as regras para dimensionamento foram formuladas como no MRD (ver seção 2.2.3). A norma brasileira, a ABNT NBR 14762:2010 [10], adotou o MSE (em substituição ao MLE), devido à extensão dos conceitos do MAE para vigas com PFF, inserindo novas formulações a serem aplicadas em projetos de aço [54]. Esse método descrito na norma considera uma avaliação da área efetiva, ao invés de tomar cada um dos elementos da seção transversal separadamente, sendo mais simples que o MLE e conduzindo a resultados com a mesma precisão do MRD.

2.2.3 Método da Resistência Direta (MRD)

HANCOCK *et al.* [55] propuseram um tratamento diferenciado para a flambagem distorcional de seções com paredes finas, por meio de curvas de dimensionamento específicas, em contraposição a utilização do Método da Largura Efetiva (MLE). SCHAFER & PEKÖZ [14], fundamentados sob as bases teóricas concebidas por esses pesquisadores, desenvolveram um método com maior confiabilidade para estimativa da resistência última nesses perfis – Método da

Resistência Direta (MRD). Portanto, o MRD não é uma inovação, mas a extensão de conceitos antigos a respeito dos limites de instabilidade [15].

Segundo SCHAFER [15], se a largura (ou seção) efetiva é o parâmetro utilizado para dimensionamento no Método da Largura Efetiva (MLE), então a estabilidade elástica é conceito fundamental empregado para dimensionar via Método da Resistência Direta (MRD). O método é baseado na ideia de que se um projetista consegue determinar as forças críticas de flambagem para a seção transversal, isto é, local (P_{cr1}), distorcional (P_{crd}) e global (P_{cre}), assim como a tensão/força de escoamento (P_y), ele conseguirá determinar de forma direta a resistência última, ou seja, $P_n = f(P_{cr1}, P_{crd}, P_{cre}, P_y)$. O método é essencialmente uma extensão do uso de curvas para previsão da flambagem global em colunas, mas aplicado a flambagem local e distorcional, considerando a reserva de pós-flambagem e a iteração entre os modos.

Conforme descrito na seção 2.1.2, KWON & HANCOCK [36] desenvolveram uma curva para dimensionamento de membros submetidos à flambagem distorcional, visto que a AISI S100:1986 [56] se apresentou desfavorável a segurança para colunas engastadas de seção U_e , submetidas a compressão axial e fabricadas com aços com tensão de escoamento de 550MPa. Posteriormente, HANCOCK *et al.* [55] descreveram uma série de testes em seções transversais de PFF's (ver Figura 2.22) para determinar a resistência última de membros no modo de flambagem distorcional pura ou com interação (modo local). Os autores também propuseram duas curvas de dimensionamento para esses membros de PFF. SCHAFER [61] compilou os resultados obtidos nas pesquisas desenvolvidas por LAU & HANCOCK [33], KWON & HANCOCK [36] e HANCOCK *et al.* [55]. Foram realizados testes experimentais em colunas sob compressão, com seções U_e , *rack* (com e sem enrijecedor), *Cartola* e *Sigma*. O pesquisador propôs diferentes curvas de dimensionamento para os modos de flambagem distorcional e local (ver Figura 2.23).

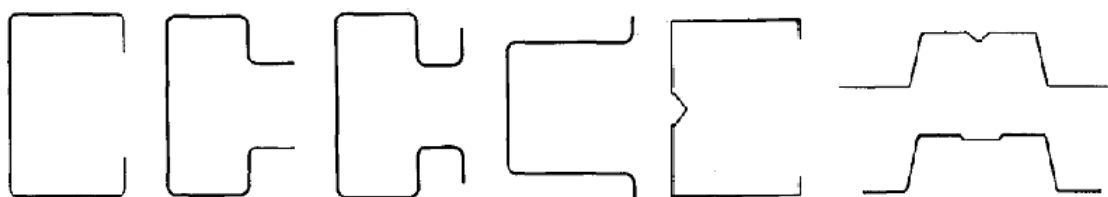


Figura 2.22 - Seções transversais de PFF's analisadas na Universidade de Sydney [55].

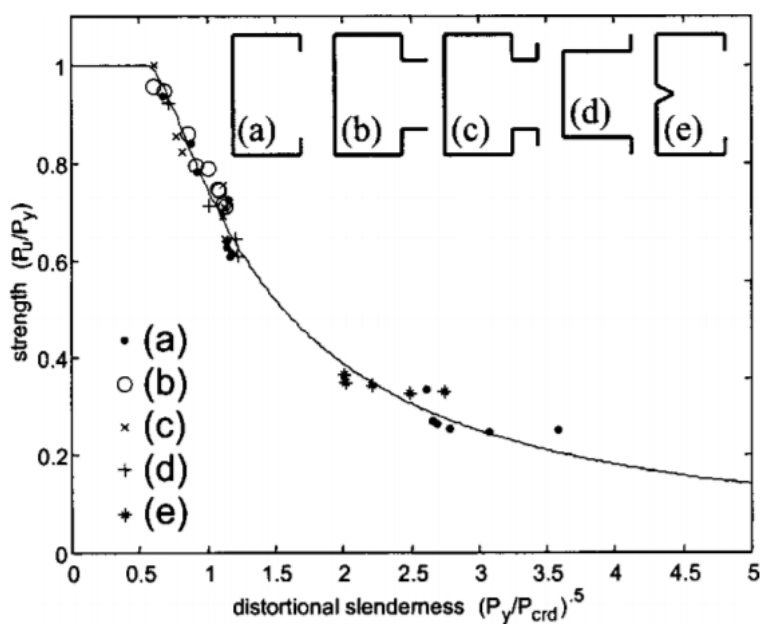


Figura 2.23 - Resultados experimentais de carga última e curva de dimensionamento do MRD [61].

Para a flambagem local, os valores de resistência (P_{test}) são normalizados em função da carga crítica de Euler (P_{ne}), enquanto que para a flambagem distorcional essa normalização é realizada em relação à força de escoamento (P_y), como pode ser observado na Figura 2.24. A curva do MRD dirigida à previsão da resistência última de colunas no modo de flambagem distorcional é expressa pela Eq. (2.6). Os limites de aplicabilidade estão apresentados na Figura 2.25, que reproduz a Tabela B4.1-1 da AISI S100:2016 [16].

$$P_{n,D} = \begin{cases} P_y & \text{para } \bar{\lambda}_D \leq 0,561 \\ \left[1 - 0,25 \left(P_{cr,D} / P_y\right)^{0,6}\right] \left(P_{cr,D} / P_y\right)^{0,6} P_y & \text{para } \bar{\lambda}_D > 0,561 \end{cases} \quad (2.6)$$

onde (i) $P_{cr,D}$ e P_y correspondem à força crítica de flambagem distorcional e à força de escoamento, respectivamente e (ii) a esbeltez distorcional do membro é dada por:

$$\bar{\lambda}_D = \sqrt{\frac{P_y}{P_{cr,D}}} \quad (2.7)$$

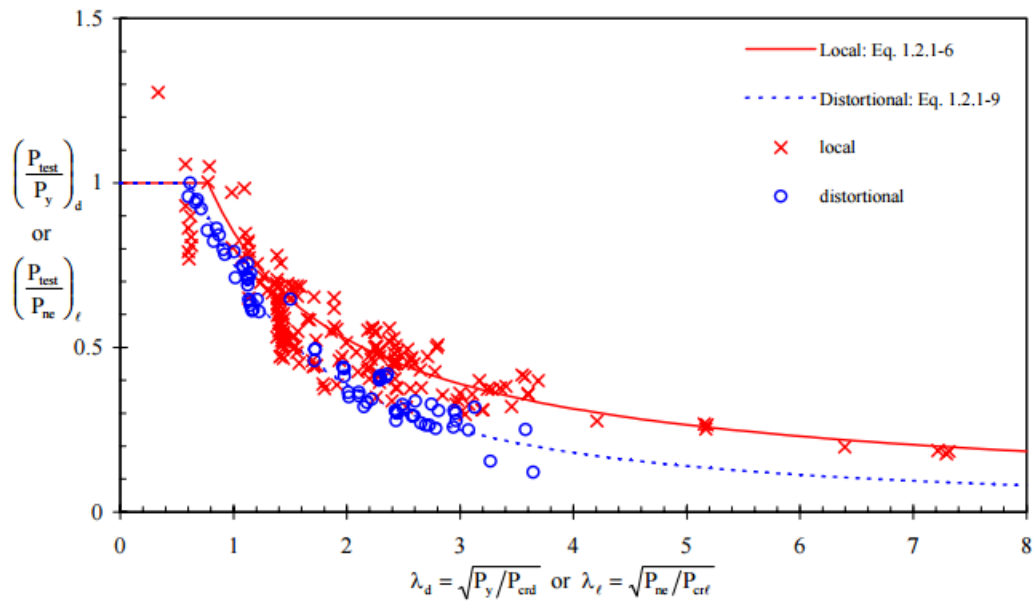


Figura 2.24 - Esbeltez (λ) vs. carga normalizada de colunas existentes na literatura [15].

Criteria	Limiting Variables ^a	Effective Width Method	Direct Strength Method
Stiffened element in compression	w/t_b	≤ 500	≤ 500
Edge-stiffened element in compression	b/t	≤ 90 for $I_s \geq I_a$ ≤ 60 for $I_s < I_a$	≤ 160
Unstiffened element in compression	d/t_b	≤ 60	≤ 60
Stiffened element in bending (e.g. a <i>web</i>)	h/t	< 200 for unstiffened <i>web</i> ≤ 260 for bearing stiffener ^c ≤ 300 for bearing and intermediate stiffener ^c	≤ 300
Inside bend radius	R/t	$\leq 10^d$	≤ 20
Simple edge stiffener length/width ratio	d_o/b_o	≤ 0.7	≤ 0.7
Edge stiffener type		Simple only	Simple and complex
Maximum number of intermediate stiffeners in w	n_f	4	4
Maximum number of intermediate stiffeners in b	n_{fe}	2	2
Number of intermediate stiffeners in h	n_w	0	4
Nominal yield stress	F_y	< 80 ksi (552 MPa) ^e	< 95 ksi (655 MPa) ^e

Figura 2.25 - Limites de aplicabilidade para o MRD (Tabela B4.1-1- AISI S100:2016 [16]).

Em decorrência da simplicidade do método, a norma americana [16], australiana/neozelandesa [17] e brasileira [10] incorporaram esse procedimento para dimensionamento. Porém, alguns pesquisadores identificaram limitações na utilização do MRD, tendo em vista as diferentes condições a que estas colunas estavam submetidas quando comparadas com as condições utilizadas na calibração do método: (i) LANDESMANN & CAMOTIM ([62], [18]) estudaram colunas com condições de apoio diferentes do engastado; (ii) YANG e HANCOCK [49], YAP e HANCOCK [63] e KUMAR e KALYANARAMAN [64] analisaram seções com enrijecedores e (iii) YANG & HANCOCK [49], DINIS *et al.* [65] e SILVESTRE *et al.* [66] pesquisaram sobre interações entre os modos [67]. Os trabalhos aprimoraram a capacidade de previsão da resistência última, por meio de novas curvas derivadas da curva original do MRD.

Conforme descrito na seção 2.1.2, LANDESMANN & CAMOTIM [18] realizaram uma investigação numérica em colunas que falham sob o modo distorcional. Os autores avaliaram colunas com condições de apoio (i) engastada (*fixed*), apoiada-engastada (*pinned-fixed*), apoiada (*pinned*) e engastada-livre (*fixed-free*) e (ii) seções U_e (C), Cartola (H), Z e *rack* (R). A Figura 2.26 ilustra as seções analisadas e a Tabela 2.2 descreve os graus de liberdade restringidos em cada condição de apoio. Dentre outros resultados, os pesquisadores concluíram que o MRD não consegue prever (com segurança e precisão) colunas com condições de apoio diferentes da engastada (*fixed*). Neste sentido, foram propostas alterações na atual curva do MRD, com o objetivo de aprimorar a estimativa de resistência última: (i) a primeira diz respeito às condições de apoio apoiado-engastado (*pinned-fixed*) e apoiado (*pinned*), descrita pela Eq. (2.8) e a (ii) segunda está relacionada à condição de apoio engastado-livre (*fixed-free*), descrita na Eq. (2.9). A Figura 2.27 ilustra a comparação entre as curvas propostas e a normativa.

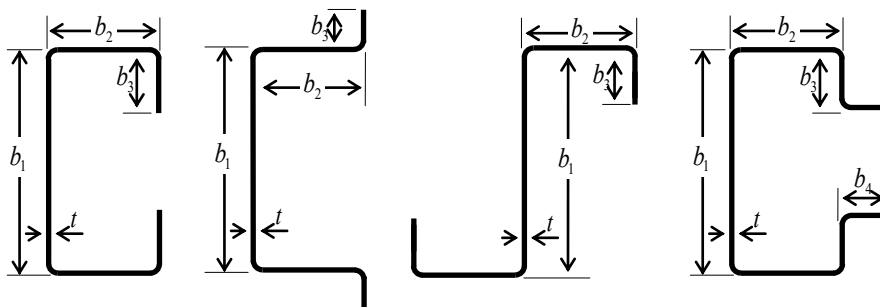


Figura 2.26 - Seções transversais analisadas por LANDESMANN & CAMOTIM [18].

Tabela 2.2 - Restrições dos graus de liberdade para as condições de apoio consideradas [27].

GRAU DE LIBERDADE		FF	PP
Deslocamento	No plano	Nula	Nula
	Empenamento	Nula	Livre
Rotação	Local	Nula	Livre
	Global	Nula	Livre
	Torcional	Nula	Nula

$$P_{n,D}^* = \begin{cases} P_y & \text{para } \bar{\lambda}_D \leq 0,561 \\ \left[1 - 0,25(P_{cr,D} / P_y)\right]^{0,6} (P_{cr,D} / P_y)^{0,6} P_y & \text{para } 0,561 < \bar{\lambda}_D \leq 1,333 \\ \left[0,65 + 0,2(P_{cr,D} / P_y)\right]^{0,75} (P_{cr,D} / P_y)^{0,75} P_y & \text{para } \bar{\lambda}_D > 1,333 \end{cases} \quad (2.8)$$

$$P_{n,D}^{**} = \begin{cases} P_y & \text{para } \bar{\lambda}_D \leq 0,561 \\ \left[1 - 0,25(P_{cr,D} / P_y)\right]^{0,6} (P_{cr,D} / P_y)^{0,6} P_y & \text{para } 0,561 < \bar{\lambda}_D \leq 1,188 \\ \left[0,55 + 0,4(P_{cr,D} / P_y)\right]^{0,8} (P_{cr,D} / P_y)^{0,8} P_y & \text{para } \bar{\lambda}_D > 1,188 \end{cases} \quad (2.9)$$

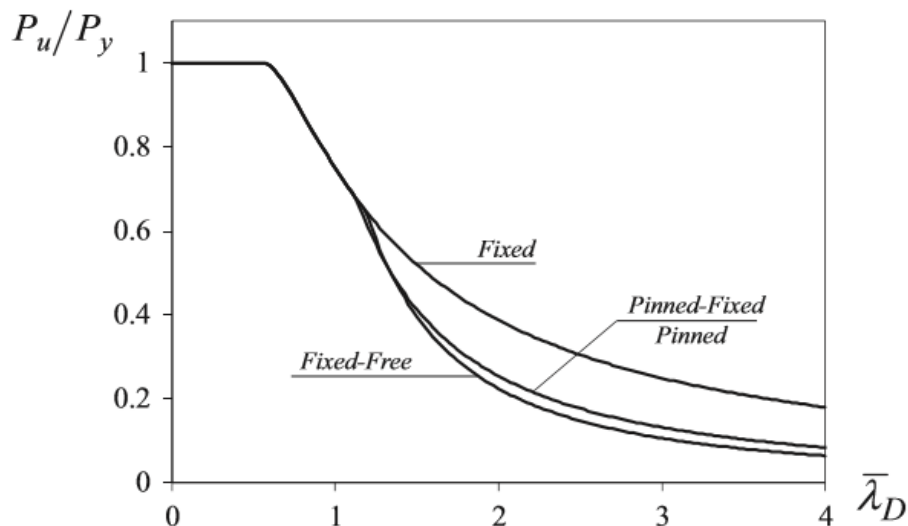


Figura 2.27 – Curvas de dimensionamento do MRD propostas por LANDESMANN e CAMOTIM [18] e pelo anexo C ABNT NBR 14762:2010 [10].

KUMAR & KALYANARAMAN [64] avaliaram experimentalmente 14 colunas engastadas sob compressão uniforme, sujeitas ao modo de flambagem distorcional, com (i) seções U_e (enrijecedores na alma), (ii) largura mesa/alma (b_f / b_w) variando entre 0,77 e 1,06, (iii) largura mesa/enrijecedor (b_f / b_l) variando entre 12 e 27 e (iv) índice de esbelteza variando entre 1,15 e 1,81. Posteriormente, foi realizado uma validação numérica dos resultados experimentais e um estudo paramétrico no programa ABACUS. Essa investigação numérica analisou 12 colunas com (i) seções U_e (enrijecedores na alma), (ii) largura mesa/alma (b_f / b_w) constante e igual a 1, (iii) largura mesa/enrijecedor (b_f / b_l) constante e igual a 20 e (iv) índice de esbelteza variando entre 1,0 e 1,75. As imperfeições geométricas iniciais utilizadas nos modelos foram iguais a $0,94t$. A compilação dos resultados experimentais e numéricos resultou em uma proposta de alteração na atual curva do MRD (ver Figura 2.28), descrita pela Eq. (2.10). Em uma recente investigação numérica, GARCIA [67] constatou que as correções na curva proposta por KUMAR & KALYANARAMAN [64] superestimavam a resistência última das colunas para índices de esbelteza distorcional superior a 1,25. Dessa forma, as curvas propostas pelo MRD seriam capazes de dimensionar colunas com seções U_e (enrijecedores na alma) com segurança e precisão.

$$P_{n.D}^{***} = \begin{cases} P_y & \text{para } \bar{\lambda}_D \leq 0,474 \\ \left[1 - 0,23 \left(P_{cr.D} / P_y \right)^{0,3} \right] \left(P_{cr.D} / P_y \right)^{0,3} P_y & \text{para } \bar{\lambda}_D > 0,474 \end{cases} \quad (2.10)$$

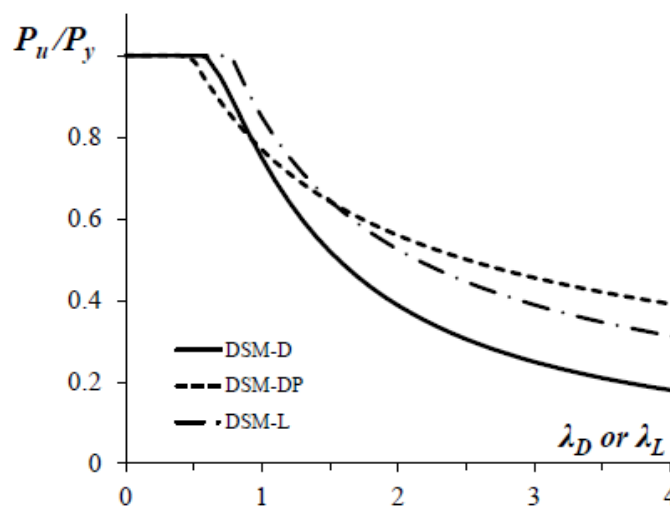


Figura 2.28 – Comparação entre a curva proposta por KUMAR & KALYANARAMAN (DSM-DP) e as curvas codificadas pelo DSM para flambagem distorcional (DSM-D) e local (DSM-L) [64].

LANDESMANN *et. al* [68] investigaram numericamente a resistência última de colunas engastadas e apoiadas, sujeitas ao modo de flambagem distorcional, com (i) seções U_e (C), Cartola (H), Z e $rack$ (R) e (ii) sob diversas temperaturas. Com base nos resultados, os autores propuseram um ajuste na atual curva codificada pelo MRD. A Eq.(2.11) descreve a formulação adotada e a Figura 2.29 comparação entre a curva proposta e a normativa.

$$P_{n.D}^{****} = \begin{cases} P_y & \text{para } \bar{\lambda}_D \leq 0,561 \\ \left[1 - 0,25 \left(P_{cr.D} / P_y\right)\right]^{0,6} \left(P_{cr.D} / P_y\right)^{0,6} P_y & \text{para } 0,561 < \bar{\lambda}_D \leq 1,0 \\ \left[0,65 - 0,20 \left(P_{cr.D} / P_y\right)\right]^{0,9} \left(P_{cr.D} / P_y\right)^{0,9} P_y & \text{para } \bar{\lambda}_D > 1,0 \end{cases} \quad (2.11)$$

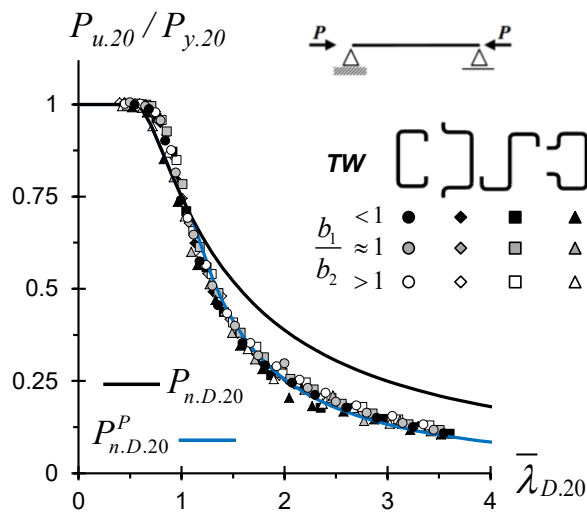


Figura 2.29 - Curvas de dimensionamento do MRD proposta por LANDESMANN *et al.* [68] em azul e pelo anexo C da ABNT NBR 14762:2010 em preto.

3 Análise de Flambagem

Nesse capítulo é apresentada a metodologia utilizada para a seleção das colunas, detalhando os critérios adotados para as escolhas das seções geométricas, comprimentos L e seus respectivos modos de flambagem (global, local e distorcional). Posteriormente, serão definidas as forças críticas de flambagem e as curvas de força crítica *vs.* comprimento (P_{cr} *vs.* L).

3.1 Critério de seleção das colunas

O procedimento de seleção das colunas envolveu análises de flambagem pelo processo de “tentativa e erro”, utilizando o código computacional (GBTul) [20], de modo que a satisfazer os seguintes requisitos:

- (i) Predominância do modo de flambagem distorcional para as colunas. Este critério é alcançado assegurando que a força crítica de flambagem (i_1) seja claramente distorcional e (i_2) consideravelmente superior às forças axiais mínimas de bifurcação local ($P_{bl.L}$) e global ($P_{bl.G}$).
- (ii) Dimensões das seções transversais que são comumente empregadas na indústria e que envolvam diferentes proporções geométricas (razão alma/mesa), com o objetivo de avaliar se algumas dessas relações têm influência no comportamento de pós-flambagem distorcional.
- (iii) Os comprimentos das seções geométricas associadas à instabilidade “puramente” distorcional para a condição de extremidade engastada, que consiste no impedimento dos deslocamentos locais e globais (incluindo o empenamento) e rotações.

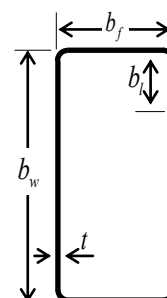
Todas as exigências foram atendidas e o produto final são as 17 seções de perfis U_e descritas na Tabela 3.1. As seguintes relações geométricas são respeitadas: (i) largura da alma e largura da mesa (b_w / b_f) igual a 1,0 e 1,43 (sendo nove colunas com $b_w / b_f = 1,0$ e oito com $b_w / b_f = 1,43$), (ii) largura da alma e largura do enrijecedor de borda (b_w / b_l) variando entre 9,43 e 18,87, (iii) largura da mesa e largura do enrijecedor de borda (b_f / b_l) variando entre 6,60 e 18,87, (iv) largura da alma e espessura da chapa

(b_w / t) variando entre 37,74 e 75,47 e (v) largura do enrijecedor de borda e espessura da chapa (b_l / t) igual a 4.

A nomenclatura adotada contém as seguintes informações: (i) a seção U_e (C) analisada, a (ii) largura da alma (b_w), a (iii) largura da mesa (b_f), a (iv) condição de apoio de engaste (*fixed*) e (v) comprimento L (em mm) do perfil.

Tabela 3.1 - Dimensões da seção transversal e área das colunas selecionadas.

Seções	b_w (mm)	b_f (mm)	b_l (mm)	t (mm)	A (cm ²)
C100x70FF400	100	70	10,6	2,65	6,92
C100x100FF450	100	100	10,6	2,65	8,51
C130x91FF400	130	91	10,6	2,65	8,83
C130x130FF550	130	130	10,6	2,65	10,90
C130x130FF660	130	130	10,6	2,65	10,90
C150x105FF500	150	105	10,6	2,65	10,10
C150x105FF600	150	105	10,6	2,65	10,10
C150x150FF550	150	150	10,6	2,65	12,49
C150x150FF660	150	150	10,6	2,65	12,49
C180x126FF550	180	126	10,6	2,65	12,01
C180x126FF660	180	126	10,6	2,65	12,01
C180x180FF700	180	180	10,6	2,65	14,87
C180x180FF840	180	180	10,6	2,65	14,87
C200x140FF600	200	140	10,6	2,65	13,28
C200x140FF720	200	140	10,6	2,65	13,28
C200x200FF750	200	200	10,6	2,65	16,46
C200x200FF900	200	200	10,6	2,65	16,46



3.2 Análise dos modos de flambagem via GBTul

Na classificação dos modos de deformação associados à flambagem distorcional e local será utilizada a definição usual de que o modo de instabilidade distorcional ocorre quando as arestas das placas que compõe a seção geométrica do perfil se deslocam sem ocorrer flexão nas mesas. Ao contrário, no modo local as arestas permanecem fixas e ocorre flexão nas mesas [69]. Pode-se dizer que uma coluna está sob modo de flambagem “puramente” distorcional quando os modos de deformação associado à flambagem distorcional exibem uma contribuição dominante em relação aos demais fenômenos de flambagem [20]. A Figura 2.10 (ver seção 2.1.1) apresenta os

modos de deformação obtidos no GBTul [20] para as seções U_e associados a flambagem global (modos 1, 2, 3 e 4), distorcional (modos 5 e 6) e local (modo 7 e 9).

As seguintes observações são relevantes para as colunas selecionadas:

- (i) Os modos de deformação globais são avaliados nos modos 2, 3 e 4, sendo possível observar flexão no eixo de maior inércia (modo 2), a flexão no eixo de menor inércia (modo 3) e a torção (modo 4). O encurtamento axial (modo 1) da seção não foi considerado na análise de flambagem.
- (ii) Nas seções U_e existem somente dois modos de deformação distorcional, classificados como simétrico (modo 5) e anti-simétrico (modo 6). Nas colunas escolhidas, o modo 6 aparece de forma discreta ou não é constatado.
- (iii) Para as colunas selecionadas, os modos existentes entre o modo 7 e o modo 26 são considerados como modos locais de deformação. Devido a pouca participação modal dos modos superiores ao modo 9, esses não são considerados nessa análise de flambagem.

3.3 Forças críticas de flambagem e curvas P_{cr} x L

Os comprimentos de flambagem distorcional (L_D), as forças críticas e as respectivas participações modais estão reportadas na Tabela 3.2. Os valores apresentados garantem o atendimento dos critérios de seleção das colunas e comprovam que o fenômeno de instabilidade é predominantemente distorcional. Ao quantificar os valores mínimos das relações descritas entre as forças críticas de flambagem, é possível obter: (i) $P_{bl.L} / P_{cr.D.nom}$ de 1,09, encontrado na coluna C130x91FF400, e (ii) $P_{bl.G} / P_{cr.D.nom}$ igual a 17,72, obtido para a coluna C100x70FF400. Desta forma, assegura-se um comportamento favorável à pós-flambagem distorcional (trajetória estável) e a não interação com outros modos de instabilidade.

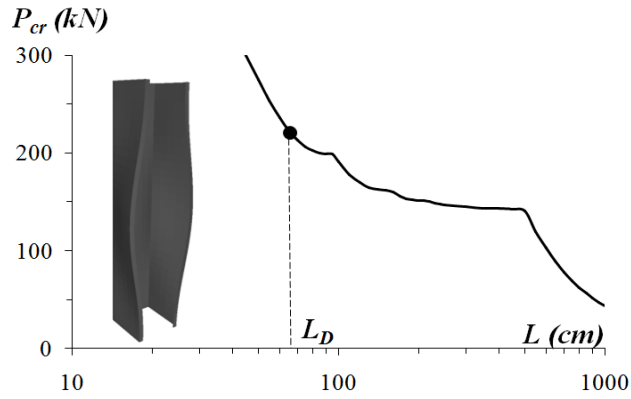
Porém, ainda que a flambagem distorcional tenha uma maior participação modal nas forças críticas mínimas de instabilidade encontradas, em média de 78,62%, não se pode desprezar a contribuição dos outros modos de deformação. O modo local (7 e 9), em alguns casos, pode ter uma contribuição superior a 7,66% para as seções avaliadas. As curvas P_{cr} vs. L (L em escala logarítmica) para as seções C130x130FF660 e C180x180FF840 são apresentadas na Figura 3.1 (a)-(b), assim como

a configuração deformada e o comprimento de flambagem distorcional crítico L_D . Devido à inexistência de um ponto de mínimo nas curvas para as colunas engastadas (*fixed*), a garantia do modo distorcional puro é mediante a avaliação do comprimento crítico por meio das participações modais.

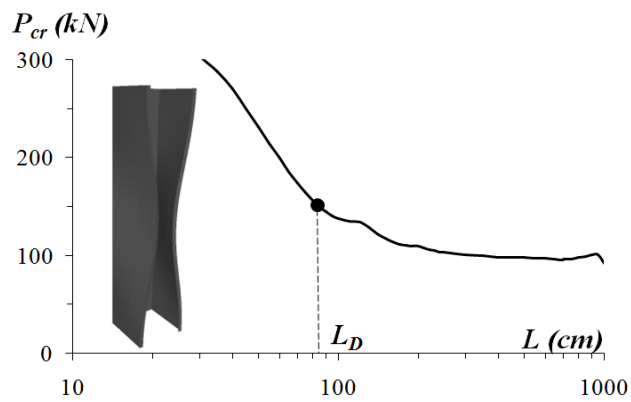
As correlações entre as participações dos modos de flambagem distorcional (p_5), local ($p_7 + p_9$) e associados aos demais modos de deformação (p_{outros}) com as relações geométricas (b_w / b_l) e (b_f / b_l) das seções estudadas estão apresentadas na Figura 3.2. A observação dos resultados permite extrair os seguintes comentários: (i) há uma tendência de uma maior participação do modo de flambagem distorcional (p_5), com base na avaliação das duas relações geométricas (b_w / b_l) e (b_f / b_l), ao mesmo tempo em que (ii) a participação dos modos de flambagem local ($p_7 + p_9$) diminui (como esperado), não variando linearmente e, (iii) para todas as colunas avaliadas os demais modos de flambagem (p_{outros}) são irrelevantes.

