



ESTABILIDADE ESTRUTURAL DE COLUNAS TRELIÇADAS ESPACIAIS
CONSTITUÍDAS DE PERFIS DE AÇO FORMADOS A FRIO

Cristiane Cruxen Daemon d'Oliveira e Bastos

Tese de Doutorado 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 Doutor em Engenharia Civil.

Orientador: Eduardo de Miranda Batista

Rio de Janeiro
Agosto de 2019

ESTABILIDADE ESTRUTURAL DE COLUNAS TRELIÇADAS ESPACIAIS
CONSTITUÍDAS DE PERFIS DE AÇO FORMADOS A FRIO

Cristiane Cruxen Daemon d'Oliveira e Bastos

TESE 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 DOUTOR EM
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL.

Examinada por:

Prof. Eduardo de Miranda Batista, D.Sc.

Prof. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima, D.Sc.

Prof. Cilmar Donizeti Basaglia, D.Sc.

Prof. Michèle Schubert Pfeil, D.Sc.

Prof. Juarez Moara Santos Franco, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

AGOSTO DE 2019

Bastos, Cristiane Cruxen Daemon d'Oliveira

Estabilidade Estrutural de Colunas Treliçadas Espaciais
Constituídas de Perfis de Aço Formados a Frio / Cristiane
Cruxen Daemon d'Oliveira e Bastos – Rio de Janeiro:
UFRJ/COPPE, 2019.

XI, 267 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Eduardo de Miranda Batista

Tese (doutorado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de
Engenharia Civil, 2019.

Referências Bibliográficas: p. 141-147.

1. Estabilidade Estrutural. 2. Perfis Formados a Frio. 3.
Modos de Flambagem. I. Batista, Eduardo de Miranda. II.
Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa
de Engenharia Civil. III. Título.

AGRADECIMENTOS

Ao meu marido, Alvaro Antonio Cardoso Bastos, meu grande incentivador, por todo o amor, carinho, apoio, companheirismo e compreensão ao longo desta jornada.

A minha família, pelo incentivo e pela torcida durante esse longo percurso. Em especial ao meu pai, Paulo Roberto Daemon d'Oliveira, pela ajuda e atenção durante todo o desenvolvimento dessa tese.

Ao professor Eduardo de Miranda Batista, pela orientação e ensinamentos transmitidos nestes anos de trabalho juntos, e por ter viabilizado as condições de desenvolvimento desta pesquisa.

Aos funcionários e técnicos do Laboratório de Estruturas da COPPE, pelos serviços prestados para a realização dos experimentos, em especial ao Osvaldo Oliveira Santiago, cuja dedicação e empenho viabilizaram os ensaios desta pesquisa.

Aos colegas do Laboratório de Estruturas da COPPE, pela convivência, amizade e ajuda na realização dos ensaios.

A empresa GYPSTEEL, pelo fornecimento das colunas treliçadas e dos perfis formados a frio, e a empresa ARMCO STACO, pelo fornecimento das chapas metálicas.

A Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) e ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), pelo apoio financeiro.

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

ESTABILIDADE ESTRUTURAL DE COLUNAS TRELIÇADAS ESPACIAIS CONSTITUÍDAS DE PERFIS DE AÇO FORMADOS A FRIO

Cristiane Cruxen Daemon d'Oliveira e Bastos

Agosto/2019

Orientador: Eduardo de Miranda Batista

Programa: Engenharia Civil

Esta tese apresenta resultados de pesquisa sobre a estabilidade estrutural de colunas treliçadas espaciais compostas de perfis de aço formados a frio de paredes esbeltas, submetidas à compressão axial. O objetivo é analisar o comportamento destas colunas, com auxílio de ensaios experimentais das estruturas em escala real, em que o colapso é provocado pela interação entre os modos de flambagem local e global nos elementos comprimidos. As colunas espaciais, compostas de quatro planos treliçados projetados com perfis U formados a frio, com as ligações realizadas com parafusos auto-atarrachantes, foram testadas com 6200, 12200 e 16200 mm de comprimento, com espessuras de 0,8 ou 1,25 mm. Além desses ensaios, foram realizados ensaios experimentais de trechos dos montantes das colunas para obtenção das cargas de colapso e comparação com os resultados analíticos obtidos pelo método da resistência direta (MRD). Os resultados mostraram que o MRD pode ser aplicado para obtenção das cargas de colapso dos montantes das colunas, compostos por dois perfis U ligados por parafusos auto-atarrachantes. Os resultados da investigação indicam que a metodologia empregada é adequada para o dimensionamento prático de colunas compostas por arranjo espacial treliçado de perfis formados a frio, com ligações executadas com parafusos auto-atarrachantes.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

STRUCTURAL STABILITY OF SPATIAL LACED BUILT-UP COLD FORMED STEEL COLUMNS

Cristiane Cruxen Daemon d'Oliveira e Bastos

August/2019

Advisor: Eduardo de Miranda Batista

Department: Civil Engineering

The present thesis includes the results of the structural stability of laced built-up cold-formed steel (CFS) columns, subjected to axial compression. The objective is to analyze the behavior of these spatial laced columns through full scale experimental tests, in which the collapse is caused by the interaction between local and global buckling in the compressed chord members. The spatial columns, composed of four plane-trussed members designed with lipped channel CFS and fully connected with self-drilling screws, were tested with 6200, 12200 and 16200 mm length, 0.8 or 1.25mm plate thickness. In addition to these tests, it was also carried out experimental tests of columns' chord members to obtain the collapse loads and comparison with the analytical DSM equations (direct strength method). The results showed that the DSM can be applied to obtain the collapse loads of the chord built-up members, composed of two lipped channels connected with self-drilling screws. The final results of the investigation indicate the adopted methodology, including the column global buckling nonlinear behavior combined with the collapse mode of the double lipped channel CFS chord members connected by self-drilling screws, is able to be applied for regular structural design of the CFS spatial trussed arrangement.

SUMÁRIO

| | |
|---|----|
| CAPÍTULO 1: INTRODUÇÃO..... | 1 |
| 1.1 Perfis formados a frio como elemento estrutural..... | 1 |
| 1.2 Estruturas constituídas de PFF | 2 |
| 1.3 Resistência dos perfis formados a frio..... | 4 |
| 1.4 Normas e Especificações de projeto..... | 7 |
| 1.5 Motivação e revisão bibliográfica | 10 |
| 1.6 Objetivo e Metodologia | 16 |
| 1.7 Estrutura da tese..... | 17 |
| CAPÍTULO 2: METODOLOGIA DA ANÁLISE EXPERIMENTAL | 19 |
| 2.1 Descrição das colunas treliçadas ensaiadas | 19 |
| 2.2 Fabricação e montagem das treliças | 25 |
| 2.3 Metodologia do ensaio de compressão da coluna treliçada..... | 28 |
| 2.4 Metodologia do ensaio de compressão do montante | 35 |
| 2.5 Metodologia dos ensaios de caracterização do aço | 43 |
| 2.5.1 Ensaio de caracterização do aço dos trechos de montantes..... | 43 |
| 2.5.2 Ensaio de caracterização do aço das colunas treliçadas | 45 |
| CAPÍTULO 3: ANÁLISES DOS MONTANTES | 48 |
| 3.1 Introdução..... | 48 |
| 3.2 Avaliações teóricas e numéricas da seção nominal | 49 |
| 3.2.1 Análises de flambagem elástica..... | 50 |
| 3.2.2 Resistência à compressão (MRD)..... | 58 |
| 3.3 Resultados dos ensaios de caracterização do aço dos montantes | 60 |
| 3.4 Resultados dos Ensaios de Compressão dos montantes | 66 |
| 3.5 Resistência teórica dos corpos de prova..... | 73 |
| 3.5.1 Análise de Flambagem Elástica..... | 73 |
| 3.5.2 Carga de colapso segundo o MRD | 78 |
| 3.6 Comparação dos resultados experimentais com os teóricos (MRD)..... | 79 |
| 3.7 Conclusões e valores a serem adotados na avaliação das colunas treliçadas | 81 |
| CAPÍTULO 4: ANÁLISES DAS COLUNAS TRELIÇADAS | 86 |
| 4.1 Resultados dos ensaios de compressão das colunas treliçadas..... | 86 |
| 4.2 Resultados dos ensaios de caracterização do aço das colunas treliçadas | 92 |
| 4.3 Cálculos analíticos para a carga crítica da coluna treliçada | 94 |
| 4.3.1 Método de Engesser..... | 95 |
| 4.3.2 Método de Bleich | 95 |
| 4.3.3 Método do Timoshenko..... | 96 |

| | |
|---|-----|
| 4.3.4 Método do Eurocode | 98 |
| 4.3.5 Comparação entre os resultados obtidos pelos métodos analíticos | 101 |
| 4.4 Cálculo analítico para estimativa da carga de colapso da coluna treliçada | 106 |
| 4.5 Modelos numéricos com elementos de barra no SAP2000 | 112 |
| 4.5.1 Descrição dos modelos desenvolvidos | 113 |
| 4.5.2 Resultados da análise de flambagem elástica no SAP2000..... | 116 |
| 4.5.3 Análise não linear no SAP2000..... | 123 |
| CAPÍTULO 5: CONSIDERAÇÕES FINAIS E CONCLUSÕES..... | 134 |
| REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS | 141 |
| APÊNDICE 1 | 148 |
| APÊNDICE 2 | 155 |
| Corpo de Prova M01p2 (2 Parafusos) | 156 |
| Corpo de Prova M02p2 (2 Parafusos) | 159 |
| Corpo de Prova M04p3 (3 Parafusos) | 162 |
| Corpo de Prova M05p3 (3 Parafusos) | 165 |
| Corpo de Prova M07p4 (4 Parafusos) | 168 |
| Corpo de Prova M08p4 (4 Parafusos) | 171 |
| Corpo de Prova M11p5 (5 Parafusos) | 174 |
| Corpo de Prova M12p5 (5 Parafusos) | 177 |
| APÊNDICE 3 | 180 |
| Corpo de Prova M10p5s (5 Parafusos)..... | 181 |
| Corpo de Prova M06p3s (3 Parafusos)..... | 184 |
| Corpo de Prova M03p2s (2 Parafusos)..... | 187 |
| Corpo de Prova M09p4s (4 Parafusos)..... | 191 |
| Corpo de Prova M13p2s (2 Parafusos)..... | 195 |
| Corpo de Prova M14p3s (3 Parafusos)..... | 199 |
| Corpo de Prova M17p5s (5 Parafusos)..... | 203 |
| Corpo de Prova M18p4s (4 Parafusos)..... | 207 |
| Corpo de Prova M16p3s (3 Parafusos)..... | 211 |
| APÊNDICE 4 | 215 |
| APÊNDICE 5 | 220 |
| A5.1 Ensaio 1: Coluna Treliçada T6x0,8 | 221 |
| A5.2 Ensaio 2: Coluna Treliçada T6x1,25 | 223 |
| A5.3 Ensaio 3: Coluna Treliçada T12x 1,25mm | 226 |
| A5.4 Ensaio 4: Coluna Treliçada de 12m com espessura de 0,8mm..... | 236 |
| A5.5 Ensaio 5: Coluna Treliçada de 16m com espessura de 1,25mm..... | 249 |
| A5.6 Ensaio 6: Coluna Treliçada de 16m com espessura de 0,8mm..... | 257 |

| | |
|---|-----|
| A.5.7 Resumo dos Resultados dos Ensaios das Colunas Treliçadas..... | 267 |
|---|-----|

LISTA DE SÍMBOLOS

LETRAS ROMANAS MAIÚSCULAS

C_w : constante de empenamento da seção

E : módulo de elasticidade

G : módulo de elasticidade transversal

J : constante de torção da seção

K_xL_x , K_yL_y e K_zL_z são os comprimentos efetivos de flambagem global em relação aos eixos x, y e z

N_e : força axial da flambagem global elástica

N_{ex} : força axial da flambagem global elástica por flexão em relação ao eixo x

N_{ey} : força axial da flambagem global elástica por flexão em relação ao eixo y

N_{ez} : força axial da flambagem global elástica por flexão em relação ao eixo z

N_{exz} : força axial da flambagem global elástica por flexo-torção

P_{cr} : carga crítica de Euler (flambagem elástica)

P_{crG} : carga crítica de flambagem global elástica

P_{crL} : carga crítica de flambagem local elástica

P_{crD} : carga crítica de flambagem distorcional elástica

P_{nLG} : resistência da coluna devido à interação de flambagem LG local-global

P_{nD} : resistência da coluna devido à flambagem distorcional

P_n : resistência da coluna (menor valor entre P_{nLG} e P_{nD})

P_{uexp} : carga de colapso experimental do montante da coluna treliçada

P_{Lexp} : carga de início de flambagem local da coluna treliçada registrada pelos extensômetros.

LETRAS ROMANAS MINÚSCULAS

f_y : tensão de escoamento do aço

f_u : tensão última de ruptura do aço.

r_0 : raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de torção

r_x e r_y : raios de giração da seção bruta em relação aos eixos principais de inércia x e y, respectivamente

x_0 e y_0 : distâncias do centro de torção ao centroide, na direção dos eixos principais de inércia x e y, respectivamente

LETRAS GREGAS MINÚSCULAS

σ_{crD} : tensão crítica de flambagem distorcional elástica

σ_{crL} : tensão crítica de flambagem local elástica

ε : deformação específica

CAPÍTULO 1: INTRODUÇÃO

1.1 Perfis formados a frio como elemento estrutural

A utilização de perfis de aço formados a frio como elemento estrutural intensificou-se ao longo do tempo devido à possibilidade de se obter estruturas leves e de baixo custo. Os perfis formados a frio (PFF) começaram a ser utilizados na construção civil por volta de 1850, nos Estados Unidos e na Grã Bretanha. Entretanto, devido à falta de formulação e expressões normativas adequadas para o seu dimensionamento, este tipo de perfil só começou a ser utilizado em maior escala a partir de 1940, em geral como elementos estruturais secundários. Em 2012 foi reconhecido que estes perfis podem ser aplicados de forma eficaz como elementos principais das estruturas (DUBINA *et al.*, 2012).

Estes perfis apresentam diversas vantagens, tais como: leveza, alta resistência, ductilidade, flexibilidade de forma e dimensões, facilidade e rapidez de fabricação, manuseio, transporte e montagem. Devido a estas inúmeras vantagens e também à produção de bobinas de aço revestidas com zinco (ou alumínio/zinco) para proteção contra a corrosão, o uso deste tipo de perfil está aumentando em todo o mundo (DUBINA *et al.*, 2012). Estas bobinas são transformadas nos PFF através do processo de fabricação de dobramento, que pode ser contínuo (com perfiladeira) ou descontínuo (com prensa dobradeira).

Em contrapartida, tais perfis, por serem fabricados a partir de chapas finas, são muito esbeltos e se caracterizam por uma elevada relação largura-espessura de paredes ($b/t > 40$) sendo, portanto, susceptíveis à flambagem local. Por serem constituídos de seções abertas e de pequena espessura, os PFF possuem baixa rigidez à torção e podem ter problemas de instabilidade e deformações excessivas. O fenômeno do empenamento é bastante comum neste tipo de perfil, no qual as seções transversais não permanecem planas, devido a modos de flambagem torcionais e distorcionais. Portanto os PFF merecem atenção especial em relação à estabilidade estrutural, tanto local das paredes que constituem o perfil (flambagem local e distorcional), como a estabilidade global do elemento estrutural (flambagem por flexão e por flexo-torção). A interação entre os modos de flambagem local L, distorcional D e global G pode ocorrer de diversas formas: LG, LD, DG ou LDG, sendo em muitos casos a responsável pelo colapso de elementos estruturais.

Outro ponto importante de ser observado nas estruturas formadas por este tipo de perfil é a sensibilidade a defeitos de fabricação, gerando imperfeições geométricas. Por serem perfis muito esbeltos, as imperfeições oriundas do processo de fabricação, manuseio, transporte e montagem, influenciam decisivamente na estabilidade da estrutura. Um exemplo de imperfeição oriunda do processo de fabricação é a variação na espessura da chapa. Uma bobina não possui ao longo do seu sentido transversal a mesma espessura de chapa. Os fabricantes não conseguem laminar uma espessura constante no sentido transversal, em geral a bobina possui menor espessura nas bordas. Devido a este fato ocorrem variações nas espessuras das chapas dos perfis, fazendo com que a espessura nominal não coincida com a espessura real. Outro exemplo é a variação das propriedades mecânicas do aço ao longo da bobina e também no sentido transversal – direção da laminação. A fabricação em usina siderúrgica não consegue homogeneizar as propriedades mecânicas do aço, o que pode causar uma diferença da tensão de escoamento no sentido longitudinal. Além dos defeitos de fabricação, estes perfis estão sujeitos também a amassamentos durante o manuseio, transporte, montagem e até mesmo durante a utilização do perfil após montado. Resultados de ensaio demonstram que as imperfeições iniciais (tais como amassamentos) são acentuadas quando a estrutura começa a ser carregada (FREITAS, 1996).

1.2 Estruturas constituídas de PFF

As aplicações dos PFF na engenharia são inúmeras, tais como em coberturas, edificações, galpões, estruturas de armazenamento e estocagem industrial, reservatórios, silos para armazenagem de grãos, pontes, passarelas, etc. A Figura 1.1 (a) ilustra a aplicação de PFF em *racks* e *pallets*. A Figura 1.1(b) ilustra a aplicação de PFF em silos de armazenagem de grãos.

Uma aplicação bastante usual dos PFF é no sistema construtivo denominado “*steel frame*”, também conhecido como “*light steel framing*” (LSF), muito utilizado em edificações residenciais e comerciais. Trata-se de um sistema construtivo industrializado e racionalizado, composto por fechamento externo, isolantes termo acústicos e fechamento interno. Sua estrutura (colunas, vigas e travamentos) é composta por PFF galvanizados, e o fechamento é feito por placas, podendo ser cimentícias, de madeira, *drywall*, etc. Este sistema possibilita que uma construção seja executada de forma rápida, já que a maioria dos seus componentes são pré-fabricados. A Figura 1.1 (a) ilustra a

aplicação de PFF no sistema LSF, em uma edificação do Parque Olímpico, na Barra da Tijuca, Rio de Janeiro.

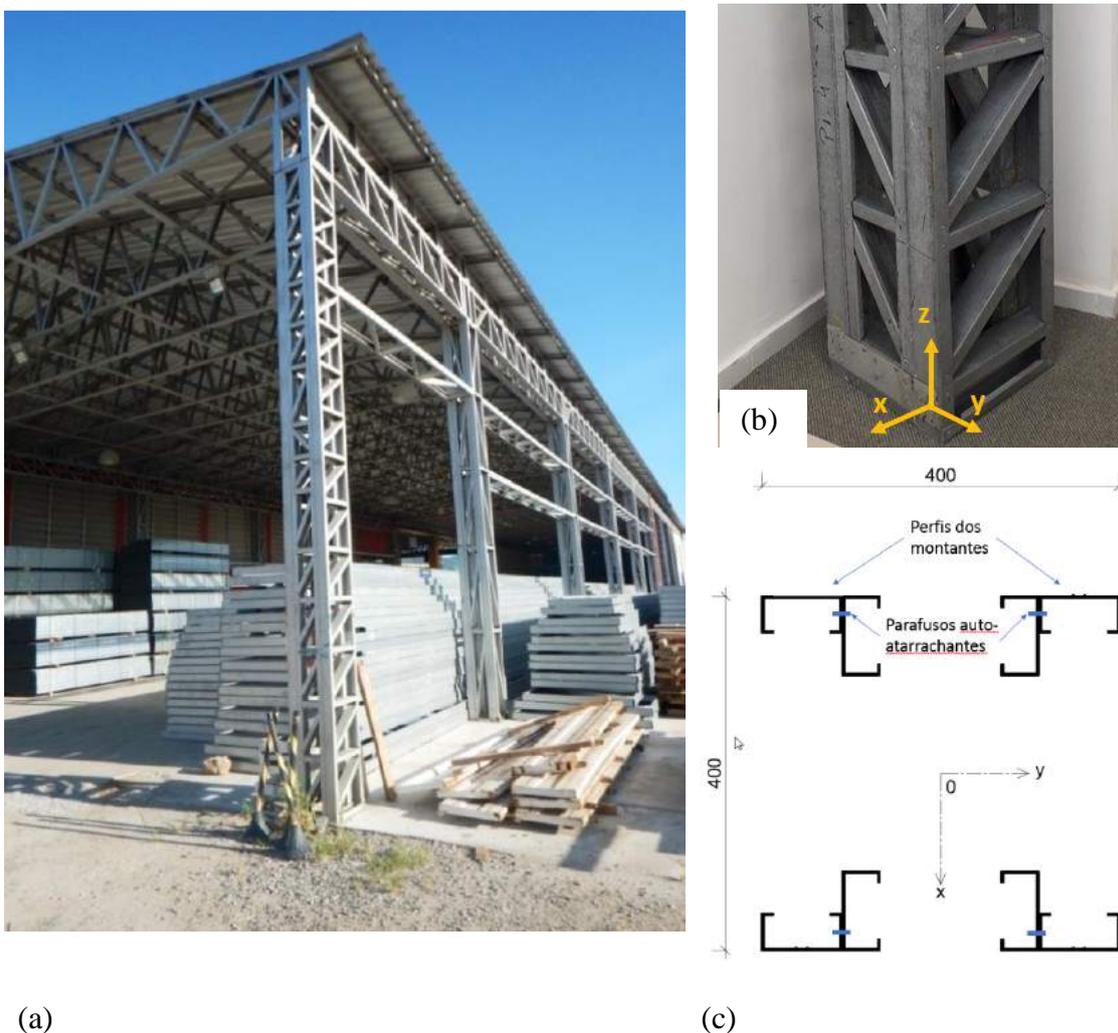


Figura 1.1 (a) Exemplo de aplicação de PFF em racks (fonte: acervo Mecalux). (b) Exemplo de aplicação de PFF em silos para armazenagem de grãos instalados em Capinópolis, MG (fonte: acervo Armco Staco S.A.).



Figura 1.2 Exemplo de aplicação do PFF em uma edificação do Parque Olímpico, Barra da Tijuca, Rio de Janeiro (fonte: acervo Gypsteel).

Outra aplicação dos PFF é em estruturas treliçadas em geral. A Figura 1.3a) ilustra um exemplo de aplicação em uma coluna treliçada instalada no galpão da GypSteel em Saquarema (empresa que fabricou e doou as colunas treliçadas para essa pesquisa). A Figura 1.3b) mostra uma foto de uma das extremidades da coluna treliçada típica, objeto dessa tese. A Figura 1.3c) apresenta a seção transversal da coluna treliçada dessa tese, ilustrando os quatro montantes, cada um deles composto por dois perfis Ue conectados por parafusos auto-atarrachantes



(a) Exemplo de uma coluna treliçada instalada no galpão da GypSteel em Saquarema. (b) Foto de uma das extremidades da coluna treliçada típica, objeto dessa tese. (c) Seção transversal da coluna treliçada ilustrando os quatro montantes compostos.

1.3 Resistência dos perfis formados a frio

Conforme mencionado, o perfil de aço formado a frio, quando sujeito a uma solicitação de compressão axial, poderá sofrer o fenômeno da flambagem local, distorcional e global. O cálculo da tensão crítica e das características do correspondente modo de instabilidade depende da forma da seção, das relações geométricas entre as diferentes paredes da seção transversal, da esbeltez relativa de suas paredes (relação largura/espessura) e do comprimento do perfil.

A flambagem local e distorcional podem ser consideradas como modos da “seção”, e podem interagir entre si, assim como com o modo de flambagem global. Portanto deve-se considerar na análise destes perfis, a interação entre os modos de flambagem local, distorcional e global. A Figura 1.4 ilustra modos de flambagem isolados

e acoplados para um perfil U enrijecido submetido a compressão axial. Estes resultados foram obtidos realizando uma análise de flambagem em um programa de elementos finitos (DUBINA, 2002).

No caso de uma barra formada por um perfil de parede fina, a flambagem da seção (local ou distorcional) pode ocorrer antes do início da plastificação. Após a flambagem da seção, a barra percorre um caminho de equilíbrio em que a rigidez se reduz progressivamente, levando-a ao colapso. A Figura 1.5, que foi obtida a partir de uma análise avançada em elementos finitos, mostra claramente a formação do mecanismo de colapso para um perfil U enrijecido submetido à compressão (UNGUREANU & DUBINA, 2004).

Os perfis de aço formados a frio podem ser considerados como uma composição de placas esbeltas associadas. Na análise de placas esbeltas submetidas à compressão, deve-se levar em conta o aumento de resistência que ocorre com a aproximação da carga crítica de flambagem local (a carga crítica não é necessariamente atingida). A avaliação do comportamento destas placas demanda uma formulação matemática trabalhosa, sendo necessária a utilização de métodos numéricos para a obtenção de soluções refinadas. Entretanto, foram estabelecidas expressões simplificadas para o tratamento destas placas. O Método das Larguras Efetivas (MLE) proposto por VON KARMAN (1932), considera a redução de rigidez da placa através da substituição da placa original de largura b por uma placa de largura efetiva b_e , sendo $b_e < b$. Porém, como a formulação de Von Karman foi desenvolvida para o caso de placas perfeitas, a partir da sua curva original, várias curvas foram desenvolvidas com o auxílio de estudos teóricos e experimentais, a fim de se considerar as imperfeições originadas da fabricação dos perfis como, por exemplo, a desenvolvida pelo pesquisador americano WINTER (1968).

O Método da Largura Efetiva (MLE) é um método aproximado, pois analisa cada elemento (chapa) que forma a seção transversal de uma maneira isolada, porém levando em conta as condições de vizinhança com as outras chapas componentes do perfil. Dependendo da geometria da seção, a determinação da seção efetiva é trabalhosa, sobretudo no caso de perfis esbeltos submetidos à flexão. Além disso, existe a dificuldade de incluir no cálculo o modo de flambagem distorcional.

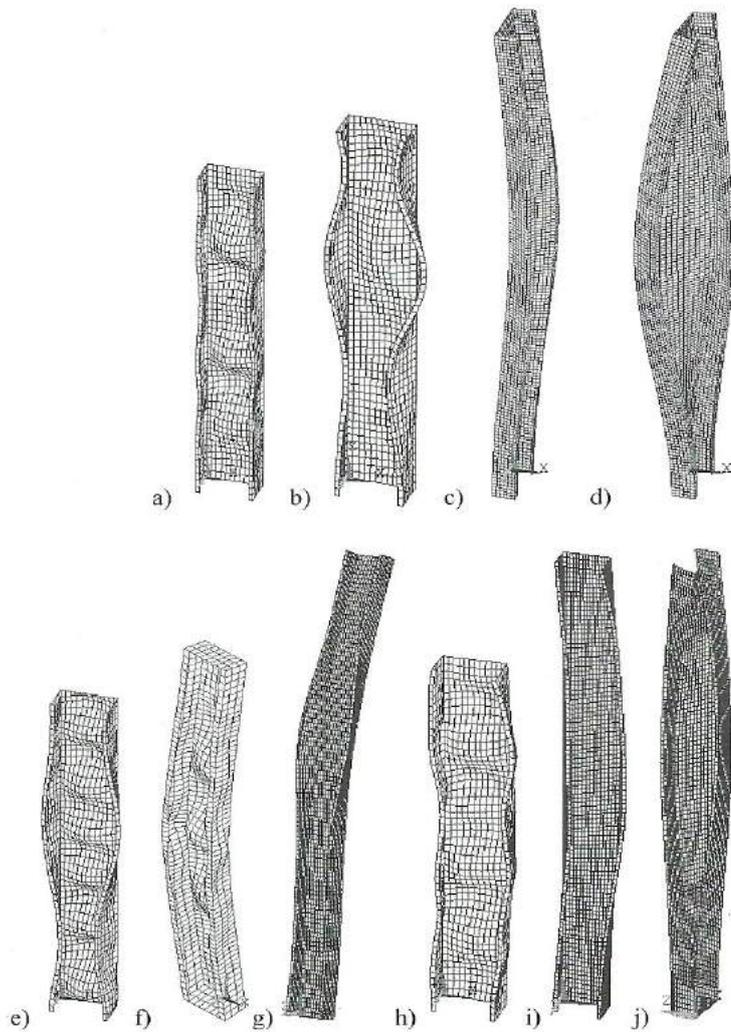


Figura 1.4 – Modos de flambagem para um perfil U enrijecido submetido à compressão. Modos isolados: (a) Local (L); (b) Distorcional (D); (c) Flexão Global(G); (d) Flexo-torção Global (GT). Modos acoplados: (e) L+D; (f) G+L; (g) G+D; (h) GT+L; (i) GT+D; (j) G+GT; (DUBINA,2002).

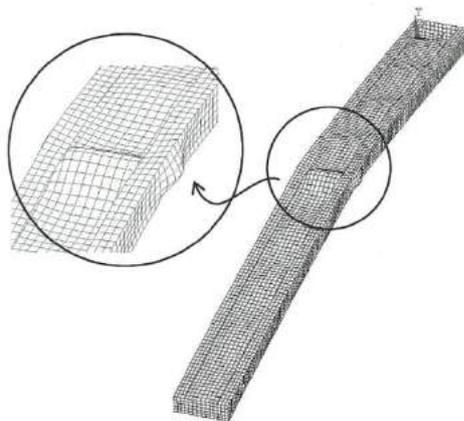


Figura 1.5 – Mecanismo de colapso para um perfil U enrijecido submetido à compressão axial. (UNGUREANU & DUBINA, 2004).

Com o objetivo de facilitar o trabalho com os procedimentos de dimensionamento das barras submetidas aos fenômenos de flambagem, SCHAFER e PEKÖZ (1998) propuseram e calibraram um novo método, denominado Método da Resistência Direta (MRD), que utiliza curvas de resistência ajustadas experimentalmente para calcular as cargas de colapso, a partir da carga de flambagem elástica de todo o perfil, e não dos elementos isolados. O uso do MRD requer a determinação das cargas críticas de flambagem elástica da seção transversal completa, que pode ser calculada via método das faixas finitas (ÁDANY e SCHAFER, 2008; SCHAFER, 2008 e 2016; LI e SCHAFER, 2010) ou pela teoria generalizada de vigas (*Generalized Beam Theory*, GBT, BEBIANO *et al.*, 2018). O MRD foi calibrado com dados experimentais de ensaios executados em vigas e colunas. O método já está contemplado em várias normas, inclusive na NBR14762 (ABNT, 2010), onde foi incorporado no Anexo C.

Como alternativa ao Método da Largura Efetiva (MLE), também está contemplado nesta norma brasileira o Método da Seção Efetiva (MSE) desenvolvido por BATISTA (2010), que leva em consideração o comportamento da seção como um todo para verificação da flambagem local, e é muito mais fácil de aplicar e mais preciso do que o MLE. A carga axial de flambagem elástica de perfis formados a frio é determinada em função de um coeficiente de flambagem local k_1 , calibrado a partir de análise computacional para cada tipo de seção. A norma brasileira NBR14762 (ABNT, 2010) apresenta nas Tabelas 9 e 10 valores do coeficiente de flambagem local k_1 para algumas seções padronizadas.

1.4 Normas e Especificações de projeto

As especificações de projeto para estruturas compostas por perfis de chapa de aço formados a frio foram primeiramente introduzidas pelo AISI (American Iron and Steel Institute) nos EUA em 1946. Em 1980 foi realizada uma revisão significativa nas especificações do AISI e foram sugeridas mudanças para a edição de 1986. Desde então as especificações da AISI vem sendo regularmente atualizadas baseadas em pesquisas (AISII, 1996, 1999, 2001, 2004, 2007, 2012, 2016), e a edição mais recente é a de 2016. A primeira edição unificada da especificação norte americana, *North American Specification* (AISII, 2001), foi publicada em 2001, seguida pelo suplemento de 2004 (*Supplement 2004: Appendix 1, Design of Cold-Formed Steel Structural Members Using Direct Strength Method*, AISII, 2004). Esta norma é aplicável aos Estados Unidos, Canadá e México, para o dimensionamento de perfis formados a frio. Em 2007 foi emitida a

segunda edição unificada, e a última edição foi publicada em 2016: *North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members* (AISI S100-16, 2016). As especificações novas e revisadas fornecem informações atualizadas para o dimensionamento de elementos estruturais de aço formados a frio, conexões, montagens e sistemas estruturais.