Tabela 3.2 - Comprimento de flambagem, forças críticas e participações modais.

Colunas	L_D (cm)	$P_{cr.D.nom}$ (kN)	$\frac{P_{b1.L}}{P_{cr.D.nom}}$	$\frac{P_{b1.G}}{P_{cr.D.nom}}$	p5 (%)	p7 (%)	p9 (%)	Poutros (%)
C100x70FF400	40	443,26	1,15	17,72	76,52%	20,54%	2,36%	0,58%
C100x100FF450	45	342,42	1,49	23,42	84,31%	12,14%	3,10%	0,45%
C130x91FF400	40	361,46	1,09	44,66	49,85%	47,11%	2,31%	0,73%
C130x130FF550	55	253,34	1,54	44,17	84,36%	11,99%	3,30%	0,35%
C130x130FF660	66	220,43	1,75	35,27	89,64%	7,79%	2,34%	0,23%
C150x105FF500	50	295,82	1,14	52,21	66,33%	30,79%	2,37%	0,51%
C150x105FF600	60	268,95	1,23	39,90	81,82%	15,43%	2,44%	0,31%
C150x150FF550	55	235,69	1,46	71,39	79,69%	15,71%	4,14%	0,46%
C150x150FF660	66	201,84	1,67	57,90	86,96%	9,82%	2,94%	0,28%
C180x126FF550	55	246,66	1,14	86,93	63,19%	33,85%	2,40%	0,56%
C180x126FF660	66	223,66	1,23	66,59	79,60%	17,50%	2,59%	0,31%
C180x180FF700	70	174,25	1,63	100,86	84,60%	11,59%	3,51%	0,30%
C180x180FF840	84	150,97	1,85	80,85	89,65%	7,66%	2,49%	0,20%
C200x140FF600	60	218,89	1,15	111,39	65,64%	31,41%	2,45%	0,50%
C200x140FF720	72	197,48	1,25	85,76	80,37%	16,72%	2,62%	0,29%
C200x200FF750	75	155,46	1,65	133,74	84,45%	11,63%	3,62%	0,30%
C200x200FF900	90	134,20	1,87	107,61	89,53%	7,71%	2,57%	0,19%



(a)



(b)

Figura 3.1 - Curvas P_{cr} vs. L para as colunas: (a) C130x130FF660 e (b) C180x180FF840.

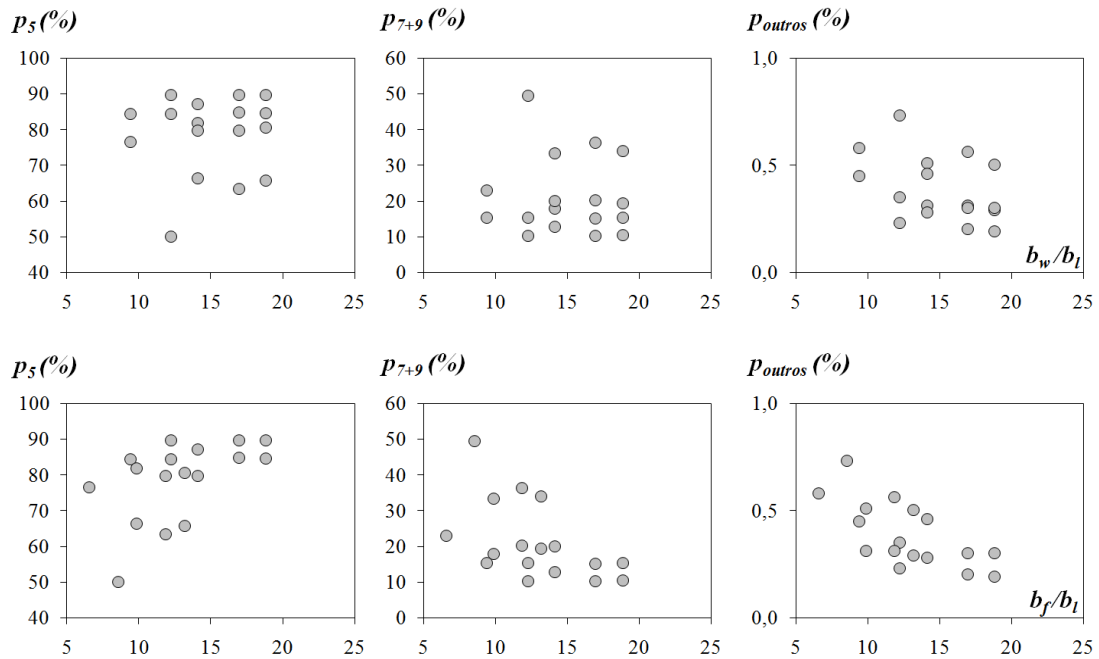


Figura 3.2 - Participações modais p_5 , $p_7 + p_9$ e p_{outros} em relação aos parâmetros b_w / b_l e b_f / b_l .

4 Análise Experimental

Os experimentos que compõem essa análise foram realizados no Laboratório de Estruturas e Materiais Professor Lobo Carneiro (LABEST), situado na Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ). A presente campanha experimental foi planejada para (i) medir e registrar as trajetórias de equilíbrio de cada coluna, de modo a fornecer informações úteis sobre o comportamento na pós-flambagem, (ii) observar a natureza dos mecanismos de colapso (modo de falha), e (iii) obter a força máxima resistente das colunas para avaliar diferentes procedimentos de dimensionamento frente aos resultados experimentais. Para os ensaios propostos, os apoios foram fabricados simulando a condição de apoio de engaste (*fixed*). As seções transversais extremas das colunas foram soldadas a chapas rígidas de 8mm de espessura cada, na qual os deslocamentos nos eixos de maior e menor inércia (x e y), as rotações locais e globais, a torção e o empenamento foram restringidos.

4.1 Caracterização das propriedades mecânicas do aço

Para a caracterização das propriedades mecânicas do aço EN 10149-2 [70] foram realizados ensaios de tração em três corpos de prova (CP) (ver Figura 4.1(b)) retirados das chapas utilizadas na fabricação das colunas. Os CP's foram extraídos na direção longitudinal das chapas virgens antes da conformação a frio, onde suas dimensões (ver Figura 4.1(c)) atendem às recomendações da norma ABNT NBR ISO 6892-1:2015 [71], com largura do corpo prova de 12,5mm.

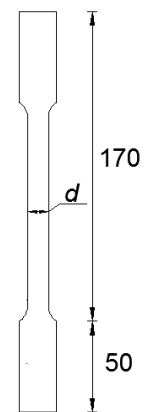
Para a determinação do módulo de elasticidade (E), um *clip-on gage extensometer* com 50mm de comprimento foi posicionado no centro do corpo de prova (ver Figura 4.1(a)). A Figura 4.1(d) mostra a curva *tensão x deformação* ilustrativa obtida através do ensaio, por sua vez a Tabela 4.1 apresenta os valores da tensão de escoamento (f_y) e de ruptura (f_u). Os testes foram realizados de acordo com a norma ASTM E8/E8M-15a [72] em uma prensa *Shimadzu Autograph*[®] AG-X 100kN.

Um sistema de aquisição de dados com 15Hz de frequência foi utilizado para registrar a força axial e a leitura das deformações em intervalos regulares durante os

testes. Com as curvas *tensão x deformação* obtidas tornou-se possível estimar os valores médios das propriedades mecânicas do aço, (i) tensão de escoamento $f_y = 420$ MPa, (ii) tensão última $f_u = 468$ MPa e (iii) módulo de elasticidade longitudinal $E = 210$ GPa.

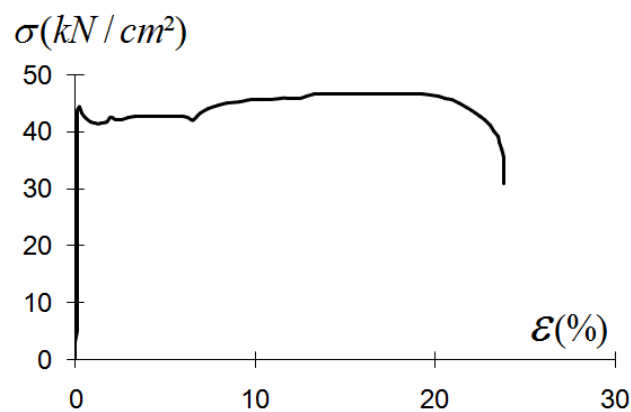


(b)



(c)

(a)



(d)

Figura 4.1 - Ensaio de caracterização do material: (a) vista geral do ensaio, (b) corpos de prova utilizados para a realização dos ensaios, (c) dimensões do corpo de prova (em mm) e (d) curva *tensão x deformação* ilustrativa obtida experimentalmente na amostra C3.

Tabela 4.1 - Resultados dos ensaios de caracterização do material.

Corpos de prova	t (mm)	d (mm)	E (MPa)	f_y (MPa)	f_u (MPa)
C1	2,60	12,40	212604,9	422,0	472,1
C2	2,60	12,40	208573,5	420,0	466,4
C3	2,60	12,50	208849,2	418,0	465,4
Média	2,60	12,43	210009,2	420,0	468,0

4.2 Medição das seções transversais

Os perfis analisados foram (i) fornecidos ao LABEST, utilizando aço carbono EN 10149-2 [70], com espessura de chapa (t) utilizada comercialmente com valor nominal $t = 2,65\text{mm}$ (ver Tabela 3.1 e Tabela 4.2), com (ii) largura das mesas (b_f) variando entre 70mm e 200mm (ver Tabela 4.2), (iii) adotando comprimentos (L_0) variando entre 400 e 900mm (ver Tabela 4.2) e (iv) cujas extremidades das colunas foram soldadas nas chapas de base com 8 mm de espessura. As Figuras 4.2 e 4.3 ilustram o projeto e a coluna C100x70FF400 testada, respectivamente.

Para a determinação das dimensões da seção transversal das colunas, os valores da largura da alma (b_w), largura da mesa (b_f) e espessura (t) foram medidos (com auxílio de um paquímetro) em três locais igualmente espaçados (A, B e C) ao longo do comprimento L_0 (ver Figura 4.4): a (i) posição A, corresponde a medição realizada a 7 cm da chapa de extremidade superior do perfil, a (ii) posição B, corresponde a medição realizada a $0,5L$ e a (iii) posição C, corresponde a medição realizada a 7 cm da chapa extremidade inferior do perfil (ver Apêndice A). Os valores medidos encontram-se muito próximos dos valores nominais. Além disso, os ângulos internos das colunas foram medidos com a utilização de um goniômetro (ver Apêndice A). A Tabela 4.2 traz os valores médios medidos das dimensões da seção transversal e comprimento das colunas.

Como pode ser verificado na Tabela 4.2, a relação entre a largura mesa e a espessura (b_f / t) varia de 26,68 a 76,60, sendo que a espessura (t) variou entre 2,53 a 2,62mm, ficando ligeiramente abaixo do valor nominal de 2,65mm. Cabe ainda mencionar que o raio de dobra interna (r_i) é aproximadamente igual à metade do valor da espessura, ou seja, $r_i \approx t \approx 1,325\text{mm}$.

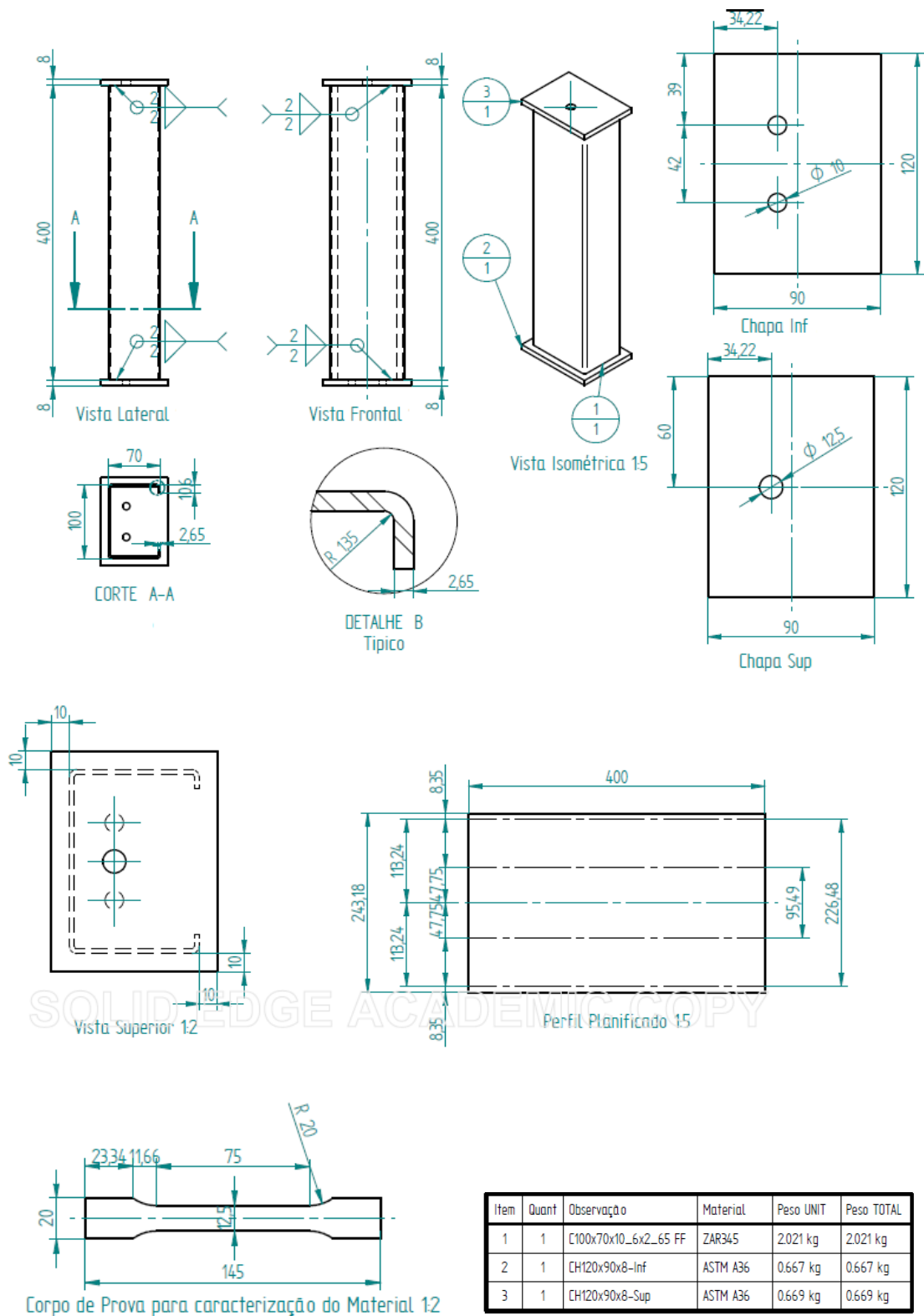


Figura 4.2 - Projeto para fabricação dos PFF (coluna C100x70FF400).

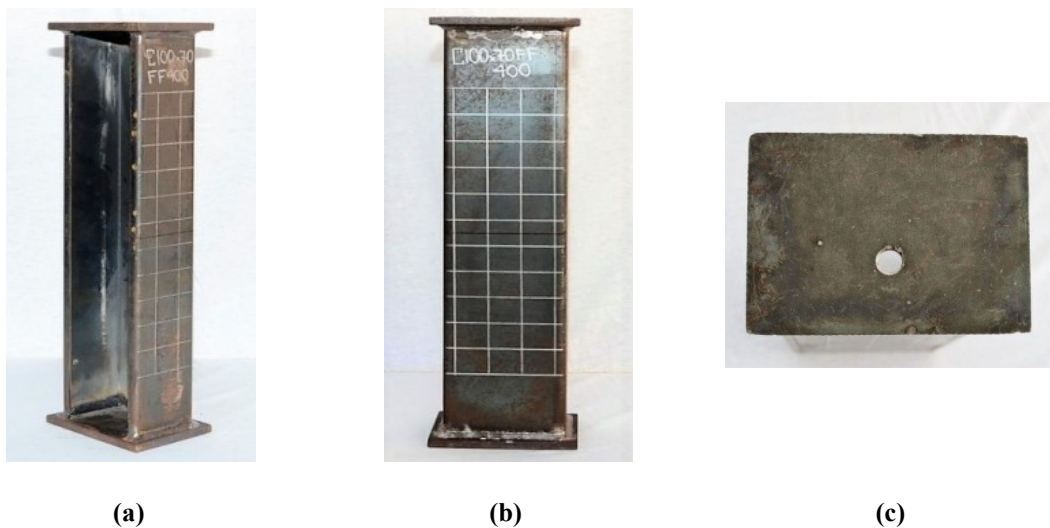


Figura 4.3 - Ilustração da coluna C100x70FF400: vista (a) lateral; (b) posterior e (c) superior.



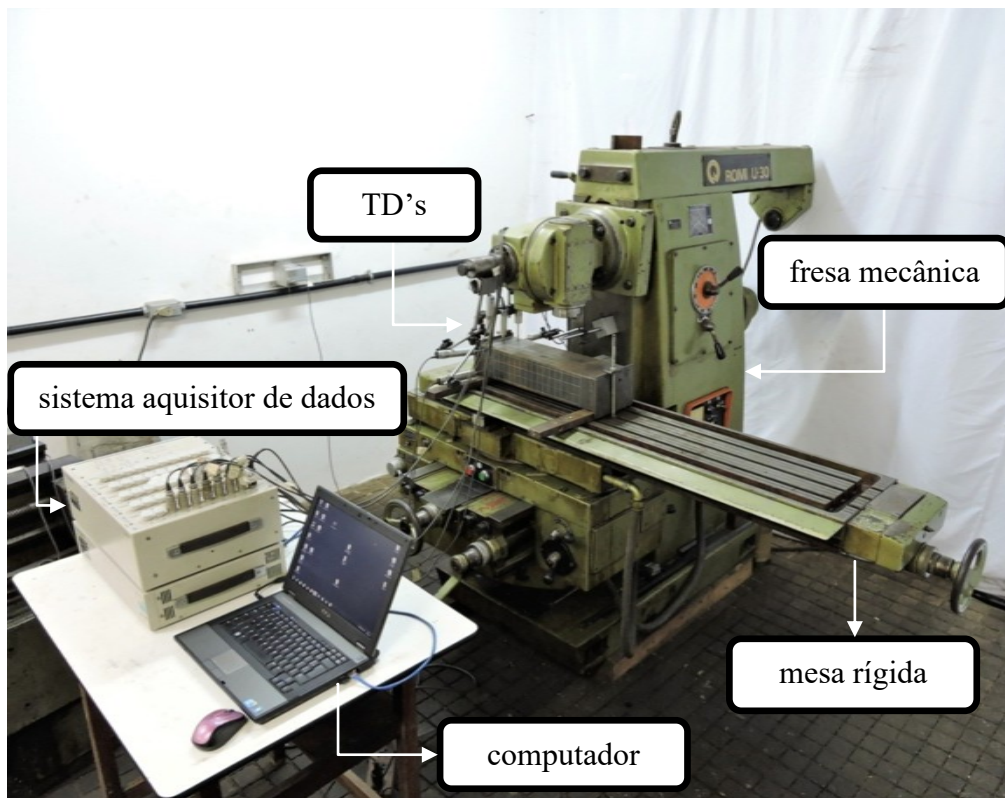
Figura 4.4 - Medição das seções transversais: (a) das dimensões, através da utilização de um paquímetro e (b) dos ângulos internos, com auxílio de um goniômetro.

Tabela 4.2 – Dimensões, L e A medidas das colunas ensaiadas.

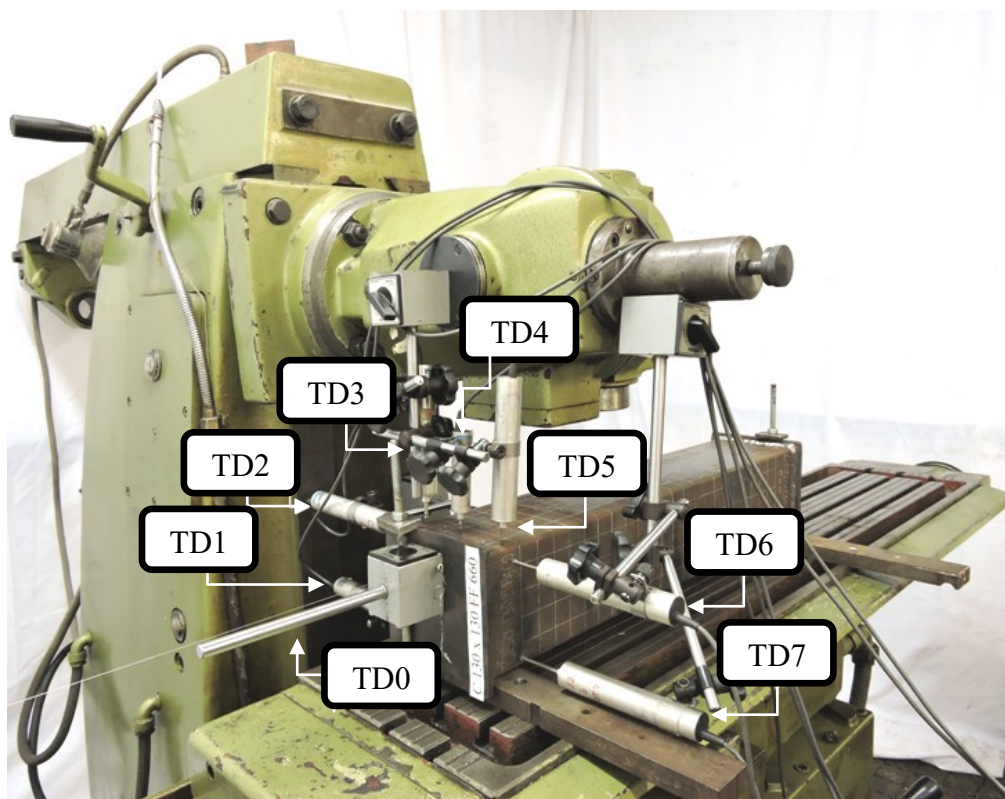
Colunas	b_w (mm)	b_f (mm)	b_l (mm)	t (mm)	L_0 (mm)	A (cm ²)
C100x70FF400	100,37	69,25	11,08	2,60	400	6,38
C100x100FF450	101,03	99,08	11,10	2,60	450	7,97
C130x91FF400	131,90	89,32	11,88	2,58	400	8,23
C130x130FF550	129,47	129,90	10,78	2,57	548	10,18
C130x130FF660	129,70	130,57	11,53	2,58	660	10,29
C150x105FF500	150,93	103,15	11,75	2,60	500	9,51
C150x105FF600	149,43	104,93	11,28	2,59	598	9,50
C150x150FF550	150,73	149,40	11,57	2,58	550,7	11,79
C150x150FF660	151,80	149,35	10,27	2,53	660	11,56
C180x126FF550	180,33	125,02	11,52	2,57	547	11,28
C180x126FF660	180,00	125,68	11,58	2,62	660	11,50
C180x180FF700	180,67	178,83	11,68	2,58	700	14,10
C180x180FF840	180,40	179,80	11,43	2,59	839,67	14,20
C200x140FF600	200,67	138,92	11,23	2,58	600	12,53
C200x140FF720	202,43	139,57	11,67	2,60	720,3	12,74
C200x200FF750	199,23	199,45	11,23	2,58	749,3	15,62
C200x200FF900	198,20	198,67	11,68	2,59	899,7	15,66

4.3 Medição das imperfeições iniciais

Para a etapa de medição das imperfeições geométricas iniciais foi utilizada a mesa rígida, que se desloca na horizontal, da fresa mecânica disponível no LABEST (ver Figura 4.5(a)). O movimento constante e retilíneo permitiu a coleta de dados ao longo do comprimento (L) da coluna, apresentando mínimas interferências nas leituras. Como podem ser visualizados através da Figura 4.5(b), sete transdutores de deslocamento ($TD1-TD7$) foram posicionados cuidadosamente na seção transversal da coluna, onde sua localização foi monitorada por meio de um transdutor de deslocamento do tipo potenciômetro de fio ($TD0$). O objetivo dessa medição consiste em capturar indiretamente as imperfeições segundo os eixos de maior e menor inércia (ver seção 4.7.1). Antes da realização do ensaio, confirmou-se que o eixo longitudinal da coluna estivesse paralelo ao eixo de movimentação da mesa, além de garantir que as extremidades das colunas estivessem niveladas. Essas observações possibilitam que os resultados obtidos através dos transdutores sejam fidedignos às imperfeições reais de cada coluna.



(a)



(b)

Figura 4.5 –Medição das imperfeições geométricas iniciais: (a) equipamento utilizado e (b) posição dos transdutores de deslocamento (TD).

4.4 Instrumentação das colunas para ensaio

Nos ensaios de compressão das colunas foram posicionados sete transdutores de deslocamentos (*TD*), localizados como mostra a Figura 4.6(a), com a finalidade de revelar o comportamento do perfil frente ao carregamento aplicado. Uma vantagem desse posicionamento está na possibilidade de capturar o modo de falha distorcional. Um transdutor de deslocamento (*TD0*) foi colocado entre as extremidades do perfil com intuito de medir o encurtamento axial, como pode ser visto na Figura 4.6 (b).

4.5 Equipamento utilizado

Para os ensaios de compressão dos perfis foi utilizada a Máquina de Ensaios Universal (MEU) servo-controlada Shimadzu 1mN (ver Figura 4.7), localizada no LABEST. A MEU comporta um comprimento máximo das amostras de 1250mm e pode fornecer forças de compressão de até 1000kN, controlada pelo software AqDados®. Foram impostos valores de forças máximas resistentes iguais a 50kN, sendo registrados automaticamente no sistema de aquisição de dados LYNX®. A Figura 4.7 fornece uma visão geral do ensaio, com a coluna preparada para a realização do teste, bem como o sistema de aquisição de dados, além dos sete transdutores de deslocamento (*TD1-7*) localizados na seção transversal da coluna e o transdutor de deslocamento (*TD0*) posicionado para capturar o encurtamento da coluna, como mencionado anteriormente.

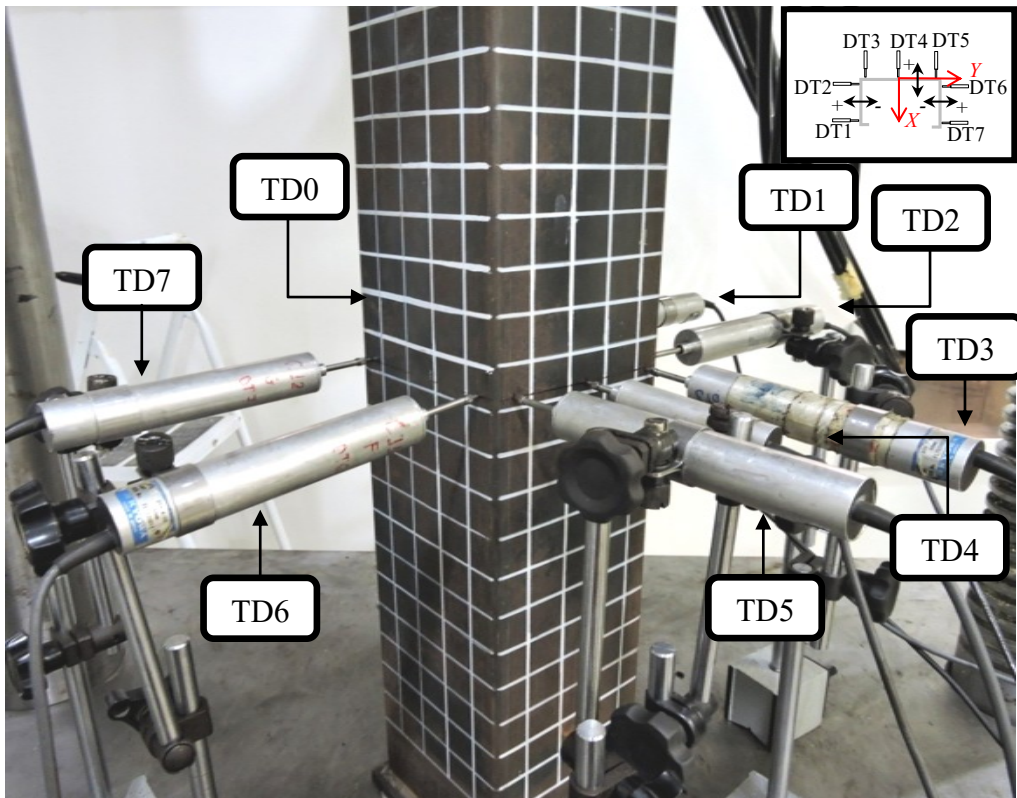
O carregamento foi aplicado na coluna com controle de deslocamento, cuja vantagem deste método encontra-se na possibilidade de continuar o carregamento após a coluna atingir a resistência máxima, muito útil na obtenção da pós-flambagem. Foi utilizada como velocidade de carregamento a taxa de 0,25 mm/min.

4.6 Procedimento experimental

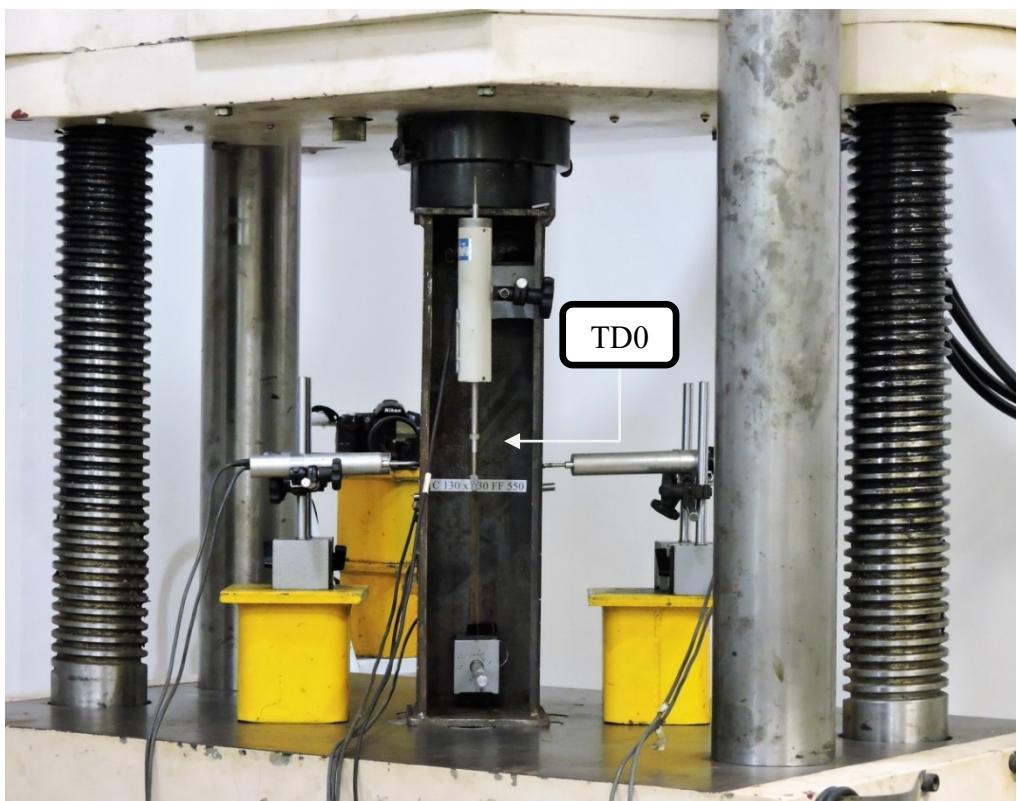
Para um procedimento correto, o ensaio de compressão de cada coluna envolveu o desempenho sequencial das seguintes atividades:

- (i) Soldagem da coluna na chapa de base por meio da solda TIG.
- (ii) Posicionamento cuidadoso da coluna, buscando garantir um perfeito alinhamento vertical com mínimas excentricidades de força.

- (iii) Posicionamento adequado dos sete transdutores de deslocamentos (*TD*'s 1-7) na metade da coluna (ver Figura 4.6(a)) e um transdutor de deslocamento (TD0) entre as chapas de base do perfil (ver Figura 4.6(b)).
- (iv) Aplicação de uma pequena força de compressão inicial, cerca de 2-4 kN, para eliminar qualquer possibilidade de folga existente nos apoios e sua fixação.
- (v) Aplicação de um deslocamento constante por meio do atuador servo-controlado, com uma taxa baixa (0,25 mm/min), para evitar a ocorrência de efeitos dinâmicos e conseguir capturar e visualizar seu modo de colapso.
- (vi) Gravação contínua, através do sistema de aquisição de dados de alta frequência (15 Hz), dos (vi_1) valores dos deslocamentos obtidos por meio dos transdutores situados na metade do comprimento da coluna e (vi_2) das forças aplicadas na coluna por meio da célula de carga.
- (vii) Obtenção de registro fotográfico durante toda a duração do ensaio visando à observação do mecanismo de colapso do perfil, ou seja, a ocorrência do modo distorcional.
- (viii) Após a finalização do teste, os resultados referentes aos deslocamentos obtidos e cargas aplicadas são salvos e analisados. Isso possibilita obter as configurações deformadas, o mecanismo de colapso e as trajetórias de equilíbrio das colunas ensaiadas experimentalmente.



(a)



(b)

Figura 4.6 – Instrumentação típica das colunas: (a) identificação e visão geral do posicionamento dos transdutores de deslocamento (TD1-TD7) e do (b) TD0 para medir o encurtamento axial.

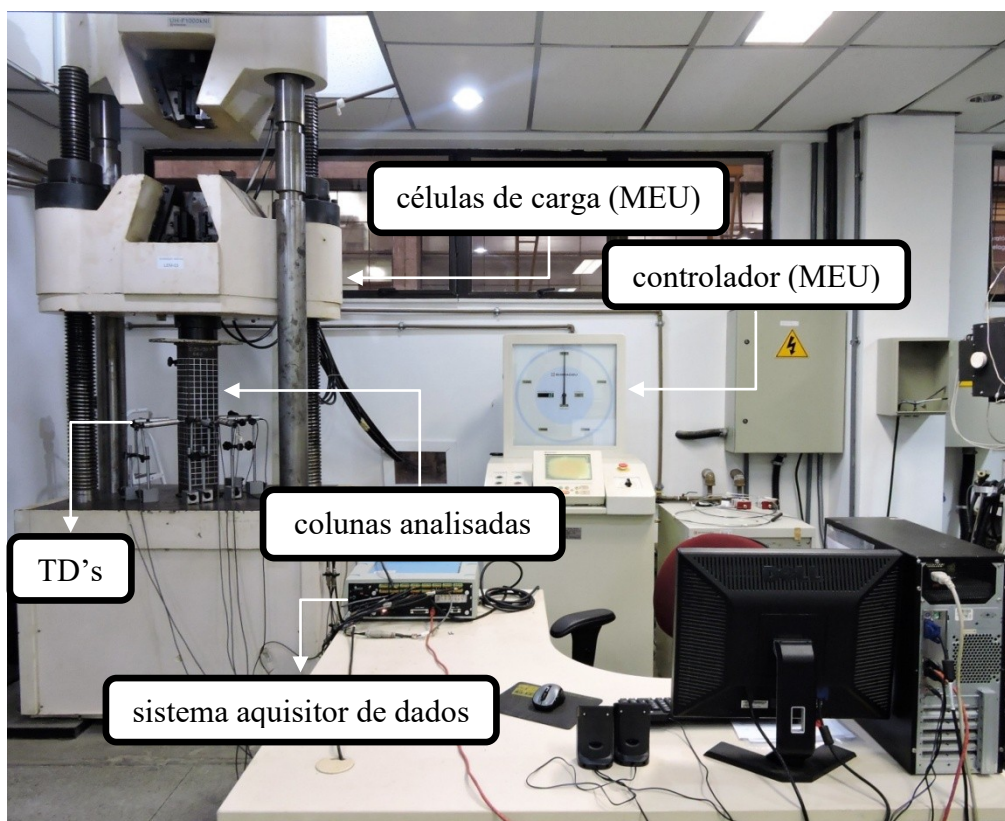


Figura 4.7 - Visão geral do teste experimental, com indicação: dos transdutores de deslocamentos (TD's), do sistema aquisitor de dados, do sistema operacional da MEU (células de carga e controlador) e das colunas testadas experimentalmente.

4.7 Análise dos resultados e discussão

Os resultados experimentais obtidos consistem em: (i) configurações das imperfeições geométricas iniciais; (ii) fotografias que evidenciam as configurações deformadas e o mecanismo de falha após a remoção do carregamento axial aplicado; (iii) trajetórias de equilíbrio relativas à força aplicada e aos deslocamentos obtidos e (iv) valores de forças máximas resistentes, sendo relatados e discutidos na sequência. O Apêndice A compila todas as informações experimentais para as colunas analisadas.

4.7.1 Imperfeições iniciais

As imperfeições iniciais foram verificadas pelos transdutores *TD1-7*, cujo posicionamento na seção transversal é exibido na Figura 4.5(b), ao longo do comprimento das colunas. A Tabela 4.3 fornece (i) os valores máximos e mínimos

obtidos para cada amostra de coluna ao longo do seu comprimento para cada medição individual (*TD1-TD7*) - notar que (i) a coordenada horizontal é normalizada para o comprimento da coluna (ou seja, $TD0/L$) e (ii) o sinal assumido para as leituras dos transdutores também é indicado.

Os valores descritos na Tabelas 4.3 e 4.4 baseiam-se no fato de que (i) a seção transversal apresenta movimentos de corpo rígido e (ii) os transdutores de deslocamentos permanecem fixos, enquanto as seções transversais medidas movem devido a força aplicada. O procedimento será descrito a seguir e representado por meio da Figura 4.9:

- (i) A Figura 4.8(a) mostra a seção original (indeformada) e a localização dos sete transdutores de deslocamento: (i₁) *TD1-TD2* e *TD6-TD7* nas mesas, a uma distância $x_{1,7} = b_f - 10mm$ e $x_{2,6} = 10mm$ dos cantos e (ii) *TD3-TD4-TD5* na alma, nos pontos $y_{3,5} = (b_w/2) - 10mm$ e $y_4 = 0,5L$. Os transdutores de deslocamentos são fixos, portanto as projeções das distâncias horizontais e verticais obviamente variam conforme a deformação e deslocamento da seção transversal Figura 4.8(b). Os sinais dos deslocamentos dos transdutores estão em conformidade com o sistema de coordenadas X-Y (ver Figura 4.9).
- (ii) O primeiro passo consiste em utilizar os quatro transdutores de deslocamento (*TD1-2* e *TD6-7*) para calcular os deslocamentos nas mesas (δ_{12}^D e δ_{76}^D), através das Eq. (4.1) e (4.2), respectivamente:

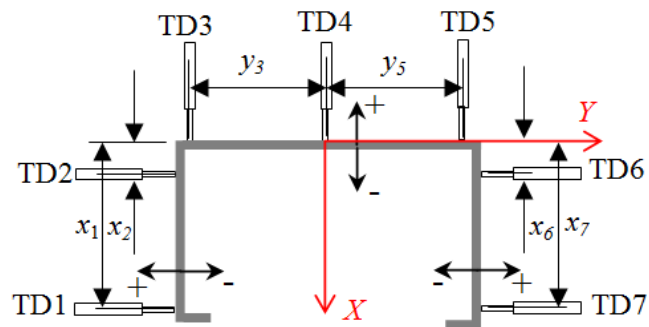
$$\delta_{12}^D = (TD1 - TD2) \frac{(b_f - x_2)}{(x_1 - x_2)} \quad (4.1)$$

$$\delta_{76}^D = (TD7 - TD6) \frac{(b_f - x_6)}{(x_7 - x_6)} \quad (4.2)$$

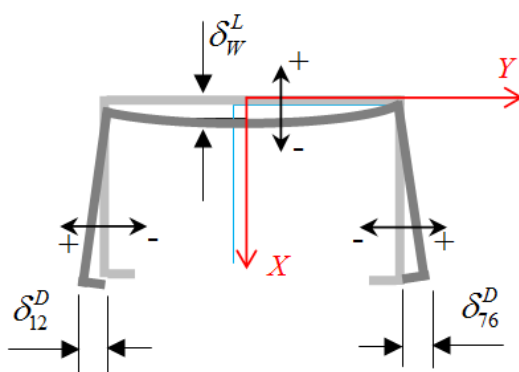
A Equação (4.3) permite determinar das deformações na alma (δ_w^L):

$$\delta_w^L = TD4 - \frac{(TD5 - TD3)}{2} \quad (4.3)$$

As Eq's 4.1, 4.2 e 4.3 foram desenvolvidas por SANTOS [73].



(a)



(b)

Figura 4.8 - (a) Seção indeformada e localização dos TD's e (b) seção deformada e δ_{12}^D , δ_{76}^D e δ_w^L .

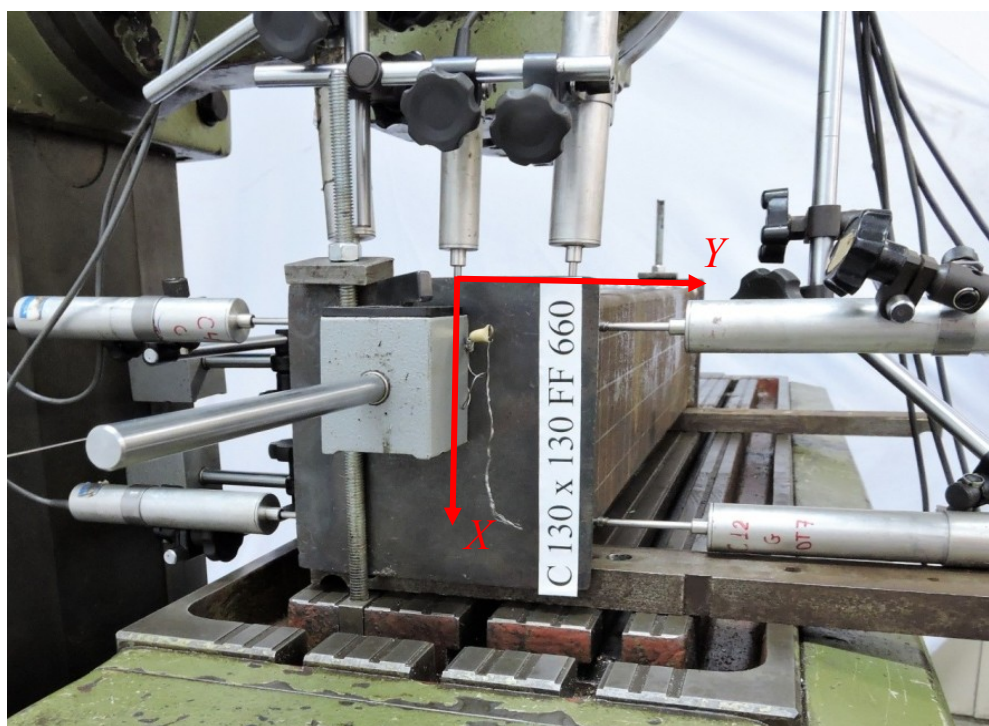


Figura 4.9 – Medição das imperfeições iniciais para a coluna C130x130FF600.

Tabela 4.3 - Valores de máximo e mínimo deslocamento inicial (em mm) medidos no TD1-7.

Colunas	TD1		TD2		TD3		TD4		TD5		TD6		TD7	
	mín	máx	mín	máx	mín	máx	mín	máx	mín	máx	mín	máx	mín	máx
C100x70FF400	-0,05	-0,52	-0,13	-0,02	-0,02	0,13	-0,01	0,25	0	0,33	-0,04	0,06	-0,01	0,22
C100x100FF450	-0,03	0,14	-0,3	0,07	-0,03	-0,05	0	0,17	-0,02	0,09	-0,04	0,04	-0,01	0,29
C130x91FF400	0,01	0,53	-0,02	0,18	-0,04	0,05	-0,02	0,12	0,01	0,15	-0,01	0,16	0,10	0,41
C130x130FF550	-0,29	1,26	-0,16	0,28	0,07	0,40	-0,09	0,82	-0,01	0,28	-0,06	0,09	-0,17	0,32
C130x130FF660	-0,10	1,26	-0,05	0,18	-0,01	0,69	-0,02	2,31	-0,04	0,66	-0,11	0,25	-1,49	0,34
C150x105FF500	-0,34	0,85	-0,34	0,10	-0,01	-0,60	-0,01	0,84	-0,30	0,08	-0,03	1,00	-0,02	1,52
C150x105FF600	-1,31	0,08	-0,55	0,11	0,01	0,50	-0,69	0,20	-0,03	0,37	-0,47	0,11	-0,68	0,12
C150x150FF550	-0,38	0,58	-0,51	0,02	0	0,67	-0,01	1,44	-0,01	0,58	0	0,46	-0,02	0,95
C150x150FF660	-0,03	0,63	-0,02	0,13	-0,02	0,19	-0,63	0,06	-0,14	0,06	-0,44	0,33	-1,66	0,11
C180x126FF550	-0,02	1,68	-0,04	0,24	-0,05	0,27	-0,33	0,26	-0,01	0,29	-0,05	0,13	0	0,72
C180x126FF660	-1,11	0	0,13	0,30	0	0,52	0	1,23	0	0,51	-0,08	0,08	-0,03	0,58
C180x180FF700	-0,69	0	-0,13	0,08	0,02	0,68	-0,19	1,87	-0,01	0,67	-0,01	0,18	-0,02	2,23
C180x180FF840	-0,05	0,02	-0,20	0,37	0,01	0,92	-0,05	2,93	-0,03	1,05	-0,24	0,03	-0,74	0,60
C200x140FF600	0	0,41	-0,31	0,3	0	0,51	-0,06	0,82	-0,06	0,37	-0,03	0,10	-0,08	0,13
C200x140FF720	-0,07	0,87	-0,13	0,05	-0,01	-0,98	0	2,59	-0,07	0,87	-0,02	0,25	0,02	0,86
C200x200FF750	0	0,61	-0,17	0,40	0	0,71	-0,21	0,93	0,02	0,97	-0,36	0,14	-1,73	2,79
C200x200FF900	-2,06	0,12	-0,42	0,03	-0,09	0,95	-0,07	2,24	-0,01	0,93	-0,07	0,07	-0,01	3,65

Tabela 4.4 – Valores calculados de máximos e mínimos deslocamentos iniciais (em mm).

Colunas	δ_{12}^D		δ_{76}^D		δ_W^L	
	mín	máx	mín	máx	mín	máx
C100x70FF400	-0,04	0,69	-0,30	0,04	0	0,14
C100x100FF450	-0,0	0,11	-0,34	0,01	0	0,17
C130x91FF400	-0,01	0,53	-0,44	0,13	-0,06	0,12
C130x130FF550	-0,15	1,20	-0,36	0,19	-0,14	0,89
C130x130FF660	-0,23	1,35	-0,08	1,53	-0,04	2,33
C150x105FF500	-0,04	0,92	1,11	0,29	0	1,08
C150x105FF600	-0,03	0,78	-0,40	0,39	-0,59	0,14
C150x150FF550	0	0,38	-0,59	0,26	0,01	0,12
C150x150FF660	-0,02	0,55	-0,09	1,41	-0,53	0,08
C180x126FF550	-0,01	1,61	-0,74	0,02	-0,39	0,30
C180x126FF660	-1,34	0,01	-0,72	0,06	0	1,27
C180x180FF700	-0,71	0,05	-2,25	0,02	-0,29	1,87
C180x180FF840	-0,74	0,02	-0,64	0,58	-0,05	2,90
C200x140FF600	0	0,73	-0,09	0,16	-0,09	0,91
C200x140FF720	0	1,07	-0,91	0,02	-0,01	2,66
C200x200FF750	-0,23	0,77	-1,46	1,29	-0,47	0,65
C200x200FF900	-1,84	0,25	-3,81	0,01	-0,01	2,23

A observação dos resultados experimentais permite extrair os comentários descritos a seguir. As Figuras 4.10 e 4.11 descrevem as imperfeições geométricas iniciais para as colunas C150x105FF500, C150x105FF600, C150x150FF660 e C200x200FF750.

- (i) As medições para todos os transdutores de deslocamento posicionados na coluna (*TD1-TD7*) são relativamente baixas, com a média significativa dos deslocamentos sendo cerca de 0,1 mm, ou seja, muito menor em comparação a ordem de grandeza da espessura nominal da coluna.
- (ii) Todas as leituras dos transdutores mostram (ii₁) uma variável assimetria, (ii₂) uma predominância de um único componente de meia onda, mas também (ii₃) a presença de componentes com duas ou três meias-ondas.
- (iii) Os valores de δ_{12}^D , δ_{76}^D e δ_W^L são também consideravelmente baixos, sendo a média significativa cerca de 0,13, 0,29 e 0,49 mm, respectivamente.

4.7.2 Configurações deformadas e mecanismo de colapso

Visto que as 17 colunas analisadas compartilham essencialmente a mesma resposta estrutural, uma amostra representativa é tratada nesse item, observando o caminho de equilíbrio e o mecanismo de colapso. Em particular, as características pertinentes da resposta estrutural das colunas são: (i) das 17 colunas submetidas aos testes experimentais, 13 apresentaram modo de falha A-A (abrindo-abrindo), enquanto 4 colunas apresentaram configuração deformada F-F (fechando-fechando); (ii) o mecanismo de colapso é iniciado pela formação de uma “rótula plástica” localizada aproximadamente a 1/3 (ou 3/4) do comprimento L da coluna. Essas características podem ser observadas através da Figura 4.12, ilustrando os valores P vs. Δ (encurtamento axial) relativo à coluna C200x200FF750 e sua evolução da configuração de deformação – as 6 etapas correspondem aos estados de equilíbrio *I* a *VI* indicados na Figura 4.13 (a)-(f). A Figura 4.14 indica as configurações do colapso das colunas testadas experimentalmente, sendo possível visualizar a formação da rótula plástica.

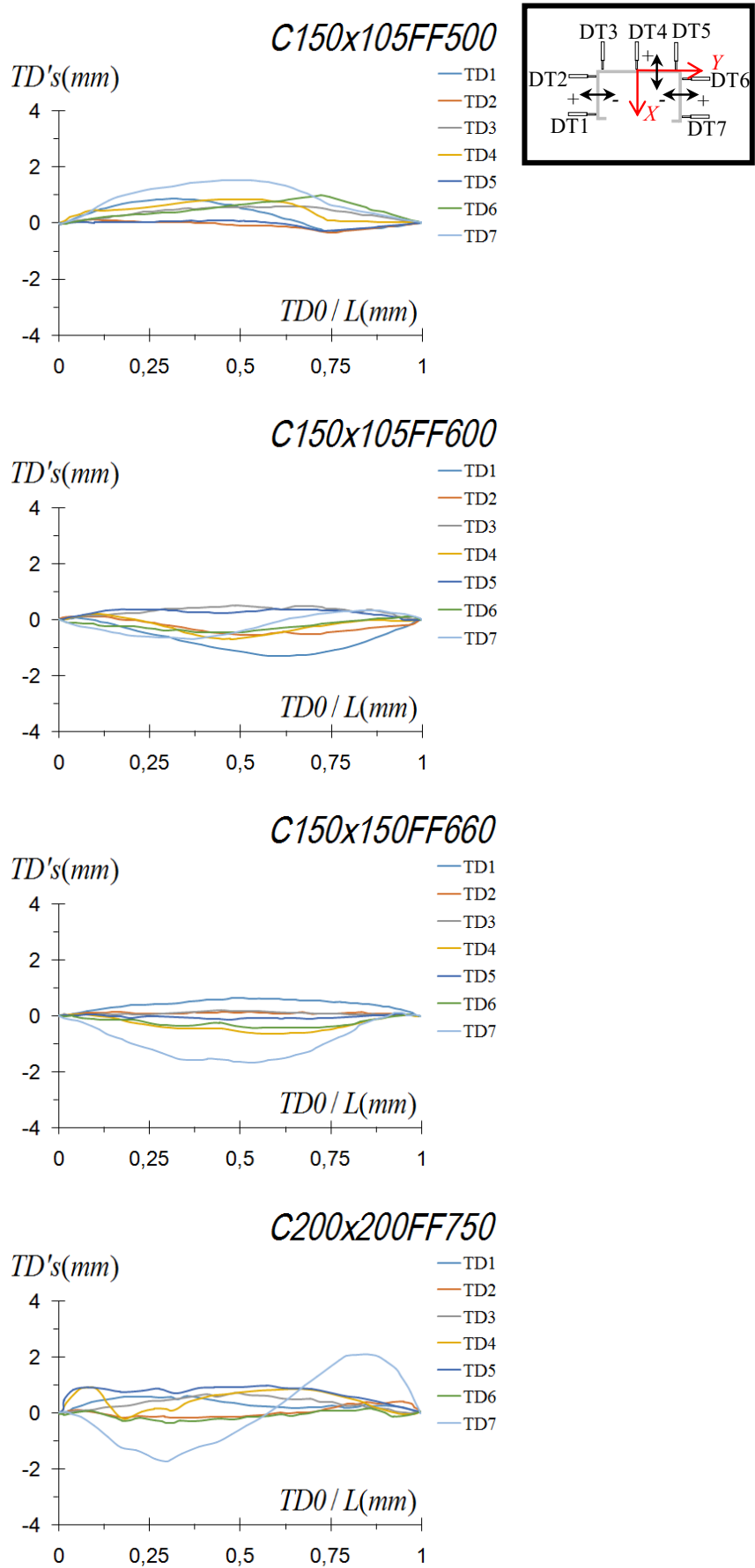


Figura 4.10 - Leitura dos transdutores de deslocamento ($TD's$) nas colunas em função dos deslocamentos iniciais normalizados em relação ao comprimento L ($TD0/L$).

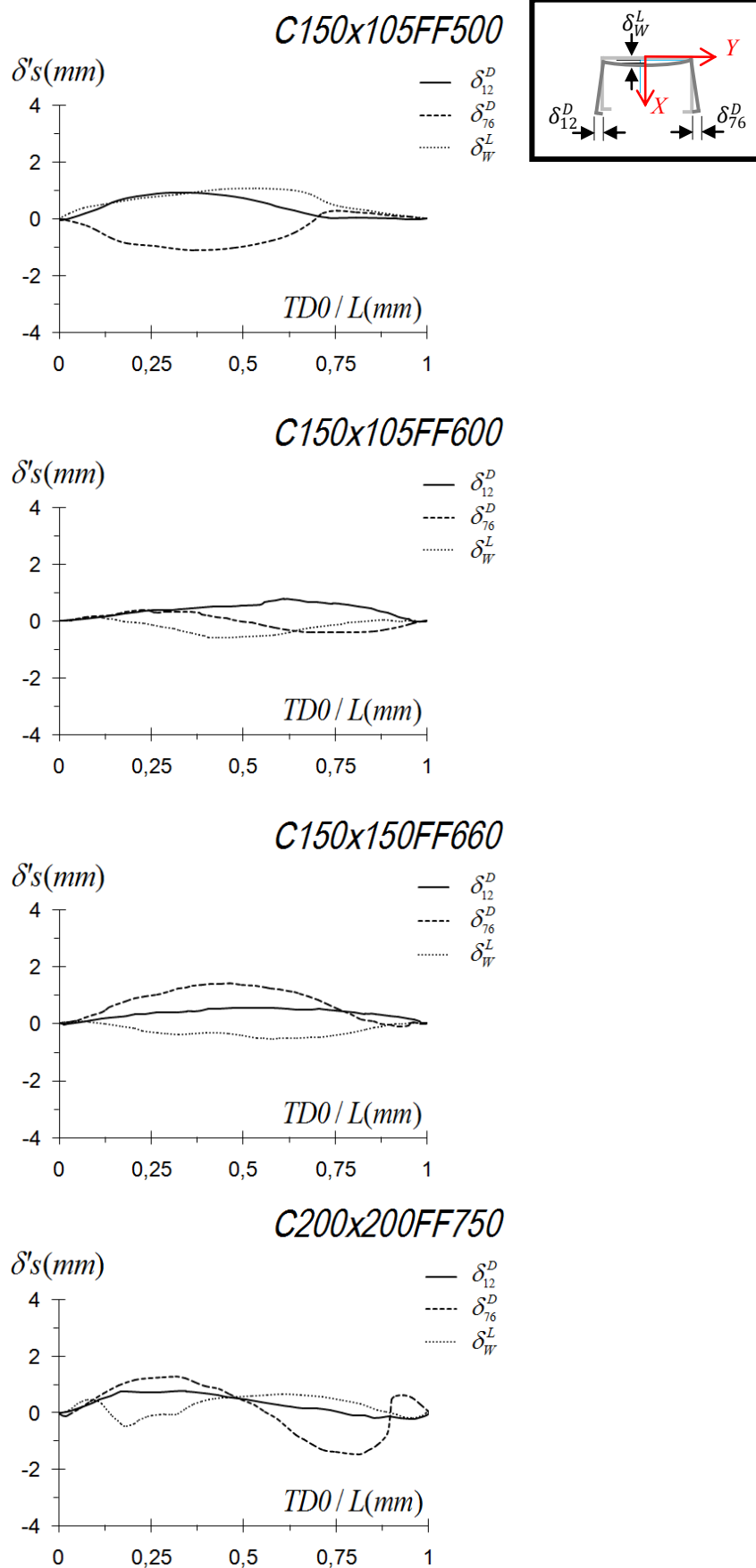


Figura 4.11 - Deslocamentos as mesas (δ_{12}^D e δ_{76}^D) e deformações na alma (δ_W^L) das colunas em função dos deslocamentos iniciais normalizados em relação ao comprimento L ($TD0/L$).

Os resultados encontrados permitem realizar as seguintes observações:

- (i) A evolução da configuração deformada da coluna C200x200FF750 representada através da Figura 4.13 ilustra bem as deformações nas amostras sob o modo de falha distorcional superior a uma meia onda (1 à 3). É observado que nos estágios *I* e *II* (cerca de 50% da força de ruptura) a deformação é praticamente imperceptível, no entanto, após esse intervalo, os deslocamentos são claramente visíveis a olho nu. Os estágios *III* e *IV* descrevem o aumento considerável dos deslocamentos, em função do acréscimo de carregamento aplicado. A força última ocorre no estado *V*, onde deslocamentos visíveis ocorrem na coluna. O estágio *VI* ilustra o descarregamento.
- (ii) Como foi abordado anteriormente, o colapso da coluna ocorre pela formação de “rótulas plásticas” em regiões localizadas próximas a “três-quartos” do comprimento (ver Figura 4.14).

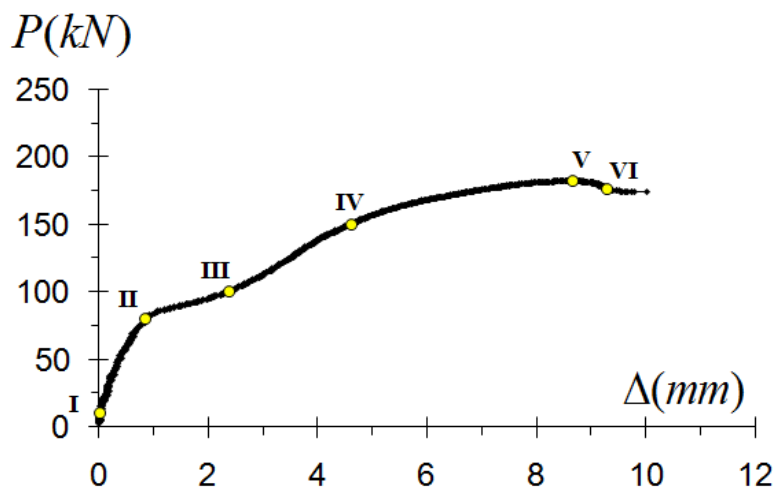


Figura 4.12 – Trajetória de equilíbrio P vs. Δ (em mm) da coluna C200x200FF750.