Na Europa, o Comitê TC7 do ECCS (*European Convention for Constructional Steelwork*) produziu inicialmente as recomendações europeias para o dimensionamento de perfis de parede fina em 1987 (ECCS, 1987). Este documento Europeu foi revisado em 1993 (*European Design Code EN1993-1-3*) e aperfeiçoado e publicado novamente em 2006 como *European Standard Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-3: General Rules, Supplementary Rules for cold-formed thin gauge members and sheeting* (CEN, 2006a).

Na Austrália e Nova Zelândia, a norma revisada AS/NZS 4600 (*Cold-formed steel structures*) para o dimensionamento pelo método dos estados limites de estruturas compostas de perfis de aço formados a frio, foi publicada em dezembro de 2005 (AS/NZS 4600, 2005).

A norma brasileira de projeto de perfis de aço formados a frio, a NBR 14762 - Dimensionamento de Estruturas de Aço constituídas por Perfis Formados a Frio (ABNT, 2010), foi criada em 2001 e revisada em 2010.

A maioria das normas e especificações de projeto existentes para os perfis formados a frio foca a atenção no comportamento do perfil isolado e ligações. A norma brasileira para perfis de aço formados a frio, a NBR 14762 (ABNT, 2010), não apresenta um procedimento de cálculo específico para colunas treliçadas formadas por este tipo de perfil, que é o objeto dessa tese. A norma menciona apenas os casos de contenção lateral, informando que os esforços resistentes e a rigidez dos componentes previstos para conter lateralmente vigas e pilares em alguns pontos devem atender às exigências desta Norma e da NBR 8800 (Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios). A norma brasileira NBR 8800 (ABNT, 2008) apresenta os requisitos de rigidez e resistência para as contenções laterais de colunas e vigas (item 4.11), mas também não apresenta um procedimento para o dimensionamento das colunas treliçadas levando-se em consideração o efeito das deformações por cisalhamento.

Na AISI S100-16 (AISI S100-16, 2016) existem especificações para membros comprimidos compostos por 2 seções em contato (item I1.2), mas também não é apresentado um procedimento de cálculo para colunas treliçadas. A AISI apresenta

especificações para o dimensionamento de treliças, a *AISI S214-12 – Truss Design* (AISI S214-12, 2012), onde no item D-4 está descrito o procedimento de cálculo para os montantes comprimidos da treliça, mas como peças isoladas. O mesmo ocorre na *AISI S240-15 – Structural Framing* (AISI S240-15, 2015), que considera os sistemas estruturais com perfis formados a frio (item B1 3.1 *Built-up section design* e item E - *Trusses*), mas não apresenta um procedimento para o dimensionamento das colunas treliçadas levando-se em consideração o efeito das deformações por cisalhamento.

A norma Americana ANSI/AISC 360: *Specification for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 360, 2016), no caso de peças múltiplas ligadas por barras ou cantoneiras formando planos treliçados, permite determinar a carga última dessas colunas como se as peças fossem unidas por ligações contínuas, desde que seja considerado o efeito da deformabilidade das ligações. O item D-4 da AISC (*Built-up members*) menciona que sistemas estruturais treliçados são permitidos nesta especificação, mas não dá maiores detalhes. No apêndice 6 desta mesma norma (*Stability bracing for columns and beams*) está mencionado que para contraventamentos nos nós das colunas, a rigidez crítica é função do número de contraventamentos intermediários, mas também não entra em detalhes.

As normas australianas/neozelandesas (AS/NZS, 2005) também não apresentam procedimento para o dimensionamento das colunas treliçadas de perfis formados a frio, levando-se em consideração o efeito das deformações por cisalhamento. Apresentam apenas no item 4.1 (*built-up sections*), seções compostas por 2 perfis C.

O Eurocode 3 (CEN, 2006a), *Design of steel structures. Part 1-3: General Rules, Supplementary Rules for cold-formed thin gauge members and sheeting*, que é específico para perfis formados a frio, não apresenta procedimento de cálculo para colunas treliçadas formadas por este tipo de perfil. Mas na parte 1-1 do Eurocode 3 (CEN, 2006b), *Design of steel structures. Part 1-1: General Rules and Rules for buildings*, dirigido a estruturas de aço de uma forma mais geral, no item 6-4 (*Uniform built-up compression members*), são apresentados critérios para projetos de colunas treliçadas (sujeitas a requisitos construtivos e geométricos), considerando o modelo de peça contínua com deformações por cisalhamento. Este método será utilizado para a determinação das cargas críticas das colunas treliçadas deste trabalho no Capítulo 3.

1.5 Motivação e revisão bibliográfica

Com a ampliação do uso dos PFF, diversas pesquisas já foram e vêm sendo realizadas nesta área, porém grande parte se dedica ao estudo dos fenômenos de instabilidade como a flambagem local, global e distorcional de perfis isolados, ou no máximo composição de 2 perfis. Existem ainda estudos para a utilização destes perfis em coberturas e pisos, porém os estudos experimentais de sistemas estruturais com perfis formados a frio, tais como colunas treliçadas, são escassos. Como mencionado, a maioria das normas e especificações de projeto existentes para os perfis formados a frio também foca a atenção no comportamento do perfil isolado e conexões.

No caso das colunas treliçadas, o comportamento da coluna como um todo depende da flexibilidade devida à flexão e ao cisalhamento e também da deformabilidade das ligações. O efeito das deformações de cisalhamento causa a distorção da seção da treliça. Para tratar esta estrutura com ligações discretas como uma peça contínua e de seção uniforme, é preciso levar em conta as deformações por cisalhamento. A carga crítica de uma coluna treliçada é obtida teoricamente considerando-se as deformações por cisalhamento existentes, em função do tipo de arranjo treliçado utilizado (PFEIL *et al.*, 2009).

Existem métodos analíticos para a determinação das cargas crítica de colunas treliçadas, porém é necessário avaliar a precisão destes métodos através de estudos experimentais, principalmente para o caso de colunas treliçadas espaciais compostas de PFF. Muito poucos testes experimentais foram realizados em colunas treliçadas. Até o momento da presente pesquisa não foi identificado nenhum estudo experimental em colunas treliçadas espaciais, com quatro planos de arranjos treliçados, formados por perfis U formados a frio.

HASHEMI e JAFARI (2009 e 2012) investigaram a carga crítica elástica e a capacidade de compressão de colunas formadas por dois perfis laminados conectados por chapas igualmente espaçadas (*batten columns*), através de ensaios experimentais, e avaliaram o nível de precisão das fórmulas teóricas. BONAB *et al.* (2013) realizaram uma avaliação experimental da carga crítica elástica e da capacidade de compressão de colunas treliçadas compostas por apenas dois montantes, cada um deles formado por um perfil laminado U, conectados entre si por dois planos de diagonais, em um arranjo treliçado do tipo “V”. KALOCHAIRETIS *et al.* (2014) realizaram uma investigação experimental e numérica em colunas treliçadas submetidas a cargas excêntricas. Estas colunas treliçadas

também possuíam apenas dois montantes, cada um deles formado por um perfil laminado I, conectados entre si por dois planos de cantoneiras, em um arranjo treliçado do tipo “N”. HASHEMI e BONAB (2013) realizaram uma investigação experimental do comportamento de colunas treliçadas submetidas a carregamento axial constante e carregamento lateral cíclico. No entanto, estas colunas treliçadas também possuíam apenas montantes, cada um deles formado por um perfil laminado IPE100, conectados entre si por dois planos de diagonais, em um arranjo treliçado do tipo “V”. Portanto, todos os estudos experimentais supracitados tratavam de apenas dois perfis laminados conectados por barras horizontais e/ou diagonais.

DABAON *et al.* (2015) investigaram experimentalmente o comportamento de colunas formadas por dois perfis U (PFF) conectados por chapas igualmente espaçadas (*batten columns*). Os resultados dos testes indicaram que, aumentando o espaçamento entre os dois perfis U, o modo de colapso foi transformado da flambagem global para a flambagem combinada local e de flexão, e da flambagem combinada local e de flexão para a flambagem local. Os resultados dos testes foram comparados com as resistências à compressão previstas pela norma norte-americana AISI S-100 (2016), pela norma australiana / neozelandesa AS/NZS (1996) e pelo Eurocode EC3 (CEN,2006a) para colunas de PFF. Todas essas normas apresentaram resultados contra a segurança para os membros que falharam principalmente por flambagem local, e resultados conservadores para os que falharam por flambagem por flexão elástica.

EL AGHOURY *et al.* (2010) investigaram o comportamento de colunas formadas por quatro cantoneiras (PFF) conectadas por chapas igualmente espaçadas (*batten columns*), resultando em quatro planos contraventados, sob carga axial. Este estudo indicou que as resistências à compressão previstas pelas normas AISI (1996) e ANSI/AISC (2005) apresentaram resultados contra a segurança para estas colunas.

DAR *et al.* (2018) avaliou o desempenho monolítico de colunas treliçadas espaciais compostas de PFF, com propriedades geométricas variadas. Os quatro montantes da coluna treliçada, compostos cada um por uma cantoneira de chapa dobrada, estavam conectados entre si por diagonais (barras) ao longo do comprimento. Foram conduzidos estudos experimentais e numéricos em cinco colunas treliçadas, concluindo que o comportamento das colunas treliçadas de PFF é afetado principalmente pela razão entre largura e espessura (esbeltez) dos montantes, bem como a esbeltez das diagonais. Em colunas com montantes com razão largura / espessura menores, ocorre inicialmente a flambagem por flexão, seguida por flambagem local. Assim, essas colunas falharam

principalmente pela interação entre a flambagem global e local nos montantes. Por outro lado, as colunas com montantes com maior relação largura / espessura, o colapso ocorreu devido apenas à flambagem local. As metodologias do Eurocode EC3 (CEN2006a) e da AISI S-100 (2016) foram consideradas inadequadas para a obtenção da resistência à compressão destas colunas treliçadas espaciais compostas por PFF, apresentando resultados contra a segurança. A influência da esbeltez das diagonais não é considerada nessas normas para obtenção da resistência à compressão das colunas treliçadas.

O valor da carga crítica de uma coluna treliçada depende do tipo e das dimensões do arranjo treliçado utilizado. O engenheiro civil alemão ENGESSER (1891) desenvolveu um método para o cálculo da carga crítica de colunas treliçadas. Muitas tentativas foram realizadas desde então com o intuito de se obter soluções mais precisas, como por exemplo, o método de BLEICH (1952) e do TIMOSHENKO E GERE (1963). GJELSVIK (1991) estudou a flambagem de colunas treliçadas, considerando a rigidez ao cortante, para as condições de contorno mais usuais, e apresentou os resultados analíticos na forma de gráficos. Ele modificou a teoria de Engesser para considerar o efeito das placas nas extremidades. Uma forma generalizada das equações governantes fornecida por Gjelsvik foi apresentada por PAUL (1995), e é aplicável a qualquer coluna formada por dois ou mais perfis com alma contínua. As cargas críticas de flambagem para as colunas foram obtidas para diferentes condições de contorno. Os resultados foram comparados com a solução proposta por Engesser. PAUL (1995) concluiu que o método clássico de Engesser é sempre conservador.

No artigo de ASLANI e GOEL (1991), a solução de BLEICH (1952) para a carga crítica de colunas treliçadas com as duas extremidades rotuladas, é adaptada para atender a qualquer condição de contorno. ZIEMIAN (2010), no livro SSRC Guidelines, publicado pelo Structure Stability Research Council, sugere a determinação da carga crítica da coluna treliçada, para três condições de contorno, através de um gráfico em função de um parâmetro chamado μ . Este parâmetro leva em conta a distorção adicional devido à carga axial ou flexão nos elementos da alma. A flexibilidade devida ao cortante foi caracterizada através deste parâmetro μ pela primeira vez por LIN *et al.* (1970).

A carga crítica elástica para uma coluna treliçada também pode ser determinada utilizando-se um método proposto por RAZDOLSKY (2005). Neste artigo é apresentado um método para solução do problema de flambagem de colunas treliçadas como uma estrutura estaticamente indeterminada sem analisar determinantes de ordem superior. Razdolsky deu continuidade à pesquisa e publicou outros artigos a respeito da flambagem

de colunas com arranjos treliçados do tipo “V” (RAZDOLSKY, 2010), do tipo “X” (RAZDOLSKY, 2011), do tipo “N” (RAZDOLSKY, 2014a), e também para colunas somente com barras horizontais, sem diagonais (*batten columns*) (RAZDOLSKY, 2014b).

Como se pode observar, existem diversos métodos analíticos para a determinação da carga crítica da coluna treliçada, que levam em consideração a deformação devido ao cisalhamento. Como a coluna treliçada é tratada como uma peça contínua de seção uniforme, para utilização destes métodos, as propriedades geométricas dos montantes, das diagonais e das barras horizontais devem ser constantes ao longo de todo o comprimento.

Desde 1891 a flambagem de colunas treliçadas vem sendo estudada do ponto de vista teórico por Engesser e outros pesquisadores que surgiram posteriormente, mas um método para o cálculo da carga de colapso foi proposto pela primeira vez só em 1982 por SVENSSON e KRAGERUP (1982). Os autores sugerem a utilização do método de Piccard (DAVIES, 1962) para resolver numericamente uma “equação de interação geral”, obtida considerando uma coluna com imperfeições globais e locais e assumindo material com comportamento elástico. É um método incremental onde, a cada incremento de carga, deve ser realizada a verificação da tensão de escoamento. Os pesquisadores descobriram também que a capacidade de compressão da coluna sofre redução significativa na presença de imperfeições, atingindo magnitudes da ordem de 50%, e que a sensibilidade a imperfeições é mais significativa quando as tensões críticas de flambagem local, global e de escoamento do aço coincidem. TONG e CHEN (1989) usando as mesmas suposições propuseram um método incorporando as deformações de cisalhamento de todo o membro. Os procedimentos propostos por Svensson e Kragerup, e Tong e Chen, exigem grande esforço computacional sendo, portanto, difíceis para o uso prático por engenheiros.

O método de AYRTON e PERRY (1886) apresenta a fórmula teórica mais conhecida para consideração direta do efeito da imperfeição inicial na capacidade de compressão da coluna, que é utilizada na norma britânica (BS5950, 1990) e no Eurocode 3 (CEN, 2006b), com base em pesquisas originalmente desenvolvidas por RONDAL e MAQUOI (1985). Esta fórmula fornece o valor do limite inferior da capacidade de compressão de uma coluna. O método das curvas de resistência fornece o limite superior para a capacidade de compressão de uma coluna.

O Eurocode 3 (CEN, 2006b) na seção 6.4, apresenta um procedimento prático para o dimensionamento de colunas treliçadas simplesmente apoiadas. Este procedimento do Eurocode 3 despreza o aumento das deformações globais devido à interação entre as imperfeições iniciais locais e globais. Com o objetivo de resolver esta questão, KALOCHAIRETIS *et al.* (2011), propuseram um método analítico para o cálculo da carga de colapso de colunas treliçadas levando em consideração os efeitos supracitados. Os resultados foram comparados com as cargas de colapso obtidas através do procedimento do Eurocode 3 e também com os resultados de análises numéricas em elementos finitos considerando não linearidades geométricas e de material, e imperfeições locais e globais. Chegou-se à conclusão que o método proposto apresenta resultados satisfatórios para todos os casos, enquanto o Eurocode 3 é adequado apenas nos casos de colapso elastoplástico. Adicionalmente, foi registrado que o Eurocode 3 apresenta diferenças maiores em relação ao modelo numérico no caso de colapso elástico global.

Como o colapso das colunas treliçadas no caso desse estudo é reconhecido quando um dos montantes atinge sua resistência à compressão axial, é necessário conhecer a resistência à compressão dos montantes da coluna treliçada. No caso das colunas treliçadas dessa tese, os montantes das mesmas são compostos por dois perfis U enrijecidos conectados com parafusos auto-atarrachantes. As principais normas e especificações de projeto não apresentam métodos para dimensionar este tipo de seções compostas por dois perfis U formados a frio. As normas AISI S-100 (2016) e AS/NZS 4600 (2005) recomendam a abordagem da esbeltez modificada para considerar o espaçamento longitudinal dos fixadores nas seções compostas por dois ou mais perfis. No entanto, essa abordagem da esbeltez modificada, foi adaptada das especificações de projeto de perfis laminados, e precisa ser verificada, de modo a confirmar ou não sua aplicabilidade para o caso de perfis formados a frio.

Pesquisa realizada por FRATAMICO *et al.* (2018) indicou que o comportamento conjunto poderia se desenvolver em seções compostas por dois PFF, com a resistência à compressão axial maior do que a soma das seções individuais. Esses autores estudaram a ação composta e as resistências à compressão de uma gama de tipos de seções transversais de coluna, com diferentes condições de contorno e arranjos de fixação. As capacidades das colunas testadas foram comparadas com estimativas de resistência nominal baseadas na extensão da análise racional do Método da Resistência Direta (SCHAFER, PEKÖZ, 1998).

ROY *et al.* (2019) realizaram análises experimentais e numéricas do comportamento de seções compostas pois dois perfis U conectados frente-a-frente (face-to-face). Foram realizados testes experimentais em 36 colunas com diferentes esbeltezas, variando de curta a esbelta. Foi realizado também um estudo paramétrico pelo método dos elementos finitos englobando 90 modelos com o intuito de estudar o efeito do espaçamento dos fixadores na resistência axial das colunas. Para as colunas curtas, o número de parafusos não exerceu influência significativa na resistência axial. Entretanto, para as colunas esbeltas e com esbeltez intermediária, a resistência axial reduziu consideravelmente quando era aumentado o espaçamento entre os parafusos (redução de 15-20% quando o espaçamento era dobrado). As colunas curtas falharam devido à flambagem local, enquanto que as colunas medianamente esbeltas e esbeltas falharam devido à interação entre a flambagem global e local. A partir dos resultados dos experimentos e dos modelos em elementos finitos, mostra-se que o dimensionamento de acordo com o AISI S-100 (2016), AS / NZS 4600 (2005) e o Eurocode EC3 (CEN, 2006a) é geralmente conservador em cerca de 15%, no entanto, podem ser não conservadores em 8%, em média, para as colunas que falharam devido à flambagem local.

LIU E ZHOU (2017) testaram colunas de seção em T compostas por três perfis U conectados por parafusos, para três comprimentos diferentes. Os modos de flambagem das colunas longas e medianamente longas foram de flexo-torção e das colunas curtas foram de flambagem distorcional.

LIAO *et al.* (2017) estudaram colunas curtas de PFF, com múltiplos membros, com três diferentes seções transversais, e observaram que os modos de flambagem foram local e distorcional. O espaçamento dos parafusos tiveram pouca influência nas cargas críticas de flambagem local e distorcional e nas cargas de colapso.

ZHANG E YOUNG (2012, 2015) estudaram a pertinência do Método da Resistência Direta (MRD) para PFF abertos sob compressão axial, comparando os resultados de um estudo paramétrico pelo método dos elementos finitos (MEF) com os resultados experimentais de testes de compressão axial em PFF em forma de I (dois perfis U aparafusados pelas almas), com enrijecedores de borda e de alma. Concluiu-se que o MRD atual, com base na análise de flambagem racional, poderia ser usado para o dimensionamento de colunas compostas de seções abertas de PFF.

YOUNG E CHEN (2008) realizaram experimentos em colunas com extremidades fixas com seções fechadas compostas de PFF com enrijecedores intermediários, para diferentes comprimentos. Os autores concluíram que o MRD usando

a seção isolada para obter as cargas críticas de flambagem elástica local e distorcional é geralmente conservador e confiável, já que a ação composta não foi significativa durante os testes. Os modos de flambagem foram local e distorcional na alma e flambagem de flexão global.

Como se pode observar, o foco das pesquisas anteriores foi no comportamento de colunas formadas por dois ou mais perfis conectados entre si, ou conectados por chapas igualmente espaçadas (*batten columns*). No caso de colunas treliçadas, as pesquisas estão focadas em colunas com apenas dois planos treliçados, com os montantes em perfil laminado. Somente um dos estudos foi referente a uma coluna treliçada espacial com PFF, porém os montantes das mesmas eram formados por cantoneiras de chapa dobrada (DAR *et al.*, 2018). Em todos os estudos experimentais mencionados anteriormente, as dimensões das colunas treliçadas, com alturas variando de 1 a 2m, são bem inferiores às apresentadas nessa tese. As principais normas e especificações de projeto apresentam orientações para o dimensionamento de seções isoladas ou seções compostas por dois perfis em contato, não havendo orientações para dimensionamento de colunas treliçadas compostas por PFF. Portanto, há uma necessidade de explorar o comportamento das colunas treliçadas compostas de PFF, e comparar as previsões de resistência à compressão segundo as normas e especificações de projeto com os resultados dos testes, a fim de verificar sua aplicabilidade na forma atual.

1.6 Objetivo e Metodologia

O objetivo desta tese é analisar o comportamento de colunas treliçadas espaciais compostas por PFF, através do ensaio experimental de estruturas em escala real, em que o colapso é provocado pela interação entre os modos de flambagem local e global nos elementos comprimidos. Será proposta uma metodologia de cálculo para as colunas treliçadas objeto dessa pesquisa.

As estruturas ensaiadas nessa tese são colunas treliçadas espaciais, com seção transversal com dimensões externas de 400mm x 400mm, com quatro montantes longitudinais compostos por dois perfis U enrijecidos conectados com parafusos auto-atarrachantes, conforme Figura 1.3(c). Foi realizada uma campanha experimental com carregamento estático. Este tipo de ligação utilizando-se parafusos auto-atarrachantes não é indicado para estruturas sob efeito de carregamento dinâmico.

Para verificar o efeito da flambagem global foram ensaiadas colunas treliçadas com 3 comprimentos diferentes: 6200mm, 12200mm e 16200mm. Para cada um destes

comprimentos foram ensaiadas colunas com PFF com espessuras de chapa de 0,8mm e 1,25mm, com o objetivo de avaliar o efeito da flambagem local. Todas as colunas treliçadas possuem a mesma modulação e são formadas por montantes (*chords*), diagonais (*diagonals*) e barras horizontais (*posts*) em PFF com seção transversal tipo U enrijecido, conectados através de parafusos auto-atarraxantes (conforme ilustrado na Figura 1.6).

Para atender o objetivo da pesquisa foram adotados modelos teóricos, numéricos e experimentais. Os resultados dos ensaios foram comparados com os cálculos analíticos e com os resultados dos modelos em elementos finitos das colunas treliçadas. Foram desenvolvidos modelos em elementos de barras 3D (MEFB) no programa SAP2000 (2011) para analisar os modos de flambagem globais da estrutura e obter as cargas críticas de flambagem. A análise não linear geométrica elástica do MEFB foi realizada para obtenção da carga de colapso teórica da coluna treliçada. Quatro métodos analíticos foram aplicados para obter a carga crítica da flambagem global da coluna treliçada, para comparação com os resultados numéricos, incluindo o efeito de cisalhamento, para a condição bi-rotulada: ENGESSER (1891), TIMOSHENKO (1963), BLEICH (1952) e EUROCODE 3 (CEN, 2006b).

Os montantes da coluna treliçada, compostos por dois perfis U enrijecidos conectados com parafusos auto-atarraxantes, foram analisados isoladamente, a fim de se obter suas cargas críticas, modos de flambagem e cargas de colapso. Portanto, durante a presente pesquisa, foram realizadas análises experimental e numérica do montante composto por 2U, axialmente comprimido, com 480mm de comprimento. O Método da Resistência (MRD) foi adotado para obter o valor analítico da resistência à compressão dos montantes, a ser comparado com os resultados dos ensaios experimentais. A análise dos modos de flambagem e a obtenção da carga crítica elástica correspondente (P_{cr}) são os primeiros passos para o dimensionamento dos PFF usando o MRD. A análise de flambagem foi realizada utilizando-se a teoria generalizada de vigas (*Generalized Beam Theory*, GBT), com auxílio do programa computacional GBTUL de BEBIANO *et al.* (2018), e também, através do método das faixas finitas, com auxílio do programa computacional CUFSM de LI E SCHAFER (2010).

1.7 Estrutura da tese

A presente tese de doutorado está estruturada em 5 capítulos. O capítulo 2 apresenta as colunas treliçadas ensaiadas e descreve as metodologias utilizadas para

realização dos ensaios experimentais das colunas treliçadas, dos trechos dos montantes e dos ensaios de caracterização do aço.

No capítulo 3 são apresentados os resultados das análises teóricas (analíticas e numéricas) e experimentais dos montantes da coluna treliçada, de uma forma isolada. São igualmente apresentados os resultados dos ensaios de caracterização do aço e dos ensaios de compressão de trechos do montante compostos por dois perfis U (2U) com 480mm de comprimento e espessura 0,8mm.

O capítulo 4 apresenta os resultados dos ensaios de compressão destas treliças, com comprimentos de 6200mm, 12200mm e 16200mm, e espessuras de chapa de 0,8mm e 1,25mm. Neste capítulo é avaliada a carga crítica da coluna treliçada utilizando-se quatro métodos analíticos, sendo igualmente apresentados os modelos numéricos utilizados para obtenção dos modos de flambagem, carga crítica e carga de colapso da coluna treliçada (modelos com elementos de barra 3D no programa SAP2000).

No capítulo 5 são apresentadas as conclusões obtidas a partir da análise crítica dos resultados e sugestões para trabalhos futuros.

CAPÍTULO 2: METODOLOGIA DA ANÁLISE EXPERIMENTAL

Esse capítulo inicialmente apresenta as colunas treliçadas ensaiadas e descreve a fabricação e a montagem das mesmas. Em seguida é descrita a metodologia utilizada para realização dos ensaios experimentais das colunas treliçadas. Posteriormente será apresentada a metodologia para ensaio dos trechos dos montantes. Finalmente, fechando o capítulo, será mostrada a metodologia para os ensaios de caracterização do aço.

2.1 Descrição das colunas treliçadas ensaiadas

As estruturas ensaiadas são colunas treliçadas espaciais cujas seções transversais possuem dimensões externas de 400mm x 400mm, conforme Figura 2.1. As treliças são formadas por quatro montantes (compostos), diagonais e barras horizontais. Todas as colunas treliçadas possuem aproximadamente a mesma modulação e são formadas por PFF com seção transversal do tipo U enrijecido.

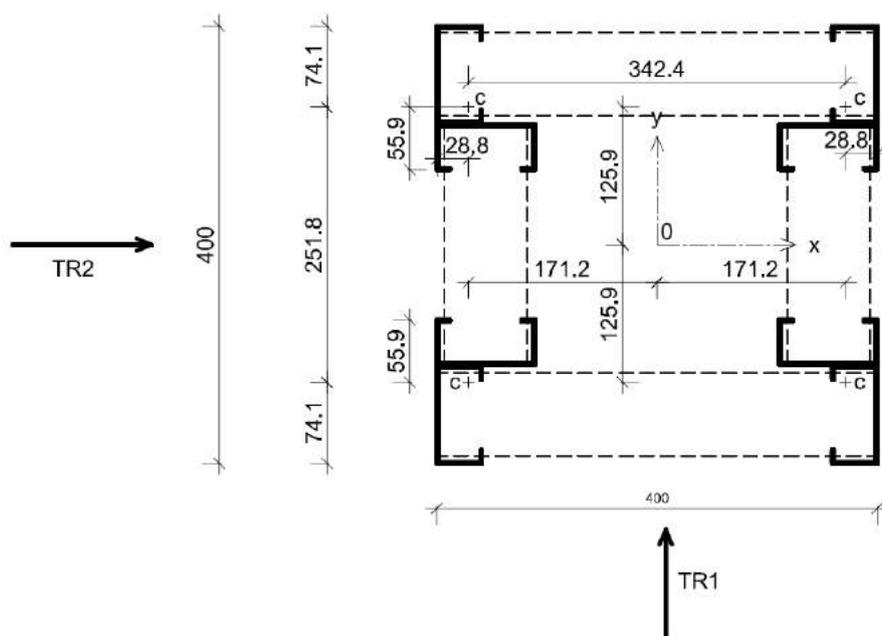


Figura 2.1 Seção transversal da coluna treliçada de 400x400mm, ilustrando os quatro montantes compostos, cada um deles, por dois perfis U_e88x86x42x40x12mm. O sinal de “+” ao lado da letra “C” marca a posição do centroide da seção composta de cada montante.

Para verificar o efeito da flambagem global foram ensaiadas treliças com três comprimentos diferentes: 6200mm, 12200mm e 16200mm. As treliças serão ensaiadas na posição horizontal. Na Figura 2.2 está ilustrada a treliça na posição de ensaio e a geometria de suas faces.

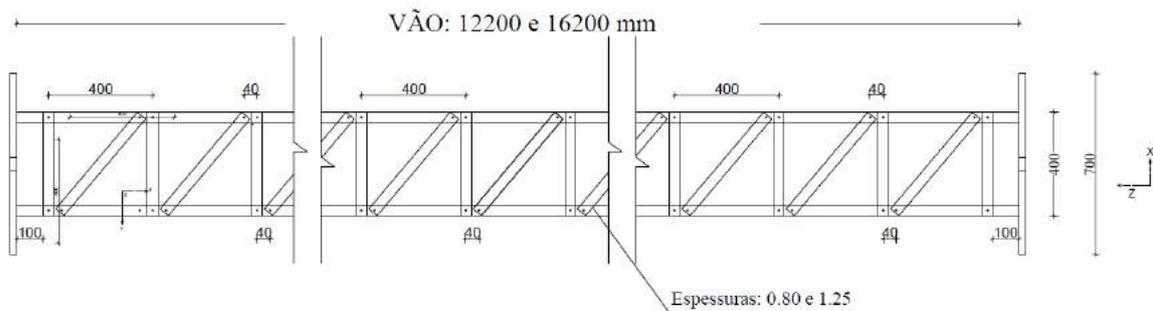
Na Figura 2.3 está ilustrado o unifilar da modulação das colunas de 6200mm, 12200mm e 16200mm. Para cada um destes comprimentos foram ensaiadas treliças com espessuras de chapa de 0,8mm e 1,25mm, com o objetivo de avaliar o efeito da flambagem local.

O número total de 6 colunas treliçadas espaciais compostas de perfis formados a frio (PFF) foram ensaiadas. A Tabela 2.1 mostra a identificação das colunas treliçadas (IDs) e suas respectivas esbeltezas.

Tabela 2.1: Identificação das colunas treliçadas ensaiadas.

| ID da Coluna | L (mm) | PFF | Esbeltez da coluna | |
|--------------|--------|------------------------------|--------------------|-----------------|
| | | | λ_{Y-Y} | λ_{X-X} |
| T6x1,25 | 6200 | U88x86x40x42x12mm , t=1,25mm | 41 | 51 |
| T6x0,8 | 6200 | U88x86x40x42x12mm , t=0,8mm | 39 | 50 |
| T12x1,25 | 12200 | U88x86x40x42x12mm , t=1,25mm | 73 | 96 |
| T12x0,8 | 12200 | U88x86x40x42x12mm , t=0,8mm | 73 | 95 |
| T16x1,25 | 16200 | U88x86x40x42x12mm , t=1,25mm | 96 | 125 |
| T16x0,8 | 16200 | U88x86x40x42x12mm , t=0,8mm | 95 | 125 |

TR1:



TR2:

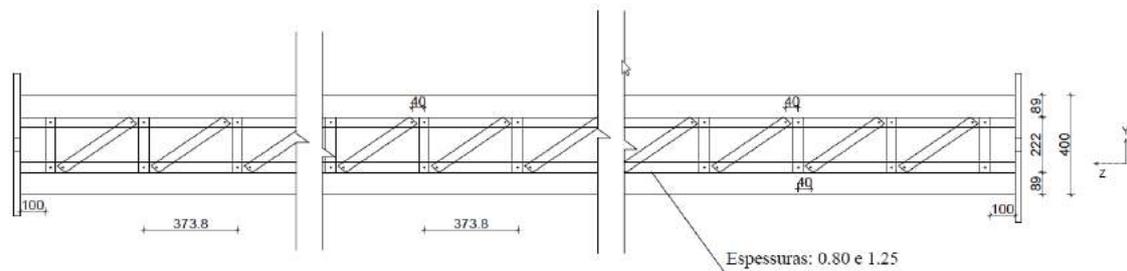


Figura 2.2 Vista das duas faces da coluna treliçada na posição horizontal para o ensaio. Geometria da coluna treliçada.