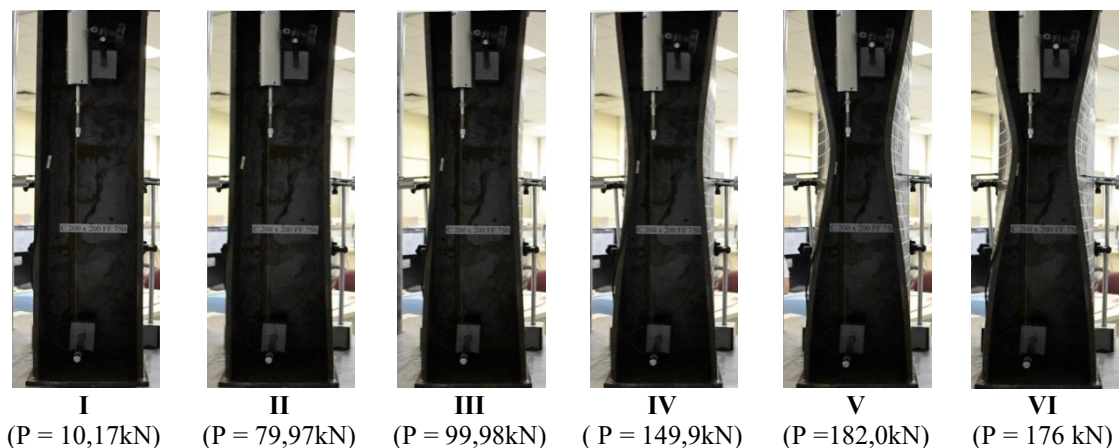
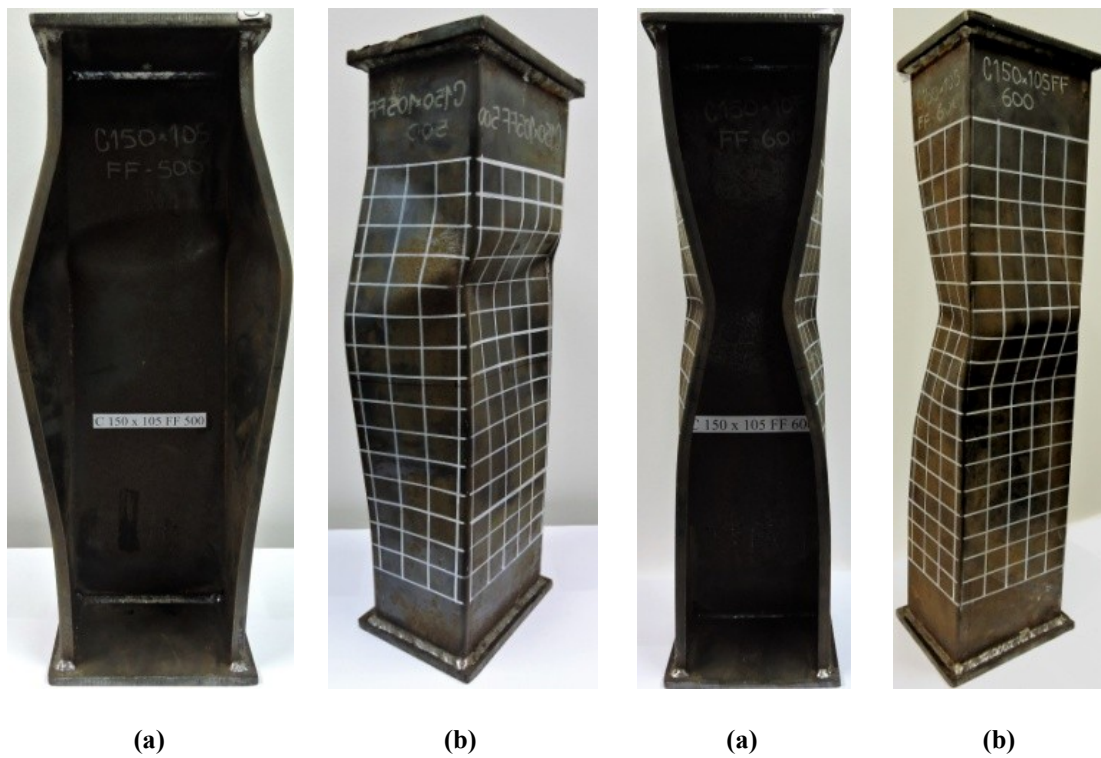
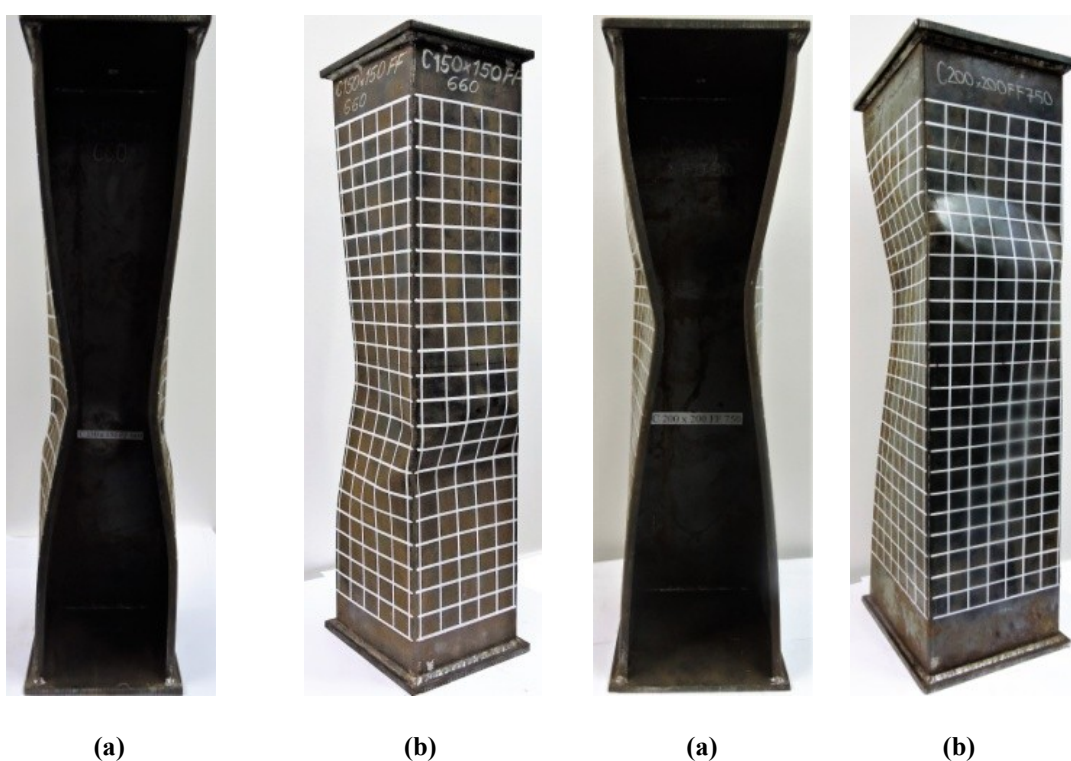


Figura 4.13 - Evolução da configuração de deformação da coluna C200x200FF750.



C150x105FF500

C150x105FF600



C150x150FF660

C200x200FF750

Figura 4.14 - Mecanismos de falha após a remoção da cargas – vistas: (a) frontal e (b) lateral/mesa.

4.7.3 Trajetória de equilíbrio

A Figura 4.15 mostra as trajetórias de equilíbrio obtidas a partir dos ensaios nas colunas C150x105FF500, C150x105FF600, C150x150FF660 e C200x200FF750 relativos à força P aplicada de forma concêntrica na coluna com (i) o encurtamento axial (Δ), (ii) os deslocamentos na mesa (δ_{12}^D) e (iii) as deformações na alma (δ_w^L).

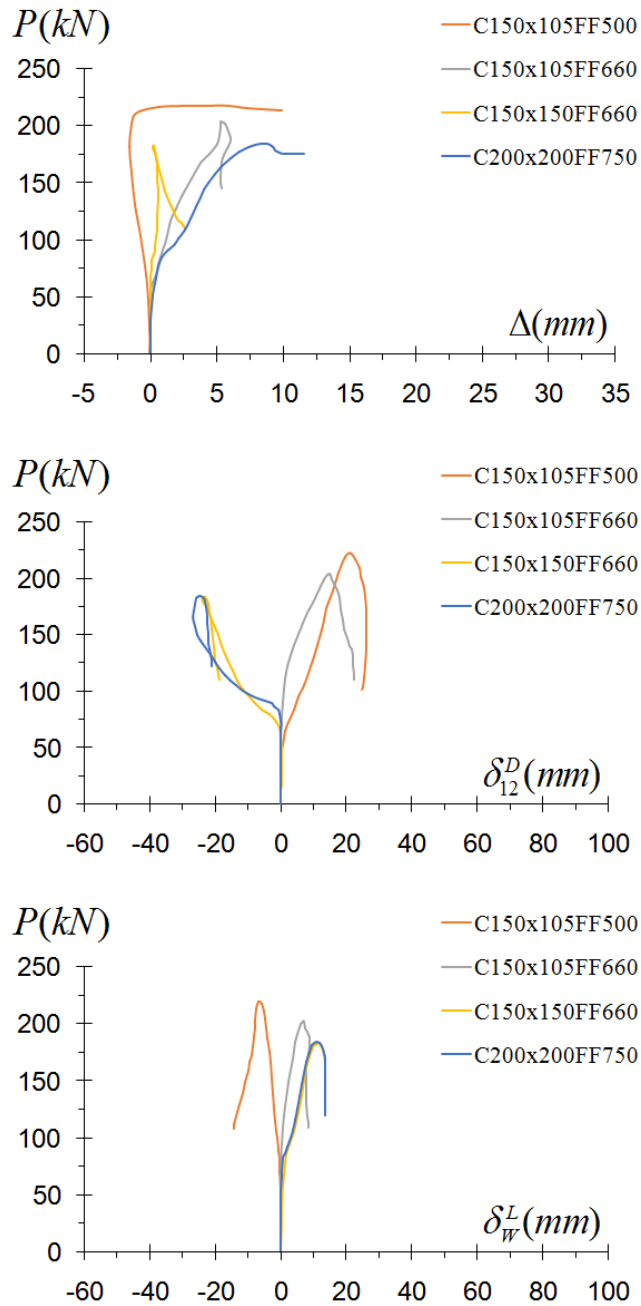


Figura 4.15 - Trajetórias de equilíbrio que relacionam: (a) P vs. Δ , (b) P vs. δ_{12}^D e (c) P vs. δ_w^L .

Os resultados da Figura 4.15 e incluídos no Apêndice A permitem realizar os seguintes comentários:

- (i) As trajetórias de equilíbrio são praticamente lineares e suas inclinações bastante semelhantes até um nível de força ($\approx 25\% P_{u.exp}$). Na fase não linear há uma perda considerável da rigidez devido à preponderância do modo distorcional sobre os demais.
- (ii) Em todas as curvas analisadas a força máxima resistente obtida (ver Tabela 4.5) nos ensaios experimentais ($P_{u.exp}$) é claramente identificada, correspondendo ao pico das trajetórias de equilíbrio.
- (iii) Com relação aos deslocamentos das mesas (δ_{12}^D), eles são maiores que as deformações nas almas (δ_W^L). É válido ressaltar que modo de falha das mesas é simétrico (ver Tabela 4.5), isto é, abrindo-abrindo (A-A) ou fechando-fechando (F-F).
- (iv) Como pode ser observado nos resultados dispostos na Tabela 4.5, a força axial crítica de flambagem distorcional é menor que a força máxima resistente e que a força de escoamento ($P_{cr.D} < P_{u.exp} < P_y$) na maioria das colunas (em dez CP's). As únicas exceções são as colunas C100x70FF400, C100x100FF450, C130x91FF400, C150x105FF500, C150x105FF600, C150x150FF550 e C180x126FF550.

4.7.4 Forças máximas resistentes

A Tabela 4.5 resume os resultados para a (i) força axial crítica de flambagem distorcional ($P_{cr.D.exp}$), a (ii) força máxima resistente ($P_{u.exp}$), a (iii) força de escoamento (P_y), a (iv) relação entre $P_{u.exp} / P_y$ e o (v) modo de falha observado. É importante mencionar que a área A utilizada para a força de escoamento (P_y) corresponde aos valores reais medidos, das seções apresentadas na Tabela 4.2 (os cantos arredondados foram desconsiderados, pois sua influência é mínima) e utilizando $f_y = 420\text{MPa}$ correspondente a média dos valores obtidos através dos ensaios de caracterização das propriedades mecânicas. Os resultados mostrados na Tabela 4.5 permitem os seguintes comentários:

- (i) As forças máximas resistentes ($P_{u.exp}$) são inferiores às forças de escoamento (P_y), o que é de se esperar por sua elevada esbeltez.

- (ii) Observou-se dois modos de falha diferentes: (i_1) abrindo-abrindo (A-A), para a maioria das colunas, e (i_2) fechando-fechando (F-F), apresentado pelas colunas C100x70FF400, C150x105FF600, C150x150FF660 e C200x200FF750.
- (iii) Não foi constatada a presença de interação entre modos (local, global e/ou distorcional), confirmando o modo de falha distorcional “puro”.

Tabela 4.5 - Resultados experimentais: força axial crítica de flambagem distorcional, forças máximas resistentes, força de escoamento e modo de falha observado das colunas.

Colunas	$P_{cr.D. exp}$ (kN)	$P_{u. exp}$ (kN)	P_y (kN)	$\frac{P_{u.exp}}{P_y}$	Modo de Falha
C100x70FF400	398,90	236,92	268,33	0,88	F-F
C100x100FF450	301,04	203,16	334,73	0,60	A-A
C130x91FF400	336,11	237,69	345,83	0,68	A-A
C130x130FF550	206,57	210,44	427,59	0,49	A-A
C130x130FF660	201,75	220,56	432,51	0,50	A-A
C150x105FF500	283,17	216,88	399,52	0,54	A-A
C150x105FF600	244,21	201,07	399,28	0,50	F-F
C150x150FF550	216,75	195,83	495,57	0,39	A-A
C150x150FF660	149,63	180,94	485,76	0,37	F-F
C180x126FF550	225,11	216,24	474,13	0,45	A-A
C180x126FF660	213,82	224,91	483,38	0,46	A-A
C180x180FF700	162,62	196,87	592,30	0,33	A-A
C180x180FF840	137,52	214,06	596,55	0,35	A-A
C200x140FF600	195,85	216,09	526,53	0,41	A-A
C200x140FF720	182,96	213,48	535,11	0,39	A-A
C200x200FF750	135,77	182,08	656,08	0,27	F-F
C200x200FF900	126,42	206,52	657,95	0,31	A-A



4.7.5 Comparação com procedimentos de dimensionamento

Após a realização dos ensaios experimentais, atenção é voltada para comparação dos resultados obtidos frente aos seguintes procedimentos de dimensionamento (ver seção 2.2.3): (i) ABNT NBR 14762:2010 [10] e AISI S100:2016 [16], pelo MRD (ver Eq. (2.6)), (ii) LANDESMANN & CAMOTIM [18], utilizando a condição de extremidade apoiada (*pinned*) e apoiada-engastada (*pinned-fixed*) (ver Eq.(2.8)). Os resultados obtidos para todos os procedimentos estão sumarizados na

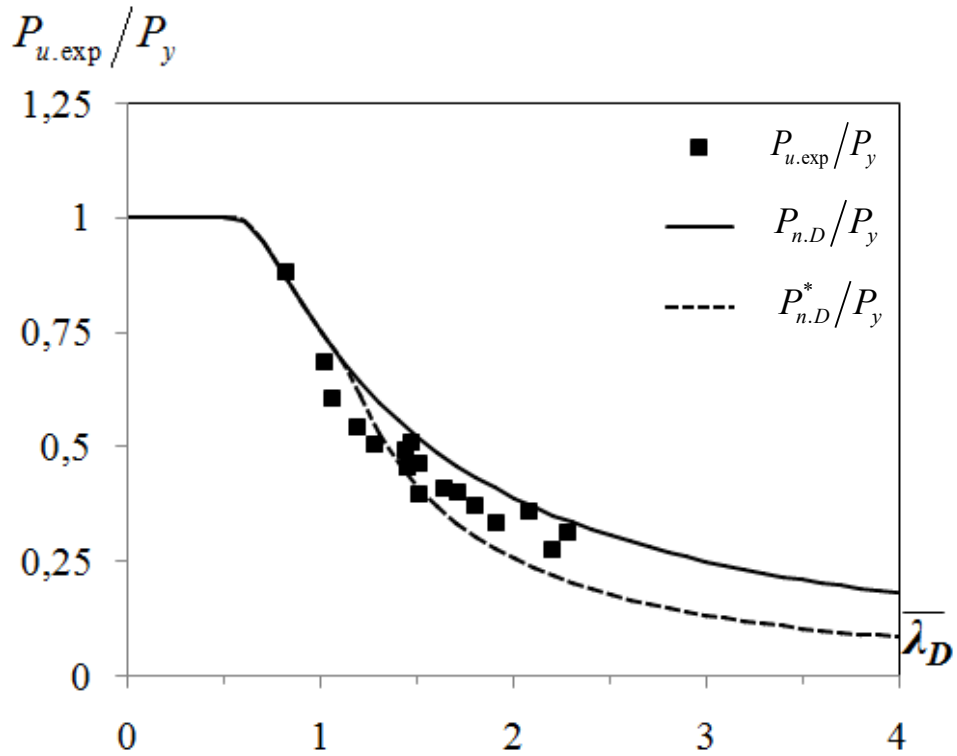
Tabela 4.6. A Figura 4.16 apresentam a comparação entre as forças máximas resistentes obtidas nos ensaios experimentais ($P_{u,exp}$) e os procedimentos para dimensionamento: segundo a (i) ABNT NBR 14762:2010 [10] e AISI S100:2016 [16] e (ii) LANDESMANN & CAMOTIM [18].

Tabela 4.6 - Resultados de resistência última obtidos por meio dos procedimentos de dimensionamento: (i) ABNT NBR 14762:2010[10] e (ii) LANDESMANN & CAMONTIM[18].

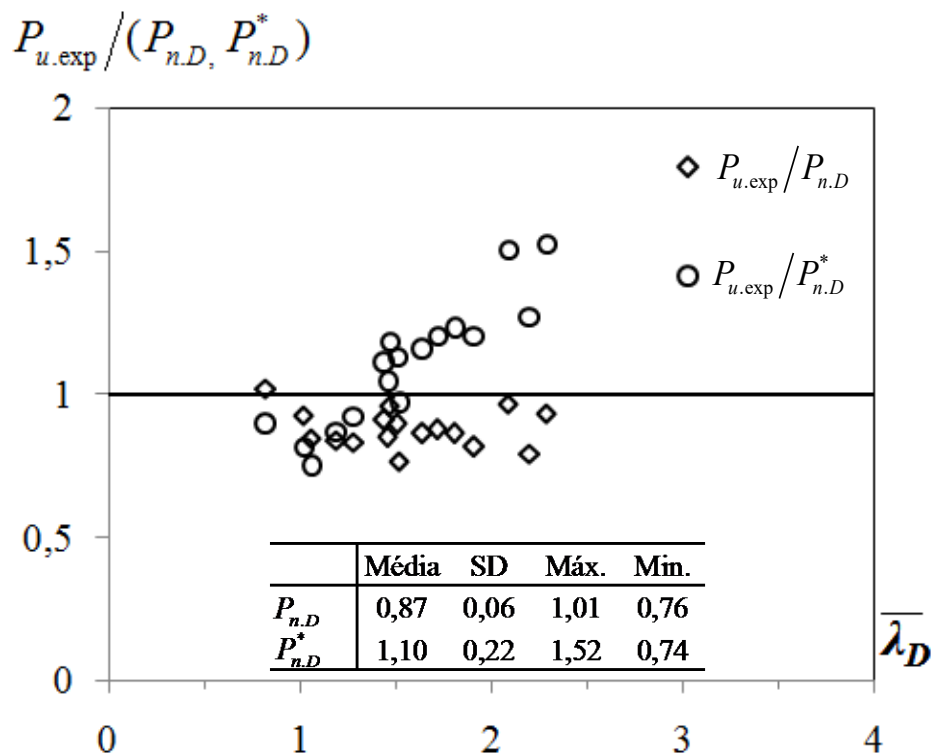
Colunas	$\bar{\lambda}_D$	$P_{n,D}$ (kN)	$P_{n,D}^*$ (kN)
C100x70FF400	0,82	232,44	264,49
C100x100FF450	1,05	240,41	271,72
C130x91FF400	1,01	256,42	290,41
C130x130FF550	1,44	231,70	189,77
C130x130FF660	1,46	230,40	186,24
C150x105FF500	1,19	258,89	248,28
C150x105FF600	1,28	241,95	217,70
C150x150FF550	1,51	255,80	201,91
C150x150FF660	1,80	210,09	147,16
C180x126FF550	1,45	254,76	207,29
C180x126FF660	1,50	250,90	198,87
C180x180FF700	1,91	241,33	163,07
C180x180FF840	2,08	221,69	142,21
C200x140FF600	1,64	250,71	186,90
C200x140FF720	1,71	244,15	176,92
C200x200FF750	2,20	230,19	143,20
C200x200FF900	2,28	221,83	135,20

A análise dos resultados (ver Figura 4.16) permite extrair as seguintes observações:

- (i) O procedimento da ABNT NBR 14762:2010 [10] foi utilizado para estimar a resistência última a flambagem distorcional nas colunas testadas experimentalmente. Através da utilização do MRD (*e.g.*[15]), observa-se que os resultados obtidos ficaram abaixo da curva $P_{n,D}/P_y$ vs. $\bar{\lambda}_D$, o que não era previsto.



(a)



(b)

Figura 4.16 - Comparação entre os resultados experimentais e os procedimentos de dimensionamento: (i) ABNT NBR 14762:2010[10] e (ii) LANDESMANN & CAMONTIM[18].

- (ii) Os valores de resistência última obtidos experimentalmente foram similares aos estimados pelas curvas propostas por LANDESMANN & CAMONTIM [18]. Porém a diferença entre os resultados estimados e experimentais aumentam nas colunas mais esbeltas.

As trajetórias de equilíbrio, as forças máximas resistentes, as configurações deformadas e o mecanismo de colapso fornecem resultados relevantes para a descrição do comportamento das colunas. Porém os resultados de resistência última obtidos experimentalmente apresentaram valores inferiores aos previstos pelas normas ABNT NBR 14762:2010 [10] e AISI S100:2016 [16], em desfavor a segurança. Os valores de resistência última experimentais ficaram mais próximos aos estimados para condição apoiada (*pinned*), o que sugere a possibilidade da existência de certa flexibilidade na ligação de extremidade das colunas. Com a finalidade de explicar as possíveis causas do ocorrido, foi proposta uma investigação numérica no Capítulo 5.

5 Análise Numérica

A presente campanha numérica foi planejada com a finalidade de investigar os valores de resistência última das colunas testadas experimentalmente, por meio da análise de diferentes condições de extremidade do modelo numérico. Os resultados numéricos foram comparados aos procedimentos de dimensionamento previstos pela (i) ABNT NBR 14762:2010 [10] e AISI S100:2016 [16] e (ii) LANDESMANN & CAMOTIM [18].

5.1 Modelo Numérico

A trajetória de equilíbrio e a resistência última de pós-flambagem distorcional das colunas selecionadas foram obtidas por meio de um modelo de análise não linear físico e geométrico de elementos finitos, com emprego de elementos de casca, realizado no código ANSYS [19]. As colunas foram discretizadas em elementos *SHELL181* (conforme nomenclatura do ANSYS: elementos de casca de parede fina com inclusão de deformação de cisalhamento transversal, integração completa, com quatro nós e seis graus de liberdade por nó – ver Figura 5.1) utilizando uma malha de 5mmx5mm. Segundo LANDESMANN e CAMOTIM [18], essas características de malha fornecem resultados precisos para um razoável esforço computacional. As análises foram realizadas por meio de uma técnica de solução incremental-iterativa que combina o Método de Newton-Raphson com uma estratégia de controle de comprimento de arco (*arc-length*).

As condições de contorno do modelo são definidas por chapas infinitamente rígidas, fixas nas extremidades das colunas. Os deslocamentos nos eixos de maior e menor inércia (x e y), as rotações locais e globais, a torção e o empenamento foram restringidos no centroide da seção. O carregamento P é aplicado no centroide da seção, em ambas as extremidades, de forma auto-equilibrante. Além disso, um ponto na seção central ($0,5L$) foi restringindo na direção longitudinal.

Todas as colunas exibem material de comportamento elástico-plástico. O aço utilizado foi o C-EN 10149-2 [70] medido, caracterizado por $\nu=0,3$, módulo de elasticidade $E = 210\text{GPa}$ e tensão de escoamento do aço $f_y = 420\text{ MPa}$.

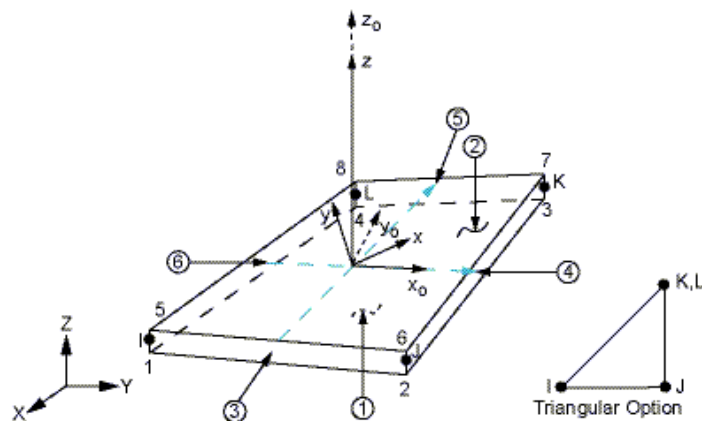


Figura 5.1 - Graus de liberdade por nó do elemento *SHELL181* [14].

Nos modelos desenvolvidos, foi adotado um raio com valor igual à metade da espessura das chapas (isto é, $t=1,325\text{mm}$), sendo utilizados quatro elementos para compor o canto (ver Figura 5.2). A incorporação das imperfeições geométricas iniciais segue as orientações gerais proposta por SCHAFFER & PEKÖZ [42], onde para cada leitura medida pelos transdutores de deslocamento (*TD1-7*) foi realizado um ajuste polinomial, na qual a função de regressão é um polinômio de grau seis (ver Figura 5.3).

A descrição da configuração deformada das colunas foi realizada através da subdivisão do comprimento L em 20 seções idênticas (ver Figura 5.4), onde foram posicionados em cada seção transversal (corrigida pelos polinômios) os *key-points* (numerados de 1 a 25). Para melhor exemplificar o procedimento, pode-se observar novamente a Figura 5.2: (i) as posições dos *key-points* de 1 a 7 são influenciadas pela leitura de *TD1* na direção Y e por *TD3* na direção X , (ii) as posições dos *key-points* de 8 até 12 são influenciadas pela leitura de *TD2* na direção Y e por *TD3* em X e (iii) a posição do *key-point* 13 é influenciada apenas pelo *TD4* na direção X (para a criação da seção transversal deformada, as correções das posições nos *key-points* levam em consideração as convenções de leitura dos *TD's* e do sistema de coordenadas, com mesma direção dos *TD's* coincidindo somente para os casos *TD6* e *TD7*).

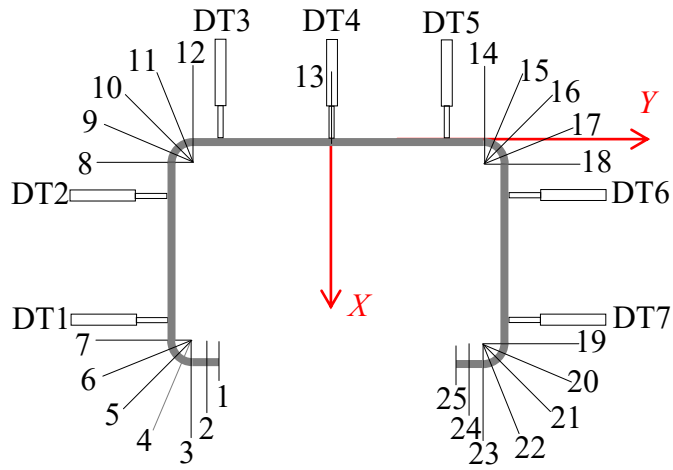


Figura 5.2 – Posicionamento dos *key-points* utilizados para descrever a configuração deformada das colunas.

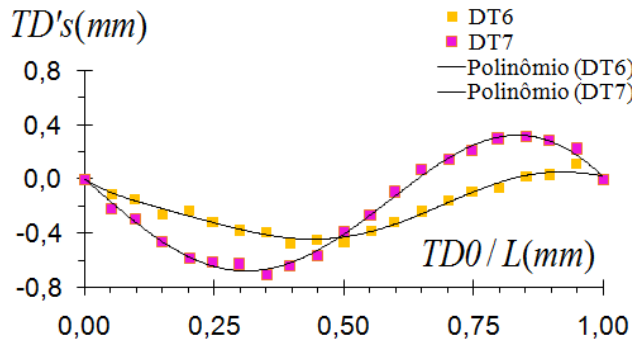
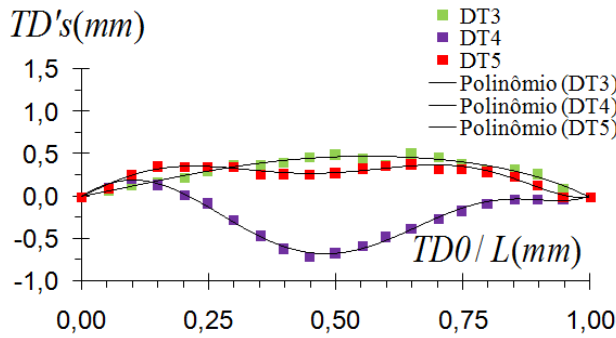
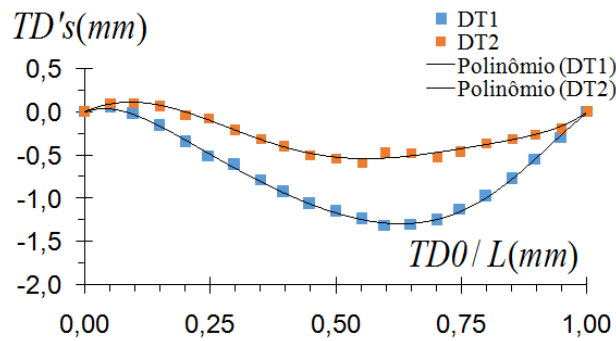


Figura 5.3 - Regressão polinomial realizada para incorporação das imperfeições geométricas.

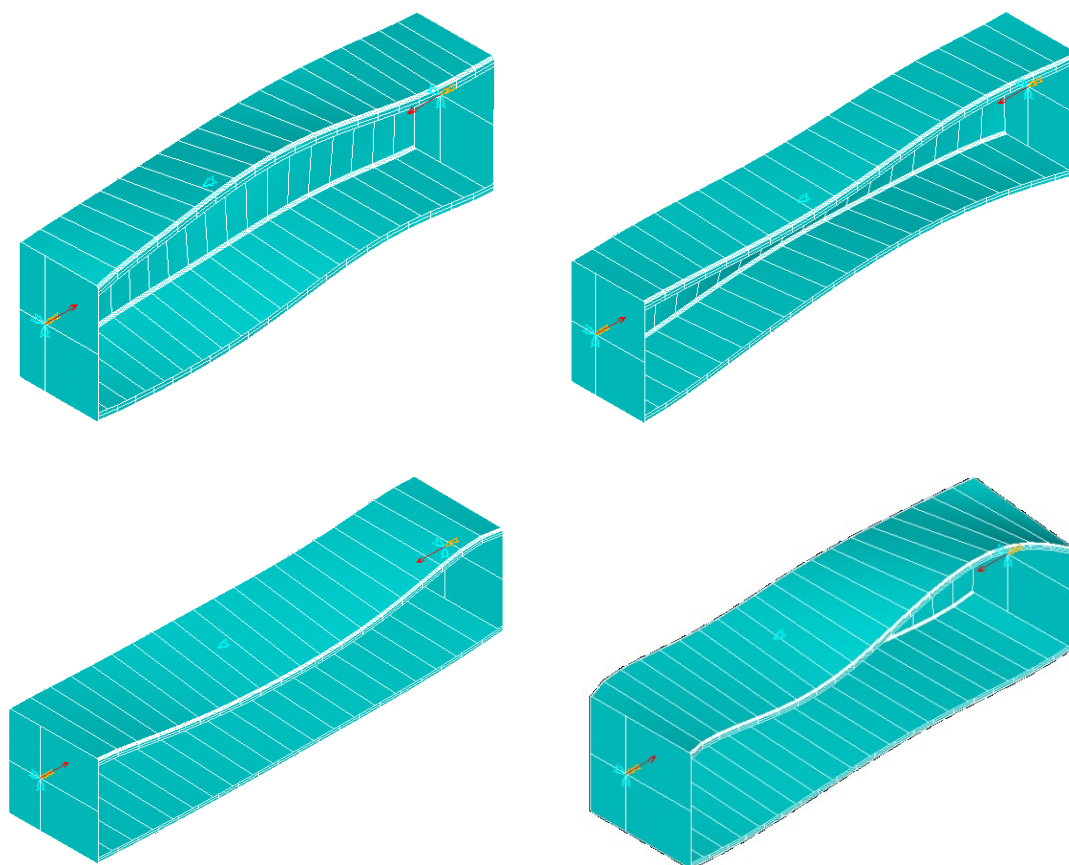


Figura 5.4 - Geometria da coluna C150x105FF500, C150x105FF600, C150x150FF660 e 200x200FF750 considerando a leitura das imperfeições iniciais escalonadas por um fator 20.