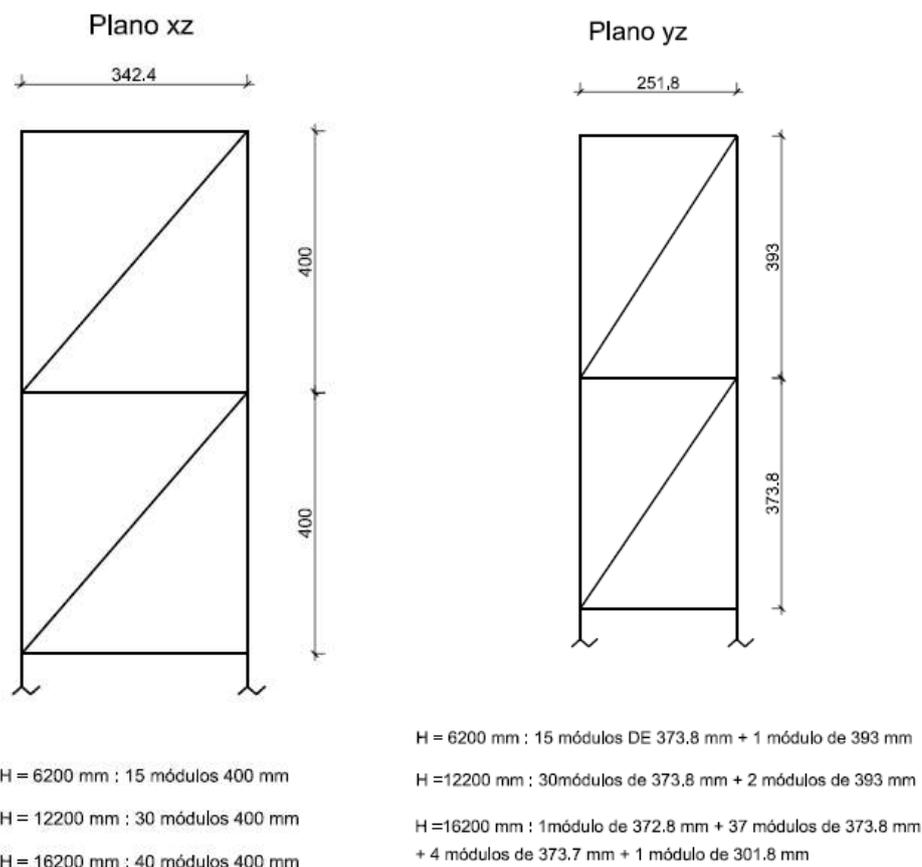


Figura 2.3 Desenho unifilar ilustrando a modulação das faces das colunas treliçadas com 6200mm, 12200mm e 16200mm de comprimento. Os membros estão representados por suas linhas de eixo axiais.

A coluna de 6200mm de comprimento é formada nas duas faces paralelas ao plano xz por 15 módulos de 400mm e, nas duas faces paralelas ao plano yz por 15 módulos de 373.8mm e 1 módulo de 393.0mm. A coluna de 12m de comprimento é formada nas duas faces paralelas ao plano xz por 30 módulos de 400mm, e nas duas faces paralelas ao plano yz por 30 módulos de 373.8mm e 2 módulos de 393.0mm. A coluna de 16m de comprimento é formada nas duas faces paralelas ao plano xz por 40 módulos de 400mm, e nas duas faces paralelas ao plano yz por 1 módulo de 372.8mm, 37 módulos de 373.8mm, 4 módulos de 373.7mm e 1 módulo de 301.8mm.

Todos os perfis das colunas treliçadas (montantes, diagonais e barras horizontais) são conectados através de ligações aparafusadas utilizando-se parafusos auto-atarraxantes (TAP), conforme ilustrado nas Figuras 2.4 e 2.5. Os TAPs, como o próprio nome diz, são fixadores auto-atarraxantes, que realizam o seu próprio furo com auxílio de uma parafusadeira elétrica manual. Em geral não necessitam de porca e o uso de arruela é opcional, facilitando deste modo o processo de instalação. Gonzalo Mosquera apresenta em sua dissertação de mestrado (MOSQUERA, 2016) os resultados de uma campanha

experimental que incluiu ensaios de ligações entre chapas finas de aço, conectadas por um ou dois parafusos auto-atarrachantes (TAP) sob força cisalhante (ligação simples).



Figura 2.4 (a) TAP com ponta brocante (não necessita de pré-furação) (b) TAP com ponta agulha (necessita de pré-furação). Fonte: Catálogo Linha Steel Frame CISER.

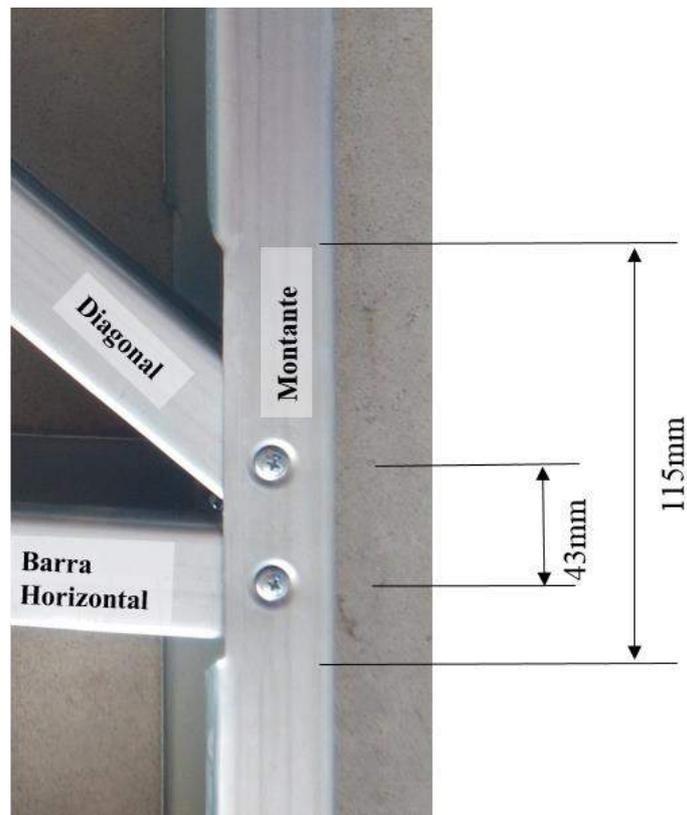


Figura 2.5 Foto da chegada da diagonal e da barra horizontal em um dos elementos do montante da treliça.

Na Figura 2.6 está o desenho da treliça de 6200mm de comprimento ilustrando duas faces da mesma.

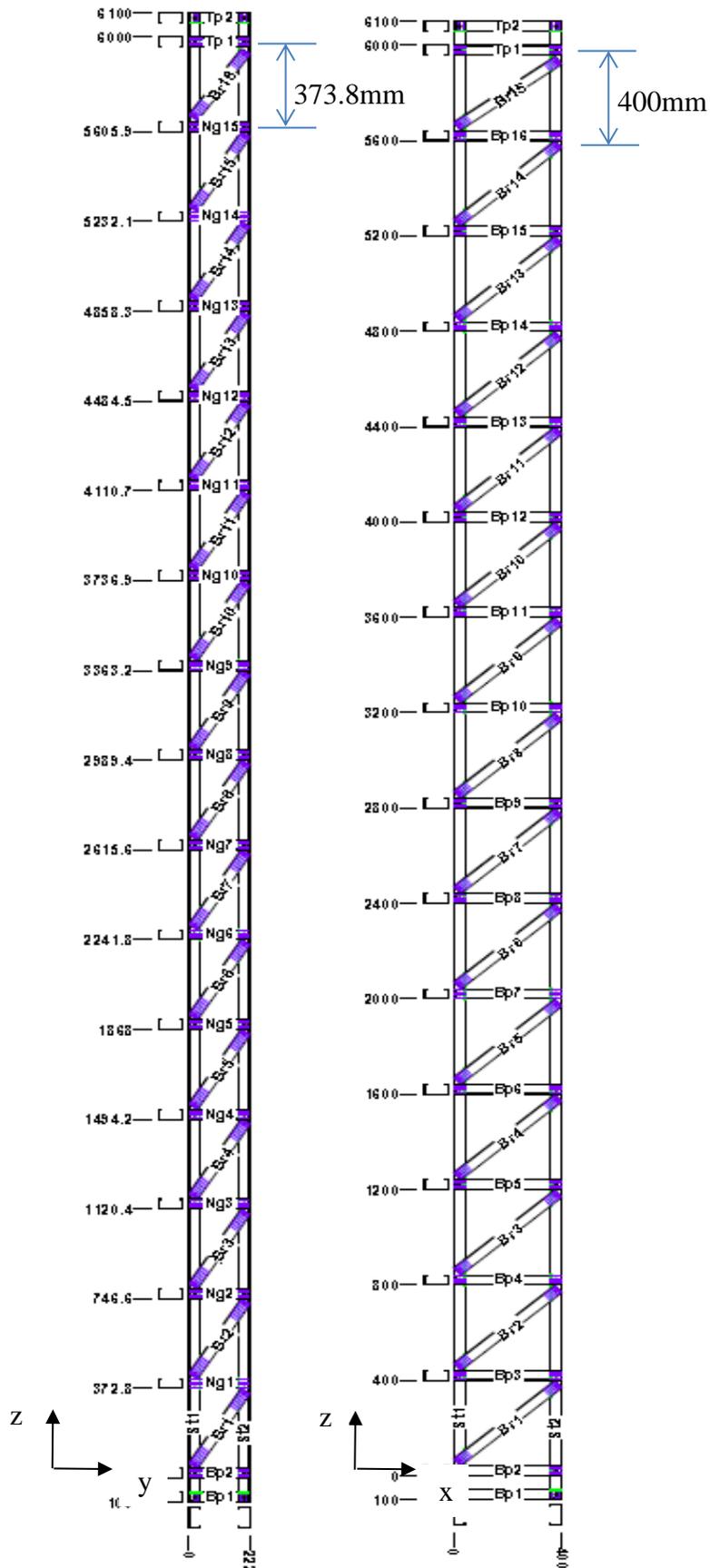


Figura 2.6 Desenho ilustrando a modulação das duas faces da coluna treliçada com 6200m de comprimento (incluindo os dois módulos mais curtos de 100mm, um em cada extremidade).

Nas duas extremidades das colunas treliçadas foram criados módulos menores com 100mm de comprimento para ficar mais rígida a região de aplicação da carga. Estes módulos foram reforçados para evitar que ocorresse flambagem local nesta região de aplicação da carga. Da mesma forma, as colunas treliçadas com comprimento total de 12200mm e 16200mm, possuem os dois módulos menores de 100mm, um em cada extremidade. Segundo o Eurocode 3 (CEN, 2006b), são mais eficientes os arranjos treliçados de forma que os planos paralelos sejam correspondentes (ou seja, um plano como sombra do outro). Portanto, esta foi a forma adotada para os arranjos treliçados das colunas deste trabalho.

A seguir estão listados os perfis utilizados para os membros componentes da treliça. As dimensões adotadas para os perfis foram obtidas através da média das medidas realizadas nos perfis isolados, conforme consta no apêndice 1.

- 1) Diagonais e barras horizontais (*posts*): perfil U enrijecido com dimensões externas U_e88x86x40x42x12mm, com espessuras de 0,8mm ou 1,25mm (Figura 2.7a). ;
- 2) Montantes da treliça (*chords*): composição de 2 perfis U_e88x86x40x42x12mm, com espessuras de 0,8mm ou 1,25mm (Figura 2.7b).

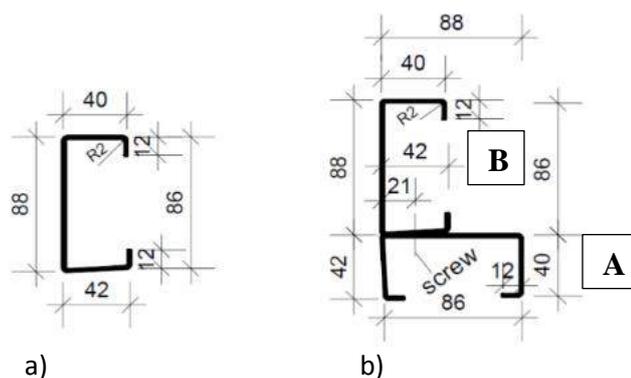


Figura 2.7 a) Diagonais e barras horizontais (U_e 88x86x40x42x12mm). b) Montantes (perfil composto 2U_e88x86x40x42x12mm).

Conforme ilustrado na Figura 2.7b), o montante da coluna treliçada é um perfil composto formado por dois perfis U enrijecidos, onde a mesa de um perfil U_e está conectada a alma do outro perfil U_e por meio de parafusos auto-atarrachantes espaçados a cada 220 mm aproximadamente. As barras horizontais de cada face da treliça também estão conectados a alma do perfil do montante da outra face da treliça por meio de dois parafusos auto-atarrachantes, um em cada extremidade da barra horizontal.

Na Figura 2.5 está ilustrada a foto da ligação das diagonais e barras horizontais no montante de uma das faces da coluna treliçada. Observa-se que os enrijecedores de borda do montante foram cortados na região da conexão das diagonais e barras horizontais, de forma a permitir a ligação das mesas destes membros na mesa do perfil do montante. É muito comum em estruturas treliçadas formadas por perfis de chapa dobrada ocorrer uma supressão dos enrijecedores de borda da seção transversal dos montantes na região de chegada das diagonais, de forma a possibilitar a conexão entre os perfis dos montantes e das diagonais, sem necessitar de chapa de ligação. Este tipo de ligação, apesar de ser prática, resulta em uma descontinuidade da seção transversal dos montantes. Além disso, a perda dos enrijecedores de borda da seção transversal, mesmo que em uma região limitada, causa uma redução da área efetiva da seção, agravando os problemas de flambagem local.

2.2 Fabricação e montagem das treliças

As treliças foram fabricadas e montadas pela empresa GypSteel, fabricante de perfis formados a frio localizada na Rodovia Amaral Peixoto, km 56, Sampaio Corrêa, Saquarema/RJ, que gentilmente doou este material para a presente pesquisa. Os perfis foram produzidos em aço galvanizado ZAR345 de acordo com a norma NBR 15253 (ABNT, 2014).

A matéria prima é fornecida em bobinas ao fabricante de perfis de aço. As bobinas são desenroladas, cortadas em tiras de aço na largura do desenvolvimento do perfil a ser dobrado e, finalmente, colocadas em uma perfiladeira para a dobragem dos perfis formados a frio. Na Figura 2.8 está ilustrada uma foto do equipamento utilizado pela empresa GypSteel, e na Figura 2.9 os perfis usualmente fabricados pela empresa. No caso desta pesquisa foi utilizado o perfil com dimensões nominais $U_{e89 \times 41 \times 10}$ mm para produção da coluna treliçada.

Para fabricação das colunas treliçadas, os perfis dobrados a frio foram cortados nos comprimentos dos montantes, diagonais e barras horizontais. Todas as peças da treliça foram fabricadas com seu comprimento total, sem emendas, inclusive os montantes. Ou seja, no caso da treliça com 16200mm de comprimento, os perfis adotados para os montantes foram contínuos, com comprimento total de 16200mm.



Figura 2.8 Perfiladeira e desenrolador utilizados pela empresa GypSteel para a conformação dos perfis dobrados a frio (GYPSTEEL, 2017).

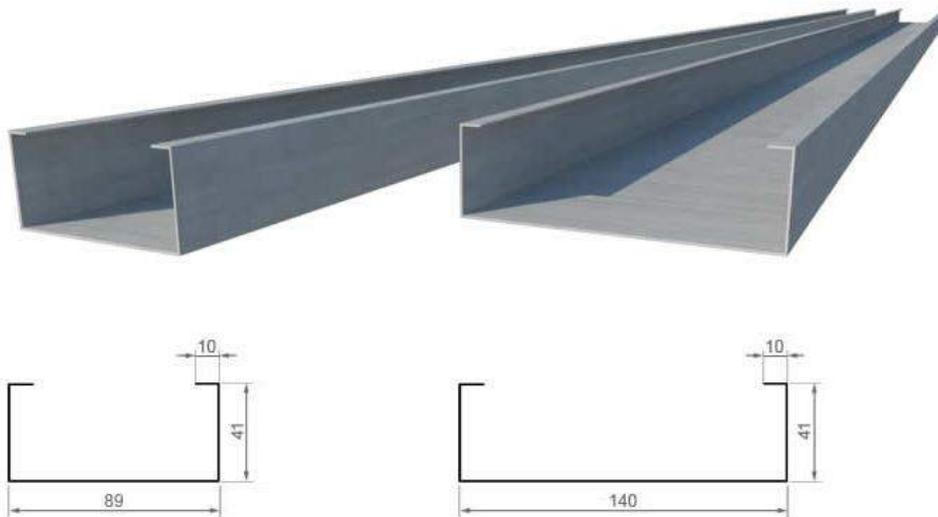


Figura 2.9 Perfis padrão obtidos por dobragem a frio das chapas de aço, fabricados na perfiladeira pela empresa GypSteel (GYPSTEEL, 2017).

A montagem das treliças foi realizada na própria fábrica da GypSteel em Saquarema. Inicialmente foram montadas separadamente cada uma das quatro faces da treliça espacial. Posteriormente, as faces são unidas, conectando-se a mesa de um perfil U_e longitudinal (montante) e as barras horizontais à alma do outro perfil U_e longitudinal (montante), através de parafusos auto-atarrachantes. A treliças foram transportadas em carretas até o Laboratório de Estruturas e Materiais da COPPE/UFRJ (LABEST), localizado na Cidade Universitária, Ilha do Fundão, Rio de Janeiro.

A Figura 2.10 apresenta fotos da treliça de 12200mm sendo montada com auxílio de parafusadeira elétrica, para a realização do ensaio da presente pesquisa.



Figura 2.10 (a) Colunas treliçadas com comprimento de 12200mm sendo montadas na fábrica da GypSteel. Após montadas foram transportadas para o LABEST para realização dos ensaios. (b) Exemplo de uma coluna treliçada instalada no galpão da GypSteel em Saquarema

Na Figura 2.11 é apresentada uma foto da coluna treliçada com 6200mm de comprimento na posição do ensaio. As colunas foram ensaiadas na posição horizontal.



Figura 2.11 Coluna treliçada com 6200mm de comprimento na posição do ensaio.

2.3 Metodologia do ensaio de compressão da coluna treliçada

As colunas treliçadas foram ensaiadas na posição horizontal, e a carga de compressão foi aplicada mediante um sistema de atuador com tirante. Em uma das extremidades da treliça foi colocado o atuador, conforme ilustrado na Figura 2.12(a). O tirante percorre toda a treliça no sentido longitudinal até a outra extremidade, onde existe um suporte fixado na placa de reação.

A condição de apoio do ensaio de compressão axial foi do tipo semirrígido. Esta condição foi materializada por uma chapa rígida com uma porca usinada na extremidade do atuador (Figura 2.12(a)) e uma chapa rígida com uma rótula na outra extremidade (Figura 2.12(b)). Foram colocadas placas de neoprene de espessura de 10mm nas duas extremidades, para regularizar a superfície de contato, com o objetivo de auxiliar na distribuição uniforme da carga igualmente nos quatro montantes da treliça.

Como a coluna treliçada foi ensaiada na posição horizontal, para minimizar o efeito do peso próprio da treliça, foram colocados roletes como apoios intermediários aproximadamente nos terços das colunas. Foram inseridos também tubos para apoios intermediários do tirante na região das luvas de emenda, que foram removidos durante o ensaio, quando o tirante ficou completamente estendido com a aplicação da carga.

A Figura 2.13 ilustra o esquema de aplicação da carga. Inicialmente, a carga foi aplicada manualmente, mediante aperto da porca da placa rígida na extremidade da rótula, com auxílio de uma chave de boca, para permitir a acomodação inicial. Após esta acomodação, a carga passou a ser aplicada através do atuador, com a velocidade do pistão de 0,02 mm/s.

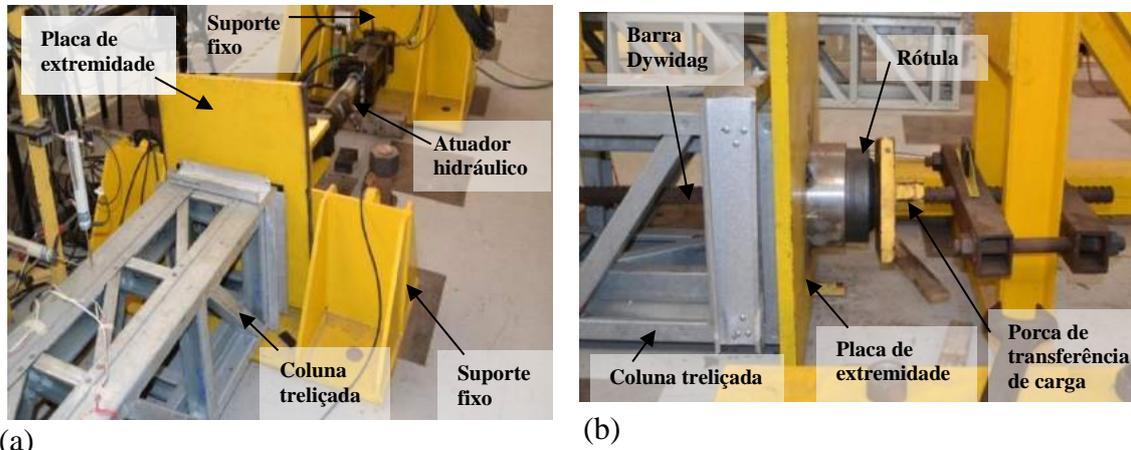


Figura 2.12: Condições de extremidade do ensaio das colunas treliçadas: (a) atuador hidráulico e suporte fixo à laje de reação; (b) transferência da carga de compressão entre a barra de aço Dywidag, a placa de extremidade e os montantes da coluna treliçada (extremidade com deslocamento livre e com a rótula).

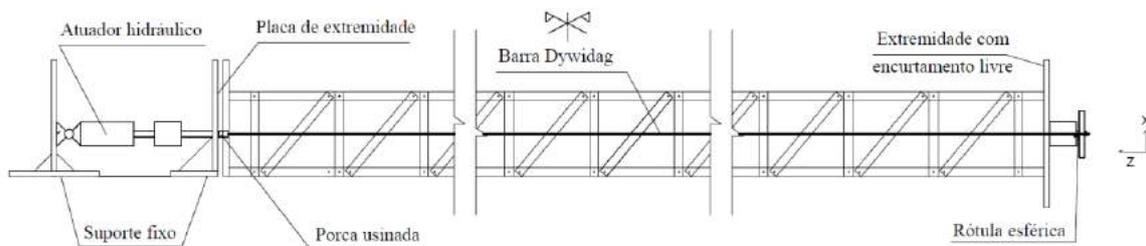


Figura 2.13: Esquema de aplicação da carga.

O plano menor de inércia da coluna treliçada foi colocado na posição horizontal para os testes. Foram instalados oito transdutores de deslocamentos para medição dos deslocamentos da treliça nos planos de maior e menor inércia de modo a verificar o fenômeno da flambagem global. As medidas dos deslocamentos de flexão (DT-V e DT-H para deslocamentos verticais e horizontais, respectivamente) foram realizadas de acordo com as Figuras 2.14 e 2.15: DT-1V e DT-2H próximo à extremidade do atuador; DT-3V e DT-4H no meio do vão (Figuras 2.12b) e 2.17); DT-9H e DT-10H nos quartos de vão. Adicionalmente foram instalados dois transdutores de deslocamentos em cada extremidade da coluna treliçada (DT-5H, DT-6H, DT-7H, DT-8H), para medir as rotações de flexão no plano de menor inércia (em torno do eixo X). Conforme ilustrado

nas Figuras 2.16 e 2.17, esses DT's são instalados em uma barra adicional (haste de madeira) fixada nas seções da coluna (uma em cada extremidade).

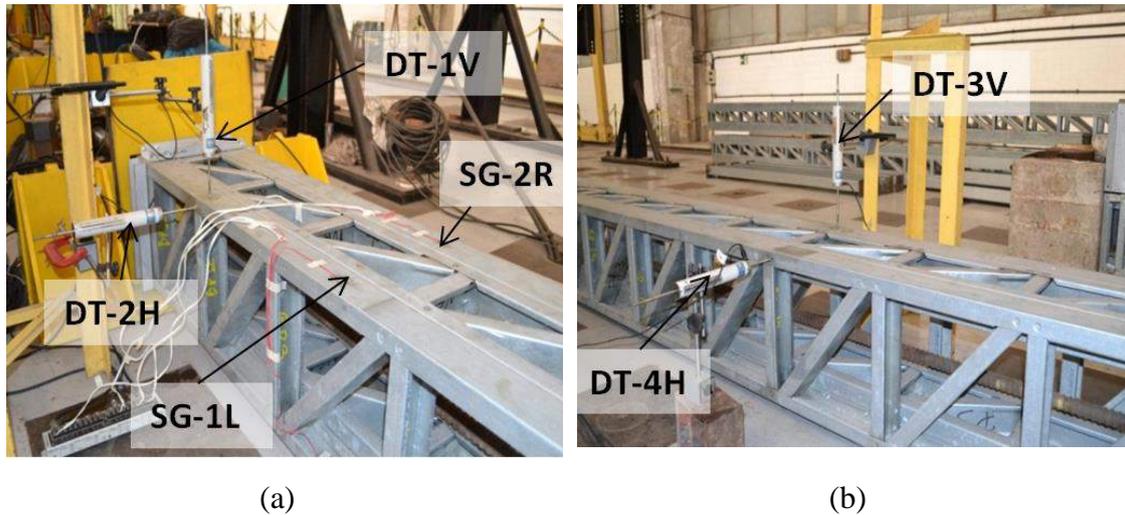


Figura 2.14: (a) DT-1V e DT-2H posicionados próximos à extremidade da coluna e extensômetros SG-1L e SG-2R colados na alma dos montantes; (b) DT-3V e DT-4H posicionados no meio do vão.

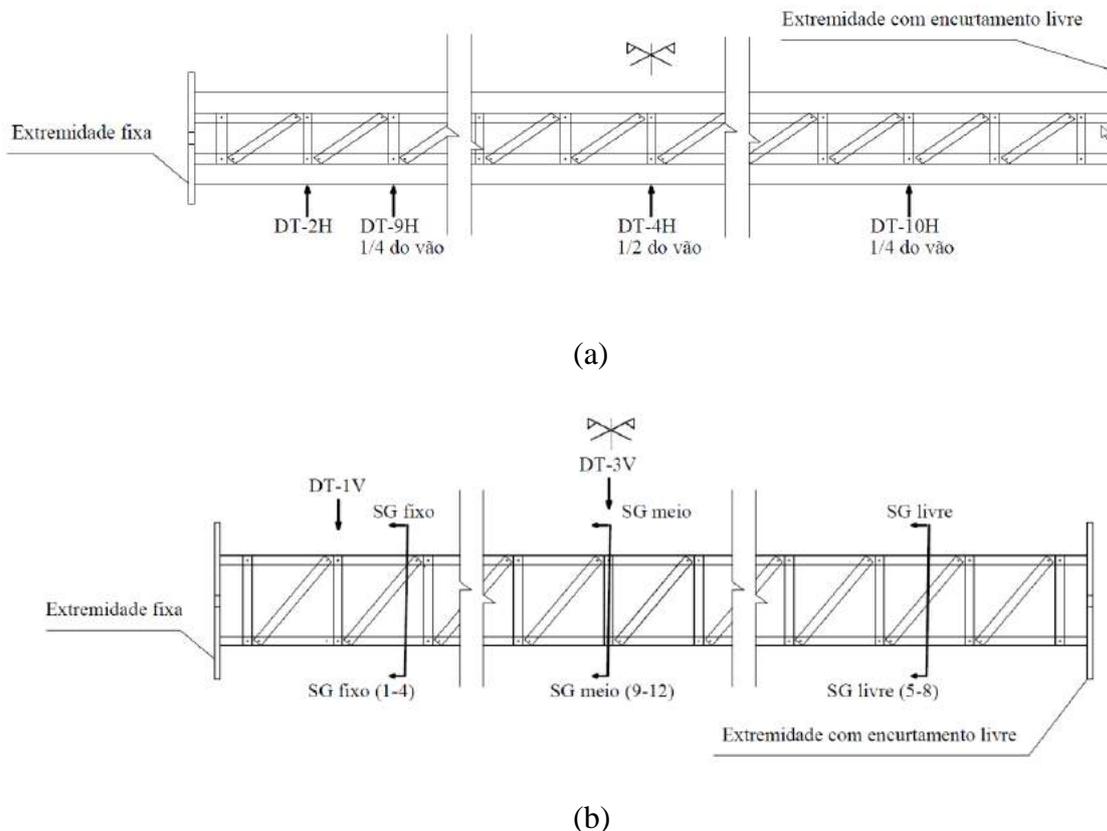


Figura 2.15: Transdutores de Deslocamentos (DT): (a) Medição dos deslocamentos no plano horizontal (de menor inércia); (b) Medição dos deslocamentos no plano vertical (de maior inércia). Posicionamento dos extensômetros (SG) 1 a 12.

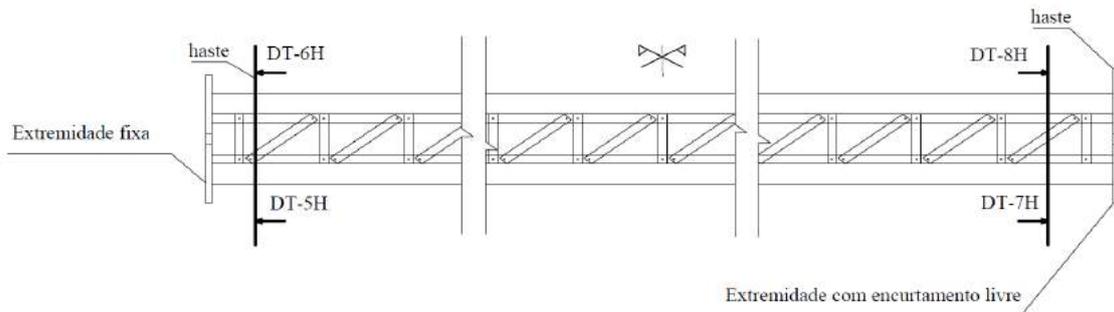


Figura 2.16: Pares de transdutores de deslocamentos para medir as rotações devido à flexão próximo às extremidades da coluna treliçada.

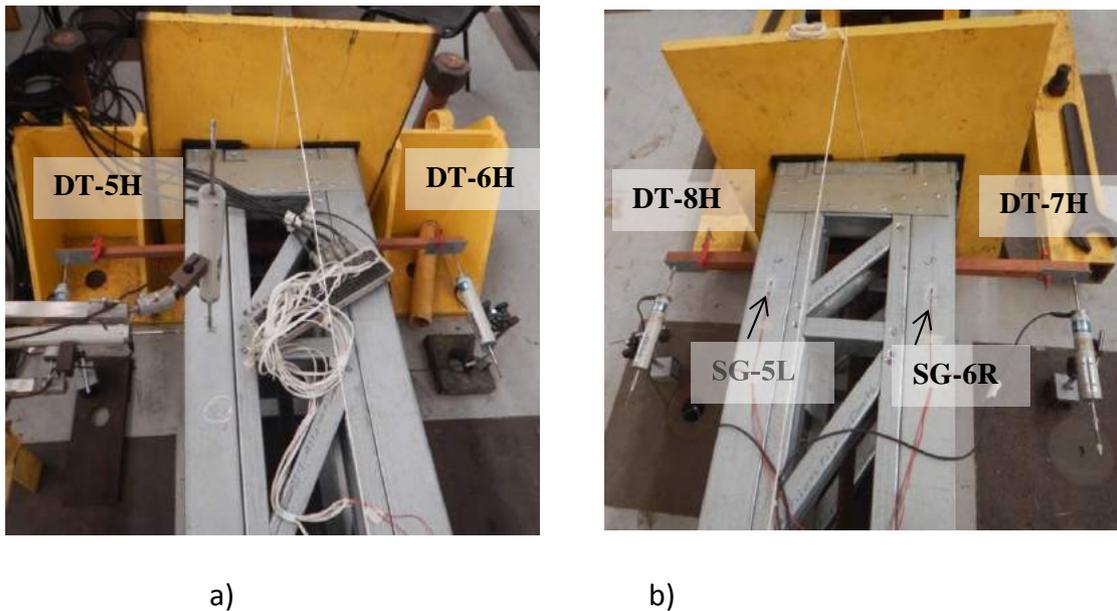


Figura 2.17 Transdutores de deslocamentos DT-5H e DT-6H posicionados na extremidade do atuador (apontados para a haste de madeira, para medir a rotação da cabeça da treliça). b) Transdutores de deslocamentos DT-7H e DT-8H posicionados na extremidade da rótula. Extensômetros SG-5L e SG-6R colados na face externa da alma do montante.

Com o objetivo de verificar o comportamento das tensões atuantes nos montantes e o início da flambagem local, foram instalados oito extensômetros de 5mm com resistência de 120Ω : quatro extensômetros na extremidade do atuador e quatro extensômetros na extremidade da rótula, um em cada montante da treliça. Os extensômetros foram colados nas almas dos perfis externos, conforme ilustrado nas Figuras 2.14a), 2.15, 2.17b) e 2.18a) e c). Adicionalmente, foram instalados 8 extensômetros na região do meio da vão da treliça, sendo 2 extensômetros em cada montante externo da treliça, um colado na face externa da alma do perfil e outro na face interna, conforme ilustrado na Figuras 2.15b), 2.18b) e 2.19

Como a treliça foi ensaiada na posição horizontal, a Tabela 2.2 apresenta a notação utilizada para medição de deslocamentos dos transdutores de deslocamentos.

Tabela 2.2 – Notação dos transdutores de deslocamentos.

| ID | Medição do deslocamento |
|--------|---|
| DT-1V | Vertical próximo à extremidade fixa. |
| DT-2H | Horizontal próximo à extremidade fixa. |
| DT-3V | Vertical próximo ao meio da treliça. |
| DT-4H | Horizontal próximo ao meio da treliça. |
| DT-5H | Horizontal usado para medir a rotação da cabeça da treliça na extremidade fixa. |
| DT-6H | Horizontal usado para medir a rotação da cabeça da treliça na extremidade fixa. |
| DT-7H | Horizontal usado para medir a rotação da cabeça da treliça na extremidade com encurtamento livre. |
| DT-8H | Horizontal usado para medir a rotação da cabeça da treliça na extremidade com encurtamento livre. |
| DT-9H | Horizontal próximo ao quarto do vão da treliça (vão da extremidade fixa). |
| DT-10H | Horizontal próximo ao quarto do vão da treliça (vão da extremidade com encurtamento livre). |

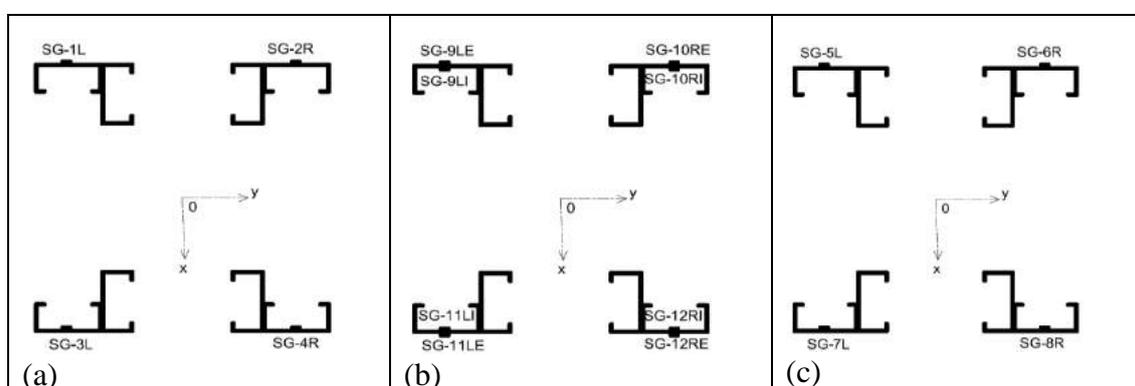


Figura 2.18: Distribuição dos extensômetros: a) extremidade fixa (SG-1 a 4); b) meio do vão (SG-9 a 12); c) extremidade com encurtamento livre. (SG-5 a 8).

A Tabela 2.3 apresenta a nomenclatura utilizada para os extensômetros, conforme mostrado na Figura 2.18.

Tabela 2.3 Nomenclatura dos extensômetros elétricos de resistência (*strain gages*).

| ID | Localização | Distância | Face |
|---------|-------------------|---|---------|
| SG-1L | superior esquerdo | 112cm da extremidade fixa. | externa |
| SG-2R | superior direito | 112cm da extremidade fixa. | externa |
| SG-3L | inferior esquerdo | 112cm da extremidade fixa. | externa |
| SG-4R | inferior direito | 112cm da extremidade fixa. | externa |
| SG-5L | superior esquerdo | 31cm da extremidade c/ encurtamento livre | externa |
| SG-6R | superior direito | 31cm da extremidade c/ encurtamento livre | externa |
| SG-7L | inferior esquerdo | 31cm da extremidade c/ encurtamento livre | externa |
| SG-8R | inferior direito | 31cm da extremidade c/ encurtamento livre | externa |
| SG-9LE | superior esquerdo | 5cm do meio do vão. | externa |
| SG-9LI | superior esquerdo | 5cm do meio do vão. | interna |
| SG-10RE | superior direito | 9cm do meio do vão. | externa |
| SG-10RI | superior direito | 9cm do meio do vão. | interna |
| SG-11LE | inferior esquerdo | 5cm do meio do vão. | externa |
| SG-11LI | inferior esquerdo | 5cm do meio do vão. | interna |
| SG-12RE | inferior direito | 9cm do meio do vão. | externa |
| SG-12RI | inferior direito | 9cm do meio do vão. | interna |

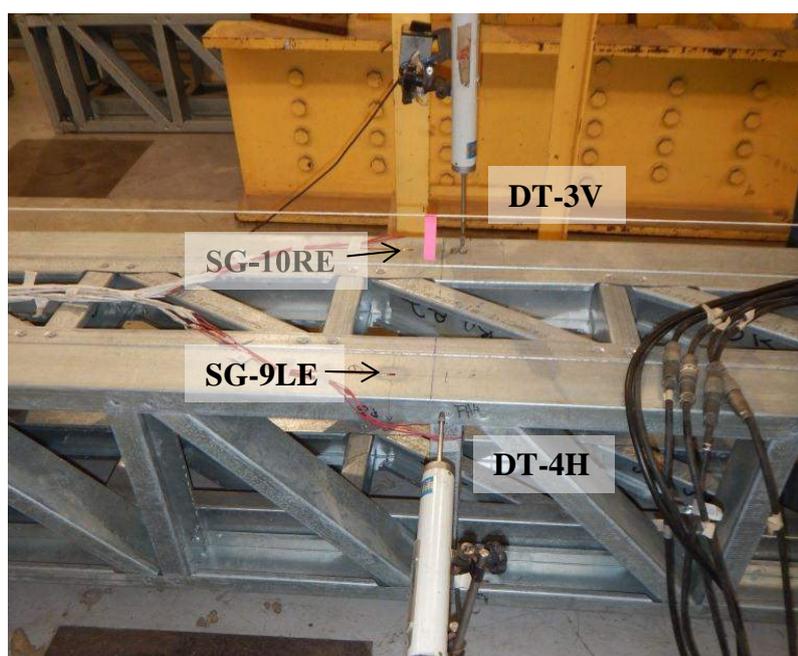


Figura 2.19 Transdutores de deslocamentos DT-3V e DT-4H posicionados próximo ao meio do vão da treliça de 16m. Extensômetros SG-9LE e SG-10RE nas faces externas das almas dos montantes.

As medições da força e deslocamento do pistão do atuador, dos deslocamentos registrados pelos transdutores de deslocamentos e das deformações específicas registradas pelos extensômetros, foram captados e enviados por sinais elétricos, por meio de cabos, ao sistema de condicionamento e aquisição de dados LYNX ADS 2000.

O sistema LYNX e o software EXECUTE MEAS são responsáveis por fazer a leitura, em voltagem, da força e deslocamento do pistão. Na Figura 2.20 estão ilustrados os equipamentos e sistema utilizados para aquisição de dados. Estas leituras são transformadas em unidades de engenharia utilizando os fatores de conversão abaixo:

força: 1 Volt equivale a 50kN;

deslocamento: 1 Volt equivale a 7.5mm.

Foi utilizada a frequência de aquisição de dados de 2 Hz. O software REPRODUCE gera uma planilha em Excel, a partir da saída de dados do EXECUTE MEAS, com os registros da força, deslocamento do pistão, e as medições dos transdutores de deslocamentos e dos extensômetros. Na planilha Excel, as leituras dos transdutores de deslocamentos devem ser multiplicadas pelas constantes de calibração de cada sensor, para se obter os deslocamentos em milímetros. Os extensômetros fazem a leitura das deformações específicas em $\mu\epsilon$, ou seja, multiplicadas por 10^{-6} . A partir dos valores obtidos para as forças e deformações específicas, são traçados os gráficos de acompanhamento do comportamento da estrutura.

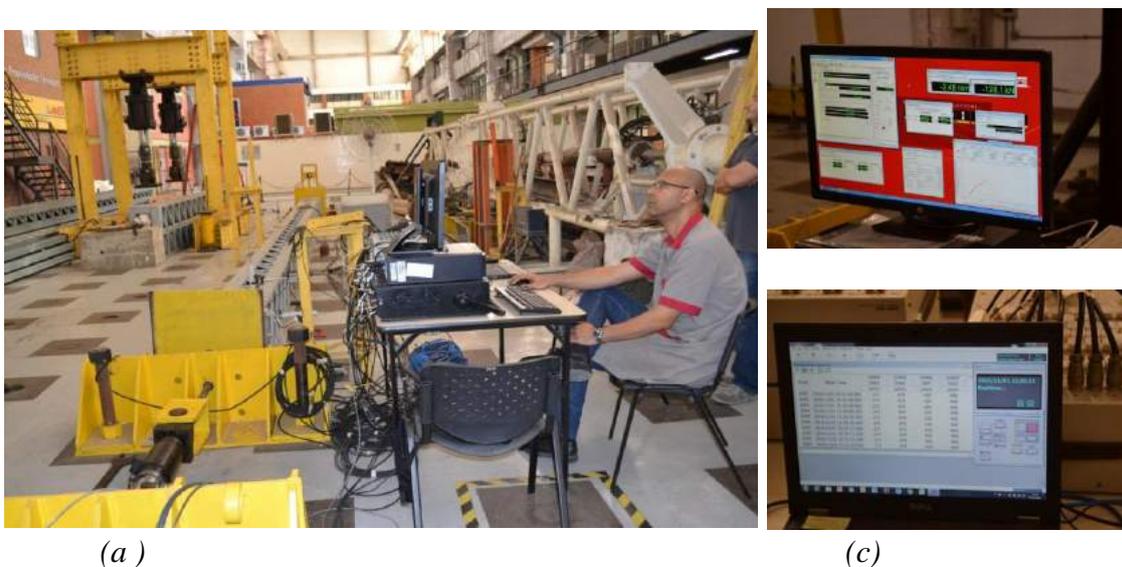


Figura 2.20 Sistema para aquisição de dados utilizado: (a) Sistema de aquisição montado e conectado a treliça para início do ensaio. (b) Tela do computador onde é controlada a carga no pistão aplicada pelo atuador. (c) Tela do computador onde são controladas as medições realizadas pelos extensômetros e transdutores de deslocamentos.

2.4 Metodologia do ensaio de compressão do montante

Este item relata a metodologia dos testes experimentais conduzidos em trechos dos montantes da coluna treliçada. Os corpos de prova são compostos por dois perfis U formados a frio (PFF), conectados com parafusos auto-atarrachantes, com 480mm de comprimento e espessura de chapa de 0,8mm. Esses experimentos visam quantificar o efeito de quatro arranjos de parafusos distintos na ação composta, incluindo a resistência máxima à compressão, os modos de flambagem e mecanismo de colapso dos corpos de prova.

O programa experimental incluiu testes em escala real realizados nos trechos de montantes, compostos de dois perfis U (membros A e B), conectados com parafusos auto-atarrachantes de 4,8 mm de diâmetro, como mostrado na Figura 2.7(b). As dimensões indicadas na Figura 2.7(a) (Ue88x86x40x42x12mm com espessura de 0,8mm) são as dimensões médias medidas na seção transversal dos perfis U isolados utilizados na confecção dos corpos de prova. As medidas realizadas em cada um dos perfis isolados, com a utilização de paquímetros digitais e micrômetros, encontram-se no Apêndice 1. As colunas testadas têm 480 mm de comprimento, com seção transversal assimétrica composta dos membros A e B, como mostrado na Figura 2.7(b). A mesa do membro B permanece em contato com parte da alma do membro A. Diferentes arranjos de parafusos foram testados, com dois, três, quatro e cinco parafusos, conforme mostrado na Figura 2.21.

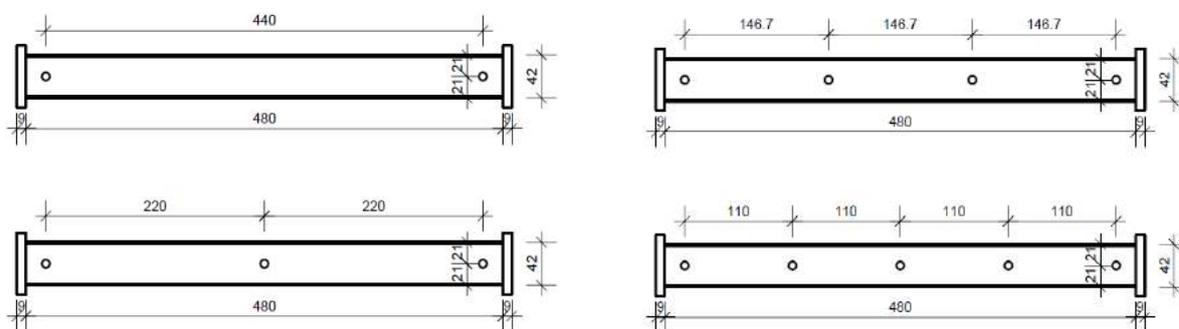


Figura 2.21: Arranjos testados com 2, 3, 4 e 5 parafusos auto-atarrachantes de 4.8mm.

Foram confeccionados um total de 18 corpos de prova, sendo 9 corpos de prova sem placas de extremidades e 9 corpos de prova com placas soldadas nas extremidades. A Figura 2.22a) mostra a seção transversal do corpo de prova composto por dois perfis

U_e. A Figura 2.22b) ilustra a foto de um corpo de prova sem chapas de extremidade. A Figura 2.22c) ilustra a foto de um corpo de prova com chapas soldadas nas extremidades.

A Tabela 2.4 mostra a identificação dos corpos de prova sem placas de extremidade e o número de parafusos utilizados em cada um. Na identificação do corpo de prova, a letra “M” indica que é um trecho de montante que está sendo testado, seguido do número do corpo de prova, da letra “p” e do número de parafusos. Portanto a identificação “M01p2” significa que é o corpo de prova 01, com 2 parafusos. A Tabela 2.5 mostra a identificação dos corpos de prova com placas soldadas nas extremidades e o número de parafusos utilizados em cada um. As colunas com chapas soldadas na extremidade estão identificadas com a letra “S” no final. Portanto, a identificação “M03p2S” significa que é o corpo de prova 03, com 2 parafusos e com placas soldadas nas extremidades.

Os perfis utilizados nessa pesquisa foram gentilmente cedidos pela empresa GypSteel, fabricante de perfis formados a frio, localizada na Rodovia Amaral Peixoto, km 56, Sampaio Corrêa, Saquarema/RJ. Os perfis foram fabricados em perfiladeiras, conforme mostrado na Figura 2.6. A empresa já forneceu os perfis U_e com comprimento de 480mm e espessura de 0,8mm. Para a confecção dos corpos de prova, formados por dois perfis (2U), foi utilizada uma parafusadeira elétrica e gabaritos com a marcação da posição dos parafusos conforme Figura 2.21. As chapas a serem soldadas nas extremidades foram gentilmente cedidas pela empresa ARMCO STACO INDÚSTRIA METALÚRGICA S.A., que entregou as mesmas já com as furações necessárias para fixação às placas da máquina de ensaio.

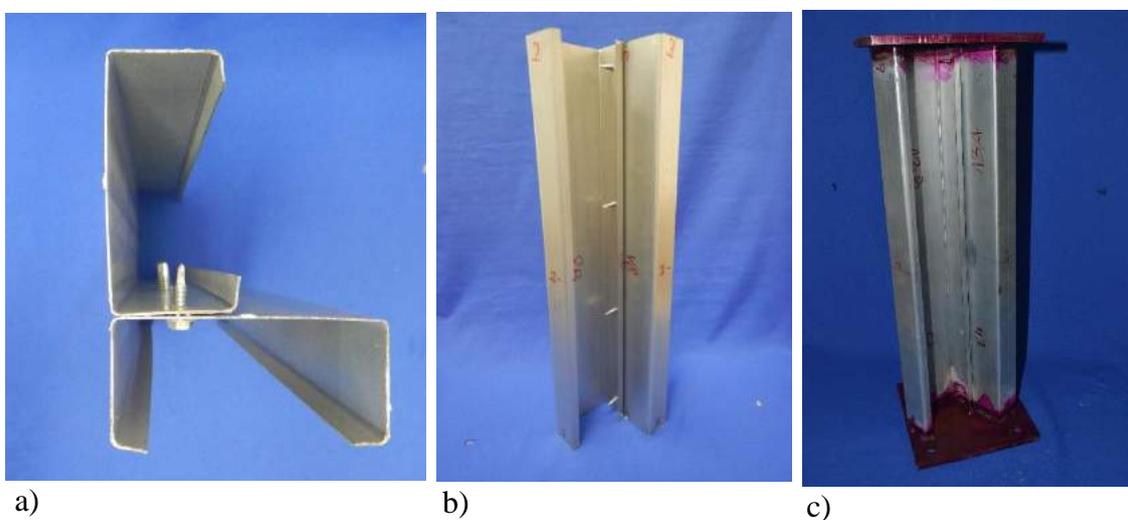


Figura 2.22: Perfis compostos 2U88x86x40x42x12mm com espessura de 0,8mm: a) seção transversal; b) corpo de prova M08p4 com 4 parafusos, sem placas de extremidade; c) corpo de prova M13p2S com 2 parafusos, com placas soldadas nas extremidades.

Tabela 2.4 Identificação dos corpos de prova dos trechos dos montantes com comprimento de 480mm, espessura de 0,8mm, sem placas de extremidade (Figura 2.20b)).

| ID da coluna | Número de parafusos | Descrição |
|--------------|---------------------|--|
| M01p2 | 2 | 2U, sem chapas de extremidades, com 2 parafusos. |
| M02p2 | 2 | 2U, sem chapas de extremidades, com 2 parafusos. |
| M04p3 | 3 | 2U, sem chapas de extremidades, com 3 parafusos. |
| M05p3 | 3 | 2U, sem chapas de extremidades, com 3 parafusos. |
| M07p4 | 4 | 2U, sem chapas de extremidades, com 4 parafusos. |
| M08p4 | 4 | 2U, sem chapas de extremidades, com 4 parafusos. |
| M15p4 | 4 | 2U, sem chapas de extremidades, com 4 parafusos. |
| M11p5 | 5 | 2U, sem chapas de extremidades, com 5 parafusos. |
| M12p5 | 5 | 2U, sem chapas de extremidades, com 5 parafusos. |

Tabela 2.5 Identificação dos corpos de prova dos trechos dos montantes com comprimento de 480mm, espessura de 0,8mm, com placas soldadas nas extremidades (Figura 2.20c)).

| ID da coluna | Núm. de parafusos | Descrição |
|--------------|-------------------|--|
| M03p2S | 2 | 2U, com chapas soldadas nas extremidades, com 2 parafusos. |
| M13p2S | 2 | 2U, com chapas soldadas nas extremidades, com 2 parafusos. |
| M06p3S | 3 | 2U, com chapas soldadas nas extremidades, com 3 parafusos. |
| M14p3S | 3 | 2U, com chapas soldadas nas extremidades, com 3 parafusos. |
| M16p3S | 3 | 2U, com chapas soldadas nas extremidades, com 3 parafusos. |
| M09p4S | 4 | 2U, com chapas soldadas nas extremidades, com 4 parafusos. |
| M18p4S | 4 | 2U, com chapas soldadas nas extremidades, com 4 parafusos. |
| M10p5S | 5 | 2U, com chapas soldadas nas extremidades, com 5 parafusos. |
| M17p5S | 5 | 2U, com chapas soldadas nas extremidades, com 5 parafusos. |

As colunas foram ensaiadas na posição vertical, e a carga de compressão foi aplicada mediante sistema de ensaios de estruturas MTS, com atuador hidráulico servo controlado com capacidade de carga de 500 kN. O atuador foi posicionado em um pórtico rígido, conforme ilustrado na Figura 2.23.

O carregamento foi aplicado com controle de deslocamento, com velocidade do pistão de 0,004 mm/s. A condição de apoio do ensaio de compressão axial foi do tipo rígido para as rotações de flexão (extremidades fixas), conforme confirmado pelas medições dos transdutores de deslocamentos posicionados nas placas superior (placa 2) e inferior (placa 1) da máquina de ensaio (Figura 2.25a)).



Figura 2.23: Montagem para ensaios de compressão axial: Pórtico de reação com o atuador hidráulico. Corpo de prova na posição de ensaio e utilização do laser para verificar o alinhamento.

Transdutores de deslocamentos (DT, *displacement transducers*) foram aplicados para medição dos deslocamentos das mesas dos perfis na metade do comprimento da coluna. A Figura 2.24 ilustra a seção transversal do corpo de prova com os DTs H5, H6 e H8 posicionados nas mesas dos perfis. Adicionalmente foram posicionados DTs nas placas superior (V7) e inferior (V1, H2, V3 e H4) da máquina de ensaio, para assegurar a inexistência de deslocamentos verticais, horizontais e rotações, confirmando as condições de extremidades fixas. A Figura 2.25 mostra os DTs posicionados na meia altura da coluna e na placa inferior da máquina de ensaio (placa 1).

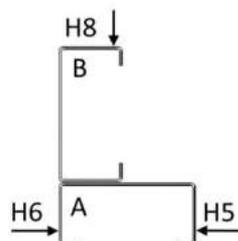


Figura 2.24: Transdutores de deslocamentos H5, H6 e H8 posicionados na seção transversal da coluna, nas mesas dos perfis. Esses DTs foram dispostos na metade do comprimento das colunas.

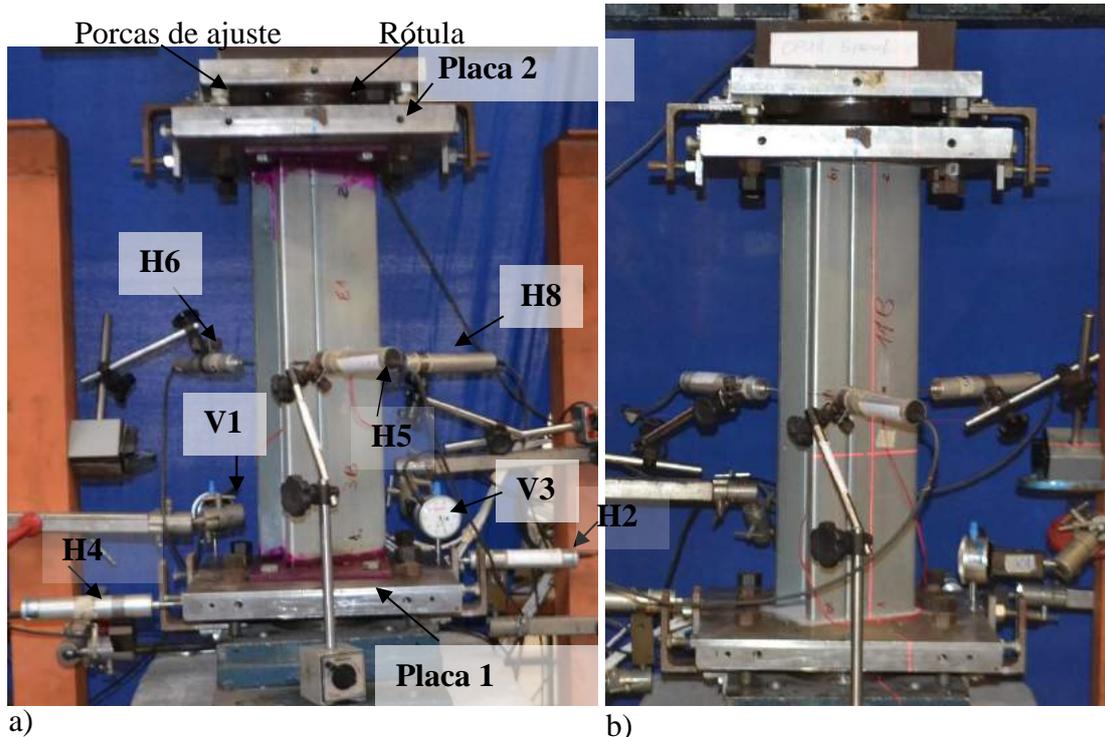


Figura 2.25: DTs posicionados na placa inferior da máquina de ensaio e na metade do comprimento da coluna: a) DTs posicionados no corpo de prova com chapas soldadas nas extremidades. b) DTs posicionados no corpo de prova sem chapas de extremidade. Verificação do alinhamento com auxílio de aparelho de nivelamento a laser.

Extensômetros elétricos com 5mm de base e resistência de 120Ω foram colados externa e internamente na alma dos dois perfis C, na metade do comprimento da coluna, resultando assim em dois pares de extensômetros destinados a registrar deformações de flambagem local. Efeitos da flambagem distorcional também devem ser registrados por esses sensores, porém, sem condições de diferenciar a participação modal. A Figura 2.26 exhibe a distribuição de extensômetros na seção transversal. A Figura 2.27 mostra os extensômetros E1, E2 e E4 colados na metade do comprimento do corpo de prova M08p4.

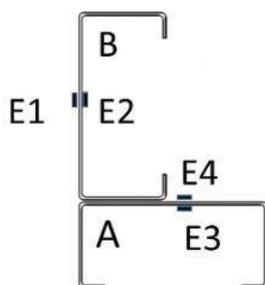


Figura 2.26: Extensômetros E1, E2, E3 e E4 posicionados na seção transversal da coluna. Esses extensômetros foram colados na metade do comprimento das colunas.



a)



b)

Figura 2.27: a) Extensômetros E2 e E4 na metade do comprimento do corpo de prova M08p4. b) Extensômetro E1 na metade do comprimento do corpo de prova M08p4.

O processo adotado para a centragem dos corpos de prova na máquina de ensaio seguiu um esquema gráfico. Esse sistema consistiu em se desenhar, através da decalcação em papel milimetrado, a seção transversal do perfil composto por $2U_c$, nas duas extremidades. Posteriormente, através da geometria real desenhada da seção transversal, realizou-se o cálculo das características geométricas através do programa CUFISM, inclusive a posição do centro de gravidade. Finalmente, marcou-se o centro de gravidade de cada seção, traçando os eixos principais de inércia, conforme ilustrado na Figura 2.28. Esse procedimento foi realizado para todos os corpos de prova, obtendo-se dessa forma as seções transversais das extremidades com suas imperfeições iniciais.

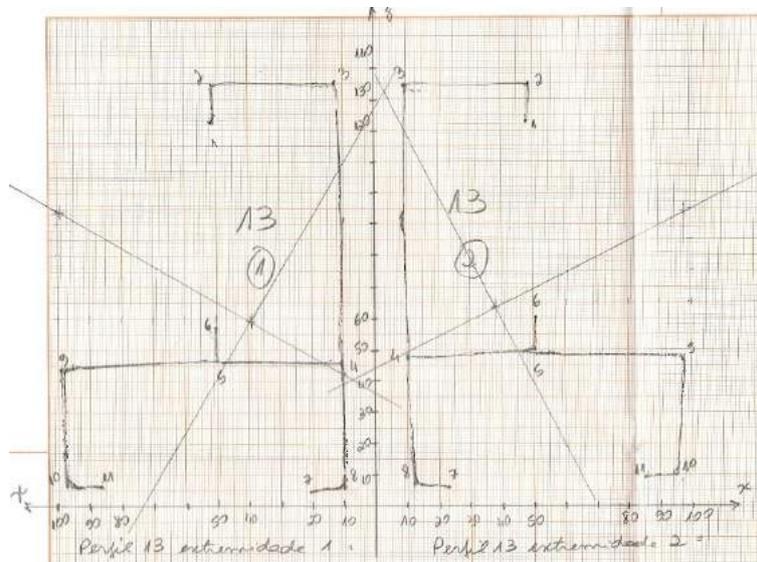


Figura 2.28: Corpo de prova M13p2S: extremidades 1 e 2 decalcadas no papel milimetrado (usando tinta de carimbo). Centro de gravidade e eixos principais de inércia marcados no papel milimetrado.

No caso dos corpos de prova sem chapas de extremidade, o desenho decalcado no papel milimetrado foi posicionado coincidindo a marcação do centro de gravidade e dos eixos principais de inércia com as marcações nas placas superior (placa 2) e inferior (placa 1) na máquina de ensaio, como mostrado na Figura 2.29. Em alguns casos o alinhamento foi muito difícil de se conseguir, como mostrado nas Figuras 2.29c) e d).