5.2 Validação numérica de colunas fixas

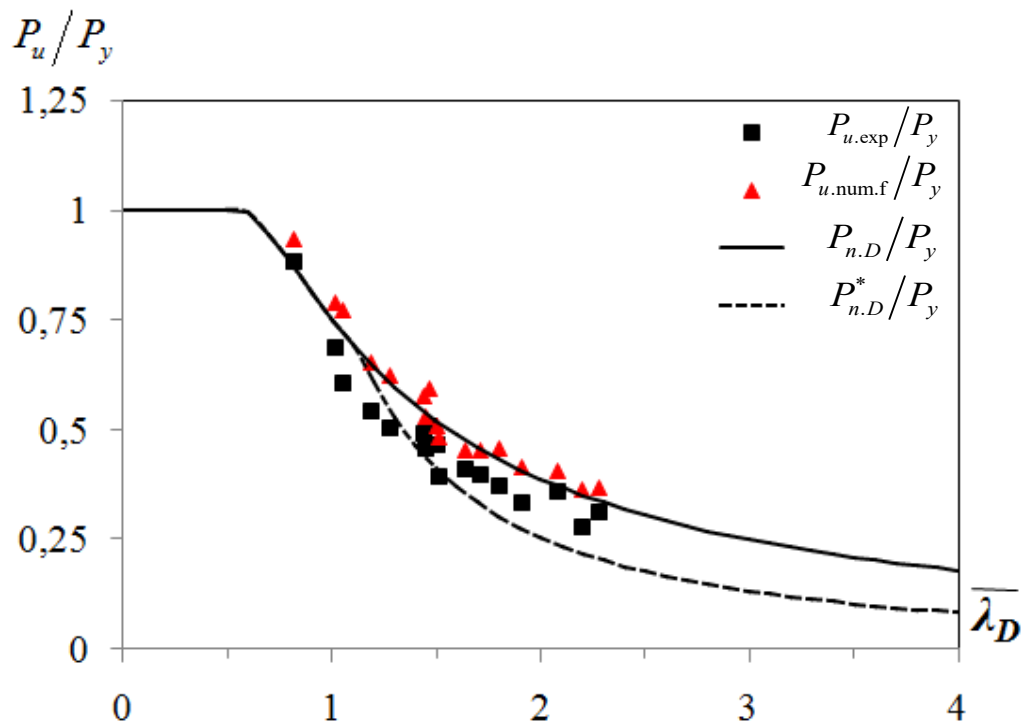
Nessa seção é apresentado o estudo de validação numérica via ANSYS [19] das colunas testadas experimentalmente. A Tabela 5.1 compara os resultados experimentais de resistência última ($P_{u.exp}$) relatados na seção 4.7.4 e os valores fornecidos pela análise não linear física e geométrica coluna ($P_{u.num.f}$) na validação dos resultados. Para a análise sob a condição de extremidade fixa foram restringidos os deslocamentos nos eixos de maior e menor inércia (x e y), as rotações locais e globais, a torção e o empenamento no centroide da seção, e foram utilizadas chapas rígidas nas extremidades ($10xt$) do modelo. Na Figura 5.5 (a)-(c) está descrita a comparação entre os valores de resistência última experimentais, numéricos e os procedimentos de dimensionamento com base no MRD.

A análise dos resultados obtidos permite extrair as seguintes observações:

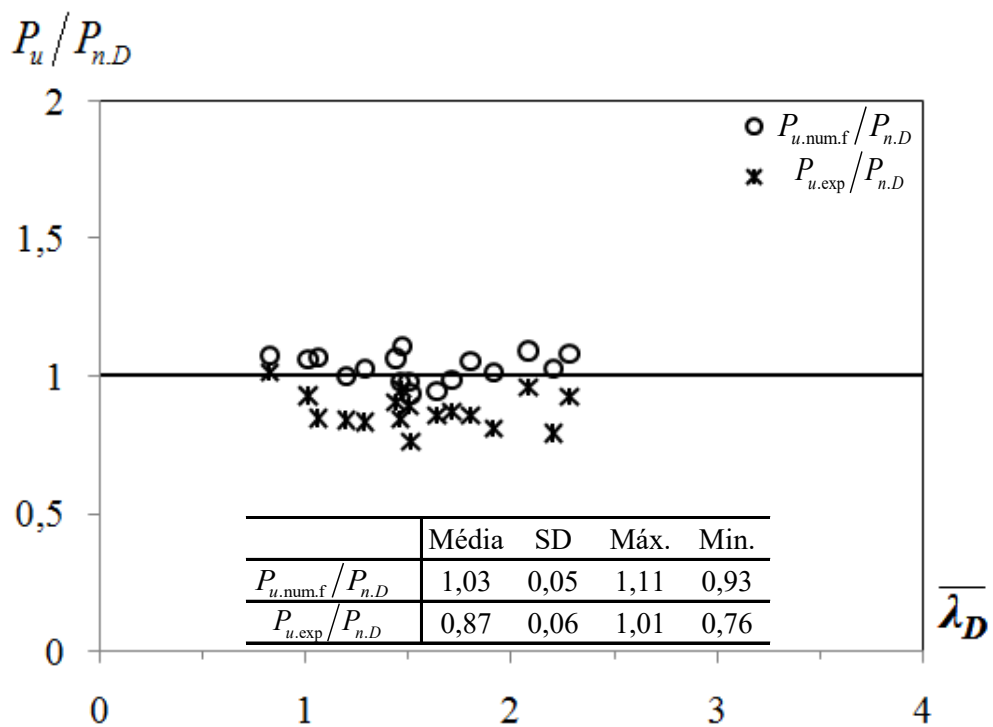
- (i) Através da utilização do Método da Resistência Direta (MRD) (*e.g.* [15]), observa-se que os resultados obtidos para os modelos numéricos na condição de extremidade fixa não convergiram com os experimentais, ficando em sua maioria exatamente sob a curva $P_{n.D} / P_y$ vs. $\bar{\lambda}_D$ (ver Figura 5.5(a)).
- (ii) Segundo LANDESMANN & CAMOTIM [18], a atual curva para estimativa de resistência última do MRD é capaz de prever (com segurança e precisão) colunas com extremidade fixa. Neste sentido, os resultados experimentais necessitam de investigação numérica com variação das condições de extremidade, visto que uma certa flexibilidade nas condições de apoio utilizadas nos testes experimentais foi observada (conforme descrito na seção 4.7.5). Esta hipótese foi reiterada após a tentativa de validação do modelo com condição de extremidade fixa.

Tabela 5.1 – Colunas testadas experimentalmente e comparadas com os resultados numéricos obtidos para condição de extremidade fixa.

Colunas	$P_{cr.D.exp}$ (kN)	P_y (kN)	$P_{u.exp}$ (kN)	$\frac{P_{u.exp}}{P_y}$	$P_{u.num.f}$ (kN)	$\frac{P_{u.num.f}}{P_y}$	$\frac{P_{u.exp} - P_{u.num.f}}{P_{u.exp}}$	$\bar{\lambda}_D$
C100x70FF400	398,90	268,33	236,93	0,88	250,82	0,93	-5.86%	0,82
C100x100FF450	301,04	334,74	203,16	0,61	258,20	0,77	-27.09%	1,05
C130x91FF400	336,11	345,84	237,70	0,69	272,96	0,79	-14.83%	1,01
C130x130FF550	206,57	427,59	210,45	0,49	246,12	0,57	-16.94%	1,44
C130x130FF660	201,75	432,52	220,57	0,51	256,42	0,59	-16.26%	1,46
C150x105FF500	283,17	399,53	216,89	0,54	260,44	0,65	-20.08%	1,19
C150x105FF600	244,21	399,29	201,08	0,50	249,51	0,62	-24.09%	1,28
C150x150FF550	216,75	495,58	195,84	0,40	238,79	0,48	-21.93%	1,51
C150x150FF660	149,63	485,77	180,95	0,37	222,62	0,46	-23.03%	1,80
C180x126FF550	225,11	474,13	216,25	0,46	250,86	0,53	-16.01%	1,45
C180x126FF660	213,82	483,39	224,92	0,47	246,34	0,51	-9.52%	1,50
C180x180FF700	162,62	592,30	196,88	0,33	245,92	0,42	-24.91%	1,91
C180x180FF840	137,52	596,55	214,07	0,36	241,65	0,41	-12.88%	2,08
C200x140FF600	195,85	526,54	216,09	0,41	237,73	0,45	-10.01%	1,64
C200x140FF720	182,96	535,12	213,49	0,40	242,27	0,45	-13.48%	1,71
C200x200FF750	135,77	656,09	182,08	0,28	237,36	0,36	-30.36%	2,20
C200x200FF900	126,42	657,96	206,53	0,31	240,73	0,37	-16.56%	2,28

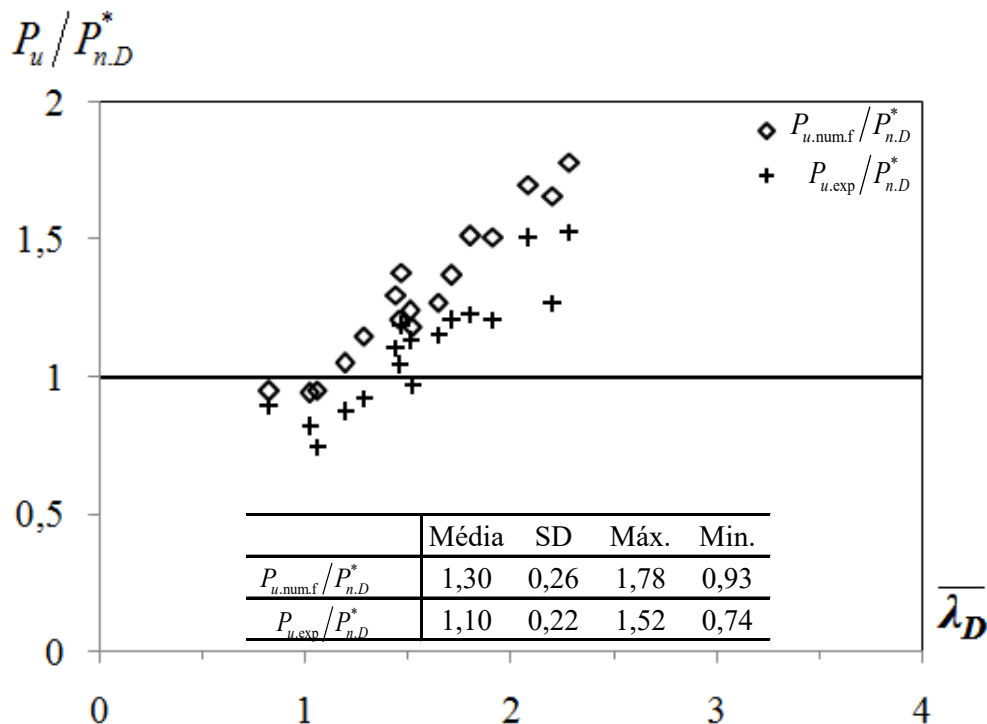


(a)



(b)

Figura 5.5 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos com os procedimentos de dimensionamento previstos na ABNT NBR 14762:2010 [10] e com a alteração na curva proposta por LANDESMANN & CAMOTIM [18] (figura continua na página seguinte).



(c)

Figura 5.5 - Comparação entre os resultados experimentais e numéricos com os procedimentos de dimensionamento previstos na ABNT NBR 14762:2010 [10] e com a alteração na curva proposta por LANDESMANN & CAMOTIM [18].

5.3 Validação numérica de colunas parcialmente fixas

A partir dos resultados de resistência última obtidos experimentalmente e da posterior comparação com os procedimentos de dimensionamentos previstos pelas normas ABNT NBR 14762:2010 [10] e AISI S100:2016 [16] (ver seção 4.7.5), foi observado a possível ocorrência de algum tipo de flexibilidade nas ligações de extremidade das colunas, confirmada pela posterior validação numérica desenvolvida na seção 5.2. Neste sentido, com a finalidade de entender o comportamento estrutural desses perfis, foram inseridas no modelo numérico duas molas de torção *COMBIN39* (ver Figura 5.6) no centroide da seção transversal das colunas.

Para a condição de extremidade parcialmente fixa foram (i) restringidos os deslocamentos em x e y , assim como a rotação em torno do eixo z , (ii) inseridas duas molas de torção no centroide da seção transversal das colunas, liberando as rotações em x e y , e utilizadas (iii) chapas infinitamente rígidas ($50x t$) no modelo. O valor da rigidez k das molas, encontrado pelo método da “tentativa e erro” para cada coluna analisada

(respeitando as limitações existentes no modelo desenvolvido, visto que a partir de um determinado valor de k para cada coluna, a resistência última obtida permanecia constante), está descrito na Tabela 5.2. Na Figura 5.7 está descrita a comparação entre os valores de resistência última experimentais, numéricos e os procedimentos de dimensionamento com base no MRD (e.g.[15]).

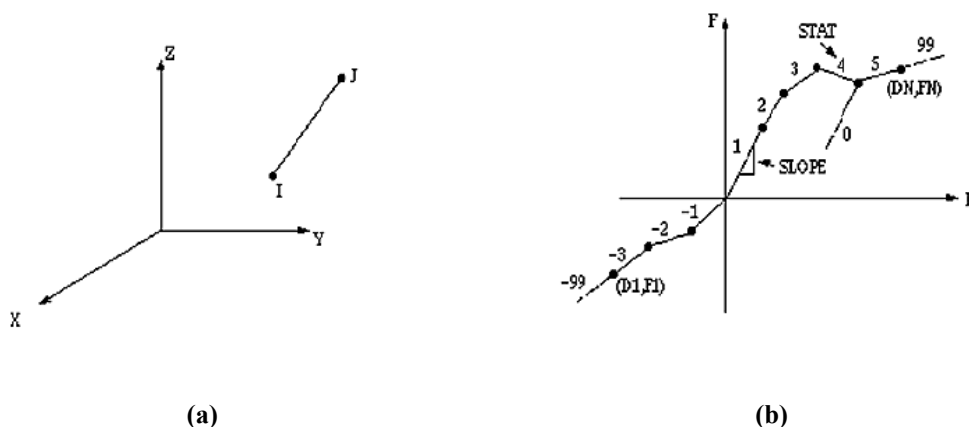
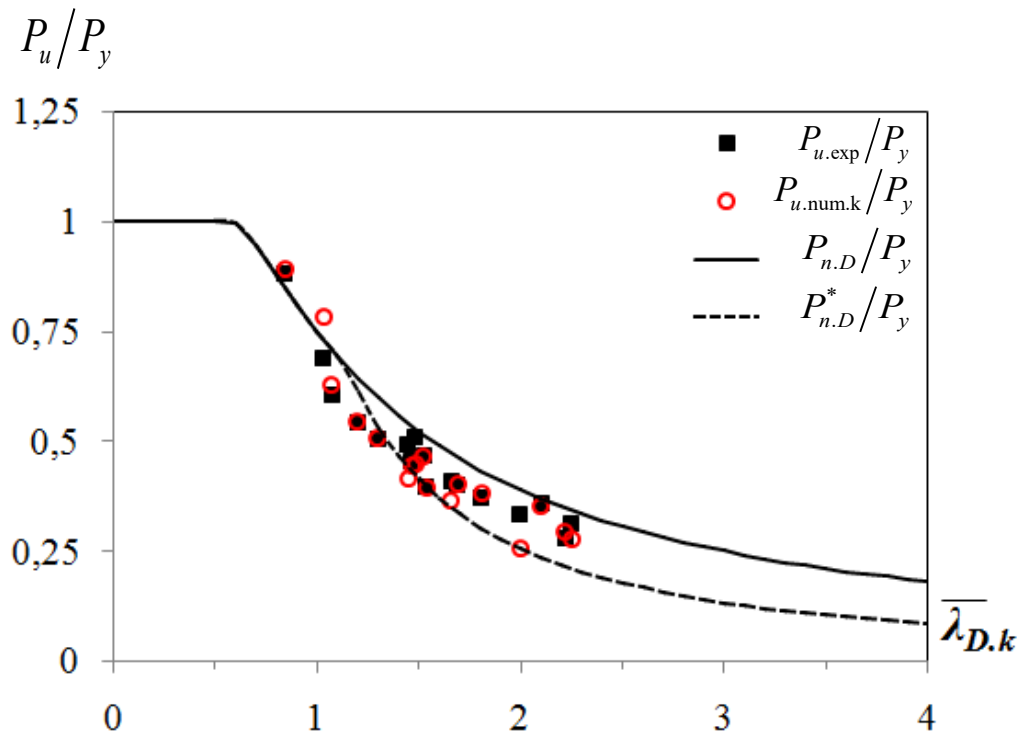


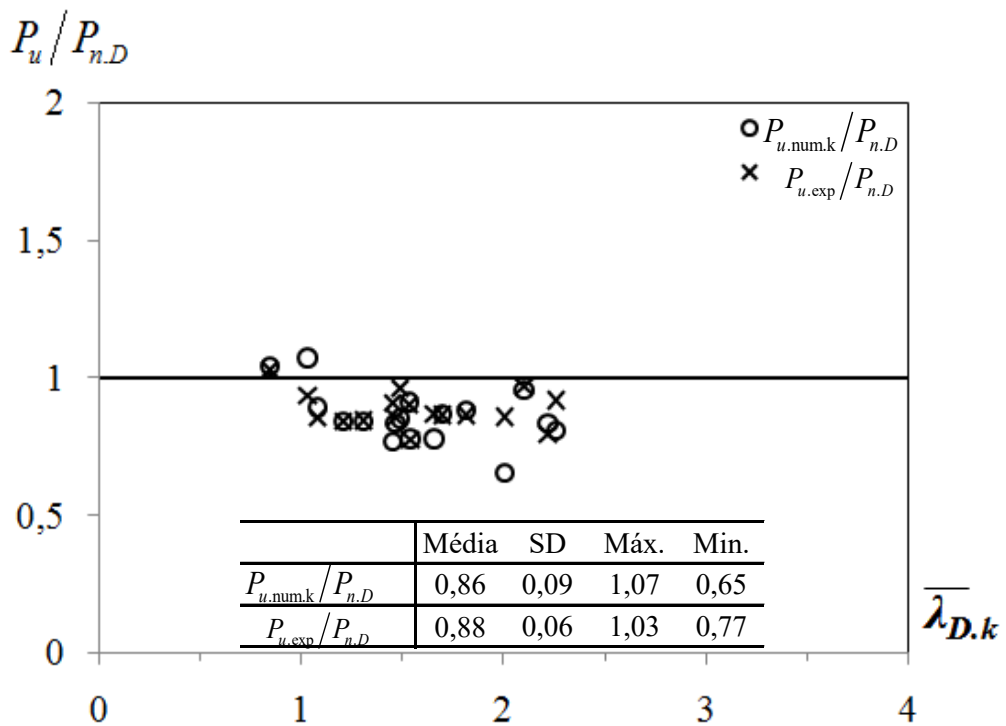
Figura 5.6 - elemento *COMBIN39*: (a) coordenadas e (b) rigidez [14].

Tabela 5.2 – Colunas testadas experimentalmente e comparadas com os resultados numéricos obtidos com condição de extremidade parcialmente fixa.

Colunas	$P_{cr,D,k}$ (kN)	P_y (kN)	$P_{u,exp}$ (kN)	k (kN.cm/rad)	$P_{u,num,k}$ (kN)	$\frac{P_{u,exp} - P_{u,num,k}}{P_{u,exp}}$	$\bar{\lambda}_{D,k}$
C100x70FF400	381,44	268,33	236,93	0,1	239,19	-0,96%	0,84
C100x100FF450	290,76	334,74	203,16	0,1	210,57	-3,65%	1,07
C130x91FF400	326,12	345,84	237,70	0,1	271,04	-14,03%	1,03
C130x130FF550	205,08	427,59	210,45	60900	177,72	15,6%	1,44
C130x130FF660	197,25	432,52	220,57	10800	193,17	12,42%	1,48
C150x105FF500	277,71	399,53	216,89	0,1	216,9	-0,01%	1,20
C150x105FF600	237,21	399,29	201,08	7000	201,9	-0,41%	1,30
C150x150FF550	209,71	495,58	195,84	20000	195,31	0,27%	1,54
C150x150FF660	149,04	485,77	180,95	40000	185,73	-2,64%	1,81
C180x126FF550	220,78	474,13	216,25	100000	211,08	2,39%	1,47
C180x126FF660	208,66	483,39	224,92	60000	225,42	-0,22%	1,52
C180x180FF700	148,80	592,30	196,88	99000	151,21	23,20%	2,00
C180x180FF840	135,18	596,55	214,07	70000	211,05	1,41%	2,10
C200x140FF600	192,08	526,54	216,09	115000	192,47	10,93%	1,66
C200x140FF720	187,71	535,12	213,49	53510	215,63	-1,00%	1,69
C200x200FF750	133,39	656,09	182,08	40000	191,57	-5,21%	2,22
C200x200FF900	130,16	657,96	206,53	185000	183,2	11,30%	2,25

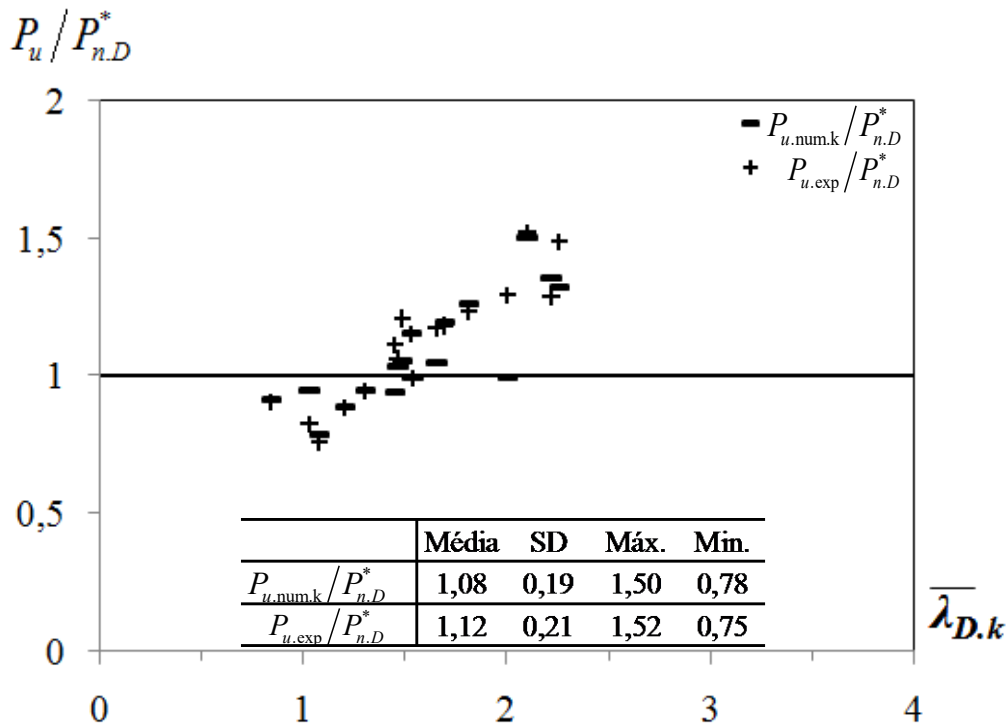


(a)



(b)

Figura 5.7 - Comparação entre os resultados experimentais e numéricos com os procedimentos de dimensionamento previstos na ABNT NBR 14762:2010 [10] e com a alteração na curva proposta por LANDESMANN & CAMOTIM [18] (figura continua na página seguinte).



(c)

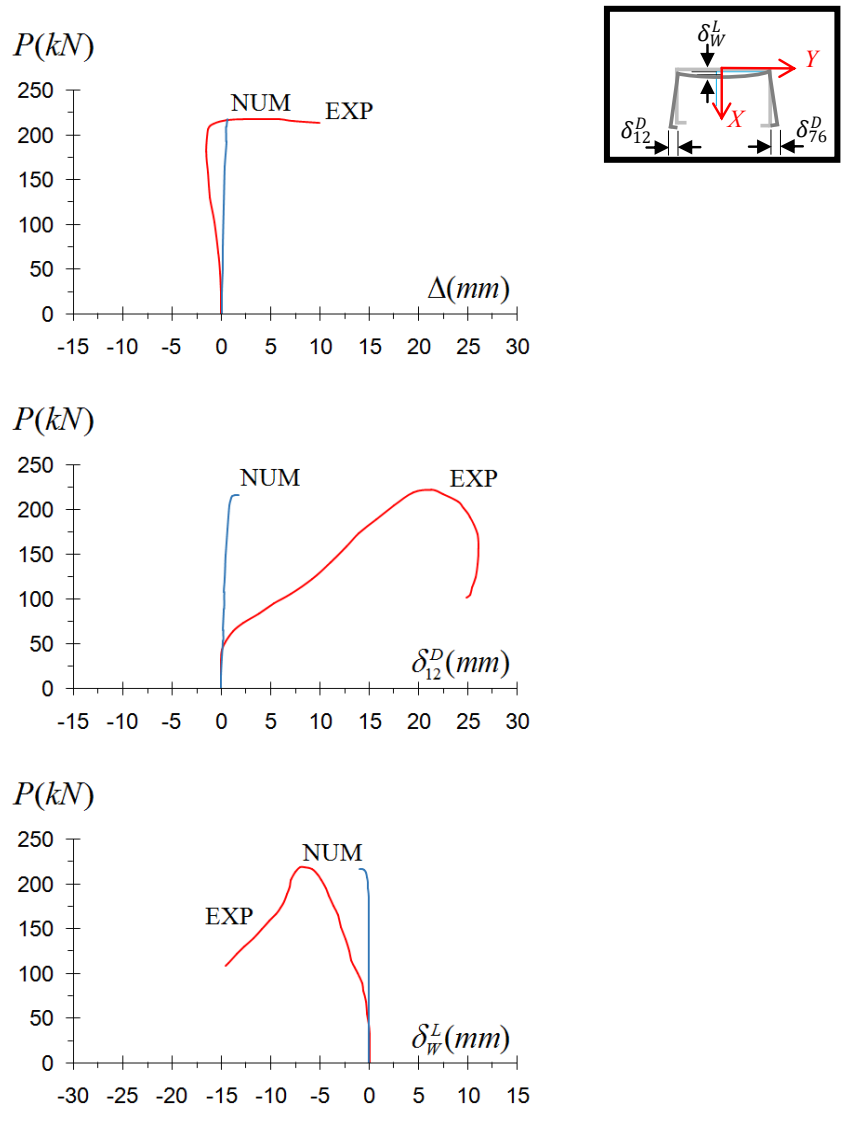
Figura 5.7 - Comparação entre os resultados experimentais e numéricos com os procedimentos de dimensionamento previstos na ABNT NBR 14762:2010 [10] e com a alteração na curva proposta por LANDESMANN & CAMOTIM [18].

Através da utilização do MRD (e.g.[15]), observa-se que os resultados obtidos para os modelos numéricos na condição de extremidade parcialmente fixa convergiram em sua maioria com os experimentais, ficando mais próximos das curvas $P_{n,D}^* / P_y$ vs. $\bar{\lambda}_D$ propostas por LANDESMANN & CAMOTIM [18]. É interessante ressaltar que onze colunas apresentaram diferença percentual entre os valores $P_{u,exp}$ e $P_{u,num.k}$ inferiores a 10%, sendo considerados resultados bastante satisfatórios.

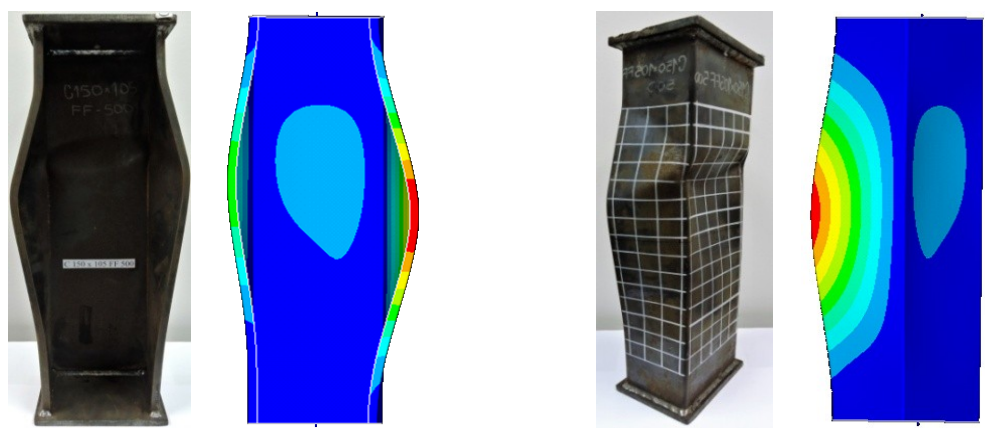
Assumindo-se que as colunas consideradas nesse estudo de validação deveriam apresentar respostas estruturais semelhantes (isto é, diferença percentual entre os valores $P_{u,exp}$ e $P_{u,num.k}$ inferiores a 10%, modos de falha e trajetórias de equilíbrio similares aos resultados experimentais) foram considerados validados quatro casos: C150x105FF500, C150x105FF600, C150x150FF660 e C200x200FF750. Os resultados individuais dessas colunas são apresentados e discutidos a seguir.

- (i) A maior diferença percentual entre os valores $P_{u,exp}$ e $P_{u,num.k}$ validados foi de 5,21%, encontrado na coluna C200x200FF750.

- (ii) As trajetórias de equilíbrio experimentais e numéricas apresentaram comportamentos semelhantes (ver Figura 5.8 à Figura 5.11). No entanto, é importante notar a ocorrência de uma maior ductilidade nos resultados experimentais. Essas diferenças entre as trajetórias estão relacionadas aos seguintes fatores: (ii₁) o controle de deslocamento realizado pela MEU não detém a precisão de monitoramento equivalente as simulações numéricas, fornecendo resultados conservadores a respeito da ductilidade do material anteriormente a falha e (ii₂) os transdutores de deslocamento “escorregam” durante os testes experimentais, devido ao movimento de corpo rígido da seção transversal média, o que significa que os deslocamentos medidos não se referem exatamente aos mesmos pontos ao longo do comprimento L de uma coluna.
- (iii) Com relação aos mecanismos de falha, os modelos numéricos foram capazes de descrever com precisão o modo de falha distorcional. A coluna C150X105FF500 apresentou modo de falha A-A (abrindo-abrindo), com uma semi-onda simétrica. Em contrapartida, nas colunas C150x105FF600, C150x150FF660 e C200x200FF900 foram apresentados modos de falha F-F (fechando-fechando).
- (iv) As molas de torção utilizadas na validação dos resultados foram de fundamental importância para constatar a flexibilidade existente na condições de apoio fixa.
- (v) Após a validação dos resultados, é possível concluir que os modelos numéricos são capazes de descrever com boa precisão o comportamento não linear físico e geométrico na pós-flambagem e a resistência última dessas colunas.