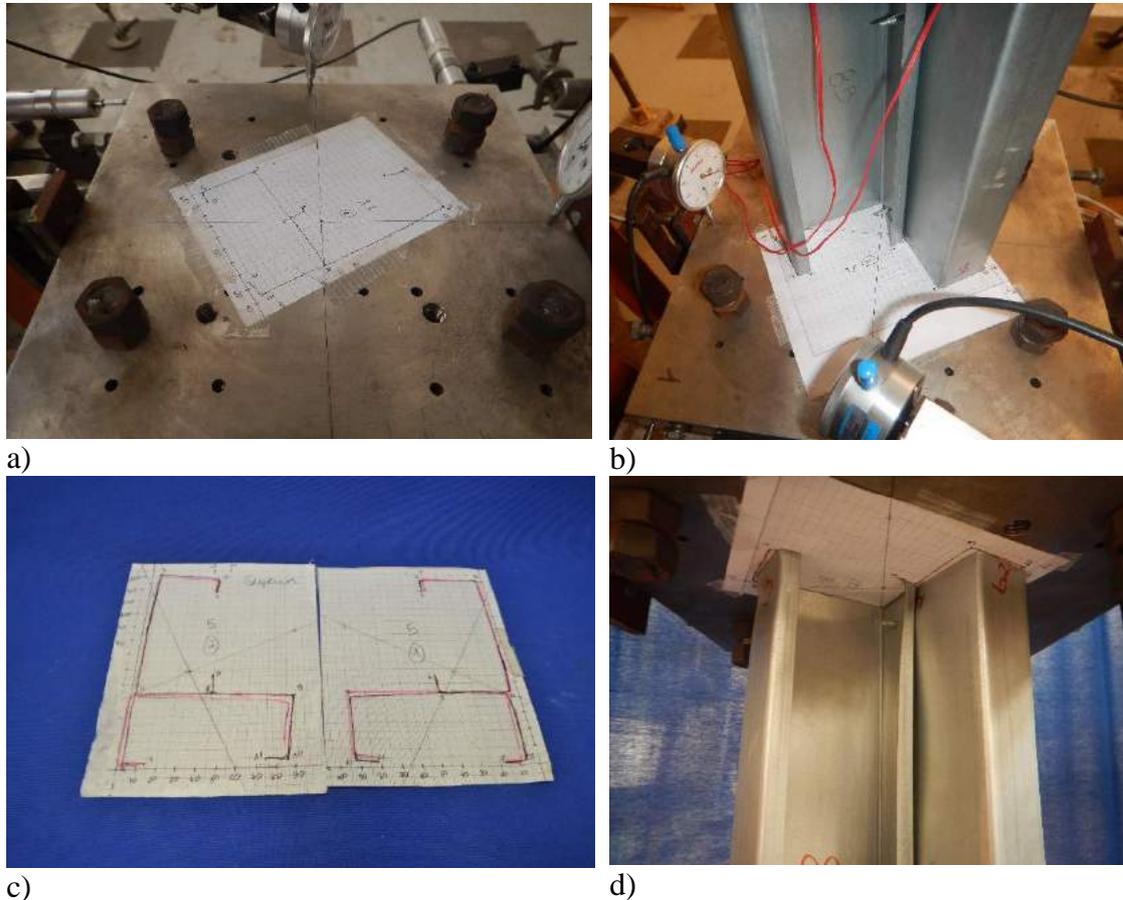
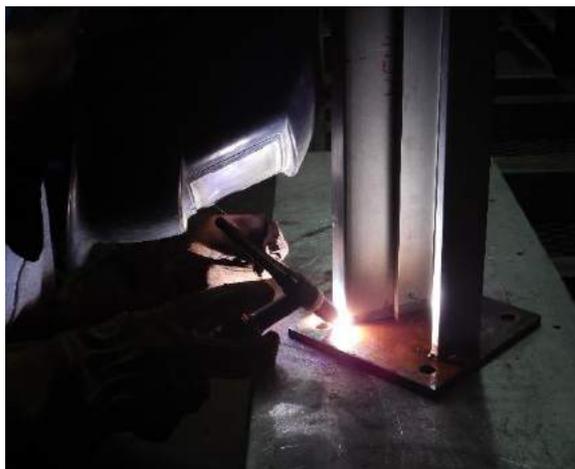


Figura 2.29: Processo de centragem do corpo de prova sem chapas de extremidade: a) papel milimetrado fixado à placa inferior da máquina de ensaio; b) coluna composta sem chapas de extremidades sendo centrada; c) papel milimetrado após o ensaio mostrando que as extremidades não estavam perfeitamente alinhadas com os desenhos; d) O alinhamento do corpo de prova M08p4 mostrando o papel milimetrado fixado à placa superior da máquina de ensaio.

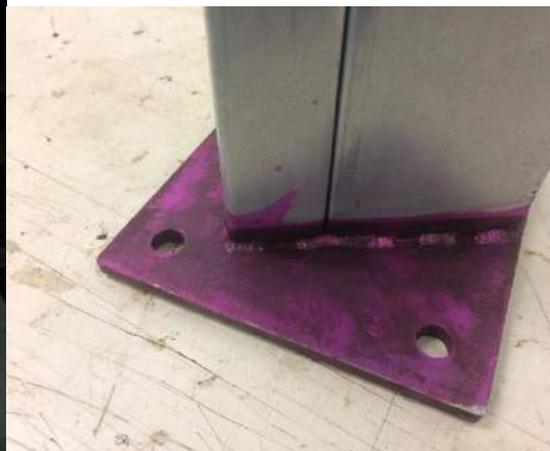
No caso dos corpos de prova com chapas soldadas nas extremidades, o desenho decalcado no papel milimetrado foi fixado às chapas de extremidades a serem soldadas nos perfis, coincidindo os centros de gravidade e eixos principais de inércia, com o objetivo de se marcar a posição da solda. A partir desse papel milimetrado, marcou-se com ponta de aço nas chapas a serem soldadas, pontos do contorno do perfil, para em seguida se realizar alguns pontos de solda. Após o ponteamto das soldas nas chapas superior e inferior, completou-se o cordão de solda. As chapas foram soldadas em ambas

as extremidades do corpo de prova com solda TIG (*tungsten inert gas*, gás inerte de tungstênio). As chapas de extremidade têm quatro furos usados para fixar a coluna às placas superior (placa 2) e inferior (placa 1) da máquina de ensaio por meio de parafusos. A Figura 2.30a) mostra o processo de soldagem e a 2.30b) a chapa depois de soldada. A cor rosada da chapa de extremidade é devido à aplicação de um verniz para proteção contra corrosão. As Figuras 2.30c) e d) mostram os perfis compostos com as chapas de extremidades fixadas com parafusos às placas superior e inferior da máquina de ensaio.

Para ambos os casos, corpos de prova com e sem chapas de extremidade, foi utilizado o nível de laser para verificar a verticalidade, conforme mostrado na Figura 2.25b).



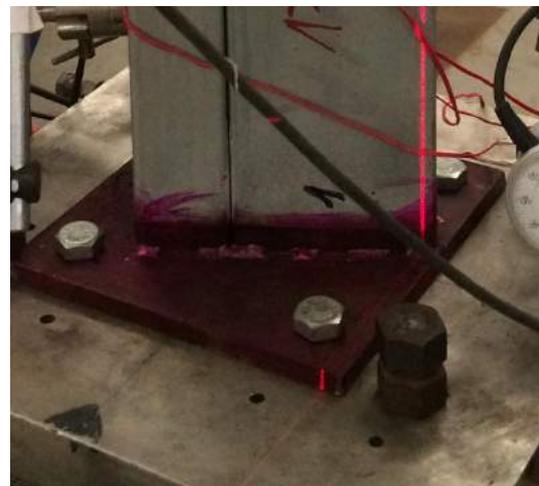
a)



b)



c)



d)

Figura 2.30: Processo de centragem da coluna com chapas de extremidades soldadas: a) Solda TIG sendo executada; b) corpo de prova com chapa de extremidade soldada; c) corpo de prova M10p5S fixado com parafusos à placa superior da máquina de ensaio; d) corpo de prova fixado com parafusos à placa inferior da máquina de ensaio.

2.5 Metodologia dos ensaios de caracterização do aço

Nesta seção está descrita a metodologia utilizada para a realização dos ensaios de caracterização dos seguintes aços: (i) aço utilizado na confecção dos corpos de prova dos trechos dos montantes e (ii) aço das colunas treliçadas.

2.5.1 Ensaio de caracterização do aço dos trechos de montantes

O aço utilizado para confecção dos corpos de prova dos trechos dos montantes foi o ZAR345, galvanizado por imersão à quente para proteção contra corrosão, bobina fornecida pela ACELORMITTAL com espessura de 0,8mm. Na Tabela 3 da norma brasileira NBR7008 (ABNT, 2012) estão previstas as seguintes propriedades mecânicas nominais para o aço ZAR345:

Tensão de escoamento (mínima): $f_y = 345$ MPa

Tensão última de ruptura (mínima): $f_{\text{último}} = 430$ MPa

%mínimo de alongamento: 12% para $L_0 = 50$ mm

As propriedades mecânicas das chapas de aço utilizadas para fabricação dos perfis foram qualificadas experimentalmente por meio de testes de tração direta padronizados pela norma ISO 6892 (ABNT, 2013). Os corpos de prova utilizados nos testes de tração foram extraídos das mesmas bobinas de aço utilizadas para confecção dos perfis dos trechos de montantes. As dimensões dos corpos de prova foram definidas conforme especificações da norma ISO 6892. A Figura 2.31 apresenta a geometria e as dimensões em milímetros dos corpos de prova utilizados nos testes de tração direta. A Figura 2.32 mostra uma foto do corpo de prova.

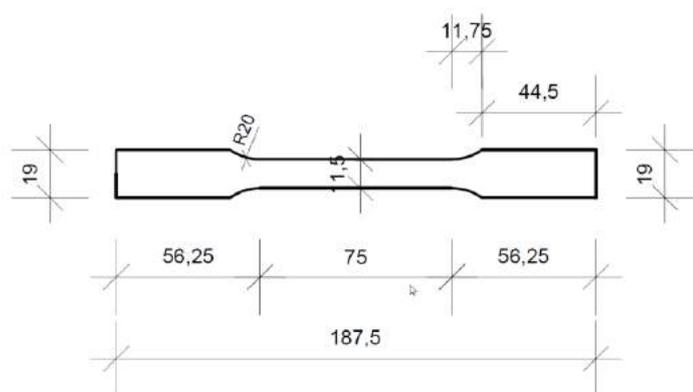


Figura 2.31 Geometria e dimensões em mm dos corpos de prova utilizados nos ensaios de tração direta.

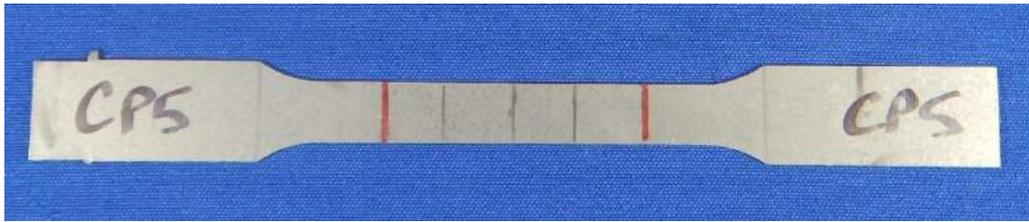


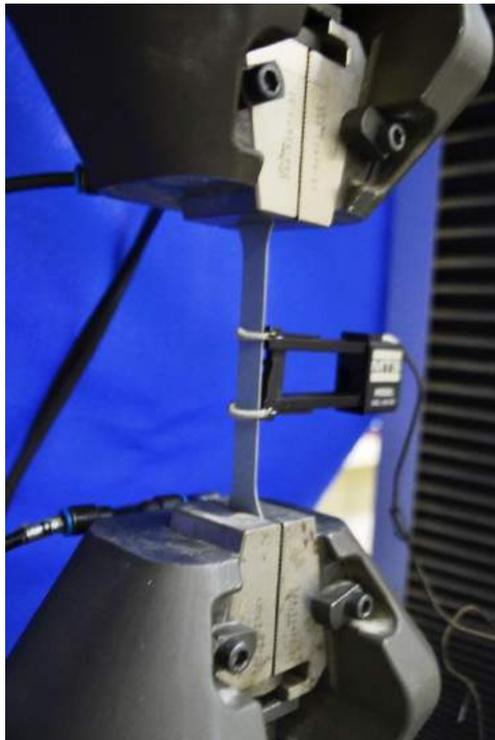
Figura 2.32 Foto do corpo de prova. As faixas vermelhas marcam a distância de 50mm e as marcas a lápis internas marcam a distância de 25mm.

Para realização dos ensaios de caracterização do aço foram usinados um total de seis corpos de prova com espessura 0,8mm. Estes corpos de prova foram denominados CP1b, CP2b, CP3b, CP4b, CP5b e CP6b (a letra b ao final indica que os corpos de prova foram retirados da mesma bobina de aço dos perfis ensaiados).

Para caracterização das propriedades mecânicas do aço foi utilizado o equipamento SHIMADZU AGX 100 kN do Laboratório de Propriedades Mecânicas; pertencente ao Laboratório de Estruturas e Materiais Professor Lobo Carneiro do Programa de Engenharia Civil da COPPE/UFRJ (Figura 2.33). O aspecto do ensaio de tração direta do aço, assim como a fixação do corpo de prova na máquina de ensaio e a ruptura do corpo de prova, estão ilustrados na Figura 2.34.



Figura 2.33 Equipamento SHIMADZU utilizado no ensaio de tração do aço.



(a)



(b)

Figura 2.34 a) Aspecto do ensaio de tração direta do aço. *Clip gauge* e garras utilizadas para a fixação do corpo de prova na máquina de ensaio. (b) Ruptura do CP.

A velocidade e a frequência de aquisição utilizadas neste ensaio foram de 1mm/min e 3 Hz respectivamente. Para medir o alongamento dos corpos de prova foram utilizados *clip gauges* de 25mm. As medições da força e deslocamento do travessão e dos deslocamentos registrados pelo *clip gauge* foram captados e enviados por sinais elétricos, por meio de cabos, ao sistema de condicionamento e aquisição de dados LYNX ADS 2000. As tensões no corpo de prova são obtidas dividindo-se os valores registrados para a força pela área da seção do corpo de prova, que é 11,5mm vezes a espessura da chapa (foi utilizada a largura real medida nos corpos de prova com o paquímetro digital, que variou de 11,46 a 11,56 mm). As espessuras das chapas dos corpos de prova foram medidas com micrômetro e coincidiram com a espessura nominal de 0,8mm. A partir dos valores obtidos para as tensões e deformações específicas, são traçados em uma planilha Excel os gráficos tensão *versus* deformação.

2.5.2 Ensaio de caracterização do aço das colunas treliçadas

A metodologia utilizada para a realização dos ensaios de caracterização do aço foi a mesma adotada no item anterior (2.5.1). Nesta seção são apresentados os 14 corpos de prova retirados das colunas treliçadas após ensaiadas.

O aço utilizado também é o ZAR345, sendo a bobina fornecida pela ACELORMITTAL no caso da chapa com espessura de 0,8mm, e pela CSN no caso da chapa de 1,25mm.

Conforme mencionado, os corpos de prova utilizados nos testes de tração foram extraídos das próprias treliças após ensaiadas, de regiões da treliça que não sofreram deformações plásticas. As dimensões dos corpos de prova foram definidas conforme especificações da norma ISO 6892. A Figura 2.35 apresenta a geometria e as dimensões em milímetros dos corpos de prova utilizados nos testes de tração direta desse item. As dimensões desses corpos de prova são ligeiramente diferentes dos corpos de prova utilizados no item anterior (2.5.1). Na realidade, esses ensaios foram realizados antes dos testes relatados no item 2.5.1, tendo sido concluído que a adoção de um comprimento maior na região da garra, reduz o problema de escorregamento do corpo de prova durante o teste de tração direta. Por isso, os corpos de prova do item 2.5.1 apresentam um comprimento maior na região da garra. A Figura 2.36 mostra uma foto do corpo de prova.

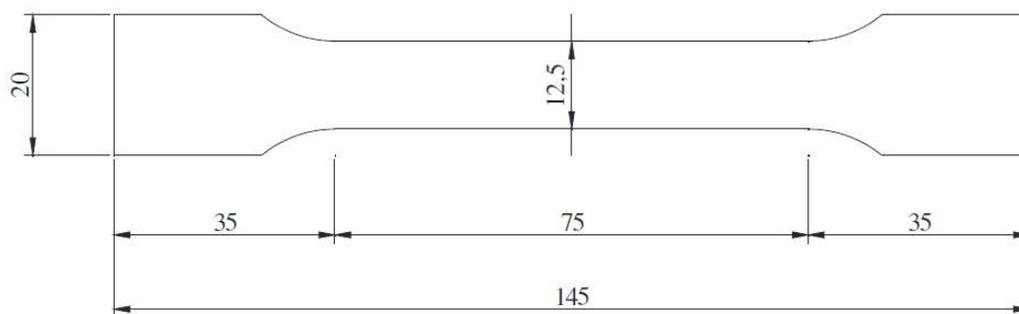


Figura 2.35 Geometria e dimensões dos corpos de prova utilizados nos ensaios de tração direta desse capítulo.



Figura 2.36 Foto do corpo de prova de amostra extraída da treliça após ensaiada.

Para realização dos ensaios de caracterização do aço das colunas treliçadas, foram usados um total de quatorze corpos de prova, denominados conforme Tabela 2.6, onde

o primeiro número identifica o número do corpo de prova, o número após a letra “T” identifica o comprimento da treliça, e o número após a letra “e” identifica a espessura. Por exemplo, a identificação “6T16e08” se trata do corpo de prova 6 (CP6), da treliça com 16200mm de comprimento e espessura nominal de 0,8mm. A espessura real foi medida com auxílio do micrômetro.

Tabela 2.6: Corpos de Prova para ensaios de tração

| Descrição | CP ID | Espessura nominal (mm) | Espessura lida (mm) |
|----------------------------|-----------|------------------------|---------------------|
| Treliça 6200mm #0,8mm | 1T6e08 | 0,8 | 0,780 |
| | 2T6e08 | 0,8 | 0,780 |
| Treliça 12200mm #0,8mm | 3T12e08 | 0,8 | 0,800 |
| | 4T12e08 | 0,8 | 0,790 |
| | 5T12e08 | 0,8 | 0,795 |
| Treliça 16200mm #0,8mm | 6T16e08 | 0,8 | 0,795 |
| | 7T16e08 | 0,8 | 0,790 |
| Treliça 6200mm #1,25mm | 8T6e125 | 1,25 | 1,260 |
| | 9T6e125 | 1,25 | 1,270 |
| Treliça 12200mm #1,25mm | 10T12e125 | 1,25 | 1,265 |
| | 11T12e125 | 1,25 | 1,275 |
| | 12T12e125 | 1,25 | 1,250 |
| Treliça 16200mm #1,25mm | 13T16e125 | 1,25 | 1,220 |
| | 14T16e125 | 1,25 | 1,250 |

Para realização dos ensaios de tração do aço dos CPs da Tabela 2.6, foram utilizados o mesmo equipamento SHIMADZU AGX 100 kN , os mesmos *clip gauges* de 25mm e as mesmas velocidade e a frequência de aquisição (1mm/min e 3 Hz respectivamente), do item anterior (2.5.1).

CAPÍTULO 3: ANÁLISES DOS MONTANTES

3.1 Introdução

As seções compostas por dois ou mais perfis de aço formados a frio são aplicadas como elementos estruturais na construção civil, de forma a se obter seções transversais mais eficientes, quando maior capacidade resistente é necessária. Dois ou mais membros individuais de PFF são conectados com parafusos, a fim de suportar cargas mais elevadas. Essas seções compostas podem ser utilizadas como montantes de colunas treliçadas espaciais, que é o caso estudado nessa tese.

Conforme mencionado anteriormente, como o colapso das colunas treliçadas no caso desse estudo é reconhecido quando um dos montantes atinge sua resistência à compressão axial, é necessário conhecer a resistência à compressão dos montantes da coluna treliçada. No caso das colunas treliçadas dessa pesquisa, os montantes das mesmas são compostos por dois perfis U enrijecidos conectados com parafusos auto-atarrachantes. As principais normas e especificações de projeto não apresentam métodos para dimensionar este tipo de seções compostas por dois perfis U formados a frio. Portanto, esse capítulo é dedicado ao estudo dessas seções compostas dos montantes. Os montantes serão analisados isoladamente da treliça, com o objetivo de se obter a resistência à compressão axial dos mesmos.

Inicialmente serão apresentadas as avaliações teóricas e numéricas da seção nominal dos montantes. As cargas críticas de flambagem elástica da seção nominal foram obtidas por meio de três métodos numéricos para efeito de comparação: (i) Método das Faixas Finitas (MFF), utilizando-se o programa computacional CUFISM (LI, SCHAFER, 2010); (ii) Teoria Generalizada de Vigas (Generalized Beam Theory, GBT), utilizando-se o programa computacional GBTUL (BEBIANO *et al.*, 2018); (iii) Método dos Elementos Finitos (MEF), utilizando-se o programa computacional ANSYS (2015). Essas cargas críticas serão utilizadas para obtenção das cargas de colapso da seção composta dos montantes, adotando-se o Método da Resistência Direta, MRD (SCHAFER, PEKÖZ, 1998).

Posteriormente nesse capítulo serão apresentados os resultados dos ensaios experimentais realizados em corpos de prova compostos por dois perfis U com espessura de 0,8mm, com 480mm de comprimento, conectados com parafusos auto-atarrachantes, submetidos à compressão axial. Foram testados corpos de prova com e sem

chapas soldadas nas extremidades. Os resultados dos ensaios são comparados com os resultados teóricos obtidos adotando-se o MRD, considerando a ligação entre os mesmos plenamente efetiva (seção-composta) e a ligação inefetiva (seção não-composta). Na seção-composta, a conexão dos parafusos entre os membros do PFF foi admitida como totalmente efetiva e transformada em elemento de placa de dupla espessura ($2t$) na região de contato entre a alma e a mesa dos perfis U. A seção não-composta considera cada perfil U isoladamente. Como os montantes estão conectados com parafusos em pontos discretos, a condição real está entre os valores da seção-composta e da seção não-composta. A Figura 3.1 mostra a seção nominal dos montantes da coluna treliçada, constituídos por dois perfis U_e89x41x12mm (dimensões nominais).

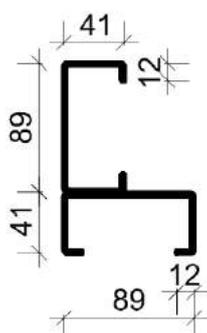


Figura 3.1 Seção nominal dos montantes da coluna treliçada (PFF composto 2U_e89x41x12mm, com espessura de 0,8mm ou 1,25mm).

Finalizando o capítulo, será concluído como deverá ser realizada a obtenção dos valores de resistência à compressão dos montantes e os valores a serem adotados nessa pesquisa das colunas treliçadas.

3.2 Avaliações teóricas e numéricas da seção nominal

O método da resistência direta (MRD), proposto por Schafer e Peköz (1998), e considerado nas normas norte-americanas AISI S-100 (2016) e australiana e neozelandesa AS/NZS 4600 (2005), foi incluído na norma brasileira ABNT NBR14762 (2010), Anexo C, para o projeto de estruturas de PFF. No entanto, o MRD não cobre o projeto de elementos compostos, como é o caso dos montantes da coluna treliçada investigada, que são compostos por 2U enrijecidos. Por essa razão, é necessária a investigação da aplicabilidade do método para os montantes desta coluna treliçada.

A análise dos modos de flambagem e a carga crítica de flambagem elástica correspondente P_{cr} é o primeiro passo para o dimensionamento dos PFF usando o MRD. Conforme ilustrado na Figura 3.1, o montante da coluna treliçada é um perfil composto

formado por dois perfis U enrijecidos, onde a mesa de um perfil U_e está conectada a alma do outro perfil U_e através de parafusos auto-atarrachantes espaçados a cada 220 mm. A condição de conexão dos parafusos entre os membros do PFF foi admitida como totalmente efetiva (seção composta), para comparação das cargas críticas obtidas pelo MFF, GBT e MEF. Para efeito desta comparação, foi considerada a seção nominal dos montantes, $2U_e 89 \times 41 \times 12$ mm, com espessura de 0,8mm ou 1,25mm.

3.2.1 Análises de flambagem elástica

A solução geral do problema de estabilidade elástica de perfis de paredes finas pode ser obtida com a ajuda de programas baseados em métodos numéricos, tais como, método dos elementos finitos (MEF), método das faixas finitas (MFF) e teoria generalizada de vigas (GBT). Esses métodos permitem a visualização geral do problema de estabilidade, apresentando os resultados na forma da “curva de assinatura”: variação do valor da carga crítica e do modo de flambagem dominante, relacionado com a variação do comprimento L da barra. Para efeito de comparação, neste item serão obtidas as cargas críticas e modos de flambagem da seção nominal dos montantes da coluna treliçada pelos três métodos. Neste item, as condições de extremidade adotadas para a análise dos modelos de coluna pelos três métodos consideram as extremidades livres à rotação (ou seja, rotações e empenamento liberados nas extremidades). Portanto, as condições de extremidades adotadas nestas análises não correspondem, rigorosamente, às condições experimentais, já que os perfis dos montantes da treliça são contínuos. No caso dos ensaios das colunas treliçadas completas, o montante contínuo responde de forma análoga à condição com extremidades livres. Já nos ensaios dos trechos dos montantes com chapas soldadas nas extremidades, as extremidades estão fixas.

O módulo de elasticidade do aço foi assumido como $E=198$ GPa para as chapas com espessura de 0,8mm e $E = 215$ GPa para chapas com espessuras de 1,25mm, de acordo com os resultados dos ensaios de tração a serem apresentados no item 3.3. O coeficiente de Poisson foi admitido como $\nu=0,3$.

3.2.1.1 Método das Faixas Finitas (CUFSM)

Neste item será utilizado o método das faixas finitas, que permite a determinação das cargas críticas local e distorcional e os modos de flambagem associados do perfil. O método das faixas finitas está implementado no programa computacional CUFSM - “*Finite Strip Method - Cornell University*”, versão 4.05, desenvolvido por LI e

SCHAFFER (2010). O CUFSM é um programa de análise de estabilidade elástica pelo método das faixas finitas de código aberto e livremente distribuído pelo autor. O programa fornece um método para examinar todas as instabilidades em um elemento de aço formado a frio sob tensões longitudinais uniformes (axial, flexão, torção com empenamento, ou suas combinações) e realiza a determinação automática da carga crítica de flambagem como uma função do comprimento de flambagem.

O perfil Ue89x41x12mm e o perfil composto 2Ue89x41x12mm (Figura 3.1), foram modelados no programa CUFSM para obtenção das cargas críticas de flambagem local, P_{crL} , e distorcional, P_{crD} . Foi modelado um trecho do perfil com comprimento de 400mm, que corresponde à altura de um módulo da coluna treliçada (ou seja, o trecho de montante entre 2 barras horizontais).

No caso das colunas treliçadas desta tese, os montantes, que são formados pelo perfil composto 2Ue89x41x12 (Figura 3.1), sofrem um corte do enrijecedor de borda na região da ligação das diagonais e barras horizontais (conforme mostrado na Figura 2.5). Portanto, nesta região, estes perfis deixam de ser um perfil U enrijecido e passam a ser um perfil U simples, sem enrijecedor de borda. Como pelo método das faixas finitas não é possível variar a seção transversal ao longo do perfil, para efeito deste estudo foram modelados os seguintes perfis no programa CUFSM:

1. Perfil U enrijecido (Figura 3.2a): Ue89x41x12mm #0,8mm;
2. Perfil U simples (sem enrijecedor de borda, Figura 3.2b): U89x41mm #0,8mm;
3. Perfil U enrijecido (Figura 3.2a): Ue89x41x12mm #1,25mm;
4. Perfil U simples (sem enrijecedor de borda Figura 3.2b): U89x41mm #1,25mm;
5. Perfil 2U enrijecido composto (Figura 3.3a): 2Ue89x41x12mm #0,8mm;
6. Perfil 2U composto (sem enrijecedor de borda, Figura 3.3b): 2U89x41 #0,8mm;
7. Perfil 2U enrijecido composto (Figura 3.3a): 2Ue89x41x12mm #1,25mm;
8. Perfil 2U composto (sem enrijecedor de borda, Figura 3.3b): 2U89x41 #1,25mm.

Na Figura 3.2 encontram-se as seções transversais dos perfis 1 a 4 listados acima, modeladas no CUFSM, e a convenção de eixos adotada pelo programa.

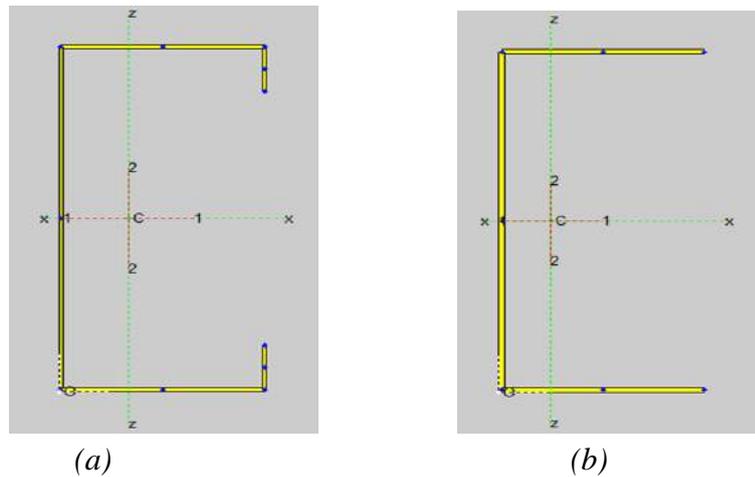


Figura 3.2 Seções transversais modeladas no CUFSM: a) perfil U_e 89x41x12mm com as seguintes espessuras: #0,8mm (perfil 1) e 1,25mm (perfil 3). b) perfil U89x41mm (sem enrijecedor de borda) com as seguintes espessuras: #0,8mm (perfil 2) e 1,25mm (perfil 4).

Na Figura 3.3 encontram-se as seções transversais 5 a 8 listadas anteriormente, modeladas no CUFSM, e a convenção de eixos adotada pelo programa. Para efeito da modelagem no CUFSM, na região em que a alma de perfil U interno é fixada na mesa do perfil externo, foi considerada a espessura como sendo o dobro (seção composta, conexão plenamente efetiva).

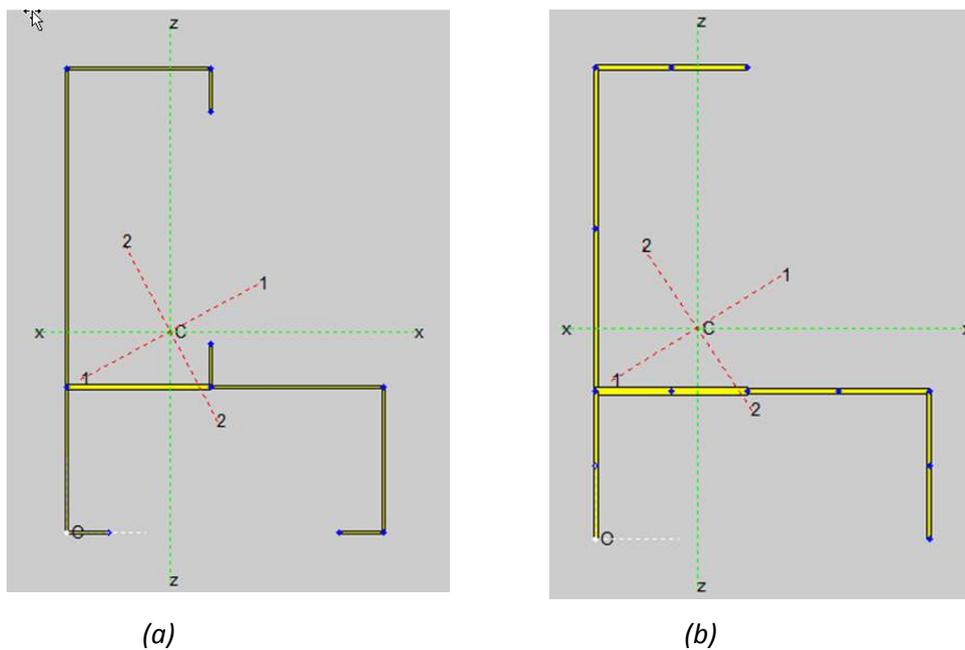


Figura 3.3 Seções transversais modeladas no CUFSM: a) perfil $2U_e$ 89x41x12mm com as seguintes espessuras: #0,8mm (perfil 5) e 1,25mm (perfil 7). b) perfil $2U$ 89x41mm (sem enrijecedor de borda) com as seguintes espessuras: #0,8mm (perfil 6) e 1,25mm (perfil 8).

A curva de assinatura é o resultado principal de uma análise do Método de Faixas Finitas (MFF), sendo também chamada de “assinatura do perfil”. Os valores mínimos dessa curva são de interesse especial porque indicam as cargas críticas associadas a cada modo de flambagem (local, distorcional e global). Os resultados das análises no programa CUFSM para as 8 seções transversais listadas acima encontram-se nas Figuras 3.4 e 3.5. Nestas Figuras estão apresentadas as curvas de assinatura para cada perfil e, acima de cada valor mínimo, está o desenho do modo de flambagem associado. Abaixo do valor mínimo na curva são apresentados dois valores: o primeiro corresponde ao comprimento do perfil em que ocorre aquele valor mínimo, e o segundo corresponde ao valor da tensão crítica de assinatura (local ou distorcional). Para a obtenção do valor da carga crítica de flambagem local (P_{crL}) ou distorcional (P_{crD}), o valor da tensão crítica deverá ser multiplicado pela área da seção transversal em questão.

Na Tabela 3.1 encontra-se o resumo dos valores das tensões e cargas críticas de flambagem local e distorcional para os perfis 1 a 8. Os perfis U simples (sem enrijecedores de borda) não são passíveis de flambagem distorcional, dispensando-se, portanto, tal verificação.

Tabela 3.1 Tensões e Cargas críticas de flambagem local e distorcional segundo o programa computacional CUFSM (bi-rotulado, extremidades livres).

| Descrição | Área (mm ²) | Tensões Críticas (MPa) | | Cargas Críticas (kN) | |
|-------------------------|-------------------------|---------------------------|----------------------------------|----------------------|-----------------------------|
| | | σ_{crL} (local) | σ_{crD} (distorcional) | P_{crL} (local) | P_{crD} (distorcional) |
| 1. Ue 89x41x12 #0,8mm | 153,44 | 81,83 | 193,07 | 12,56 | 29,62 |
| 2. U 89x41 #0,8mm | 135,52 | 47,77 | - | 6,47 | - |
| 3. Ue 89x41x12 #1,25mm | 237,50 | 218,64 | 347,39 | 51,93 | 82,50 |
| 4. U 89x41 #1,25mm | 210,63 | 117,80 | - | 24,81 | - |
| 5. 2Ue 89x41x12 #0,8mm | 309,12 | 90,30 | 249,28 | 27,91 | 77,05 |
| 6. 2U 89x41 #0,8mm | 270,77 | 56,94 | - | 15,42 | - |
| 7. 2Ue 89x41x12 #1,25mm | 480,47 | 240,26 | 453,56 | 115,44 | 217,92 |
| 8. 2U 89x41 #1,25mm | 420,47 | 153,39 | - | 64,50 | - |

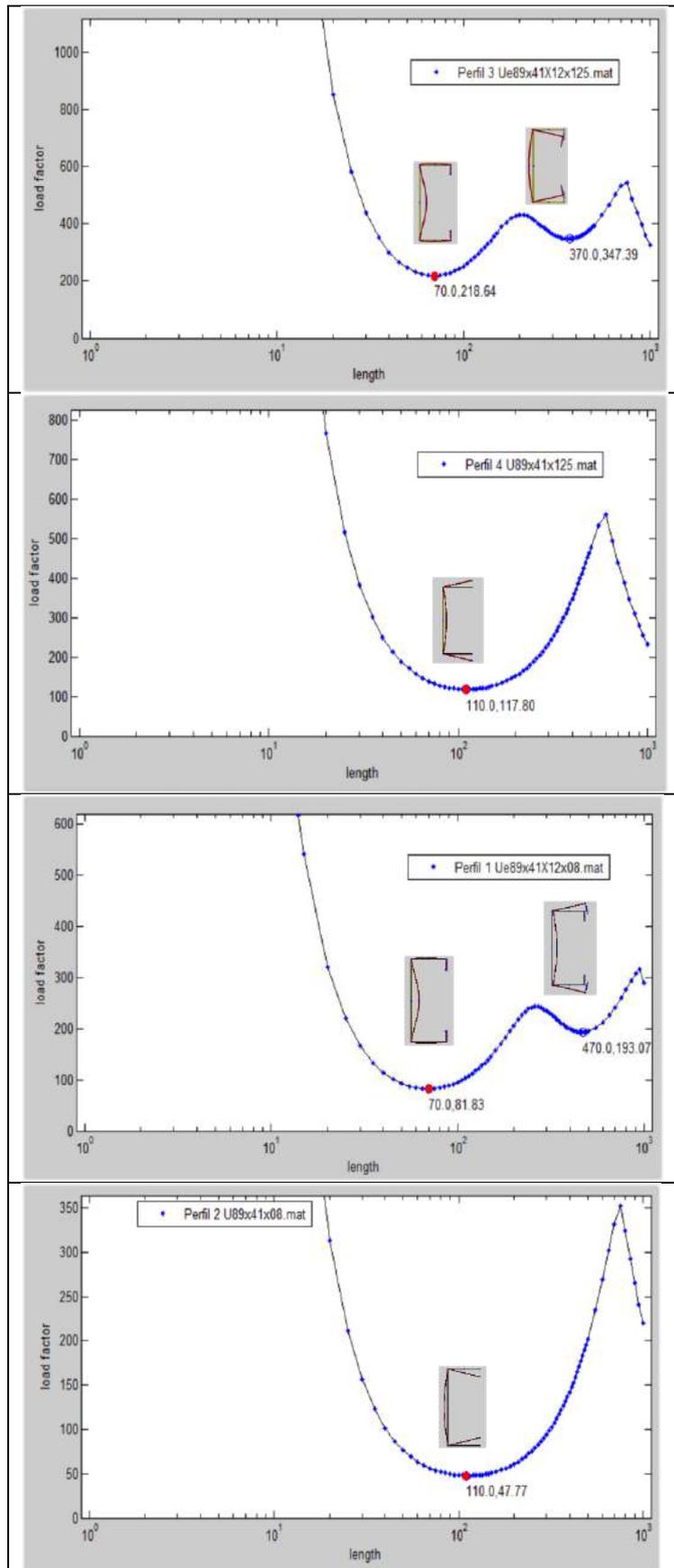


Figura 3.4 Resultados das tensões críticas locais e distorcionais para os perfis simples, perfis 1 a 4 (CUFSM).

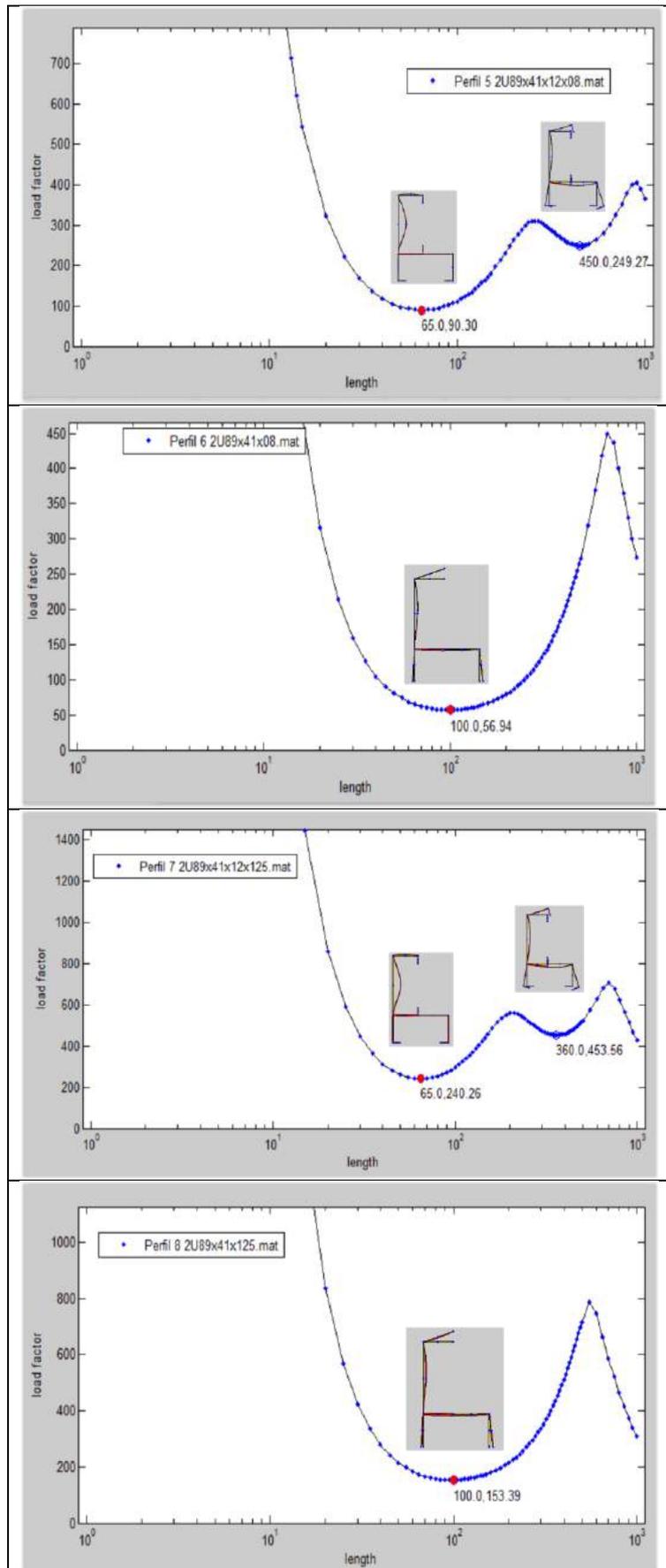


Figura 3.5 Resultados das tensões críticas locais e distorcionais para os perfis compostos, perfis 4 a 8 (CUFSM).

3.2.1.2 Teoria Generalizada de Vigas (GBTUL)

A análise de flambagem elástica de PFF também pode ser realizada utilizando-se a teoria generalizada de vigas (*Generalized Beam Theory*, GBT), resolvendo um problema fundamental de autovalores relacionado ao comportamento de estabilidade do tipo bifurcação. Essa análise de flambagem foi realizada com auxílio do programa computacional GBTUL de BEBIANO *et al.* (2018). A título de exemplo, o resultado da análise para o perfil composto 2U_e89x41x12x0,8mm está mostrado na Figura 3.6, para os perfis com extremidades livres. Os resultados para as demais seções e espessuras se encontram na Tabela 3.2, para efeito de comparação com os métodos das faixas finitas (MFF) e elementos finitos (MEF).

BASAGLIA E CAMOTIM (2015) estudaram a utilização do GBTUL para análise de sistemas estruturais compostos por perfis formados a frio. Foi analisado o comportamento de 4 sistemas estruturais no GBTUL: (i) vigas pertencentes a prateleiras de armazenamento (*racks*); (ii) estruturas industriais de telhado; (iii) pórticos constituídos de PFF de seção retangular tubular (seções compostas) e (iv) treliças de sustentação de telhado. As cargas críticas e modos de flambagem obtidos do GBTUL coincidiram com as análises em elementos finitos realizadas no ANSYS.

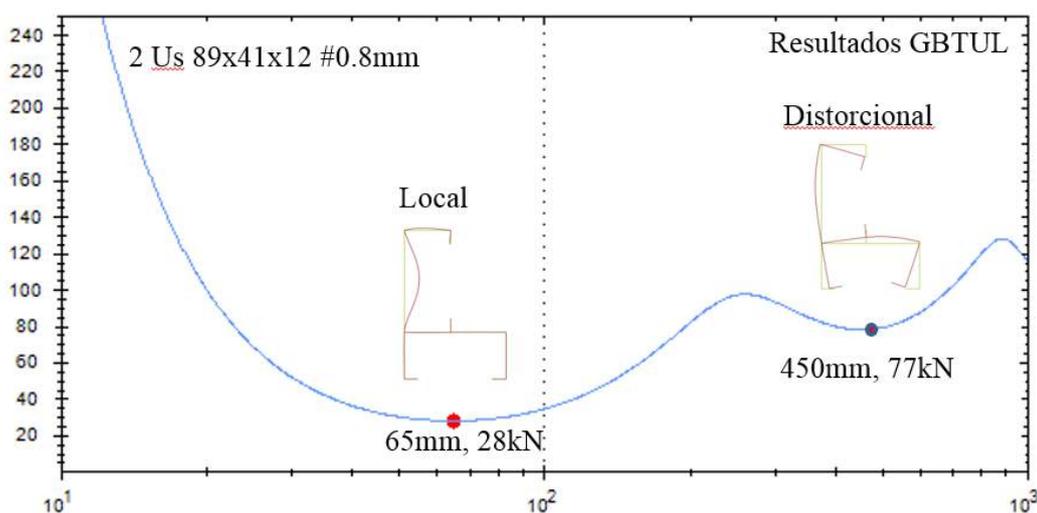


Figura 3.6: Resultados do GBTUL: curva de assinatura (P_{crL} (kN) x L (mm)) para o perfil composto 2U_e 89x41x12x0,8mm.

3.2.1.3 Método dos Elementos Finitos (ANSYS)

Foi desenvolvido um modelo em elementos finitos (MEF) pela superfície média do perfil composto 2U_e89x41x12, com espessuras de 0,8mm ou 1,25mm, adotando-se o elemento de casca SHELL181 no programa computacional ANSYS R15.0 (2015). Foram

testadas geometrias de malha com elementos de tamanho de 5mm ou 10mm, mostrando uma convergência entre os resultados obtidos.

As condições de extremidade foram livres à rotação (localmente e globalmente), com empenamento livre e torção impedida. Esta condição simplesmente apoiada foi modelada pela imposição de deslocamentos transversais nulos em todos os nós da seção (eixos x e y na Figura 3.7). O deslocamento axial (eixo z) foi restrito em um nó no meio do vão, a fim de evitar o movimento do corpo rígido.

O trecho do montante foi modelado com comprimento L correspondendo a quatro semi-ondas de flambagem local ($L = 260$ mm para o perfil composto enrijecido $2Ue89x41x12$ mm, e $L = 400$ mm para perfil composto sem enrijecedor de borda $2U89x41$ mm). A carga de compressão foi aplicada uniformemente distribuída em ambas as seções extremas. O resultado da análise para o perfil composto $2Ue89x41x12x0,8$ mm está mostrado na Figura 3.7, para a malha com elementos de 5mm. Os resultados para as demais seções e espessuras encontram-se na Tabela 3.2, para efeito de comparação com os métodos das faixas finitas (MFF) e teoria generalizada de vigas (GBT).

As cargas críticas P_{crL} mostradas na Tabela 3.2, obtidas das análises de flambagem elástica, demonstram uma comparação bastante precisa entre os três métodos. A razão entre as cargas críticas de flambagem relacionadas aos resultados do MEF está adicionalmente indicada na Tabela 3.2 (entre parênteses), a partir da qual pode ser observada a maior diferença de 8% obtida entre o MEF e CUFSM e GBTUL. O modo crítico de flambagem é local, desenvolvido nos elementos da alma, como claramente observado nas Figuras 3.4, 3.5, 3.6 e 3.7.

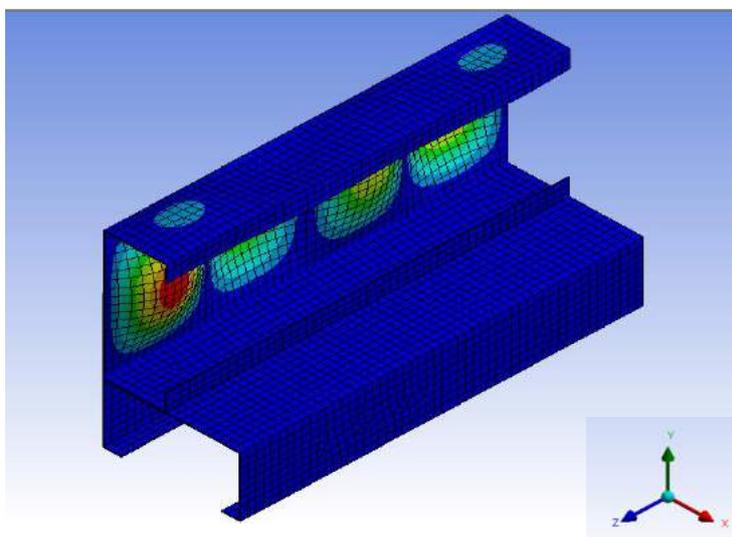


Figura 3.7: Resultados da análise pelo MEF: modo local de flambagem para o perfil composto $2Ue89x41x12x0,8$ mm (malha de 5mm).

Tabela 3.2: Resultados da tensão crítica de flambagem local σ_{critL} e carga crítica P_{crL} .

| CFS (mm) | Area (mm ²) | CUFSM | | GBTUL | | MEF (malha de 10mm) | |
|-------------------------------|-------------------------|------------------------|----------------|------------------------|----------------|------------------------|----------------|
| | | σ_{critL} (MPa) | P_{crL} (kN) | σ_{critL} (MPa) | P_{crL} (kN) | σ_{critL} (MPa) | P_{crL} (kN) |
| 2U _e 89x41x12x0,8 | 309 | 90 | 28 (1,08) | 90 | 28 (1,08) | 83 | 26 |
| 2U89x41x0,8 | 271 | 57 | 15 (1,08) | 57 | 15 (1,08) | 52 | 14 |
| 2U _e 89x41x12x1,25 | 480 | 240 | 115 (1,05) | 241 | 115 (1,05) | 229 | 110 |
| 2U89x41x1,25 | 420 | 153 | 65 (1,06) | 153 | 65 (1,06) | 144 | 60 |

3.2.2 Resistência à compressão (MRD)

As fórmulas para determinação da resistência à compressão de colunas de PFF segundo o MRD estão descritas abaixo, Equações (3.1 a 3.6). A resistência da coluna (P_n) é considerada como o valor mais baixo fornecido pelas fórmulas da interação de flambagem LG local-global (P_{nLG}) ou pela flambagem distorcional (P_{nD}). Nas equações a seguir, P_{crG} é a carga crítica de flambagem global elástica; P_{crL} é a carga crítica de flambagem local elástica e P_{crD} é a carga crítica de flambagem distorcional elástica.

$$P_{nG} = (0.658^{\lambda_0^2}) Af_y \quad \text{para } \lambda_0 \leq 1.5 \quad (3.1)$$

$$P_{nG} = \left(\frac{0.877}{\lambda_0^2} \right) Af_y \quad \text{para } \lambda_0 > 1.5 \quad \text{onde } \lambda_0 = \left(\frac{Af_y}{P_{crG}} \right)^{0.5} \quad (3.2)$$

$$P_{nLG} = P_{nG} \quad \text{para } \lambda_L \leq 0.776 \quad (3.3)$$

$$P_{nLG} = \left(1 - \frac{0.15}{\lambda_L^{0.8}} \right) \frac{P_{nG}}{\lambda_L^{0.8}} \quad \text{para } \lambda_L > 0.776 \quad \text{onde } \lambda_L = \left(\frac{P_{nG}}{P_{crL}} \right)^{0.5} \quad (3.4)$$

$$P_{nD} = Af_y \quad \text{para } \lambda_D \leq 0.561 \quad (3.5)$$

$$P_{nD} = \left(1 - \frac{0.25}{\lambda_D^{1.2}} \right) \frac{Af_y}{\lambda_D^{1.2}} \quad \text{para } \lambda_D > 0.561 \quad \text{onde } \lambda_D = \left(\frac{Af_y}{P_{crD}} \right)^{0.5} \quad (3.6)$$

Os valores de P_{crL} (carga crítica de flambagem local elástica) e P_{crD} (carga crítica de flambagem distorcional elástica) foram obtidos no item 4.1.1. O valor da carga crítica de flambagem global elástica (P_{crG}) para uma coluna bi-rotulada submetida à compressão centrada, para o problema de estabilidade clássico de colunas de Euler, é dado por:

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{(KL)^2} \quad (3.7)$$

Onde EI é a rigidez a flexão, L é o comprimento da barra e k é o coeficiente de flambagem relacionado com as condições de contorno da coluna.

Para seções monossimétricas, o modo de flambagem por flexo-torção resulta do acoplamento entre o modo de flexão segundo o eixo de simetria e o modo de torção. No caso deste trabalho, o perfil U enrijecido é uma seção monossimétrica, portanto podem ser utilizadas as fórmulas do item 9.7.2.2 na NBR14762 (ABNT, 2010), para a determinação da força axial da flambagem global elástica N_e . As fórmulas estão reproduzidas abaixo. O eixo x é o eixo de simetria. O valor de N_e será o menor valor dentre os obtidos por a) e b):

a) força axial da flambagem global elástica por flexão em relação ao eixo y:

$$N_{ey} = \frac{\pi^2 EI_y}{(K_y L_y)^2} \quad (3.8)$$

b) força axial da flambagem global elástica por flexo-torção:

$$N_{exz} = \frac{N_{ex} + N_{ez}}{2 \left[1 - \left(\frac{x_0}{r_0} \right)^2 \right]} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{4 N_{ex} N_{ez} [1 - (x_0/r_0)^2]}{(N_{ex} + N_{ez})^2}} \right] \quad (3.9)$$

C_w é a constante de empenamento da seção;

E é o módulo de elasticidade;

G é o módulo de elasticidade transversal;

J é a constante de torção da seção;

r_0 é o raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de torção, dado por:

$$r_0 = [r_x^2 + r_y^2 + x_0^2 + y_0^2]^{0.5}$$

r_x e r_y são os raios de giração da seção bruta em relação aos eixos principais de inércia x e y, respectivamente;

x_0 e y_0 são as distancias do centro de torção ao centroide, na direção dos eixos principais de inércia x e y, respectivamente;

N_{ex} e N_{ez} são as forças axiais da flambagem global elástica por flexão em relação aos eixos x e z dadas por:

$$N_{ex} = \frac{\pi^2 EI_x}{(K_x L_x)^2} \quad \text{e} \quad N_{ez} = \frac{1}{r_0^2} \left[\frac{\pi^2 E C_w}{(K_z L_z)^2} + GJ \right] \quad (3.10)$$

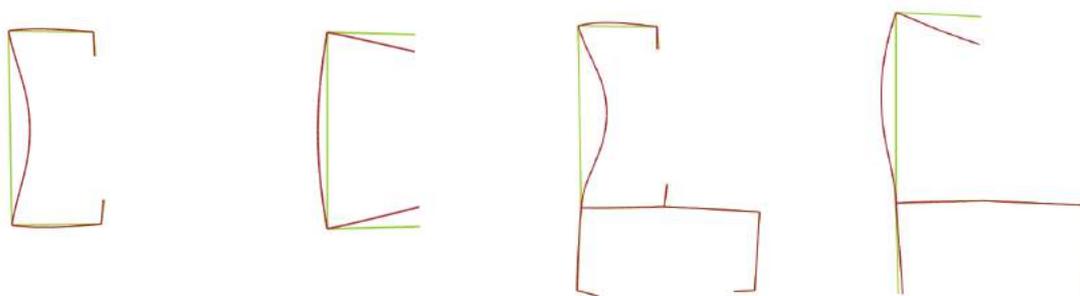
$K_x L_x$, $K_y L_y$ e $K_z L_z$ são os comprimentos efetivos de flambagem global em relação aos eixos x, y e z. Os valores teóricos dos coeficientes de flambagem por flexão de elementos isolados (K_x ou K_y), para diversas condições de extremidade, estão ilustrados na Tabela

2.1 da NBR8800 (ABNT, 2008). No caso deste trabalho, como as condições de extremidade foram consideradas livres, foi adotado $K=1$.

Foram desenvolvidas planilhas em Excel para o cálculo das forças axiais de flambagem global elástica (P_{crG}) e para a resistência à compressão da coluna (P_n) segundo o MRD, para os perfis 1 a 8 listados na Tabela 3.1. Na Tabela 3.3 encontra-se o resumo dos valores das cargas últimas P_n (sem fator de ponderação) para os perfis 1 a 8. Os modos de flambagem estão mostrados na Figura 3.8.

Tabela 3.3 Resistência da Coluna sem fator de ponderação das ações, P_n (utilizando os valores do CUFSM para P_{crL} e P_{crD} das seções nominais com extremidades livres).

| Perfil | Descrição | P_n (kN) |
|--------|----------------------------------|------------|
| 1 | U _e 89x41x12 #0,8mm | 27,02 |
| 2 | U 89x41 #0,8mm | 20,13 |
| 3 | U _e 89x41x12 #1,25mm | 59,42 |
| 4 | U 89x41 #1,25mm | 41,68 |
| 5 | 2U _e 89x41x12 #0,8mm | 57,27 |
| 6 | 2U 89x41 #0,8mm | 41,60 |
| 7 | 2U _e 89x41x12 #1,25mm | 126,01 |
| 8 | 2U 89x41 #1,25mm | 108,33 |



a)

b)

c)

d)

Figura 3.8: Modos de flambagem local: a) Perfis 1 e 3; b) Perfis 2 e 4; c) Perfis 5 e 7; d) Perfis 6 e 8.

3.3 Resultados dos ensaios de caracterização do aço dos montantes

A falha característica dos seis corpos de prova descritos no item 2.5.1 está apresentada na Figura 3.9. Conforme esperado, a ruptura dos corpos de prova ocorreu na seção de menor área transversal, com linha de ruptura aproximadamente a 45°.



Figura 3.9 Falha característica dos seis corpos de prova nos ensaios de tração direta.

Como a base de medida (G) é de 25mm, antes dos ensaios foi realizada uma marcação nos corpos de prova com lápis da faixa central de 25mm, com o objetivo de se determinar o alongamento final após a ruptura. Após os ensaios foi realizada a medição do alongamento dos corpos de prova, medindo-se a distância entre e as marcas a lápis, conforme ilustrado na Figura 3.10.

Os resultados obtidos para as curvas tensão *versus* deformação (até a ruptura) dos testes de tração direta dos corpos de prova CP1b a CP6b estão apresentados na Figura 3.11. Estes foram os resultados obtidos com o *clip gauge* de 25mm. Para evitar danos ao *clip gauge*, o mesmo foi removido dos corpos de prova antes do colapso (portanto os gráficos mostram apenas até onde o *clip gauge* registrou).

A tensão de escoamento (f_y) do aço dos corpos de prova foi calculada assumindo essa resistência igual à tensão registrada no patamar de escoamento da curva tensão-deformação. Os valores da tensão de ruptura (f_u) foram obtidos assumindo a carga máxima obtida em cada ensaio.

O módulo de elasticidade do aço foi obtido calculando-se o coeficiente angular da zona linear das curvas tensão *versus* deformação, conforme ilustrado na Figura 3.12. O valor do módulo de elasticidade é muito afetado dependendo do trecho da reta considerado. A título de exemplo, a Tabela 3.4 ilustra os valores dos módulos de elasticidade considerando duas opções para os trechos de reta: (i) 10% a 70% de f_y ; (ii) 10% a 40 % de f_y .



Figura 3.10 Medição entre as marcas à lápis no corpo de prova CP4 antes e após a ruptura para obtenção do alongamento

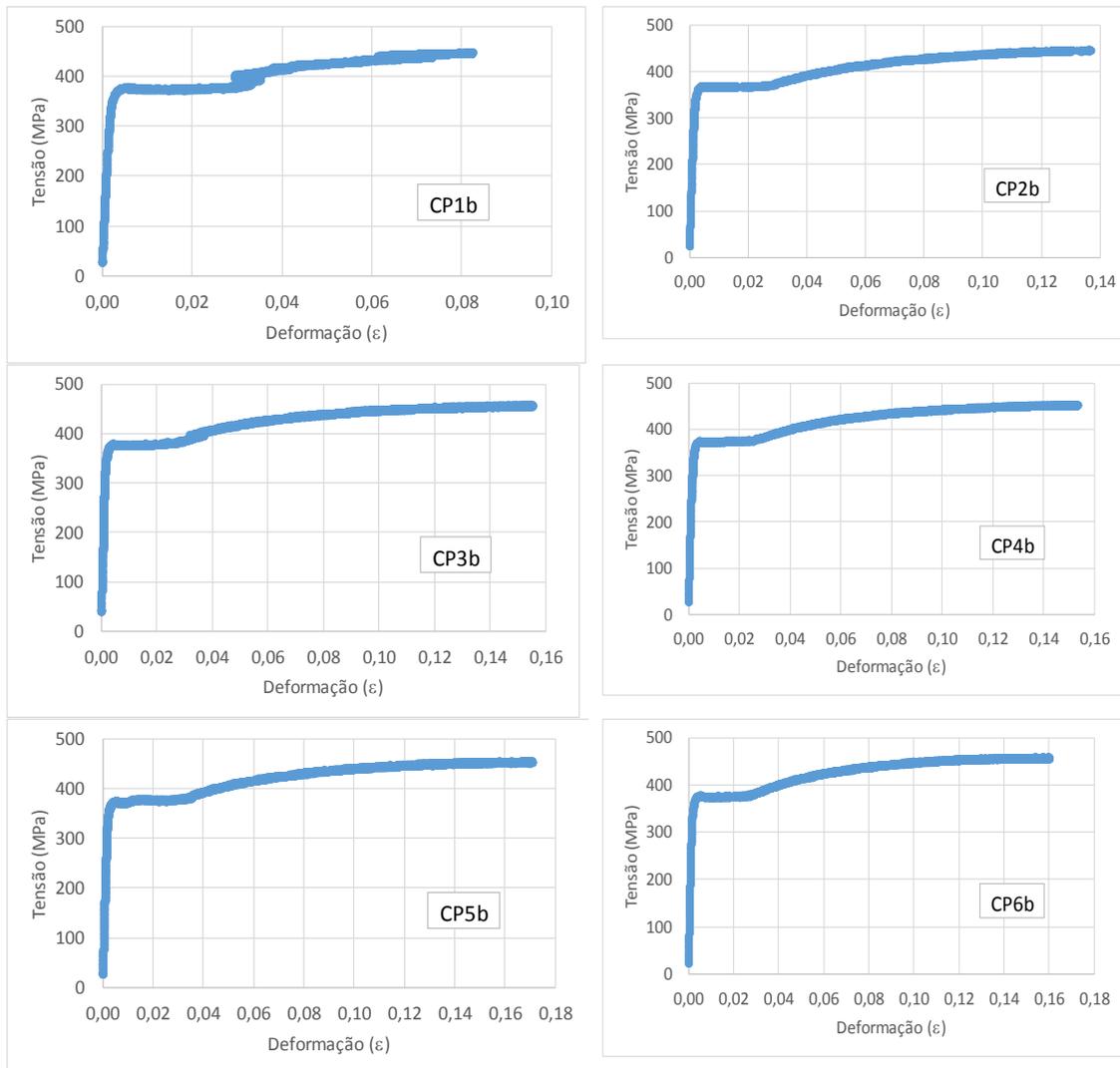


Figura 3.11 Curvas tensão-deformação para os corpos de prova CP1b a CP6b registradas pelo *clip gauge*.

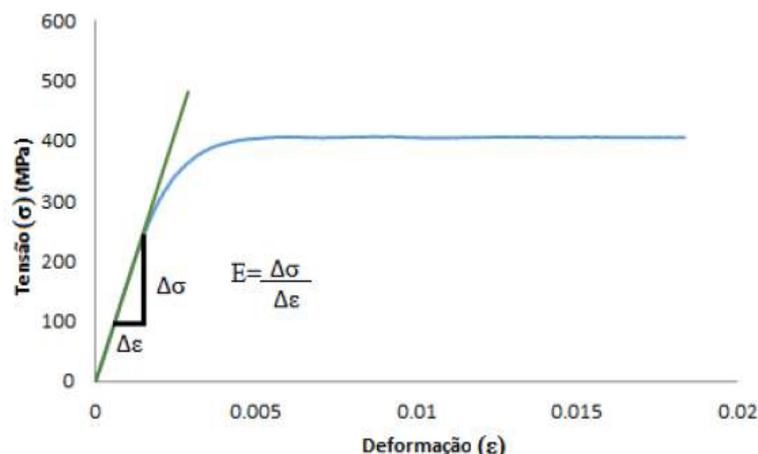


Figura 3.12 Cálculo do módulo de elasticidade através das curvas tensão versus deformação obtidas nos testes de tração direta dos corpos de prova.