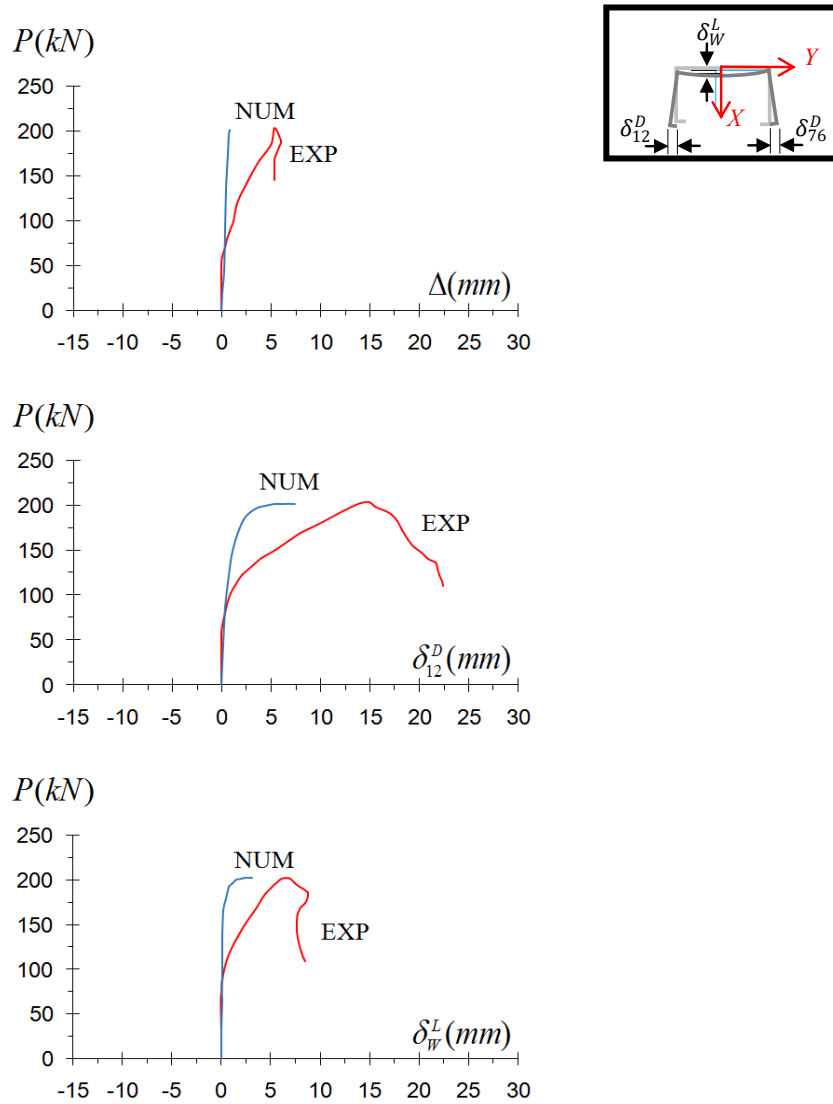


(a)

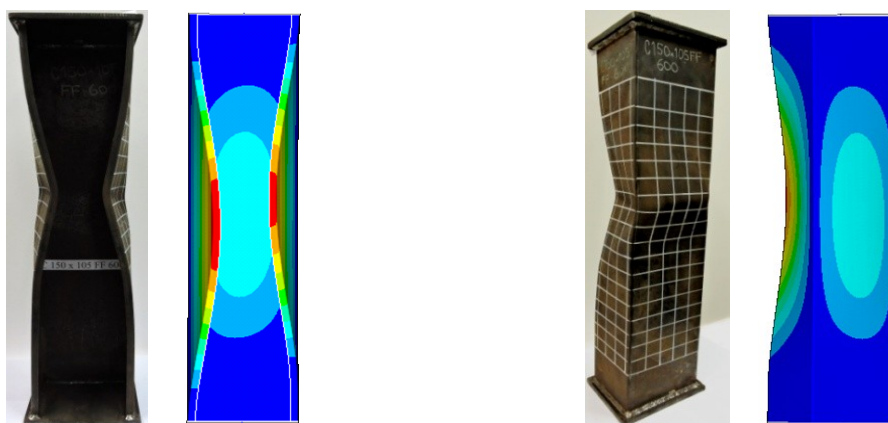


(b)

Figura 5.8 - C150x105FF500 coluna experimental e numérica (a) trajetórias de equilíbrio que relacionam P ao encurtamento axial Δ , aos deslocamentos distorcionais na mesa (δ_{12}^D) e a deformação na alma (δ_w^L), e (b) mecanismo de falha das amostras testadas experimentalmente após a remoção de carga e o numérico – vistas frontal e lateral/mesa.

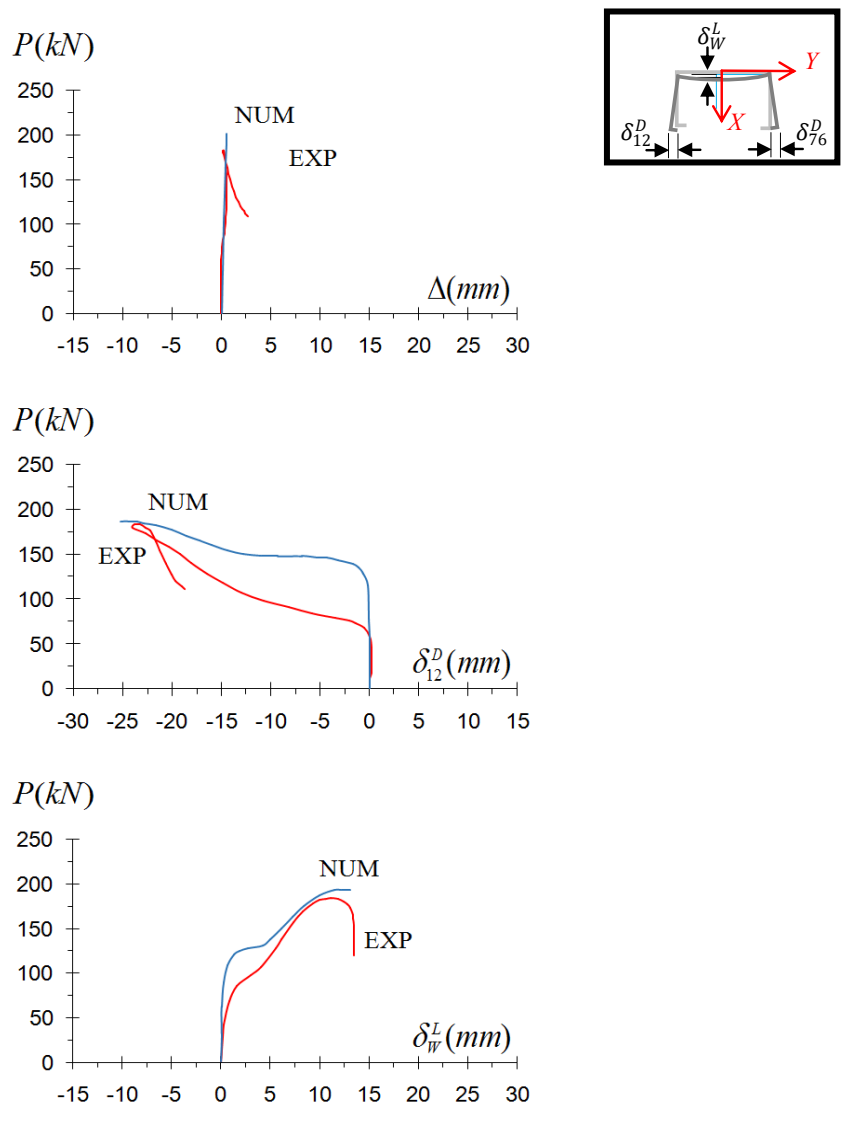


(a)

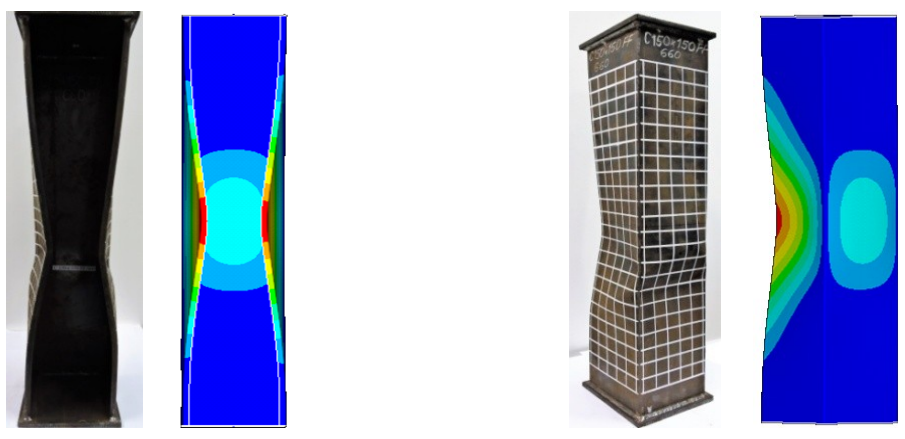


(b)

Figura 5.9 - C150x105FF600 coluna experimental e numérica (a) trajetórias de equilíbrio que relacionam P ao encurtamento axial Δ , aos deslocamentos distorcionais na mesa (δ_{12}^D) e a deformação na alma (δ_w^L), e (b) mecanismo de falha das amostras testadas experimentalmente após a remoção de carga e o numérico – vistas frontal e lateral/mesa.

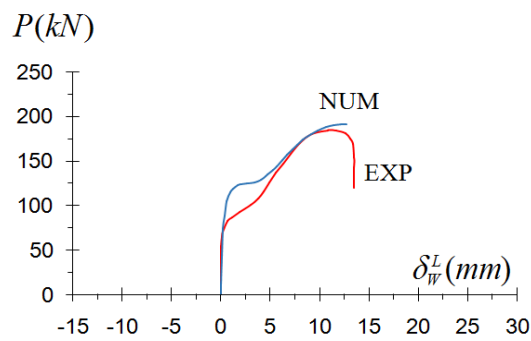
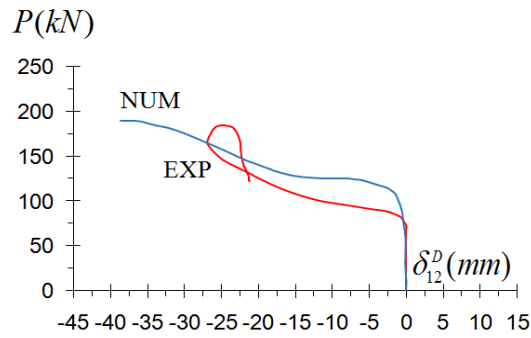
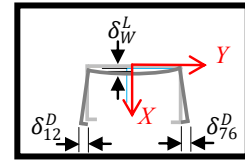
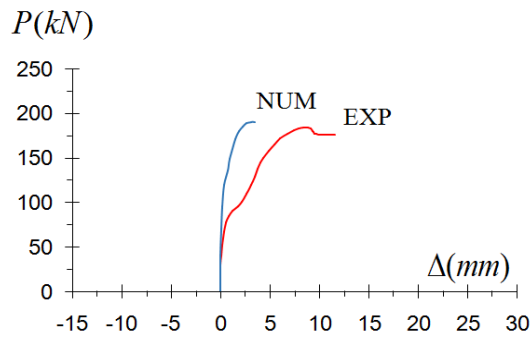


(a)

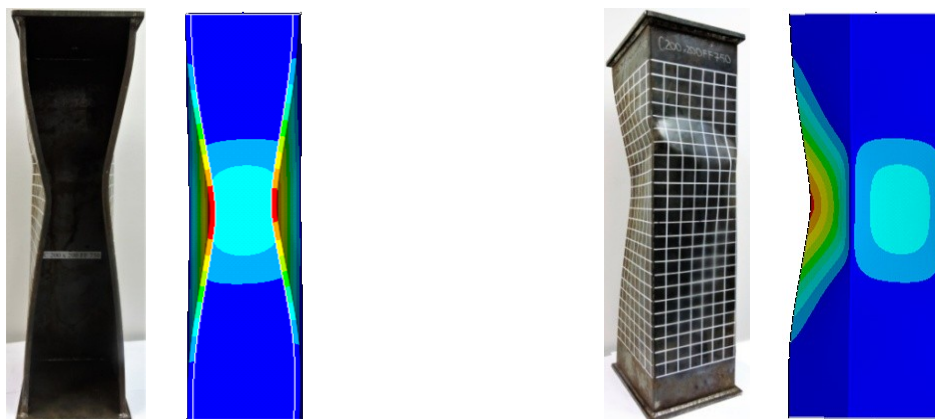


(b)

Figura 5.10 - C150x150FF660 coluna experimental e numérica (a) trajetórias de equilíbrio que relacionam P ao encurtamento axial Δ , aos deslocamentos distorcionais na mesa (δ_{12}^D) e a deformação na alma (δ_w^L), e (b) mecanismo de falha das amostras testadas experimentalmente após a remoção de carga e o numérico – vistas frontal e lateral/mesa.



(a)



(b)

Figura 5.11 – C200x200FF750 coluna experimental e numérica (a) trajetórias de equilíbrio que relacionam P ao encurtamento axial Δ , aos deslocamentos distorcionais na mesa (δ_{12}^D) e a deformação na alma (δ_w^L), e (b) mecanismo de falha das amostras testadas experimentalmente após a remoção de carga e o numérico – vistas frontal e lateral/mesa.

Uma soldagem incorreta entre seções transversais extremas das colunas e as chapas rígidas foi realizada. O resultado desse procedimento foi o arqueamento das chapas, resultado da ausência de atrito entre os PFF e a Máquina de Ensaio Universal (MEU). Dessa forma, foi constatada uma flexibilidade (folga) nas ligações de extremidade das colunas. A condição de apoio engastada (*fixed*), prevista inicialmente para os testes experimentais, funcionou mais próxima a condição de extremidade rotulada, confirmada pela validação do modelo numérico após a inserção de molas de torção no centroide das seções extremas dos perfis.

A compilação dos resultados experimentais e numéricos de resistência última das colunas permitiu avaliar a atual curva de dimensionamento codificada pelo MRD (ver Figura 5.12), bem como ajustar uma nova equação para as condições de apoio observadas (ver Eq. (5.1)).

$$P_{n.D.a} = \begin{cases} P_y & \text{para } \bar{\lambda}_D \leq 0,561 \\ \left[0,79 - 0,1468 \left(P_{cr.D} / P_y \right)^{0,63} \right] \left(P_{cr.D} / P_y \right)^{0,63} P_y & \text{para } \bar{\lambda}_D > 0,561 \end{cases} \quad (5.1)$$

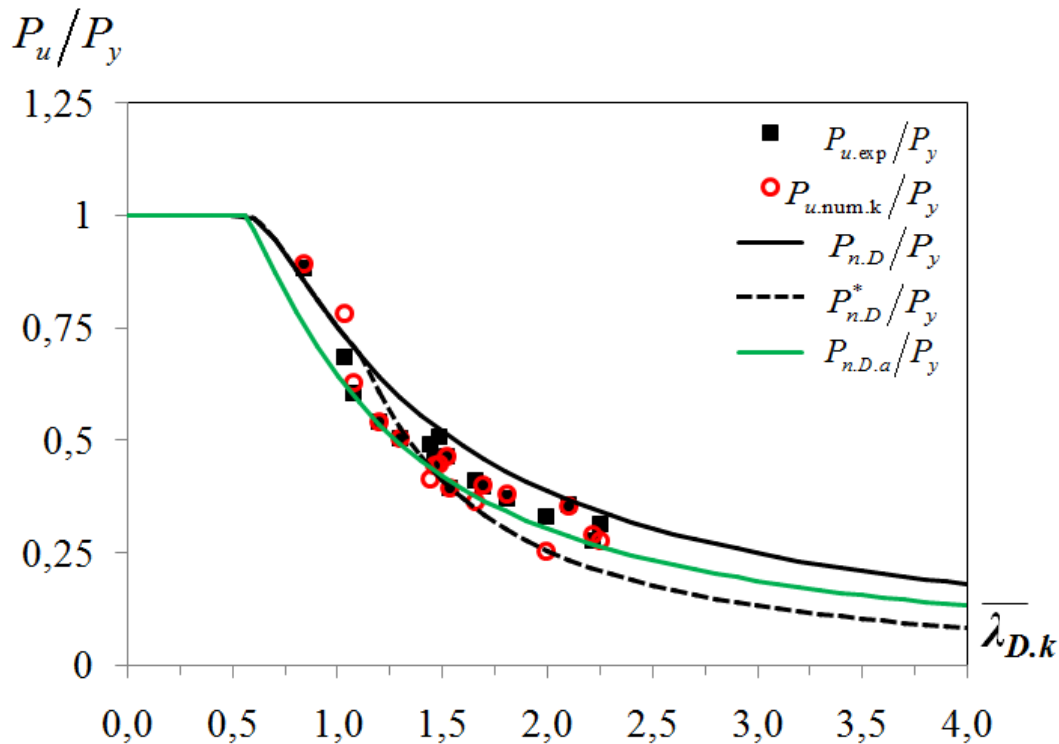


Figura 5.12 – Curva modificada do MRD, com base em um ajuste de uma nova equação para as condições de apoio observadas durante essa pesquisa.

6 Conclusões

Os perfis formados a frio estão sendo cada vez mais utilizados. O crescimento industrial tem impulsionado seu uso na construção civil devido ao baixo custo, rápida execução e elevada versatilidade. Estudos recentes, tais como LANDESMANN *et. al* [68], KUMAR & KALYANARAMAN [64] e LANDESMANN & CAMOTIM [18], têm mostrado a relevância da verificação dos métodos atuais de dimensionamento, com o objetivo de validar as inúmeras geometrias que surgem para atender às demandas do mercado.

Neste trabalho foi apresentado o estudo de investigação experimental direcionada a calibrar um modelo numérico desenvolvido por LANDESMANN & CAMONTIN [18] via ANSYS [19], avaliando o desempenho da atual curva de dimensionamento do Método da Resistência Direta (MRD) (*e.g.* [15]) para colunas de aço em perfil formado a frio com seção U_e e condição de apoio engastada (*fixed*). Estas características foram cuidadosamente selecionadas (i) para garantir, tanto quanto possível, a ocorrência de flambagem e modos de falha “puramente” distorcionais (isto é, impedir a interação dos modos local e global com o modo distorcional) e (ii) cobrir uma vasta gama de esbeltezas distorcionais. O foco do trabalho foi calibrar o modelo numérico, a fim de analisar a qualidade da estimativa de resistências últimas fornecidas pelo uso da atual curva do MRD (*e.g.* [15]), avaliando como a qualidade é afetada pela variação das proporções geométricas (razão alma/mesa).

Para os testes experimentais, os apoios foram fabricados simulando a condição de extremidade engastada (*fixed*). As seções transversais extremas das colunas foram soldadas a chapas rígidas de 8mm de espessura cada, na qual os deslocamentos nos eixos de maior e menor inércia (x e y), as rotações locais e globais, a torção e o empenamento foram restringidos.

Com relação aos resultados experimentais, fica evidente (a partir das observações dos modos de falha) a formação de uma “rótula plástica” localizada aproximadamente a 1/4 (ou 3/4) do comprimento da coluna. As colunas avaliadas apresentaram dois modos de falha diferentes, o modo de falha A-A (abrindo-abrindo), este presente em 13 colunas, e o modo de falha F-F (fechando-fechando), sendo

observado em quatro colunas: C100x70FF400, C150x105FF600, C150x150FF660 e C200x200FF750.

O posicionamento dos transdutores de deslocamentos permitiu observar que os deslocamentos das mesas (δ_{12}^D) são maiores que as deformações nas almas (δ_W^L). As trajetórias de equilíbrio são praticamente lineares e suas inclinações bastante semelhantes até um nível de força ($\approx 25\% P_{u.exp}$). Na fase não linear há uma perda considerável da rigidez devido à preponderância do modo distorcional sobre os demais.

A partir da obtenção da força máxima resistente de cada coluna, foi possível comparar os resultados experimentais com (i) recomendações normativas prescritas na ABNT NBR 14762:2010 [10] e no AISI S100:2016 [16], e com a (ii) proposta de alteração na atual curva MRD, segundo LANDESMANN & CAMONTIM [18]. Os valores de resistência última experimentais ficaram mais próximos aos estimados para condição apoiada (*pinned*), o que sugere a possibilidade da existência de certa flexibilidade na ligação de extremidade das colunas.

A análise numérica via ANSYS [19] teve por finalidade compreender o comportamento estrutural dessas colunas. Neste sentido, iniciou-se a validação numérica adotando a condição de apoio propostas nos testes experimentais, isto é, engaste (*fixed*). O modelo numérico não foi validado sob essas condições de extremidade. Após inúmeros testes, uma mola de torção foi inserida no centroide das seções transversais de extremidade, restringindo os deslocamentos em x e y , assim como a rotação em torno do eixo z . Uma nova comparação entre os resultados de resistência última experimentais e numéricos com as (i) recomendações normativas prescritas na ABNT NBR 14762:2010 [10] e no AISI S100:2016 [16], e com a (ii) proposta de alteração na atual curva MRD, segundo LANDESMANN & CAMONTIM [18], foi realizada. Os valores de resistência última ficaram mais similares aos propostos por LANDESMANN & CAMONTIM [18]. Pode-se afirmar a existência de certa flexibilidade nas ligações de extremidade da estrutura.

Assumindo-se que as colunas consideradas no estudo de validação deveriam apresentar respostas estruturais semelhantes (isto é, diferença percentual entre os valores $P_{u.exp}$ e $P_{u.num,k}$ inferiores a 10%, modos de falha e trajetórias de equilíbrio similares aos resultados experimentais) foram considerados quatro casos: C150x105FF500, C150x105FF600, C150x150FF660 e C200x200FF750. Observa-se

que os resultados de resistência última obtidos para os modelos numéricos na condição de apoio parcialmente fixa convergiram, em sua maioria, com os experimentais. A maior diferença percentual entre esses resultados foi de 5,21%, encontrado na coluna C200x200FF750.

As trajetórias de equilíbrio experimentais e numéricas apresentaram comportamentos semelhantes. Com relação aos mecanismos de falha, os modelos numéricos foram capazes de descrever com precisão o modo de falha distorcional. A coluna C150X105FF500 apresentou modo de falha A-A (abrindo-abrindo), com uma semi-onda simétrica. Em contrapartida, nas colunas C150x105FF600, C150x150FF660 e C200x200FF900 foram apresentados modos de falha F-F (fechando-fechando). Neste sentido, é possível concluir que os modelos numéricos são capazes de descrever com boa precisão o comportamento não linear físico e geométrico na pós-flambagem e a resistência última dessas colunas.

Uma possível soldagem incorreta entre seções transversais extremas das colunas e as chapas rígidas foi realizada. O resultado desse procedimento foi o arqueamento das chapas, que culminou na ausência de atrito entre os PFF e a Máquina de Ensaio Universal (MEU). Dessa forma, foi constatada uma flexibilidade (folga) nas ligações de extremidade das colunas e proposto um ajuste na atual curva codificada pelo MRD, com base nas condições de apoio observadas. A condição de apoio engastada (*fixed*), prevista inicialmente para os testes experimentais, funcionou mais próxima a condição de extremidade rotulada, confirmada pela validação do modelo numérico após a inserção de molas de torção no centroide das seções extremas dos perfis. Algo similar foi observado durante a realização de testes experimentais na pesquisa desenvolvida por KUMAR & KALYANARAMAN [64]. Os autores constataram a existência de uma folga nas ligações entre as seções transversais extremas das colunas e as chapas rígidas, em colunas onde as mesas exibiam modo de falha abrindo-abrindo (*outward*).

6.1 Sugestões para trabalhos futuros

Os assuntos abordados neste trabalho são relevantes no contexto do comportamento estrutural de colunas em PFF sujeitas a flambagem distorcional e o resultado alcançado contribui principalmente para avaliação da curva de

dimensionamento codificada pelo MRD (*e.g.* [15]), bem como no ajuste de uma nova equação para as condições de apoio observadas.

Contudo, a investigação experimental dentro deste escopo é de suma importância. A fim de verificar a robustez das curvas propostas é necessário um maior número de análises experimentais avaliando colunas com proporções geométricas variadas (razão alma/mesa) e condições de apoio rotuladas. No que tange a investigação numérica, o desenvolvimento de um estudo paramétrico com diferentes modelos constitutivos para o aço aprimoraria a calibração do modelo validado.

Por fim, os dados de resistência última obtidos experimentalmente neste trabalho podem ser utilizados no estudo de diferentes métodos de estimativa de força última de colunas sujeitas à falha distorcional.

Referências Bibliográficas

- [1] YU, W.W., LABOUBE, R.A., 2010. “Cold-Formed Steel Design”, *Missouri University of Science and Technology*, Fourth Edition, pp. 1-17, Missouri, 2010.
- [2] SIDERURGIA BRASIL, 2010. *Perfis dobrados no mundo e no Brasil - Máquinas Newton*, Edição 66, Rio de Janeiro, RJ.
- [3] HANCOCK, G.J., MURRAY, T.M., ELLIFRITT, D.S., 2001. *Cold-formed steel structures to the AISI Specification*. Marcel Dekker, New York.
- [4] CRUZ, R.E.L., 2015. *Análise experimental e dimensionamento de colunas esbeltas pinadas em perfil cantoneira de abas iguais de aço formado a frio*. Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- [5] SCIA Engineer, 2007. *Steel cold formed AISI NAS 2007*, A Netmetschek Company, Disponível em:
<http://resources.scia.net/en/factsheets/steel/steeldesigner_steelcoldformedaisina2007.htm>, Acesso em: 15 de dezembro de 2016.
- [6] ABCEM, 2009. *Revista Construção Metálica*, edição 94, Associação Brasileira da Construção Metálica, Disponível em:
<<http://documentslide.com/documents/revista-construcao-metalica-94.html>>, Acesso em: 20 de dezembro de 2016.
- [7] CBCA, 2008. *Revista Arquitetura & Aço*, edição 15, Centro Brasileiro da Construção em Aço, Disponível em:
<<http://www.cbcaacobrasil.org.br/site/publicacoesrevistas.php?codDestaque=440&q=Arquitetura+%26+A%E7o+n%BA+15>>, Acesso em: 20 de dezembro de 2016.
- [8] MECALUX, 2017. *Soluções de Armazenagem*. Disponível em:
< <https://www.mecalux.com.br/cargas-paletizadas/porta-pallets>>, Acesso em: 21 de dezembro de 2016.
- [9] ABNT, 2001. *Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio - Procedimento (ABNT NBR 14762:2001)*, Associação Brasileira de Normas Técnicas – Rio de Janeiro, RJ.
- [10] ABNT, 2010. *Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio - Procedimento (ABNT NBR 14762:2010)*, Associação Brasileira de Normas Técnicas – Rio de Janeiro, RJ.

- [11] ABNT, 1980. *Perfis estruturais de aço formados a frio (ABNT NBR 6355:1980)*, Associação Brasileira de Normas Técnicas – Rio de Janeiro, RJ.
- [12] ABNT, 2003. *Perfis estruturais de aço formados a frio (ABNT NBR 6355:2003)*, Associação Brasileira de Normas Técnicas – Rio de Janeiro, RJ.
- [13] ABNT, 2012. *Perfis estruturais de aço formados a frio (ABNT NBR 6355:2012)*, Associação Brasileira de Normas Técnicas – Rio de Janeiro, RJ.
- [14] SCHAFER, B.W., PEKÖZ, T., 1998. “Direct strength prediction of cold-formed steel members using numerical elastic buckling solutions”, *Fourteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*. St. Louis, Missouri, October 15-16.
- [15] SCHAFER, B.W., 2008. “Review: The Direct Strength Method of Cold-Formed Steel Member Design”, *Journal of Constructional Steel Research*, v.64, pp. 766-778.
- [16] AISI, 2016. *North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members (NAS)*, American Iron and Steel Institute, Washington DC.
- [17] AS/NZS 4600, 2005. *Cold-Formed Steel Structures*, Standards of Australia (SA) and Standards of New Zealand (SNZ), Sydney-Wellington.
- [18] LANDESMANN, A., CAMOTIM, D., 2013. “On the Direct Strength Method (DSM) design of cold-formed steel columns against distortional failure”, *Thin-Walled Structures*, vol. 67, pp. 168-187.
- [19] ANSYS, 2009. Reference Manual, *Swanson Analysis Systems (SAS)*, versão 12.0.1.
- [20] BEBIANO, R., PINA, P., SILVESTRE, N., CAMOTIM, D., 2010. *GBTUL 1.0β Buckling and vibration analysis of thin-walled members*, DECivil/IST, Technical University of Lisbon, Disponível em: <<http://www.civil.ist.utl.pt/gbt/>>
- [21] REIS A., CAMOTIM D., 2001. *Structural Stability*. McGraw-Hill. (Portuguese)
- [22] IYENGAR N.G.R., 1986. *Structural stability of columns and plates*, East-West Press PVT, New Delhi.
- [23] YU, W. W., 2000. *Cold-formed steel design*. 3ed. New York, John Wiley & Sons, 2000, p.750.
- [24] ZIEMIAN, R.D., 2010. *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures*, 6th Edition, John Wiley & Sons, New York.

- [25] TIMOSHENKO, S.P., GERE, J.M., 1961. *Theory of Elastic Stability*, Tosho Printing Co.LTD, Tokyo.
- [26] SCHAFER, B.W., 2000. *Distorcional Buckling of Cold-Formed Steel Column*. The American Iron and Steel Institute (AISI) Final Report, August 2000. Disponível em: < http://www.ce.jhu.edu/bschafer/dist_columns/col-dist-rpt.pdf >, Acesso em: 20 de dezembro de 2016.
- [27] NUNES, R.D., 2016. *Sobre o dimensionamento via MRD de colunas de aço em PFF com seção Ue sob modo de falha distorcional e temperaturas elevadas*. Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- [28] DESMOND, T.P., 1977. *The Behavior and Strength of Thin-Walled Compression Elements with Longitudinal Stiffeners*. Ph.D. Thesis. Cornell University, Ithaca, New York, USA.
- [29] THOMASSON, P., 1978. “Thin-walled c-shaped panels in axial compression”, *Swedish Council for Building Research*. D1:1978, Stockholm, Sweden.
- [30] TAKAHASHI, K., MIZUNO, M., 1978. “Distortion of thin-walled open cross section members (one degree of freedom and singly symmetrical cross-section)”, *Bolletín of Journal of the Japan Society of Mechanical Engineers*, v. 21, p. 1448–1454.
- [31] MULLIGAN, G.P., 1983. *The Influence of Local Buckling on the Structural Behavior of Singly-Symmetric Cold-Formed Steel Columns*. Ph.D. Thesis. Cornell University, Ithaca, New York, USA.
- [32] HANCOCK G. J., 1985. “Distortional buckling of steel storage rack columns”. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, v. 111, n. 12, p. 2770-2783.
- [33] LAU, S.C.W., HANCOCK, G.J., 1987. “Distortional buckling formulas for channel columns”, *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, pp. 1063-1078.
- [34] LAU, S.C.W., HANCOCK, G.J., 1988. “Strength Tests and Design Methods for Cold Formed Channel Columns Undergoing Distortional Buckling”, *Research Report No. R579*, School of Civil and Mining Engineering of Sydney.
- [35] JOHNSTON, B.G., 1976. *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures*, 3 ed. New York, John Wiley and Sons.
- [36] KWON, Y.B., HANCOCK, G.J., 1992. “Tests of Cold-Formed Channels with Local and Distortional Buckling”, *Journal of Structural Engineering*, v. 117, n.7 (Jul), pp. 1786-1803.