Tabela 3.4 – Cálculo do módulo de elasticidade considerando diferentes trechos de reta da curva tensão-deformação.

| CP | Módulo de Elasticidade E (GPa) | |
|----------------|--------------------------------|-----------------|
| | 10% a 40% f_y | 10% a 70% f_y |
| CP1b | 194 | 182 |
| CP2b | 199 | 190 |
| CP3b | 197 | 219 |
| CP4b | 231 | 199 |
| CP5b | 207 | 192 |
| CP6b | 232 | 208 |
| Média | 210 | 198 |
| Desvio padrão | 17 | 13 |
| Coef. Variação | 8,19% | 6,75% |

A norma americana ASTM E8/E8M-13a (2013) não apresenta recomendações a respeito de qual trecho linear da curva tensão *versus* deformação deve ser considerado para obtenção do módulo de elasticidade através do cálculo da inclinação da reta. A norma ISO 6892 (ABNT, 2013) recomenda utilizar o intervalo de 10% a 50% da tensão de escoamento f_y . HUANG e YOUNG (2014) mencionam a dificuldade de se ajustar a reta para obtenção do módulo de elasticidade e as possíveis variações no mesmo, e recomendam a utilização do intervalo de 45% a 65% da tensão de escoamento f_y , para o cálculo da inclinação da reta do trecho linear da curva tensão *versus* deformação.

Para efeito deste estudo foi considerado o trecho da reta de 10% a 70% de f_y , para todos os corpos de prova, com o objetivo de se padronizar um intervalo maior para melhor ajuste da reta, além do fato deste intervalo ter apresentado desvio padrão e coeficientes

de variação menores do que outros intervalos testados para estes corpos de prova. A Figura 3.13 ilustra o cálculo do módulo de elasticidade considerando os trechos de reta entre 10% e 70% de f_y para os corpos de prova CP1b a CP6b.

A Tabela 3.5 apresenta os resultados obtidos nos testes de tração direta dos corpos de prova, assim como a média e o coeficiente de variação das seguintes propriedades mecânicas: tensão de escoamento, tensão última e módulo de elasticidade. O valor do alongamento final (ΔL) foi medido na peça, ou seja, fazendo a diferença entre o comprimento final entre as marcas à lápis e o comprimento inicial de 25mm ($\Delta L = L_f - 25$ mm). A deformação específica (ϵ) foi encontrada dividindo-se ΔL por 25mm.

Tabela 3.5 – Propriedades mecânicas do aço

| | espessura | Tensão Escoam. | Tensão Ruptura | Módulo Elast. | $\epsilon = (\Delta L/25)$ | Along. (ΔL) | |
|----------------|-----------|----------------|----------------|---------------|----------------------------|-----------------------|-------------|
| | t (mm) | f_y (MPa) | f_u (MPa) | E (GPa) | % | (mm) | f_u / f_y |
| CP1b | 0,80 | 372 | 453 | 182 | 26% | 6,41 | 1,22 |
| CP2b | 0,80 | 366 | 448 | 190 | 36% | 8,96 | 1,22 |
| CP3b | 0,80 | 369 | 458 | 219 | 31% | 7,85 | 1,24 |
| CP4b | 0,80 | 372 | 454 | 199 | 36% | 8,96 | 1,22 |
| CP5b | 0,80 | 370 | 455 | 192 | 22% | 5,61 | 1,23 |
| CP6b | 0,80 | 374 | 459 | 208 | 26% | 6,44 | 1,23 |
| Média | | 370 | 455 | 198 | 29% | 7,37 | 1,23 |
| Desvio padrão | | 2,7 | 3,8 | 13 | 6% | 1,4 | 0,01 |
| Coef. Variação | | 0,73% | 0,83% | 6,75% | 19,35% | 19,35% | 0,63% |

As normas AISI-S100 (AISI-S100, 2016), AS/NZS 4600 (AS/NZS 4600, 2005) e NBR14762 (ABNT, 2010) recomendam a utilização de aços com relação $f_u / f_y > 1,08$ para restringir o uso de aços de baixa ductilidade em sistemas estruturais. Adicionalmente, especificam que o alongamento final do corpo de prova não deve ser menor que 10% de 50mm, para ensaios onde a base de medida do alongamento (G) seja de 50mm, ou 7% para base de medida igual a 200mm.

Os corpos de prova apresentaram tensão de escoamento variando entre 366MPa e 374MPa, e tensão de ruptura variando entre 448MPa e 459MPa, resultando relações de f_u / f_y variando de 1,22 a 1,24. O alongamento final ficou entre 5,61 e 8,96mm (ou seja, de 22% a 36% de 25mm). Portanto, o aço dos corpos de prova ensaiados cumpre com os valores mínimos especificados nas normas para a razão f_u / f_y e para o alongamento final após a ruptura. Os valores das tensões de escoamento e de ruptura atenderam ao mínimo especificado na norma NBR-7008 (ABNT, 2012).

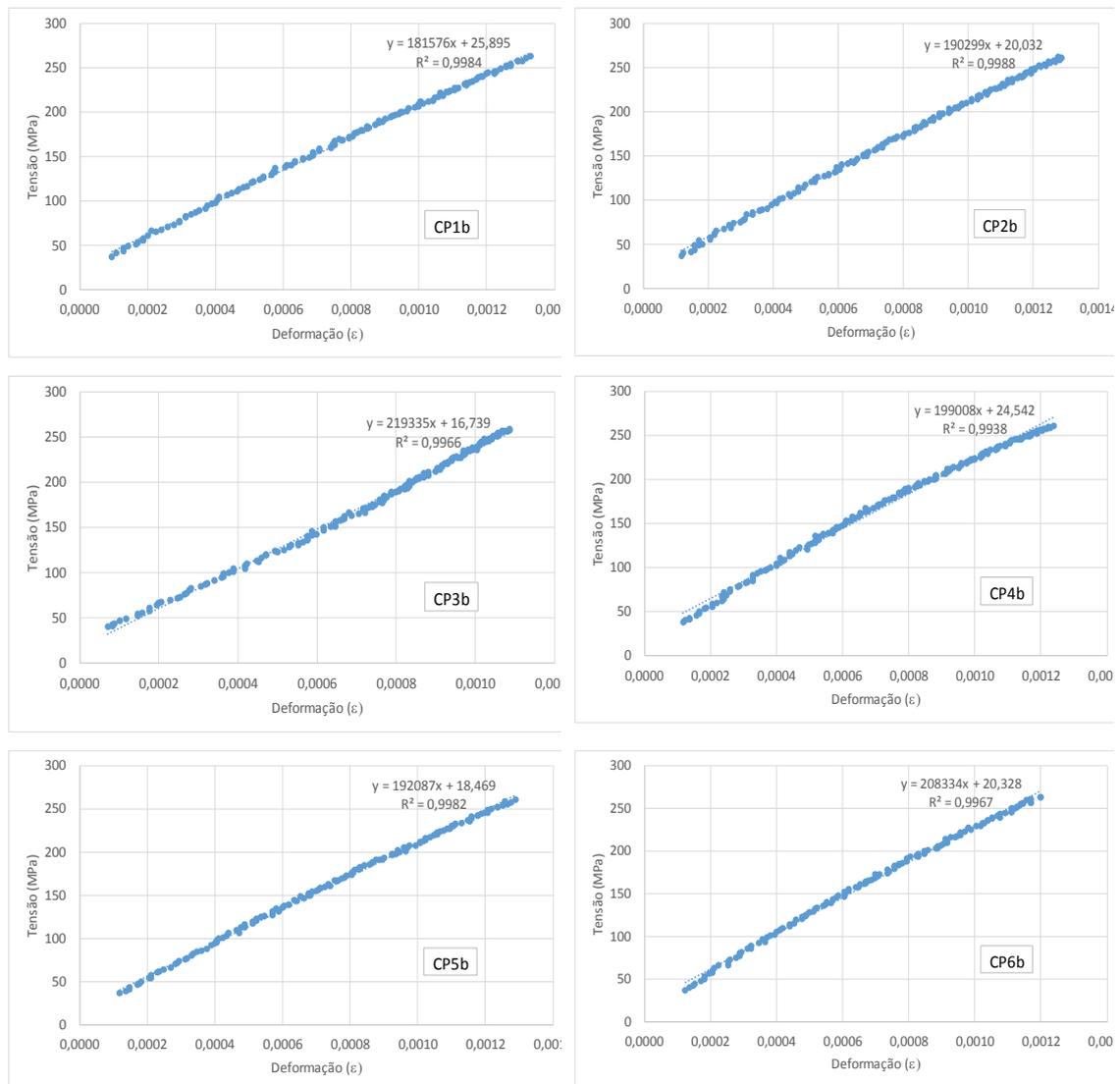


Figura 3.13 Cálculo do módulo de elasticidade considerando os trechos de reta entre 10% e 70% de f_y para os corpos de prova CP1b a CP6b.

Quanto ao módulo de elasticidade, observa-se da Tabela 3.5 que o valor médio obtido é ligeiramente inferior ao valor de referência para os aços convencionais mencionado na NBR14762 (ABNT,2010): $E=200\text{GPa}$. Vale ressaltar que o ajuste da reta para obtenção do módulo de elasticidade a partir do diagrama tensão-deformação influencia significativamente no valor do módulo de elasticidade, como mostrado na Tabela 3.4. Considerando o trecho da reta de 10% a 70% de f_y , o valor médio do módulo de elasticidade resultou em 198GPa , enquanto que para o trecho da reta de 10% a 40% de f_y , o valor médio do módulo de elasticidade obtido foi de 210GPa (uma diferença de 6%).

Serão considerados os seguintes valores médios para o módulo de elasticidade e tensão de escoamento para os cálculos teóricos das cargas críticas e de colapso dos corpos de prova dos trechos dos montantes: $E=198\text{GPa}$ e $f_y=370\text{MPa}$.

3.4 Resultados dos Ensaios de Compressão dos montantes

Neste item serão apresentados os resultados dos ensaios experimentais realizados em corpos de prova compostos por dois perfis U com espessura de 0,8mm, com 480mm de comprimento, conectados com parafusos auto-atarrachantes, descritos no capítulo 2 (item 2.4, Tabelas 2.4 e 2.5).

As medições da força e deslocamento do pistão do atuador, dos deslocamentos registrados pelos transdutores de deslocamentos e das deformações específicas registradas pelos extensômetros, foram captados e enviados por sinais elétricos, por meio de cabos, ao sistema de condicionamento e aquisição de dados LYNX ADS 2000.

O sistema LYNX e o software EXECUTE MEAS são responsáveis por fazer a leitura, em voltagem, da força e deslocamento do pistão. Estas leituras são transformadas em unidades de engenharia utilizando os fatores de conversão. Foi utilizada a frequência de aquisição de dados de 2 Hz. As leituras dos transdutores de deslocamentos devem ser multiplicadas pelas constantes de calibração de cada sensor, para se obter os deslocamentos em milímetros. Os extensômetros fazem a leitura das deformações específicas em μ , ou seja, multiplicadas por 10^{-6} . A partir dos valores obtidos para as forças e deformações específicas, são traçados os gráficos em uma planilha Excel.

Os Apêndices 2 e 3 apresentam os gráficos, fotos e resultados dos ensaios de compressão realizados no LABEST em 17 corpos de prova (listados nas Tabelas 2.4 e 2.5). O Apêndice 2 apresenta os resultados dos corpos de prova sem chapas de extremidade e o Apêndice 3 dos corpos de prova com chapas de extremidade soldadas. O corpo de prova M15p4 não foi ensaiado (ficou como reserva e depois como amostra de um corpo de prova indeformado). Neste item serão apresentadas as Tabelas com os resultados dos ensaios de compressão em 15 corpos de prova. Os resultados dos corpos de prova M06p2S e M12p5 não foram contabilizados nas Tabelas de resultados deste item, pois, o M06p2S teve problemas na execução da solda, e o M12p5 ficou desalinhado verticalmente quando posicionado na máquina de ensaio. Porém, os resultados destes corpos de prova estão apresentados nos Apêndices 2 e 3, juntamente com os ensaios realizados nos demais corpos de prova, para fins de registro.

Durante os ensaios das colunas compostas por dois perfis U foi possível observar (a olho nú) o desenvolvimento do modo típico de flambagem local ao longo das almas de ambos os membros (A e B), e o modo distorcional fechando as mesas dos perfis. Embora a alma do membro A tenha sido parcialmente fixada à mesa do membro B, os modos de flambagem local e distorcional puderam ser claramente observados e medidos, demonstrando que a conexão do parafuso não foi totalmente eficaz. A Figura 3.14 mostra os modos de flambagem local e distorcional típicos para os corpos de prova com chapas de extremidade soldadas. A Figura 3.15 mostra o modo de flambagem local e distorcional típicos para os corpos de prova sem chapas extremidade.



Figura 3.14: Modos de flambagem local e distorcional dos corpos de prova com chapas de extremidade soldadas: a) Corpo de prova M16p3S: flambagem local se desenvolvendo ao longo da alma do membro B com seis semi-ondas; b) Corpo de prova M10p5S: oito semi-ondas de flambagem local na alma combinada com uma onda de flambagem distorcional observadas no membro A.

Em geral, o mecanismo de colapso ocorreu próximo à meia altura, para as colunas com chapas soldadas nas extremidades, conforme ilustrado na Figura 3.16. A Tabela 3.6 descreve, aproximadamente, a posição do mecanismo de colapso das colunas com chapas soldadas nas extremidades.

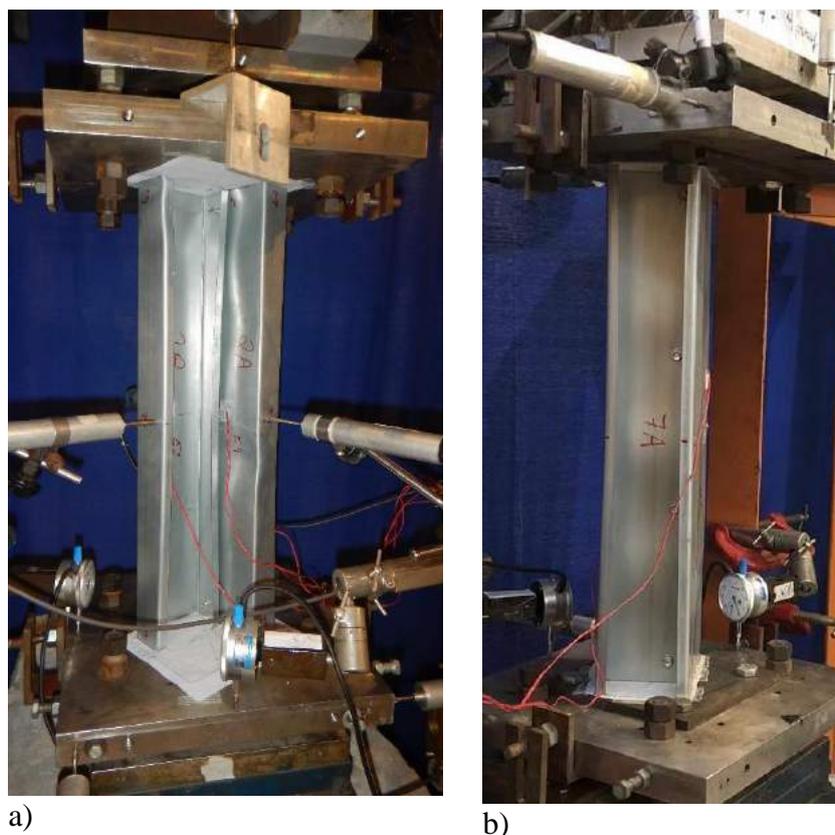


Figura 3.15: Modos de flambagem local e distorcional dos CPs sem chapas de extremidade: a) M02p2: flambagem local se desenvolvendo ao longo da alma dos membros A e B e flambagem distorcional fechando a mesa do membro B; b) M07p4: sete semi-ondas de flambagem local na alma combinada com uma onda de flambagem distorcional observadas no membro A.

Tabela 3.6 Posição aproximada do mecanismo de colapso das colunas com chapas soldadas nas extremidades

| ID da Coluna | Membro A | Membro B |
|--------------|----------------|----------------|
| M03p2S | quarto do vão | meia-altura |
| M13p2S | quarto do vão | meia-altura |
| M14p3S | quarto do vão | quarto do vão |
| M16p3S | meia-altura | meia-altura |
| M09p4S | meia-altura | parte superior |
| M18p4S | parte superior | meia-altura |
| M10p5S | parte inferior | parte inferior |
| M17p5S | parte superior | parte superior |

No caso das colunas sem chapas de extremidade, o mecanismo de colapso em geral ocorreu próximo à placa superior no membro B e no terço inferior no membro A, conforme ilustrado na Figura 3.17, indicando que as condições de extremidade não estavam apropriadas.

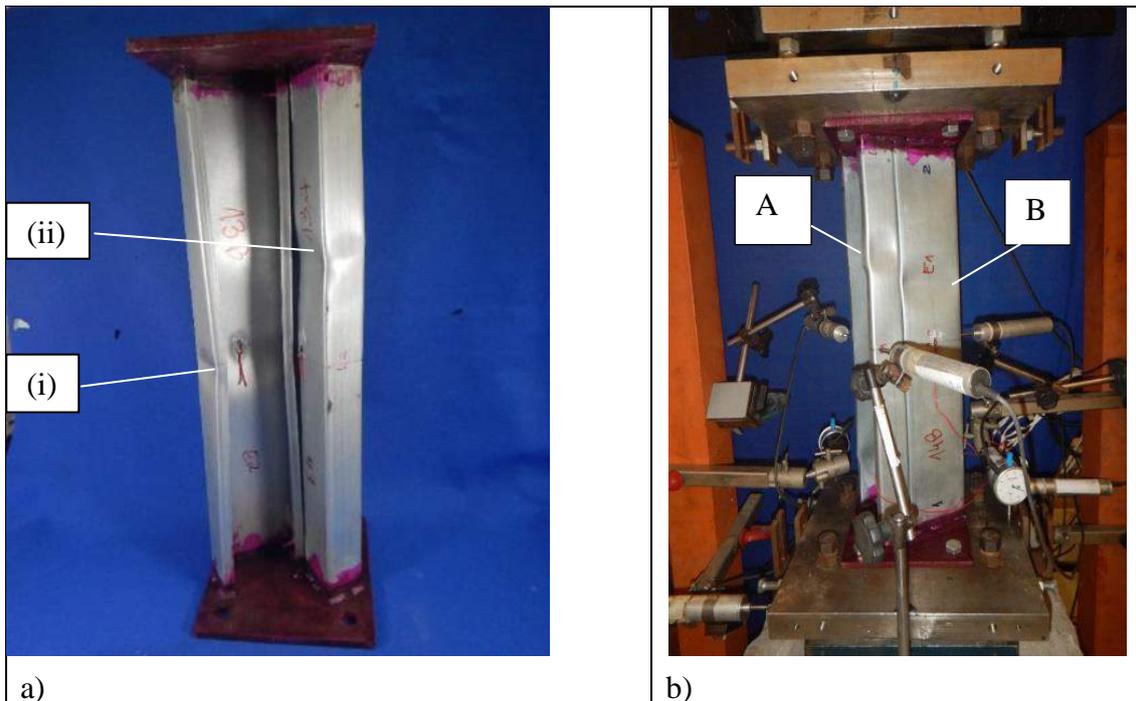


Figura 3.16: Mecanismos de colapso dos CPs com chapas de extremidade soldadas: a) M13p2S: (i) mecanismo de colapso a meia altura combinando flambagem local e distorcional no membro B e (ii) mecanismo de colapso típico de flambagem local no quarto superior do membro A, b) M14p3S mecanismo de colapso típico de flambagem local no quarto superior para os membros A e B.

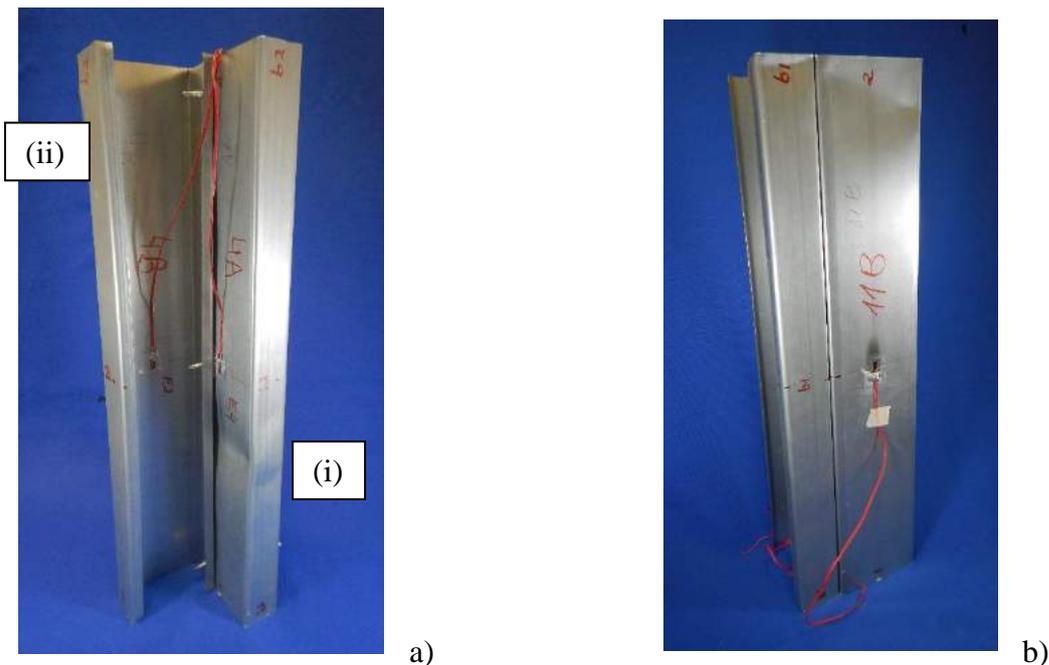


Figura 3.17: Mecanismos de colapso dos corpos de prova sem chapas de extremidade: a) corpo de prova M4p3: (i) mecanismo de colapso típico de flambagem local no terço inferior do membro A (ii) mecanismo de colapso típico de flambagem local na parte superior do membro B, b) corpo de prova M11p5 mecanismo de colapso típico de flambagem local na parte superior do membro B.

As mesas dos membros A e B deformaram-se para dentro (fechamento) durante os testes, como pode ser visto na Figura 3.14b). A Figura 3.18 mostra os deslocamentos horizontais registrados pelos DTs H5, H6 e H8 no comprimento médio da coluna M03p2S, indicando o comportamento não linear para cargas superiores a 30kN. O sinal negativo indica que houve fechamento das mesas do perfil. Como pode ser visto no Apêndice 3, esse comportamento foi semelhante para todas as colunas testadas, indicando a presença de flambagem distorcional. Medições experimentais dos DTs V1, H2, V3, H4 e V7, posicionados nas placas inferior e superior da máquina de ensaio, registraram deslocamentos pequenos (menos de 0,6 mm para DTs verticais e menos de 0,05 mm para DTs horizontais), confirmando a condição engastada.

Os pares de extensômetros instalados na alma dos perfis a meia altura da coluna registraram comportamento linear (compressão) até o início da flambagem local. A Figura 3.19 mostra os resultados dos extensômetros para a coluna M03p2S, onde o comportamento quase linear pode ser observado até (aproximadamente) a carga aplicada de 11kN. O início do efeito de flambagem local foi registrado para o membro B, de acordo com as medidas do par de extensômetros E1 / E2. A carga de colapso registrada foi de 53,9 kN.

Finalmente, as Tabelas 3.7 e 3.8 mostram o resumo dos resultados para as colunas testadas, incluindo os registros de (i) a carga de colapso P_{uexp} (ii) o nível de carga (aprox.) para o qual o início da flambagem local foi identificado P_{Lexp} , com o auxílio das medições dos extensômetros.

Os valores de carga de colapso (P_{uexp}) foram muito semelhantes entre as colunas testadas, independentemente do número de parafusos adotados para conectar os membros A e B. Para as colunas com chapas de extremidades soldadas, o valor médio foi de 55,1kN com desvio padrão desprezível, igual a 0,96 kN. Já as colunas sem chapas de extremidade apresentaram um valor médio da carga de colapso 12% menor (o valor médio foi de 48,4 kN com desvio padrão desprezível, igual a 0,98 kN).

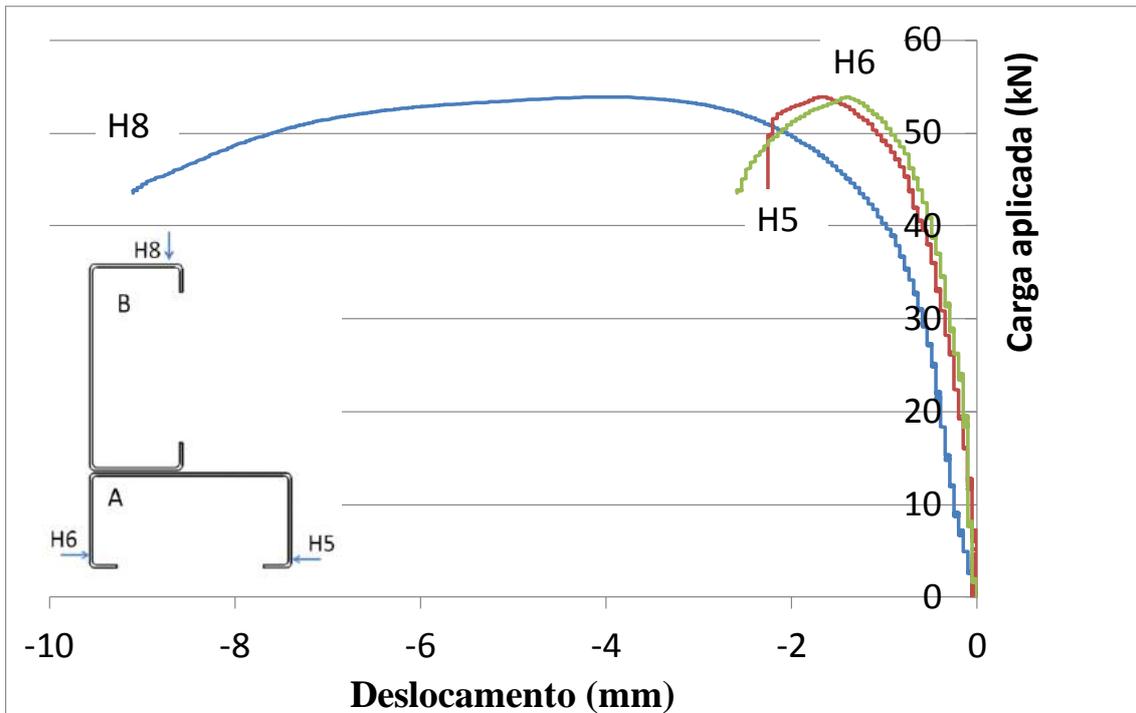


Figura 3.18: Carga aplicada x deslocamento registrado pelos DTs H5, H6 e H8 posicionados a meia altura da coluna M03p2S.

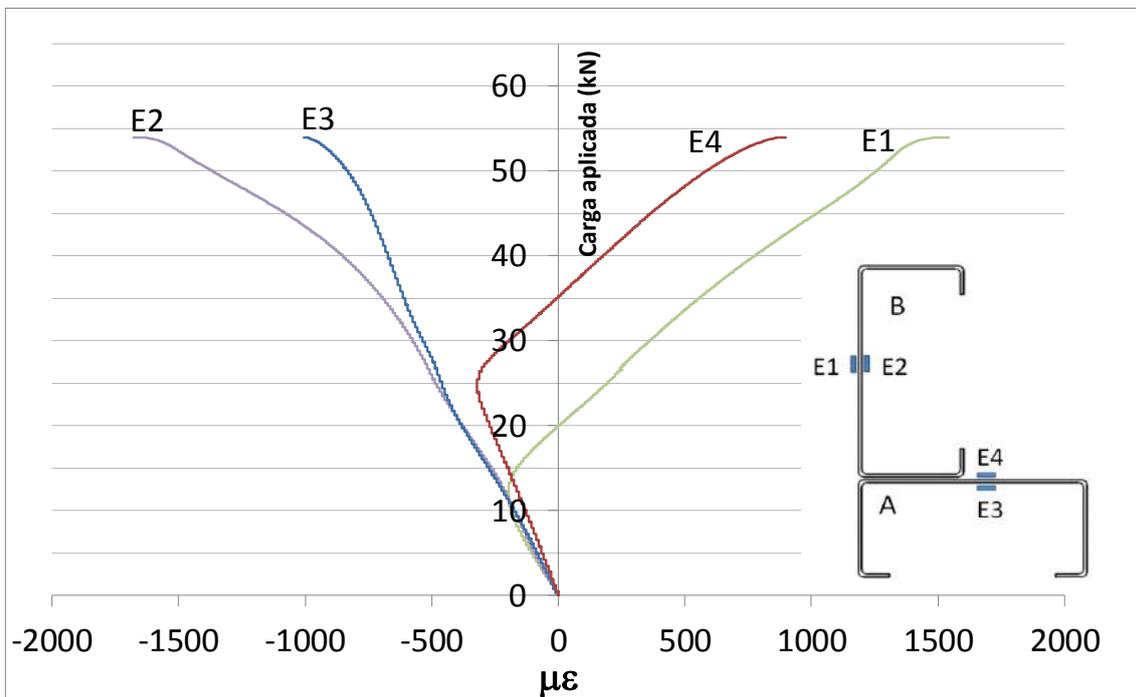


Figura 3.19: Carga aplicada x deformação específica registrado pelos extensômetros E1, E2, E3 e E4 posicionados a meia altura da coluna M03p2S.

Tabela 3.7 Resultados para as colunas sem chapas de extremidade.

| ID da coluna | Número de parafusos | Cargas experimentais | | Deslocamentos | |
|--------------------------|---------------------|----------------------|------------------------------|---------------|--------------------|
| | | Carga de Colapso | Carga início flambagem local | DT H8 (mm) | DT H5 + DT H6 (mm) |
| | | P_{uexp} (kN) | P_{Lexp} (kN) | | |
| M01p2 | 2 | 47,20 | 13,00 | 3,67 | 1,37 |
| M02p2 | 2 | 49,50 | 9,00 | 3,17 | 3,41 |
| M04p3 | 3 | 48,00 | 6,00 | 4,15 | 2,59 |
| M05p3 | 3 | 48,50 | 15,00 | 4,39 | 2,74 |
| M07p4 | 4 | 49,55 | 25,00 | - | - |
| M08p4 | 4 | 47,30 | 13,00 | 2,25 | 2,35 |
| M11p5 | 5 | 49,05 | 13,00 | 3,47 | 1,76 |
| Média: | | 48,44 | 15,00 | 3,52 | 2,37 |
| Desvio padrão: | | 0,98 | 7,14 | 0,76 | 0,73 |
| Coeficiente de variação: | | 2,0% | 47,6% | 21,7% | 30,7% |

Tabela 3.8 Resultados para as colunas com chapas de extremidade soldadas.

| ID da coluna | Número de parafusos | Cargas experimentais | | Deslocamentos | |
|--------------------------|---------------------|----------------------|------------------------------|---------------|--------------------|
| | | Carga de Colapso | Carga início flambagem local | DT H8 (mm) | DT H5 + DT H6 (mm) |
| | | P_{uexp} (kN) | P_{Lexp} (kN) | | |
| M03p2S | 2 | 53,90 | 11,00 | 3,12 | 4,19 |
| M13p2S | 2 | 55,40 | 13,00 | 1,22 | 3,12 |
| M14p3S | 3 | 56,05 | 13,00 | 2,68 | 3,07 |
| M16p3S | 3 | 55,25 | 13,00 | 4,25 | 2,14 |
| M09p4S | 4 | 56,30 | 16,00 | 3,61 | 3,80 |
| M18p4S | 4 | 54,55 | 15,00 | 1,91 | 3,32 |
| M10p5S | 5 | 53,70 | 23,00 | 5,95 | 3,27 |
| M17p5S | 5 | 55,60 | 15,00 | 2,64 | 2,19 |
| Média: | | 55,09 | 12,75 | 3,17 | 3,14 |
| Desvio padrão: | | 0,96 | 5,23 | 1,46 | 0,71 |
| Coeficiente de variação: | | 1,7% | 41,0% | 46,1% | 22,5% |

3.5 Resistência teórica dos corpos de prova

Neste item a resistência teórica à compressão de cada corpo de prova será calculada utilizando-se o método da resistência direta (MRD), para comparação com os resultados experimentais.