- [37] WINTER, G., 1968. “Thin-Walled Structures – Theoretical solutions and test results”, *Preliminary Publication of the 8th Congress, IABSE*, pp 101-112, Zurich, Switzerland.
- [38] SCHAFER, B.W., 1997. *Cold-Formed Steel Behaviour and Design: Analytical and Numerical Modeling of Elements and Members with Longitudinal Stiffeners*. Ph.D. Thesis. Cornell University, Ithaca, New York, USA.
- [39] REDDY J.N., 2005. *An Introduction to The Finite Element Method*. 3ed, McGraw-Hill, New York.
- [40] LANDESMANN, A., CAMOTIM, D., BASAGLIA, C., 2013. “Distortional Post-Buckling Behavior and Strength of Cold-Formed Steel Columns: How does the Cross-Section Geometry Affect it?”, *Proceedings of the Annual Stability Conference Structural Stability Research Council St. Louis, Missouri, April 16-20, 2013*
- [41] CAMOTIM D., SILVESTRE N., DINIS P.B., 2006. “Análise numérica de elementos estruturais de aço enformados a frio: desenvolvimentos recentes e perspectivas futuras”, *Revista Sul-Americana de Engenharia Estrutural*, v.3, p.55-100.
- [42] SCHAFER, B.W., PEKÖZ, T., 1998. “Computational modeling of cold-formed steel characterizing geometric imperfections and residual stresses”, *Journal of Constructional Steel Research*, pp. 193-210.
- [43] LAU, S.C.W., 1998. *Distortional buckling of thin-walled columns*. Ph.D. dissertation, University of Sydney, Sydney, Australia.
- [44] BERNARD, E.S., 1993. *Flexural behaviour of cold-formed profile steel decking*. Ph.D dissertation, University of Sydney, Sydney, Australia.
- [45] DAT, D.T., PEKÖZ, T., 1980. “The strenght of cold-formed steel columns”. *Department of Structural Engineering Report*, Cornell University, Ithaca, New York.
- [46] INGVARSSON, L., 1977. “Cold-forming residual stresses and box columns built up by two cold-formed channel sections welded together”, *Bulletin of the Department of Building Statics and Structural Engineering*, 121, The Royal Institute of Technology, Stockholm, Suécia.
- [47] KWON, Y.B., 1992. *Post-buckling behaviour of thin-walled channel sections*. Ph.D. dissertation, University of Sydney, Sydney, Australia.

- [48] ZEINODDINI, V.M., SCHAFER, B.W., 2012. “Simulation of geometric imperfections in cold-formed steel member using spectral representation approach”, *Thin-Walled Structures*,
- [49] YANG D., HANCOCK G.J., 2004. “Compression tests of high strength steel channel columns with interaction between local and distortional buckling”, *Journal of Structural Engineering*, v.130(12), pp.1954-1963.
- [50] SILVESTRE N., CAMOTIM D., 2006. “Local-plate and distortional post-buckling behavior of cold-formed steel lipped channel columns with intermediate stiffeners”. *Journal of Structural Engineering*, v.132(4), pp. 529-540.
- [51] SILVESTRE N., BEBIANO R., CAMOTIM D., 2005. “On the distortional post-buckling asymmetry of cold-formed steel channel columns with different stiffener configurations”, *Proceedings of the Annual Stability Conference Structural Stability Research Council*, Montreal, Quebec.
- [52] YANG D., HANCOCK G.J., 2003. *Compression tests of cold-reduced high strength steel channel columns failing in the distortional mode*. The University of Sydney, Department of Civil Engineering, Research Report n° R825.
- [53] YANG D., HANCOCK G.J., 2006. “Numerical simulation of high strength steel lipped channel columns”, *Advances in Steel Structures*, v.I, pp 149-154.
- [54] BATISTA E.M., 2010. “Effective section method: A general direct method for the design of steel cold-formed members under local–global buckling interaction”, *Thin-Walled Structures*, v.48, pp. 345-356.
- [55] HANCOCK, G.J., KWON, Y.B., BERNARD, E.S., 1994. “Strength design curves for thin-walled sections undergoing distortional buckling”, *Journal of Constructional Steel Research*, v.31, pp. 169-186.
- [56] AISI, 1986. *Cold-formed steel design specification*, American Iron and Steel Institute.
- [57] YU C., SCHAFER, W., 2002. “Local Buckling Tests on Cold-Formed Steel Beams”, *Proceedings of the 16th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, R. A. LaBoube and W. W. Yu, Eds., University of Missouri-Rolla. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, vol. 129, n°. 12.
- [58] YU C., SCHAFER, W., 2004. “Distortional Buckling Test on Cold-Formed Steel Beams”, *Proceedings of the 17th International Specialty Conference on*

- Cold-Formed Steel Structures*, R. A. LaBoube and W. W. Yu Eds., University of Missouri-Rolla. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, vol. 132, n°. 4.
- [59] AISI, 1996. *Cold-formed steel design manual*. American IRON and Steel Institute.
- [60] BATISTA, E.M., 1988. *Étude de la stabilité des profils à parois minces et section ouverte de types U et C*. Tese de doutorado, Collection dès publications n° 119, Universidade de Liege, Bélgica.
- [61] SCHAFER B.W., 2002. “Local, Distortional, and Euler buckling of thin-walled columns”, *Journal of Structural Engineering*, v.128(3), pp. 289-299.
- [62] LANDESMANN, A., CAMOTIM, D., 2011. “DSM design of cold-formed steel columns against distortional failure: numerical investigation on the influence of the cross-section geometry and support conditions”. *Proceedings of the Annual Stability Conference Structural Stability Research Council Pittsburgh, Pennsylvania*, 10 à 14 de maio de 2011.
- [63] YAP, D.C.Y., HANCOCK, G.J., 2011. “Experimental Study of High-strength Cold-formed Stiffened C-sections in Compression”, *Journal of Structural Engineering*, v.137, n.2, pp. 162-172.
- [64] KUMAR, M.V., KALYANARAMAN V., 2014. “Distortional buckling of CFS stiffened lipped channel compression members”. *Journal of Structural Engineering (ASCE)*, 140(12), 04014099(14).
- [65] DINIS, P.B., BATISTA, E.M., CAMOTIM, D., SANTOS E.S., 2012. “Local-distortional global interaction in lipped channel columns: experimental results, numerical simulations and design considerations”, *Thin-Walled Structures*, v.61, pp.2-13.
- [66] SILVESTRE, N., CAMOTIM, D., YOUNG, B., 2012. “Post-buckling behaviour and direct strength design of lipped channel columns experiencing local/distortional interaction”. *Journal of Constructional Steel Research*, v.73, pp. 12-30.
- [67] GARCIA, R.A.S., 2015. *Behaviour and design of cold-formed steel web/flange stiffened lipped channel columns experiencing distortional failure*. Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- [68] LANDESMANN A., CAMOTIM D., SILVA F.C.M., 2017. “DSM Design of Cold-Formed Steel Columns Failing in Distortional Modes at Elevated

- Temperatures”, *Proceedings of the Annual Stability Conference Structural Stability Research Council, San Antonio, Texas, March 21-24, 2017.*
- [69] HANCOCK G.J., 2003. “Cold-formed steel structures”, *Journal of Constructional Steel Research*, v.59, pp.473-487.
- [70] EN 10149-2, 2013. *Hot rolled flat products made of high yield strength steels for cold forming - Part 2: Technical delivery conditions for thermomechanically rolled steels*, Brussels: CEN - European Committee for Standardization.
- [71] ABNT, 2015. *Materiais metálicos – Ensaio de Tração (ABNT NBR ISO 6892-1:2015)*, Associação Brasileira de Normas Técnicas – Rio de Janeiro, RJ.
- [72] ASTM E8 / E8M-15a. *Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*, West Conshohocken: ASTM International, 2015.
- [73] SANTOS, W.S., 2016. *On the strenght and DSM design of end-bolted cold-formed steel columns buckling in distortional modes*. Qualificação de Doutorado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

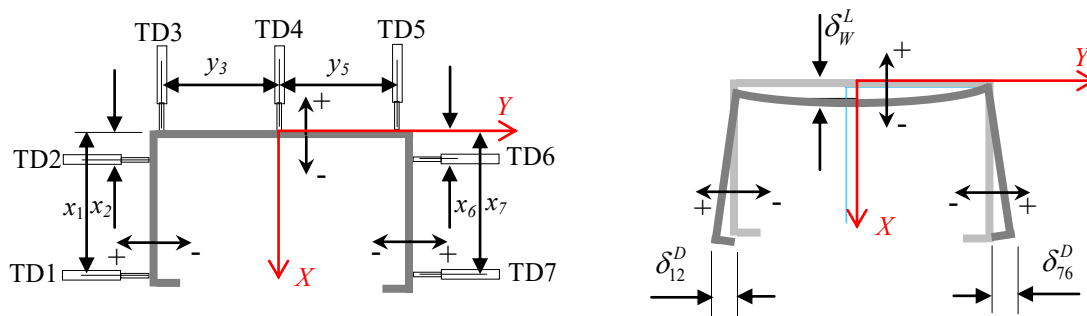
Apêndice A

Resultados Experimentais

Este Apêndice tem por objetivo resumir os resultados de resistência última obtidos na campanha experimental. Em cada tabela estão descritos os valores encontrados na medição das seções transversais das colunas posteriormente testadas. São apresentadas informações sobre: (i) as imperfeições iniciais previamente medidas; (ii) o gráfico que relaciona o modo de falha nas mesas (δ_{12}^D e δ_{76}^D) e as deformações na alma (δ_W^L) calculados em função do comprimento (L) normalizado e (iii) os gráficos resultantes dos ensaios à compressão axial das colunas, relacionando a força axial (P) com o (iii₁) encurtamento axial (P vs. Δ), com (iii₂) o modo de falha em uma das mesas (P vs. δ_{12}^D) e com a (iii₃) deformação na alma (P vs. δ_W^L). Além disso, são exibidas as fotos anteriores aos testes experimentais e posteriores a realização dos ensaios nas colunas.

As posições A, B e C das medições foram definidas em relação ao comprimento L_0 da coluna: (i) posição A, corresponde a medição realizada a 7 cm da chapa de extremidade superior do perfil, (ii) posição B, corresponde a medição realizada a $0,5L$ e a (iii) posição C, corresponde a medição realizada a 7 cm da chapa extremidade inferior do perfil.

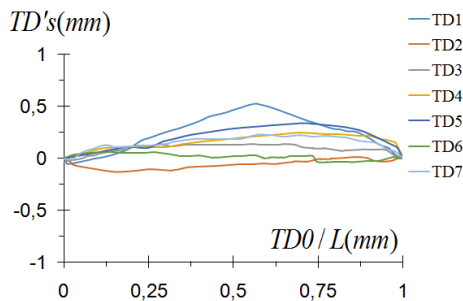
As posições 1 e 2 referem-se as medições das colunas nas mesas monitoradas pelos transdutores de deslocamento TD1-2 e TD6-7, respectivamente.



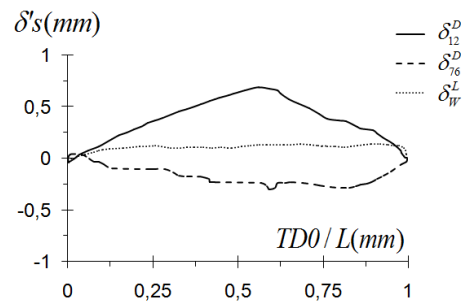
1. C100x70FF400

Tabela A.1 – Medições das seções transversais da coluna C100x70FF400.

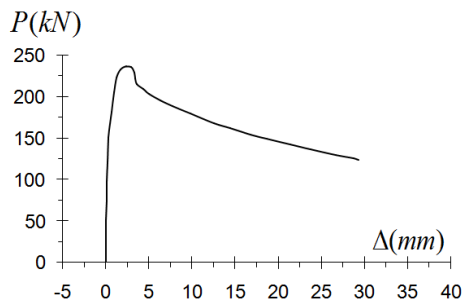
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	100,60	69,70	68,30	11,40	11,40	2,60	2,60	90,0	89,5	89,0	92,0			
B	100,30	69,70	68,80	11,10	11,20	2,59	2,59	89,5	89,5	89,0	90,5	400	400	400
C	100,20	69,60	69,40	10,60	10,80	2,60	2,59	90,0	90,0	89,0	89,0			
Média	100,37	69,25		11,08		2,60							400	
Área (cm ²)	6,39													



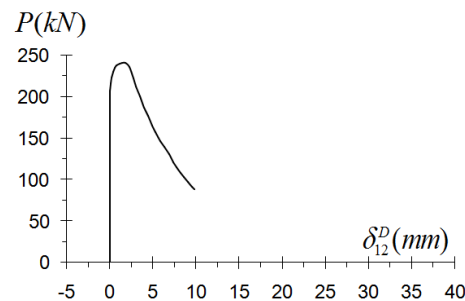
(a)



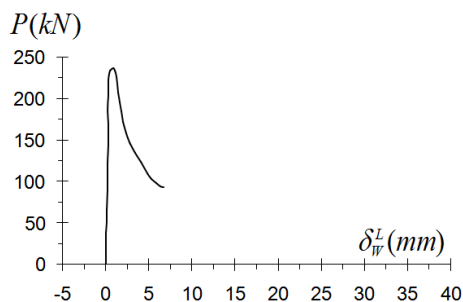
(b)



(c)



(d)



(e)



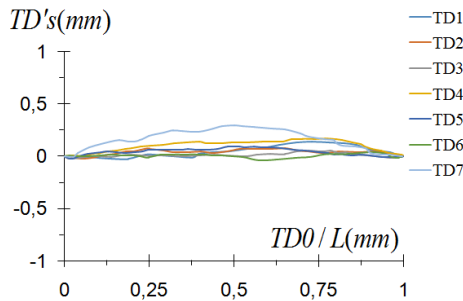
(f)

Figura A.1. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_w^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.

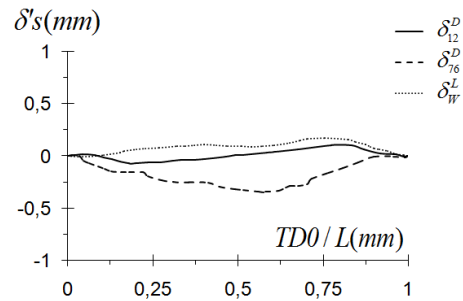
2. C100x100FF450

Tabela A.2 - Medições das seções transversais da coluna C100x100FF450.

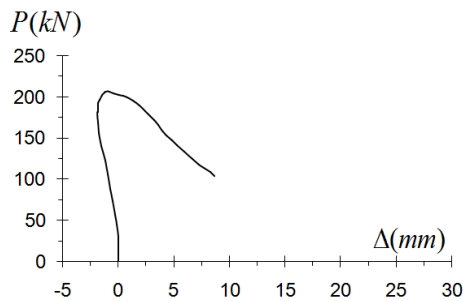
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	101,10	99,70	98,50	11,00	10,40	2,60	2,60	88,5	90,0	90,0	90,0			
B	101,00	99,30	99,00	11,00	11,40	2,60	2,60	90,0	91,0	90,0	90,0	449	450	450
C	101,00	99,00	99,00	10,80	12,00	2,60	2,60	90,0	91,0	90,0	90,0			
Média	101,03	99,08		11,10		2,60								450
Área (cm ²)	7,97													



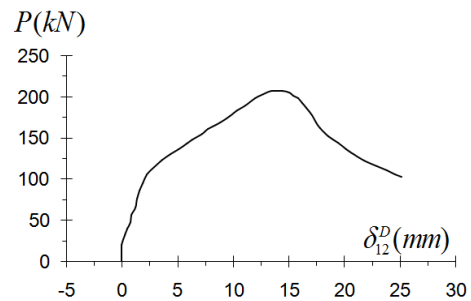
(a)



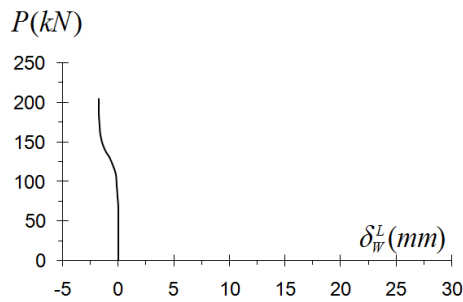
(b)



(c)



(d)



(e)



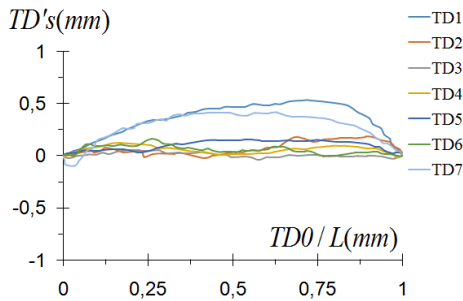
(f)

Figura A.2. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_w^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.

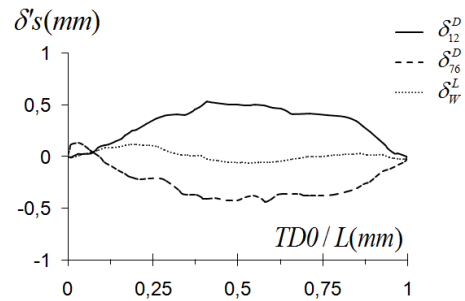
3. C130x91FF400

Tabela A.3 - Medições das seções transversais da coluna C130x91FF400.

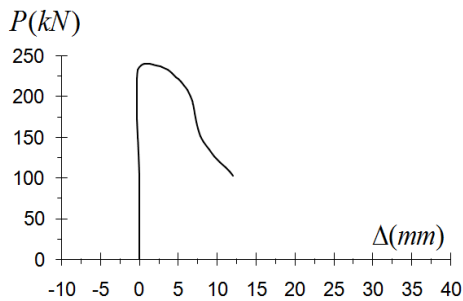
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	132,20	89,70	88,90	12,00	12,00	2,58	2,60	90,0	90,0	89,0	91,0			
B	131,80	89,90	88,80	11,70	12,00	2,57	2,60	90,0	90,0	89,0	91,0	400	400	400
C	131,70	90,00	88,60	11,60	12,00	2,56	2,55	90,0	90,0	89,0	91,0			
Média	131,90	89,32		11,88		2,58							400	
Área (cm ²)	8,23													



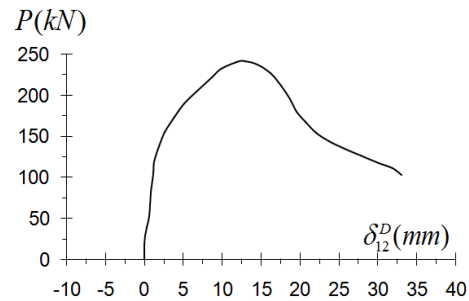
(a)



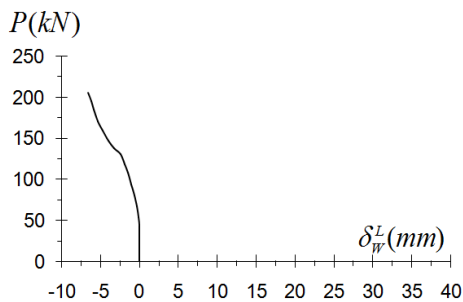
(b)



(c)



(d)



(e)



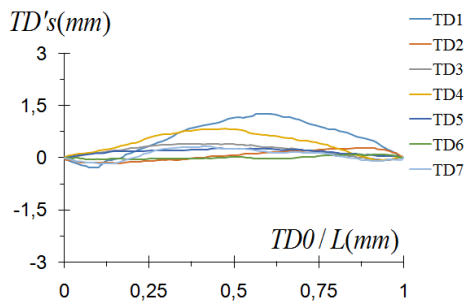
(f)

Figura A.3. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_w^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.

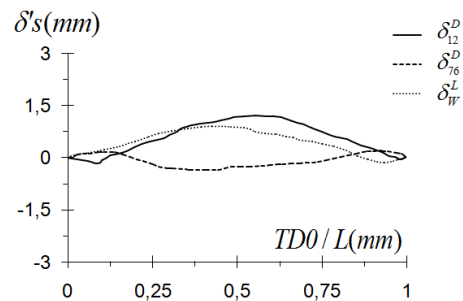
4. C130x130FF550

Tabela A.4 - Medições das seções transversais da coluna C130x130FF550.

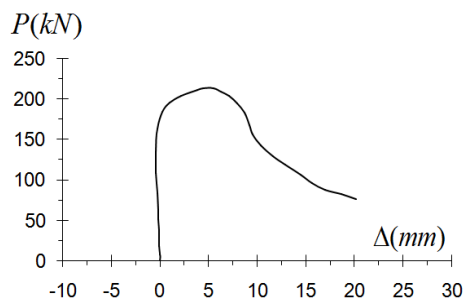
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	128,40	130,60	129,80	9,50	11,80	2,60	2,60	89,0	90,0	90,0	89,0			
B	129,50	130,80	129,40	10,00	12,00	2,53	2,59	89,0	91,0	91,0	90,0	548	548	548
C	130,50	130,00	128,80	10,00	11,40	2,51	2,59	89,0	90,0	90,0	90,0			
Média	129,47	129,90		10,78		2,57								548
Área (cm ²)	10,18													



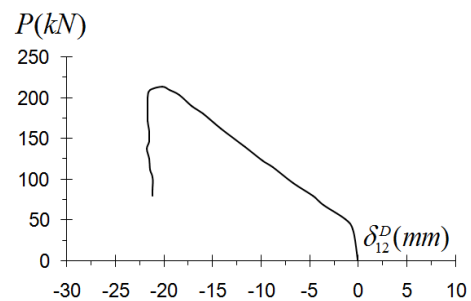
(a)



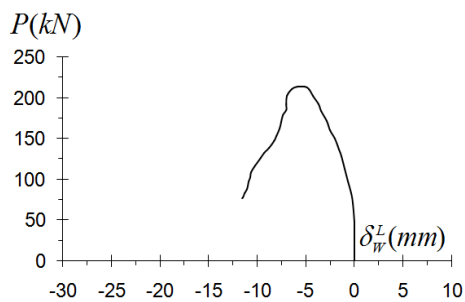
(b)



(c)



(d)



(e)



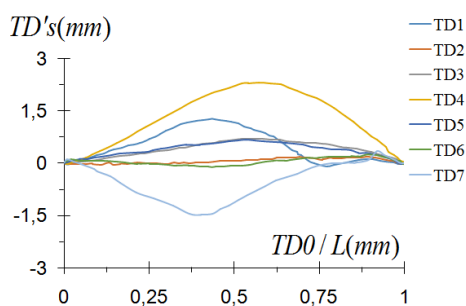
(f)

Figura A.4. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_w^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.

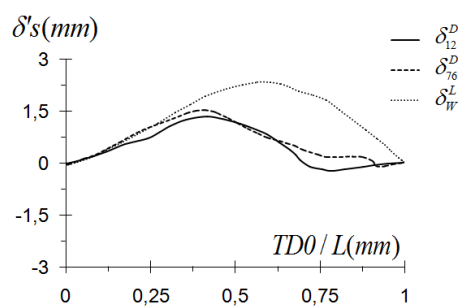
5. C130x130FF660

Tabela A.5 - Medições das seções transversais da coluna C130x130FF660.

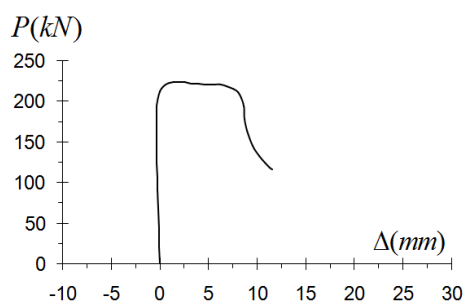
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	128,80	131,80	129,20	11,80	11,40	2,59	2,58	89,0	91,0	91,0	90,0			
B	129,50	131,00	130,80	11,80	11,80	2,60	2,56	90,0	90,0	91,0	91,0	660	660	660
C	130,80	130,00	130,60	11,20	11,20	2,55	2,60	91,0	90,0	91,0	90,0			
Média	129,70	130,57		11,53		2,58							660	
Área (cm ²)	10,30													



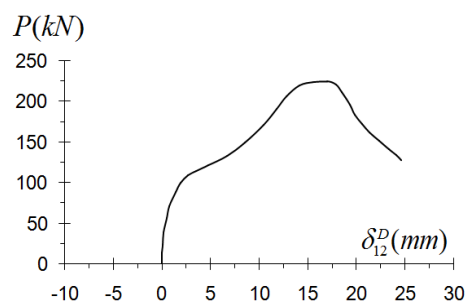
(a)



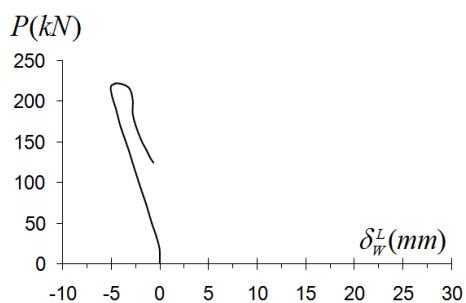
(b)



(c)



(d)



(e)



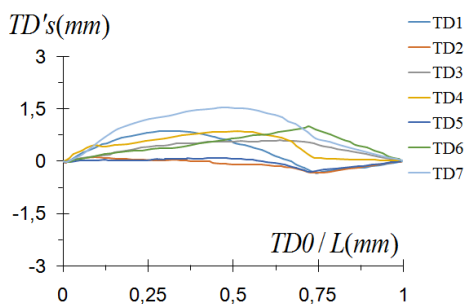
(f)

Figura A.5. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_w^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.

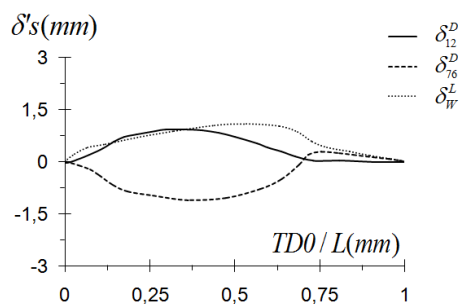
6. C150x105FF500

Tabela A.6 - Medições das seções transversais da coluna C150x105FF500.

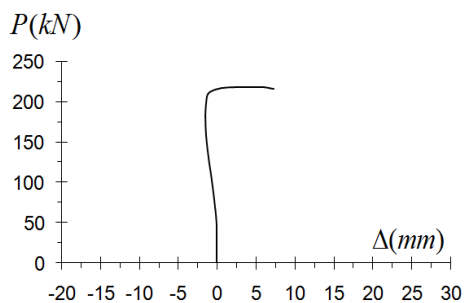
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	150,00	103,50	103,40	11,80	11,40	2,60	2,60	90,0	90,5	90,0	89,0			
B	151,00	103,50	103,00	11,80	12,00	2,60	2,60	90,0	90,5	91,0	90,0	500	500	500
C	151,80	103,00	102,50	11,50	12,00	2,60	2,60	90,0	90,0	91,0	90,0			
Média	150,93	103,15		11,75		2,60							500	
Área (cm ²)	9,51													



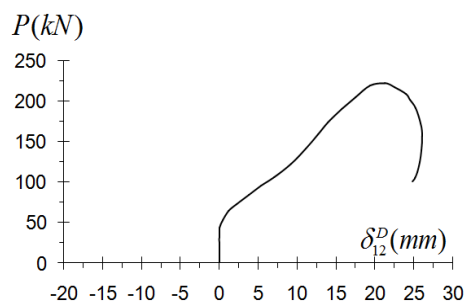
(a)



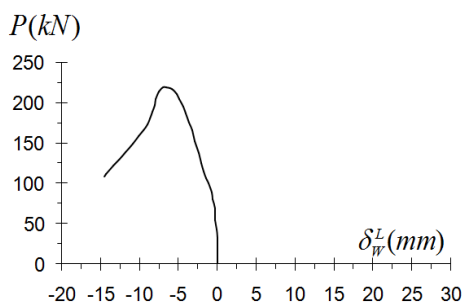
(b)



(c)



(d)



(e)



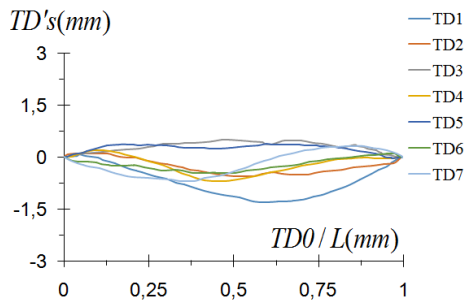
(f)

Figura A.6. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_w^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.

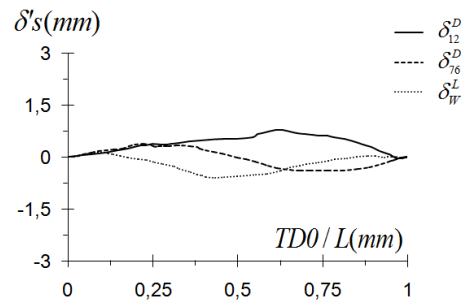
7. C150x105FF600

Tabela A.7 - Medições das seções transversais da coluna C150x105FF600.

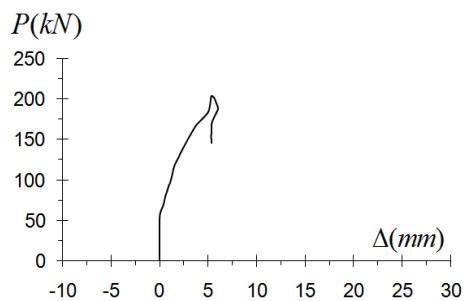
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	150,80	104,90	105,00	11,50	10,00	2,60	2,58	90,0	90,0	90,0	91,0			
B	149,00	104,80	105,40	12,00	11,50	2,58	2,58	90,0	90,0	90,0	90,0	598	598	598
C	148,50	104,50	105,00	11,00	11,70	2,60	2,60	90,5	89,0	90,5	90,0			
Média	149,43	104,93		11,28		2,59								
Área (cm ²)	9,51													



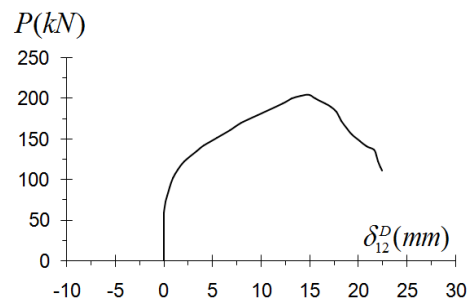
(a)



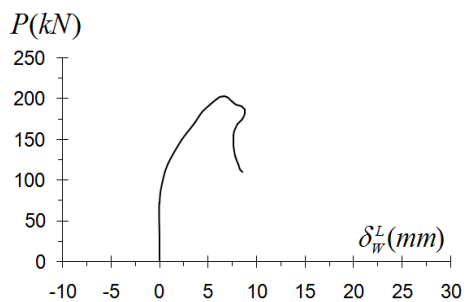
(b)



(c)



(d)



(e)



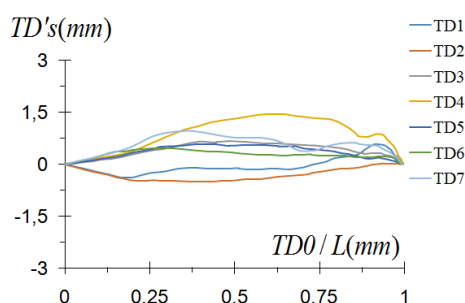
(f)

Figura A.7. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_w^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.

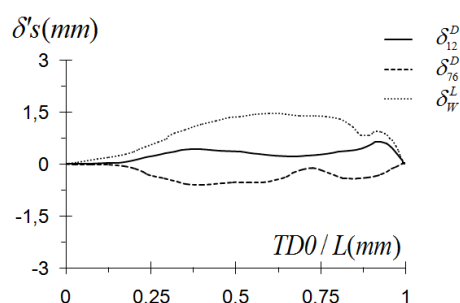
8. C150x150FF550

Tabela A.8 - Medições das seções transversais da coluna C150x150FF550.

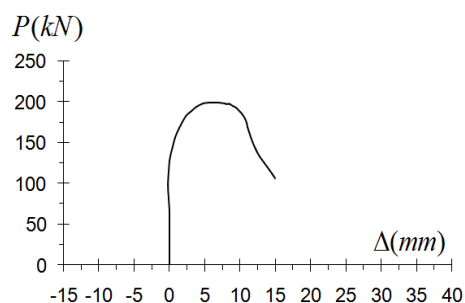
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	150,80	151,00	148,40	11,00	12,00	2,58	2,59	90,0	90,0	90,0	90,0			
B	150,60	149,70	149,00	11,00	12,00	2,58	2,59	90,0	90,0	90,0	90,0	550	551	551
C	150,80	148,90	149,40	11,60	11,80	2,54	2,58	90,0	90,0	90,0	90,0			
Média	150,73	149,40		11,57		2,58							551	
Área (cm ²)	11,80													



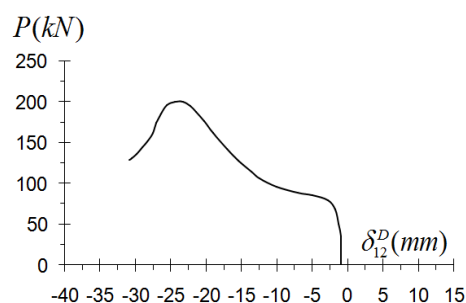
(a)



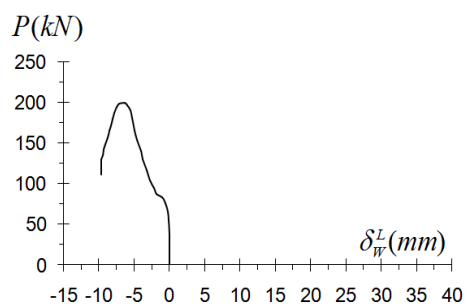
(b)



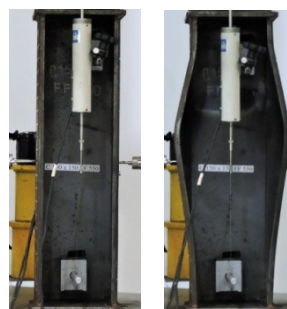
(c)



(d)



(e)



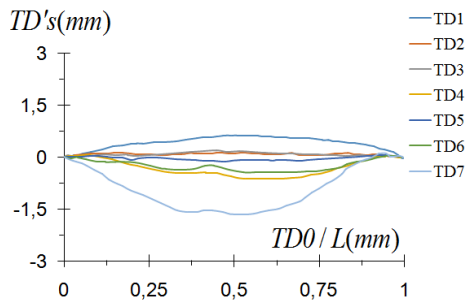
(f)

Figura A.8. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_w^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.

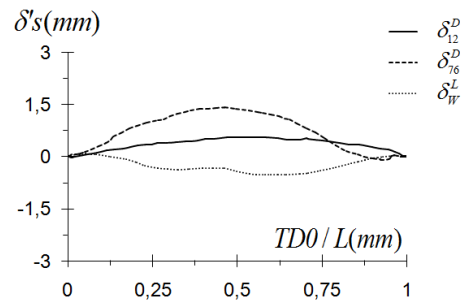
9. C150x150FF660

Tabela A.9 - Medições das seções transversais da coluna C150x150FF660.

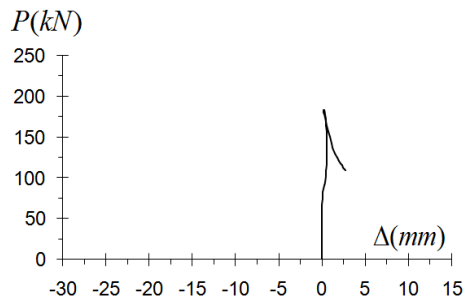
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	152,60	149,40	148,40	10,90	10,40	2,59	2,55	92,0	90,5	90,0	92,0			
B	151,80	149,50	150,00	11,00	9,40	2,49	2,54	92,0	89,0	90,0	90,0	660	660	660
C	151,00	148,80	150,00	10,50	9,40	2,50	2,53	92,0	90,0	91,0	90,0			
Média	151,80	149,35		10,27		2,53						660		
Área (cm ²)	11,57													



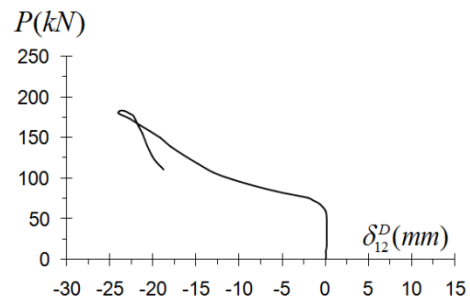
(a)



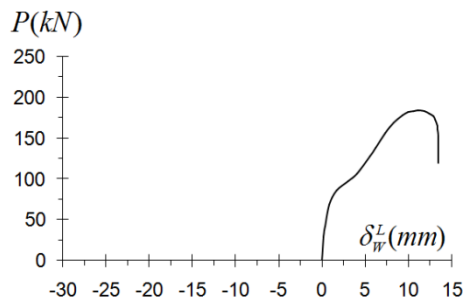
(b)



(c)



(d)



(e)



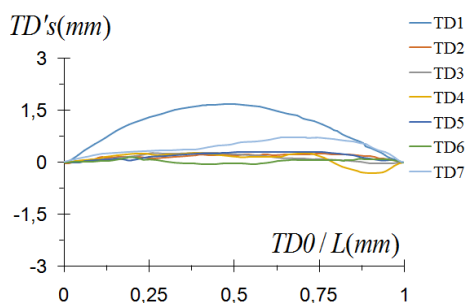
(f)

Figura A.9. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_W^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.

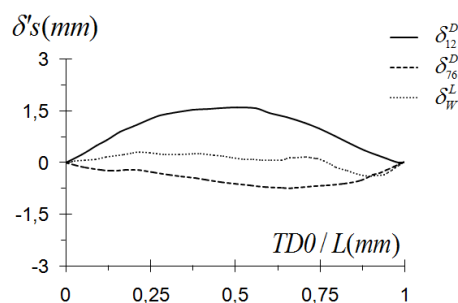
10. C180x126FF550

Tabela A.10 - Medições das seções transversais da coluna C180x126FF550.

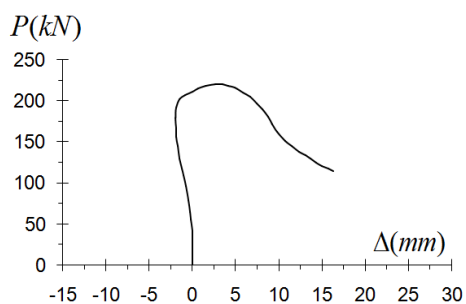
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	180,00	125,80	124,60	11,80	11,80	2,58	2,60	90,0	90,0	90,5	89,5			
B	180,00	125,20	124,80	12,00	11,00	2,56	2,56	90,0	91,0	90,5	92,0	547	547	547
C	181,00	124,90	124,80	11,50	11,00	2,56	2,58	90,0	90,0	90,0	92,0			
Média	180,33	125,02		11,52		2,57							547	
Área (cm ²)	11,29													



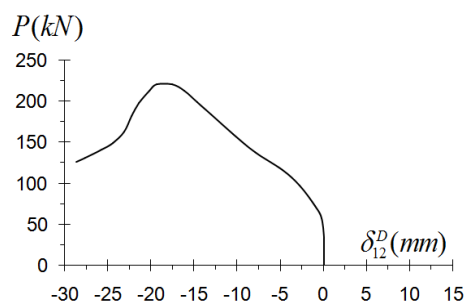
(a)



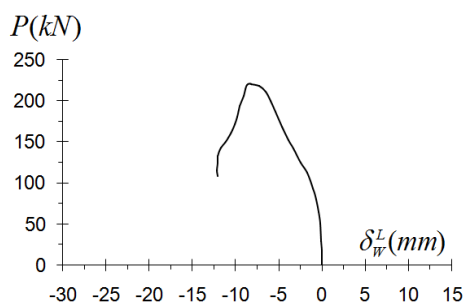
(b)



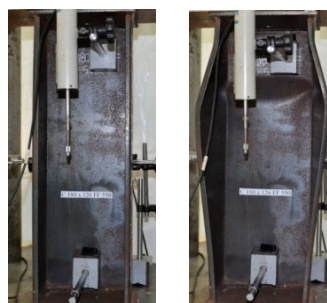
(c)



(d)



(e)



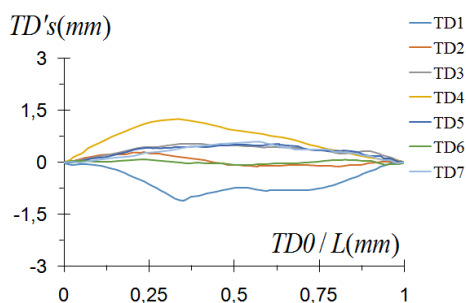
(f)

Figura A.10. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_W^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.

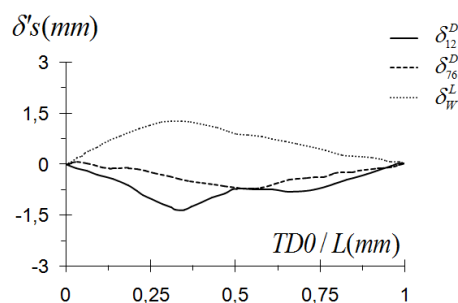
11. C180x126FF660

Tabela A.11 - Medições das seções transversais da coluna C180x126FF660.

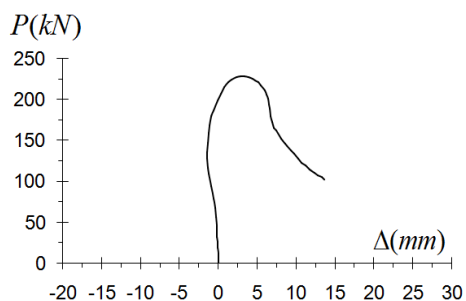
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	181,00	127,00	124,00	11,80	11,50	2,65	2,65	90,0	89,0	91,0	90,0			
B	180,00	126,00	125,50	12,00	11,60	2,59	2,65	92,0	89,0	89,0	90,0	660	660	660
C	179,00	125,00	126,60	11,20	11,40	2,59	2,58	90,0	90,0	89,0	90,0			
Média	180,00	125,68		11,58		2,62						660		
Área (cm ²)	11,51													



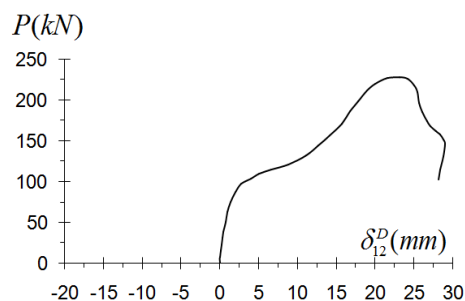
(a)



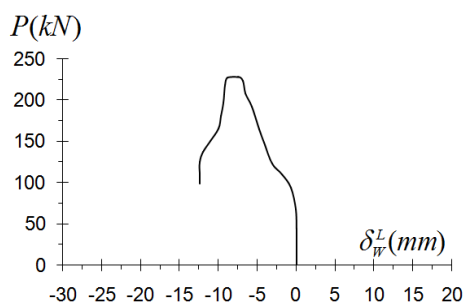
(b)



(c)



(d)



(e)



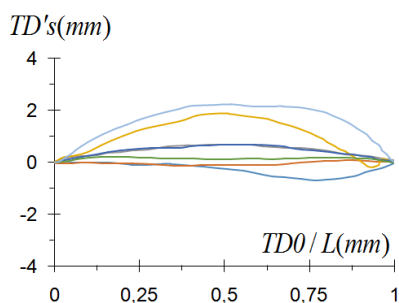
(f)

Figura A.11. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_W^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.

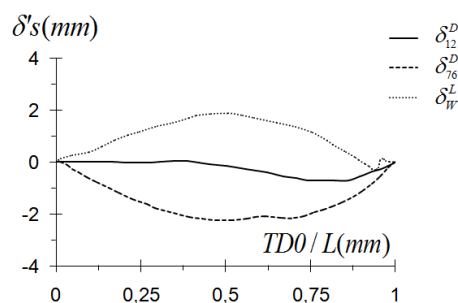
12. C180x180FF700

Tabela A.12 - Medições das seções transversais da coluna C180x180FF700.

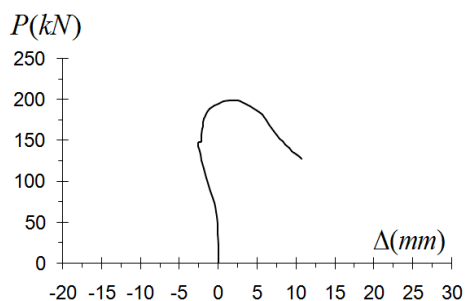
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	181,00	179,00	178,00	11,50	12,00	2,58	2,60	90,0	89,0	89,0	90,0			
B	180,50	179,00	179,00	11,50	12,30	2,57	2,58	92,0	90,0	92,0	92,0	700	700	700
C	180,50	178,50	179,50	11,00	11,80	2,57	2,57	92,0	89,0	90,0	91,0			
Média	180,67	178,83		11,68		2,58						700		
Área (cm ²)	14,10													



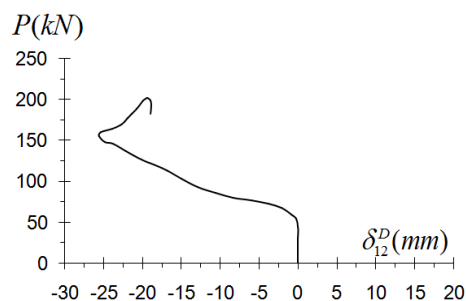
(a)



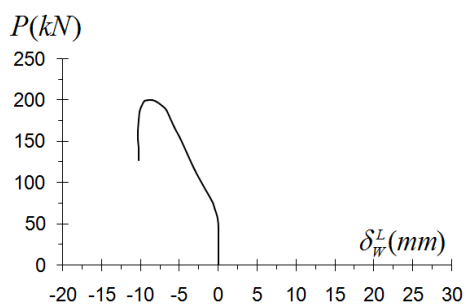
(b)



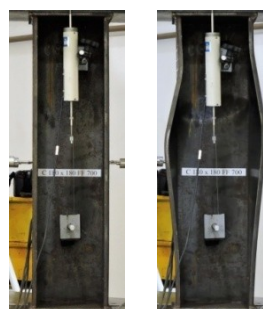
(c)



(d)



(e)



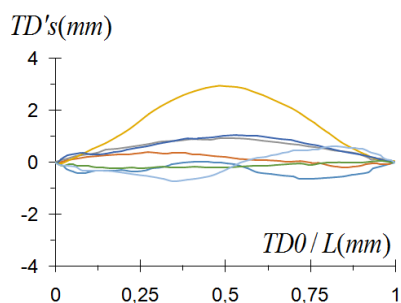
(f)

Figura A.12. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_W^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.

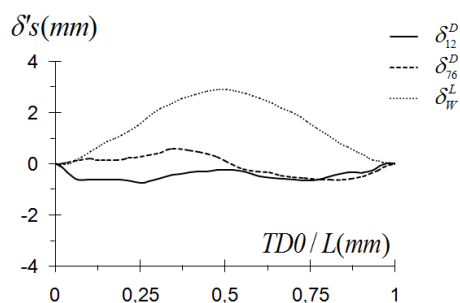
13. C180x180FF840

Tabela A.13 - Medições das seções transversais da coluna C180x180FF840.

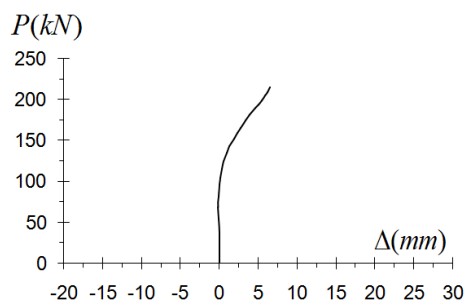
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	181,00	179,80	179,20	11,70	11,00	2,60	2,60	90,0	89,0	89,0	90,0			
B	181,00	180,50	180,20	11,80	11,60	2,59	2,60	92,0	91,0	91,0	92,0	839	840	840
C	179,20	179,90	179,20	11,00	11,50	2,56	2,60	90,0	89,5	90,0	90,0			
Média	180,40	179,80		11,43		2,59							840	
Área (cm ²)	14,20													



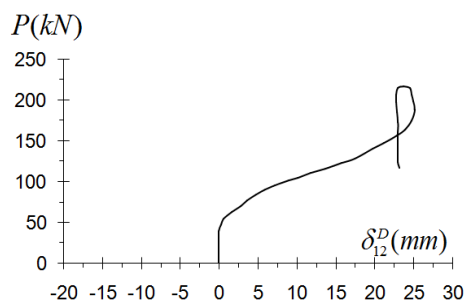
(a)



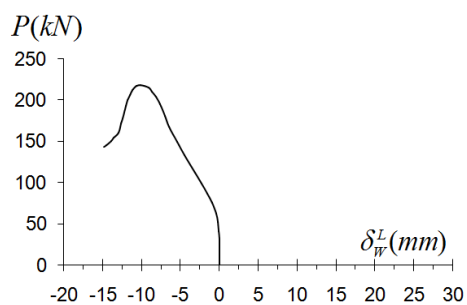
(b)



(c)



(d)



(e)



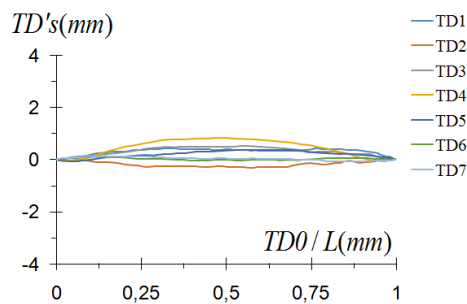
(f)

Figura A.13. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_w^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.

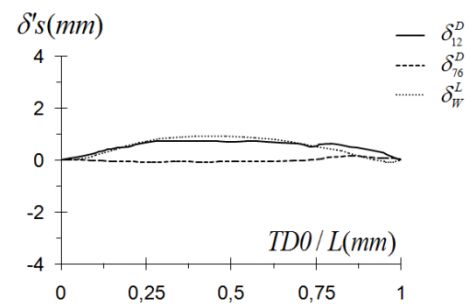
14. C200x140FF600

Tabela A.14 - Medições das seções transversais da coluna C200x140FF600.

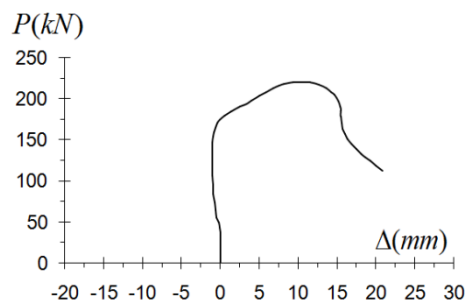
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	200,00	138,00	139,00	11,50	11,00	2,60	2,58	90,0	90,0	90,0	89,0			
B	200,00	139,00	139,00	11,50	11,40	2,57	2,56	90,0	90,0	90,0	91,0	600	600	600
C	202,00	139,50	139,00	11,00	11,00	2,56	2,60	90,0	90,0	91,0	91,0			
Média	200,67	138,92		11,23		2,58						600		
Área (cm ²)	12,54													



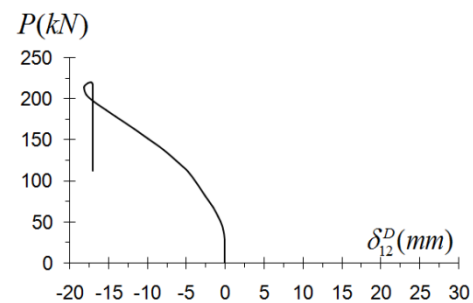
(a)



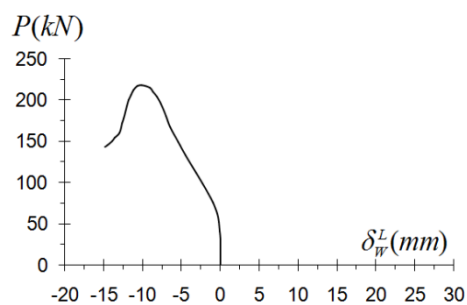
(b)



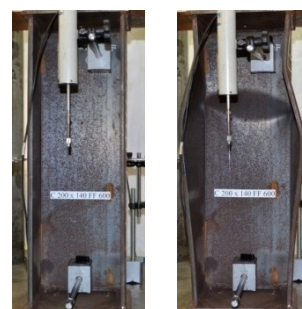
(c)



(d)



(e)



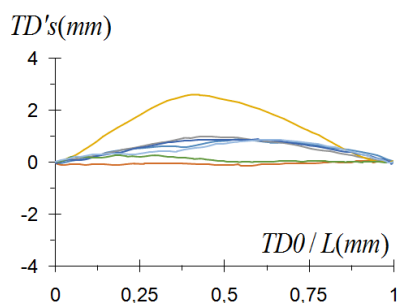
(f)

Figura A.14. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_W^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.

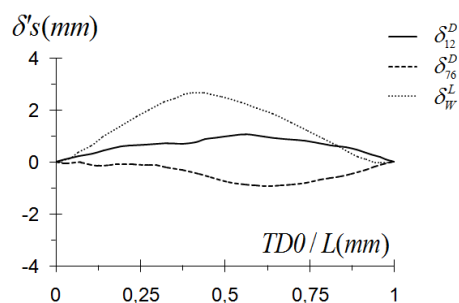
15. C200x140FF720

Tabela A.15 - Medições das seções transversais da coluna C200x140FF720.

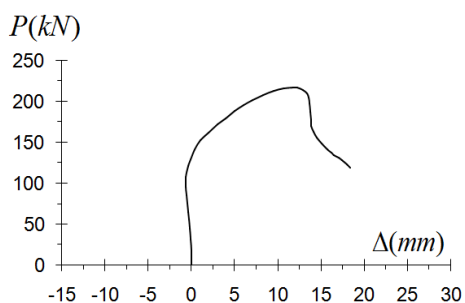
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	203,00	139,00	138,60	12,00	12,00	2,60	2,60	90,0	90,0	89,0	90,0			
B	201,50	140,30	140,00	12,00	12,00	2,60	2,60	90,0	91,0	91,0	90,0	720	721	720
C	202,80	139,50	140,00	11,50	10,50	2,60	2,60	90,0	90,0	90,0	90,0			
Média	202,43	139,57		11,67		2,60						720		
Área (cm ²)	12,74													



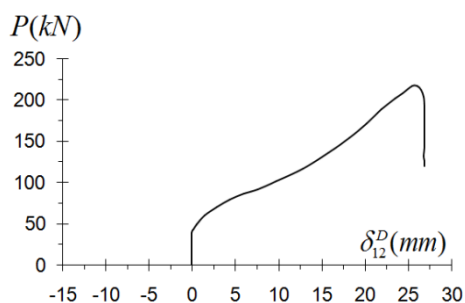
(a)



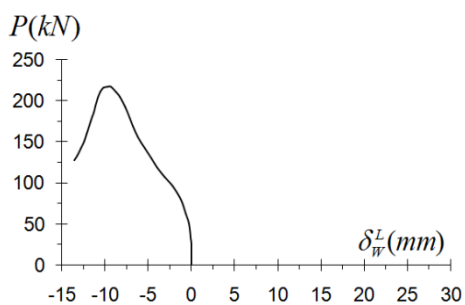
(b)



(c)



(d)



(e)



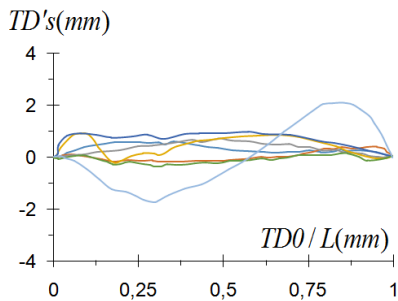
(f)

Figura A.15. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_w^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.

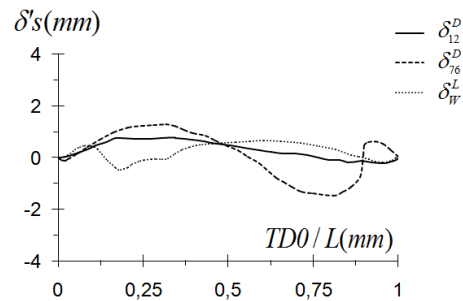
16. C200x200FF750

Tabela A.16 - Medições das seções transversais da coluna C200x200FF750.

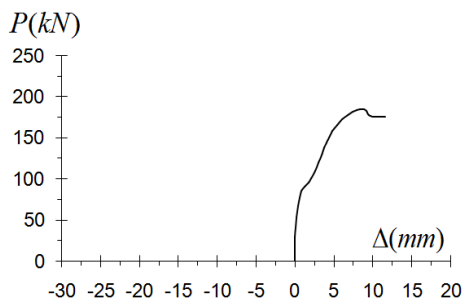
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	198,80	199,40	199,00	10,60	11,80	2,53	2,59	90,0	91,0	90,0	90,0			
B	199,00	199,10	200,10	11,40	11,80	2,58	2,60	90,0	90,0	92,0	90,0	749	750	749
C	199,90	198,90	200,20	10,40	11,40	2,57	2,60	90,0	90,5	90,0	90,0			
Média	199,23	199,45		11,23		2,58							749	
Área (cm ²)	15,62													



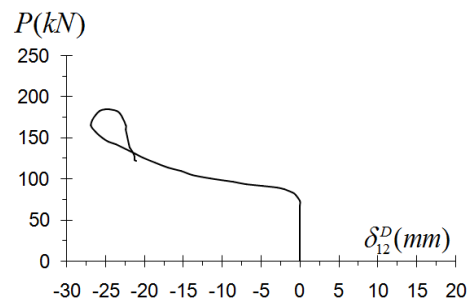
(a)



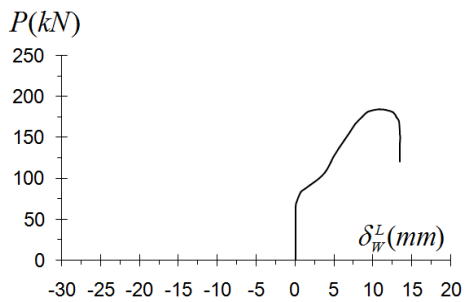
(b)



(c)



(d)



(e)



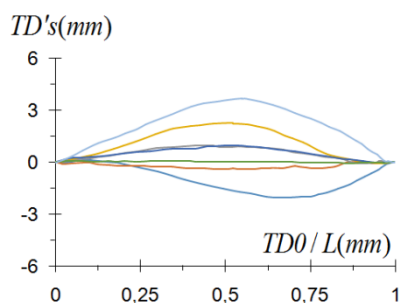
(f)

Figura A.16. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_w^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.

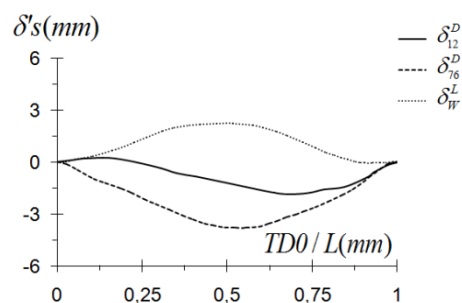
17. C200x200FF900

Tabela A.17 - Medições das seções transversais da coluna C200x200FF900.

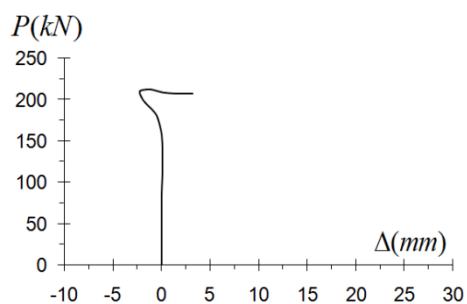
Posição	$b_w(mm)$	$b_f(mm)$		$b_l(mm)$		$t(mm)$		α_1	α_2	α_3	α_4	$L_0(mm)$		
	-	b_{f1}	b_{f2}	b_{l1}	b_{l2}	t_1	t_2	-	-	-	-	alma	L_1	L_2
A	197,80	198,30	198,90	11,80	11,20	2,59	2,60	90,0	89,0	90,0	90,0			
B	197,80	198,00	200,00	12,50	12,20	2,59	2,60	92,0	90,0	92,0	92,0	899	899	901
C	199,00	196,80	200,00	11,20	11,20	2,59	2,59	90,0	91,0	90,0	90,0			
Média	198,20	198,67		11,68		2,59						900		
Área (cm ²)	15,67													



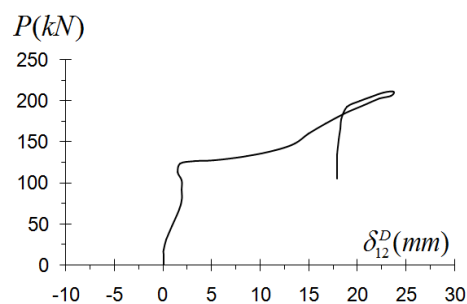
(a)



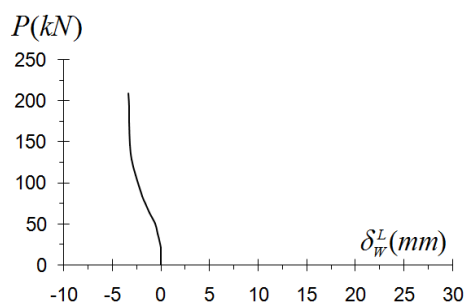
(b)



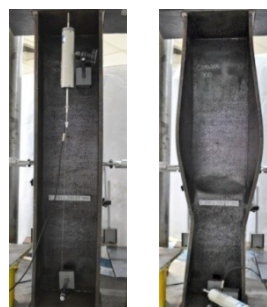
(c)



(d)



(e)



(f)

Figura A.17. Resultados obtidos experimentalmente: (a) e (b) imperfeições iniciais, (c) P vs. Δ , (d) P vs. δ_{12}^D , (e) P vs. δ_W^L e (f) coluna antes e depois do teste experimental.