3.5.1 Análise de Flambagem Elástica

A análise dos modos de flambagem e a carga crítica de flambagem elástica correspondente é o primeiro passo para o cálculo da resistência à compressão usando o MRD. A análise de flambagem foi realizada levando-se em consideração a condição de extremidades fixas (confirmada no ensaio experimental). Foi adotada a teoria generalizada de vigas com auxílio do programa computacional GBTUL, BEBIANO *et al.* (2018). A condição de ligação dos parafusos entre os PFF foi admitida como plenamente efetiva (seção totalmente composta) e transformada em elemento de placa de dupla espessura ($2t$) na porção de contato entre a alma do membro A e a mesa do membro B. Adicionalmente, foi considerada a ligação inefetiva (seção não-composta), considerando a seção isolada dos membros A e B, para comparação. Como os montantes estão conectados com parafusos em pontos discretos, a condição real está entre os valores da seção-composta e da seção não-composta.

As análises realizadas com o GBTUL consideraram as dimensões reais de cada espécime, com imperfeições, que foram obtidas a partir da decalcagem das extremidades dos perfis conforme descrito no capítulo 2. O módulo de elasticidade foi assumido como $E = 198 \text{ GPa}$ e a tensão de escoamento $f_y = 370 \text{ MPa}$, de acordo com os resultados dos testes de tração padrão mostrados o capítulo 3. O coeficiente de Poisson foi considerado como $\nu=0,3$. Para efeito da obtenção da carga crítica de flambagem elástica, o comprimento do perfil no GBTUL foi considerado igual 480mm (mesmo comprimento dos corpos de prova).

A Figura 3.20 mostra, como um exemplo, a seção no GBTUL totalmente composta, com dupla espessura no contato entre a mesa do membro B com a alma do membro A, para o corpo de prova M18p4S. Estão mostrados os modos de flambagem local (Figuras 3.20b) e d)) e distorcional (Figura 3.20c)) para essa seção. Os modos de flambagem para todas as seções foram similares, conforme mostrado nos Apêndices 2 e 3.

A Figura 3.21 mostra a seção no GBTUL com os membros A e B computados separadamente (seções U isoladas), para o corpo de prova M18p4S. Estão mostrados os modos de flambagem local (Figuras 3.21b)) e distorcional (Figura 3.21c)) para essa seção.

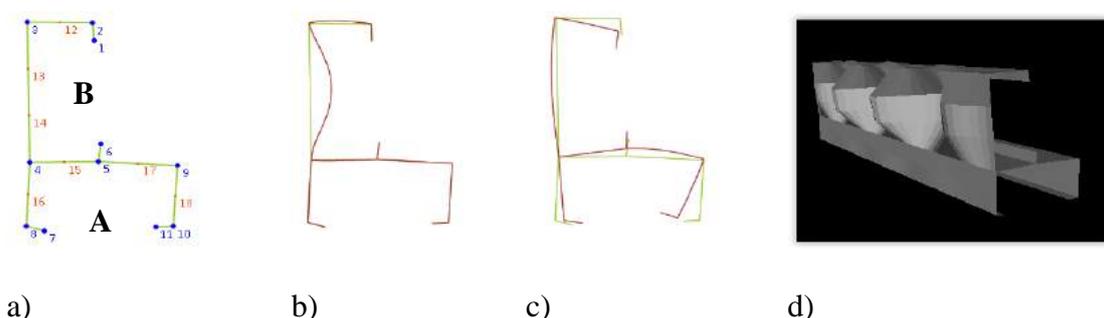


Figura 3.20: a) Seção-composta no GBTUL(espessura dupla na porção com contato entre as chapas) e extremidades fixas para o corpo de provaM18p4S; b) modo de flambagem local; c) modo de flambagem distorcional; d) sete semi-ondas de flambagem local ao longo do comprimento de 480mm.

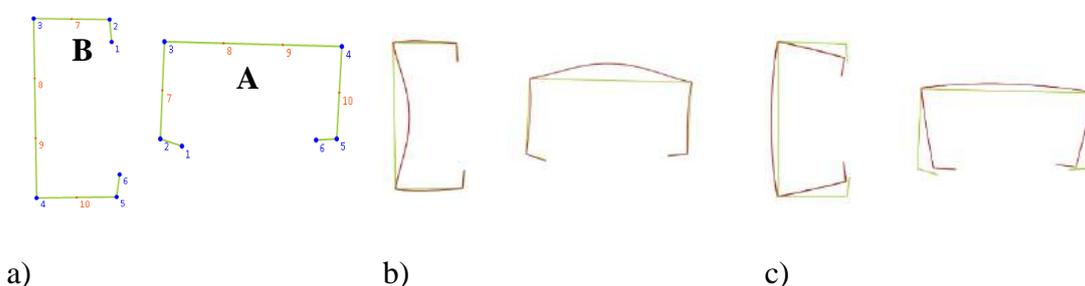


Figura 3.21: a) Seção não-composta no GBTUL (membros A e B computados separadamente) para o corpo de provaM18p4S; b) modo de flambagem local; c) modo de flambagem distorcional.

A Tabela 3.9 apresenta os valores de λ_L , P_{crL} , λ_D e P_{crD} para o corpo de prova MP18p4S, considerando o perfil U isolado (membro A, Figura 3.21) e o duplo U (membro A + membro B, Figura 3.20). Conforme observado nas curvas de assinatura das Figuras 3.22 e 3.23, para comprimentos menores que 480mm, P_{crL} e P_{crD} apresentaram valores superiores aos apresentados na Tabela 3.9.

Segundo MATSUBARA, BATISTA & SALLES (2019), para o caso de colunas formadas por perfis U enrijecidos com relação de esbelteza distorcional $R_{\lambda_{DL}} = \lambda_D / \lambda_L$ menor que 0,45, o modo local é predominante e para $R_{\lambda_{DL}}$ maior que 1,05, o modo distorcional é predominante. As colunas de perfis U enrijecidos com razão de esbelteza $R_{\lambda_{DL}}$ variando entre 0,45 e 1,05 desenvolvem interação LD entre os modos de flambagem local e distorcional. No presente caso, a relação de esbeltez é $R_{\lambda_{DL}} = 0,49$ para U isolado

e 0,46 para U duplo composto, indicando uma interação provável (fraca) entre os modos local e distorcional.

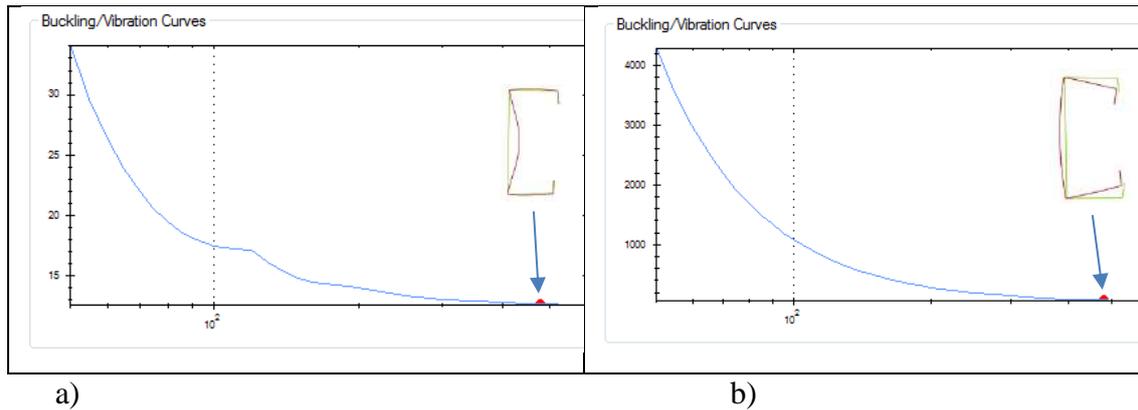


Figura 3.22: Curvas de assinatura para o membro A do corpo de prova MP18p4S: a) Modo de flambagem local para $L=480\text{mm}$ (carga em kN). b) Modo de flambagem distorcional para $L=480\text{mm}$ (carga em kN).

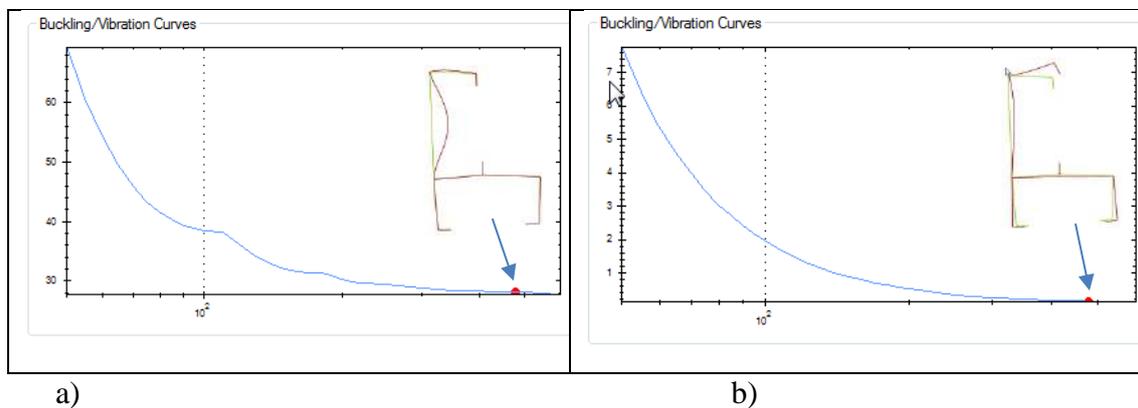


Figura 3.23: Curvas de assinatura para o corpo de prova MP18p4S (membro A + membro B): a) Modo de flambagem local para $L=480\text{mm}$ (carga em KN). b) Modo de flambagem distorcional para $L=480\text{mm}$ (carga em MN).

Tabela 3.9 Flambagem elástica M18p4S: local (λ_L , P_{crL}) and distorcional (λ_D , P_{crD}) para $L=480\text{mm}$.

| M18p4S | P_{crL} (kN) | P_{crD} (kN) | λ_L | λ_D | $R_{\lambda DL} = \lambda_L / \lambda_D$ |
|----------------|----------------|----------------|-------------|-------------|--|
| Ue isolado | 12,92 | 56,03 | 2,02 | 0,99 | 0,49 |
| 2Ue (composto) | 24,50 | 136,40 | 1,98 | 0,90 | 0,46 |

Como os corpos de prova são colunas curtas, as cargas globais de flambagem (P_{nG}) são muito superiores aos valores de P_{crL} e P_{crD} . Os valores de P_{crL} e P_{crD} foram computados para todos os corpos de prova, para ambas extremidades do corpo de prova. Os Apêndices 2 e 3 mostram o valor de P_{crL} e P_{crD} para cada corpo de prova (o menor valor obtido entre as geometrias da seção transversal das extremidades superior e inferior da coluna). Observa-se que os valores de P_{crL} foram muito semelhantes para todos os

corpos de prova, conforme mostrado na Tabela 3.10, com valor médio de 28kN, e desvio padrão e coeficiente de variação pequenos (coeficiente de variação inferior a 3%).

Como a flambagem local foi predominante (a flambagem global é excluída na presente investigação por ser uma coluna curta), a Tabela 3.10 mostra apenas os valores da carga crítica de flambagem local P_{crL} , para a seção-composta, para as geometrias medidas nas extremidades inferior (1) e superior (2). Nessa Tabela estão apresentados os valores de P_{crL} obtido através do programa GBTUL, considerando as extremidades fixas e livres. Também estão apresentados os valores obtidos através do programa CUFSM considerando as extremidades livres. Considerando as extremidades fixas, obtém-se um valor para P_{crL} em média 2% maior do que com as extremidades livres.

Tabela 3.10 Carga crítica de flambagem elástica local (P_{crL} em kN) tomando as geometrias das seções nas extremidades inferior (1) e superior (2), considerando com condições de apoio livres e fixas. Entre parêntesis valores da relação entre resultados fixo/livre.

| Extremidade inferior (1): P_{crL} (kN) | | | | Extremidade superior (2): P_{crL} (kN) | | | |
|--|---------------|--------------|---------------|--|---------------|--------------|---------------|
| ID da coluna | GBTUL (livre) | GBTUL (fixo) | CUFSM (livre) | ID da coluna | GBTUL (livre) | GBTUL (fixo) | CUFSM (livre) |
| M01p2 E1 | 28,28 | 29,02 (1,03) | 28,25 | M01p2 E2 | 28,29 | 28,60 (1,01) | 28,14 |
| M02p2 E1 | 27,52 | 27,67 (1,01) | 27,49 | M02p2 E2 | 26,61 | 26,95 (1,01) | 26,48 |
| M03p2S E1 | 27,33 | 28,05 (1,03) | 27,29 | M03p2S E2 | 27,78 | 28,19 (1,01) | 27,74 |
| M04p3 E1 | 28,51 | 29,23 (1,03) | 28,47 | M04p3 E2 | 25,82 | 26,19 (1,01) | 25,72 |
| M05p3 E1 | 27,79 | 28,52 (1,03) | 27,76 | M05p3 E2 | 28,91 | 29,26 (1,01) | 28,74 |
| M07p4 E1 | 27,41 | 28,13 (1,03) | 27,38 | M07p4 E2 | 28,72 | 29,13 (1,01) | 28,69 |
| M08p4 E1 | 27,19 | 27,90 (1,03) | 27,15 | M08p4 E2 | 28,58 | 28,99 (1,01) | 28,54 |
| M09p4S E1 | 28,94 | 29,67 (1,03) | 28,91 | M09p4S E2 | 27,28 | 27,71 (1,02) | 27,31 |
| M10p5S E1 | 26,51 | 27,22 (1,03) | 26,48 | M10p5S E2 | 27,49 | 27,90 (1,01) | 27,45 |
| M11p5 E1 | 28,03 | 28,75 (1,03) | 27,99 | M11p5 E2 | 27,35 | 27,77 (1,02) | 27,31 |
| M13p2S E1 | 28,86 | 29,57 (1,02) | 28,81 | M13p2S E2 | 27,98 | 28,67 (1,02) | 27,94 |
| M14p3S E1 | 27,47 | 27,91 (1,02) | 27,43 | M14p3S E2 | 27,29 | 28,01 (1,03) | 27,25 |
| M16p3S E1 | 27,33 | 27,77 (1,02) | 27,29 | M16p3S E2 | 27,47 | 28,19 (1,03) | 27,43 |
| M17p5S E1 | 26,79 | 27,21 (1,02) | 26,76 | M17p5S E2 | 28,20 | 28,92 (1,03) | 28,16 |
| M18p4s E1 | 27,08 | 27,50 (1,02) | 27,05 | M18p4s E2 | 27,18 | 27,89 (1,03) | 27,14 |
| Média: | 27,67 | 28,28 | 27,63 | | 27,66 | 28,16 | 27,60 |
| Desvio pad. | 0,72 | 0,81 | 0,72 | | 0,82 | 0,84 | 0,82 |
| Coef.variação | 2,6% | 2,9% | 2,6% | | 3,0% | 3,0% | 3,0% |

A Tabela 3.11 mostra os valores da carga crítica de flambagem local P_{crL} , para a seção não-composta (membros A e B) e a seção totalmente composta, considerando-se o menor valor obtido entre as duas extremidades. Como se trata de uma peça curta, a

diferença entre as cargas críticas de flambagem local da seção composta e não-composta foi pequena (no máximo 13%).

Tabela 3.11 Carga crítica de flambagem elástica local (P_{crL} em kN) para a seção não-composta (membros A e B computados isoladamente) e seção composta, considerando condições de apoio fixas.

| ID da coluna | P_{crL} (kN) - GBTUL | | | | |
|----------------|------------------------|------------|--------------------------|----------------|-------------------------------------|
| | Membro (A) | Membro (B) | Seção não-composta (A+B) | Seção composta | Seção composta / seção não-composta |
| M01p2 E2 | 13,11 | 12,62 | 25,72 | 28,60 | 1,11 |
| M02p2 E2 | 12,52 | 12,51 | 25,03 | 26,95 | 1,08 |
| M03p2S E1 | 12,60 | 12,35 | 24,95 | 28,05 | 1,12 |
| M04p3 E2 | 11,85 | 12,61 | 24,46 | 26,19 | 1,07 |
| M05p3 E1 | 12,81 | 12,53 | 25,34 | 28,52 | 1,13 |
| M07p4 E1 | 12,72 | 12,60 | 25,32 | 28,13 | 1,11 |
| M08p4 E1 | 12,58 | 12,77 | 25,35 | 27,90 | 1,10 |
| M09p4S E2 | 12,68 | 12,83 | 25,51 | 27,71 | 1,09 |
| M10p5S E1 | 12,38 | 12,66 | 25,04 | 27,22 | 1,09 |
| M11p5 E2 | 12,77 | 13,00 | 25,77 | 27,77 | 1,08 |
| M13p2S E2 | 12,99 | 12,78 | 25,78 | 28,67 | 1,11 |
| M14p3S E1 | 12,68 | 12,57 | 25,25 | 27,91 | 1,11 |
| M16p3S E1 | 12,52 | 12,06 | 24,58 | 27,77 | 1,13 |
| M17p5S E1 | 12,45 | 12,95 | 25,40 | 27,21 | 1,07 |
| M18p4s E1 | 12,60 | 12,92 | 25,52 | 27,50 | 1,08 |
| Média: | 12,62 | 12,65 | 25,27 | 27,74 | 1,10 |
| Desvio padrão | 0,29 | 0,24 | 0,40 | 0,66 | 0,02 |
| Coef. variação | 2,3% | 1,9% | 1,6% | 2,4% | 1,9% |

A Tabela 3.12 mostra os valores da carga crítica de flambagem distorcional P_{crD} , para a seção não-composta (membros A e B) e a seção totalmente composta. A diferença entre as cargas críticas de flambagem distorcional da seção composta e não-composta foi de no máximo 31% (corpo de prova M14p3S E1).

Como se pode observar, a carga crítica de flambagem distorcional P_{crD} é da ordem de 5 vezes superior à carga crítica de flambagem local P_{crL} .

Tabela 3.12 Carga crítica de flambagem elástica distorcional (P_{crD} em kN) para a seção não-composta (membros A e B computados isoladamente) e seção composta, considerando condições de apoio fixas.

| CP | P_{crD} (kN) - GBTUL | | | | |
|---------------|------------------------|------------|--------------------------|----------------|-------------------------------------|
| | Membro (A) | Membro (B) | Seção não-composta (A+B) | Seção composta | Seção composta / seção não-composta |
| M01p2 E2 | 69,71 | 60,90 | 130,61 | 146,26 | 1,12 |
| M02p2 E2 | 62,40 | 51,50 | 113,90 | 133,04 | 1,17 |
| M03p2S E1 | 60,62 | 54,74 | 115,36 | 145,76 | 1,26 |
| M04p3 E2 | 56,74 | 68,98 | 125,72 | 149,40 | 1,19 |
| M05p3 E1 | 62,51 | 70,47 | 132,98 | 153,06 | 1,15 |
| M07p4 E1 | 67,09 | 61,28 | 128,37 | 146,99 | 1,15 |
| M08p4 E1 | 64,68 | 61,38 | 126,06 | 157,08 | 1,25 |
| M09p4S E2 | 62,29 | 70,48 | 132,77 | 154,39 | 1,16 |
| M10p5S E1 | 58,22 | 57,69 | 115,91 | 117,06 | 1,01 |
| M11p5 E2 | 67,22 | 64,07 | 131,29 | 147,62 | 1,12 |
| M13p2S E2 | 72,92 | 56,54 | 129,46 | 141,45 | 1,09 |
| M14p3S E1 | 62,26 | 59,87 | 122,13 | 160,34 | 1,31 |
| M16p3S E1 | 62,27 | 60,61 | 122,88 | 152,37 | 1,24 |
| M17p5S E1 | 58,79 | 58,96 | 117,75 | 152,72 | 1,30 |
| M18p4s E1 | 61,05 | 56,03 | 117,08 | 136,43 | 1,17 |
| Média: | 63,25 | 60,90 | 124,15 | 146,26 | 1,18 |
| Desvio padrão | 4,40 | 5,63 | 6,78 | 10,91 | 0,08 |
| Coef.variação | 7,0% | 9,2% | 5,5% | 7,5% | 6,9% |

3.5.2 Carga de colapso segundo o MRD

As fórmulas para determinação da resistência à compressão de colunas de PFF segundo o MRD estão descritas no item 3.2.2, equações (3.1 a 3.6). A resistência da coluna (P_n) é considerada como o valor mais baixo fornecido pelas fórmulas da interação de flambagem LG local-global (P_{nLG}) ou pela flambagem distorcional (P_{nD}). No caso destes corpos de prova, conforme mostrado no item anterior, o valor mais baixo foi o da flambagem local, P_{nL} (por ser uma coluna curta, a flambagem global não resultou significativa).

Como a flambagem local foi predominante, a Tabela 3.13 mostra apenas os valores da carga de colapso local P_{nL} , para a seção não-composta (A+B) e para a seção composta, bem como a relação entre elas. A razão (seção composta) / (seção não-composta) foi de 1,04 (média) para carga de colapso P_{nL} . Como os membros A e B estão

conectados com parafusos em pontos discretos, a condição real pode ser considerada como um valor intermediário, entre os valores da seção não-composta e totalmente composta. Como pode-se observar na Tabela 3.13, os valores das cargas de colapso das seções compostas e não compostas são muito próximos (diferença máxima de 5%).

Tabela 3.13 Carga de colapso (P_{nL} em kN) calculada segundo o MRD para a seção não-composta (membros A e B computados isoladamente) e seção composta, considerando condições de apoio fixas.

| ID da coluna | P_{nL} (kN) - MRD | | | | |
|----------------|---------------------|------------|--------------------------|----------------|-------------------------------------|
| | Membro (A) | Membro (B) | Seção não-composta (A+B) | Seção composta | Seção composta / seção não-composta |
| M01p2 E2 | 28,45 | 27,50 | 55,95 | 58,51 | 1,05 |
| M02p2 E2 | 27,87 | 26,85 | 54,72 | 56,61 | 1,03 |
| M03p2S E1 | 27,65 | 27,33 | 54,98 | 57,63 | 1,05 |
| M04p3 E2 | 26,64 | 27,44 | 54,09 | 55,87 | 1,03 |
| M05p3 E1 | 28,19 | 27,72 | 55,92 | 58,77 | 1,05 |
| M07p4 E1 | 27,93 | 27,48 | 55,41 | 57,99 | 1,05 |
| M08p4 E1 | 27,54 | 27,48 | 55,03 | 57,40 | 1,04 |
| M09p4S E2 | 27,88 | 27,56 | 55,44 | 57,56 | 1,04 |
| M10p5S E1 | 27,52 | 27,22 | 54,74 | 56,82 | 1,04 |
| M11p5 E2 | 28,09 | 27,58 | 55,67 | 57,61 | 1,03 |
| M13p2S E2 | 28,15 | 27,55 | 55,70 | 58,09 | 1,04 |
| M14p3S E1 | 27,64 | 27,38 | 55,01 | 57,04 | 1,04 |
| M16p3S E1 | 27,64 | 27,45 | 55,09 | 57,95 | 1,05 |
| M17p5S E1 | 27,49 | 27,51 | 55,00 | 56,85 | 1,03 |
| M18p4s E1 | 27,66 | 27,42 | 55,08 | 57,44 | 1,04 |
| Média: | 27,76 | 27,43 | 55,19 | 57,48 | 1,04 |
| Desvio padrão | 0,42 | 0,20 | 0,50 | 0,76 | 0,01 |
| Coef. variação | 1,5% | 0,7% | 0,9% | 1,3% | 0,6% |

3.6 Comparação dos resultados experimentais com os teóricos (MRD)

A partir dos ensaios experimentais pôde-se observar que ambos os membros A e B desenvolveram o modo de flambagem local com seis a oito semi-ondas e modo de flambagem distorcional com uma onda. Os modos de flambagem foram similares aos modos obtidos através do programa GBTUL para seção não-composta apresentada na Figura 3.21. A partir da Figura 3.19 pôde-se observar que a flambagem local na alma do membro A iniciou posteriormente, com carga aplicada de 25kN aproximadamente, registrada pelo extensômetro E4 (para o membro B, o início da flambagem local ocorreu

por volta de 11kN, registrado pelo extensômetro E1). O desempenho observado é explicado pelo fato da alma do membro A estar parcialmente limitada pela mesa do membro B.

A Tabela 3.14 mostra as cargas de colapso experimentais para as colunas sem chapas de extremidades, e as teóricas baseadas no MRD, para as colunas testadas, considerando seções não-compostas e totalmente compostas, bem como a razão entre os resultados. Na Tabela 3.15 estão as cargas de colapso experimentais para as colunas com chapas soldadas nas extremidades.

Observa-se que os resultados teóricos estão mais próximos dos resultados dos corpos de prova com chapas soldadas nas extremidades, pois nesse caso as condições de contorno são mais bem controladas. Sem as chapas soldadas nas extremidades, as cargas de colapso medidas experimentalmente foram em média 12% menores. Além disso pode-se observar que a hipótese teórica da seção não-composta está em muito boa concordância com as cargas experimentais de colapso, com valor médio de 55,1kN e desvio padrão insignificante, no caso dos corpos de prova com chapas soldadas nas extremidades. Esses resultados são sustentados pela evidência de que a conexão entre os membros A e B não foi totalmente efetiva, como observado durante o teste. No caso dos corpos de prova sem chapas de extremidade essa média caiu para 48,4kN (12% menor), indicando que as condições de contorno sem as chapas de extremidade não são recomendadas.

Tabela 3.14 Comparação entre as cargas experimentais (para os corpos de prova sem chapas de extremidade) e teóricas segundo o MRD das colunas, considerando seções não-compostas e totalmente compostas. Unidade kN.

| ID da coluna | Experimental | | Carga de colapso teórica MRD (P_{nL}) | | | |
|--------------|----------------|-----------------------------|---|-----------------------------------|----------------|-------------------------------|
| | Núm. parafusos | Carga de colapso P_{uexp} | Seção não-composta (A+B) | Experimental / Seção não-composta | Seção composta | Experimental / Seção composta |
| M01p2 | 2 | 47,20 | 55,95 | 0,84 | 58,51 | 0,81 |
| M02p2 | 2 | 49,50 | 54,72 | 0,90 | 56,61 | 0,87 |
| M04p3 | 3 | 48,00 | 54,09 | 0,89 | 55,87 | 0,86 |
| M05p3 | 3 | 48,50 | 55,92 | 0,87 | 58,77 | 0,83 |
| M07p4 | 4 | 49,55 | 55,41 | 0,89 | 57,99 | 0,85 |
| M08p4 | 4 | 47,30 | 55,03 | 0,86 | 57,40 | 0,82 |
| M11p5 | 5 | 49,05 | 55,67 | 0,88 | 57,61 | 0,85 |
| Média: | | 48,44 | 55,25 | 0,88 | 57,54 | 0,84 |
| Des. padrão | | 0,98 | 0,69 | 0,02 | 1,03 | 0,02 |
| Coef. var. | | 2,0% | 1,2% | 2,4% | 1,8% | 2,8% |

Tabela 3.15 Comparação entre as cargas experimentais (para os corpos de prova com chapas soldadas nas extremidades) e teóricas das colunas, considerando seções não-compostas e totalmente compostas. Unidade kN.

| ID da coluna | Experimental | | Carga de colapso teórica MRD (P_{nL}) | | | |
|---------------|------------------|-----------------------------|---|-----------------------------------|----------------|-------------------------------|
| | Número de paraf. | Carga de colapso P_{uexp} | Seção não-composta (A+B) | Experimental / Seção não-composta | Seção composta | Experimental / Seção composta |
| M03p2S | 2 | 53,90 | 54,98 | 0,98 | 57,63 | 0,94 |
| M13p2S | 2 | 55,40 | 55,70 | 0,99 | 58,09 | 0,95 |
| M14p3S | 3 | 56,05 | 55,01 | 1,02 | 57,04 | 0,98 |
| M16p3S | 3 | 55,25 | 55,09 | 1,00 | 57,95 | 0,95 |
| M09p4S | 4 | 56,30 | 55,44 | 1,02 | 57,56 | 0,98 |
| M18p4S | 4 | 54,55 | 55,08 | 0,99 | 57,44 | 0,95 |
| M10p5S | 5 | 53,70 | 54,74 | 0,98 | 56,82 | 0,95 |
| M17p5S | 5 | 55,60 | 55,00 | 1,01 | 56,85 | 0,98 |
| Média: | | 55,09 | 55,13 | 1,00 | 57,42 | 0,96 |
| Desvio padrão | | 0,96 | 0,30 | 0,02 | 0,48 | 0,02 |
| Coef.variação | | 1,7% | 0,5% | 1,5% | 0,8% | 1,8% |

As fórmulas apresentadas por MATSUBARA, BATISTA & SALLES (2019), para o cálculo da carga de colapso de colunas formadas por perfis U enrijecidos considerando a interação LD, apresentaram diferenças desprezíveis em relação às expressões do MRD, justificada pelo fato da relação $R_{\lambda DL} = \lambda_D / \lambda_L$ estar muito próxima do limite de inferior de 0,45, indicando uma interação LD fraca.

3.7 Conclusões e valores a serem adotados na avaliação das colunas treliçadas

A análise de flambagem elástica das colunas compostas em aço foi realizada com a solução numérica do programa computacional GBTUL, considerando-se as hipóteses de seções composta e não-composta e extremidades fixas. Os resultados experimentais indicaram que as colunas testadas apresentam pouca influência da conexão entre os membros A e B, ou seja, o número de parafusos auto-atarrachantes não influenciou nos resultados. A carga de flambagem elástica pode ser acessada considerando a seção não-composta (membros isolados), pois se aproximaram mais dos valores experimentais e do modo de flambagem observado durante os ensaios.

Os resultados experimentais indicam claramente a presença de flambagem local durante os testes, mas também o modo distorcional, conforme registrado pelos DTs H5, H6 e H8. Os valores de carga de colapso (P_{uexp}) foram muito semelhantes entre as colunas, independentemente do número de parafusos adotados para conectar os membros A e B. O valor teórico médio da seção não-composta foi de 55,1kN, coincidindo com o valor experimental médio dos corpos de prova com chapas soldadas nas extremidades. O desvio padrão foi insignificante.

A carga de colapso analítica da coluna foi calculada com a ajuda das equações do MRD. Como a interação entre o modo local e distorcional pode ser considerada muito baixa, com relação de esbeltez $R_{\lambda DL} = \lambda_D / \lambda_L = 0,49$, muito próximo do valor limite inferior 0,45 estipulado por Matsubara, Batista & Salles (2019), as regras do MRD são capazes de estimar a carga de colapso desse tipo de seção composta com perfil U enrijecido. Os resultados obtidos indicam uma comparação muito boa entre dados computacionais e experimentais com P_{uexp} / P_{nL} variando de 0,98 a 1,02 (Tabela 3.15) para a seção não-composta. Deve-se observar que os melhores resultados da resistência da coluna foram obtidos para a seção não-composta, seguindo evidências experimentais de ondas de flambagem desenvolvidas ao longo comprimento do membro A.

A Figura 2.7 mostra as dimensões a serem adotadas para obtenção da carga teórica dos montantes das colunas treliçadas desta pesquisa (que foram obtidas a partir da média das medidas realizadas nos perfis constantes no Apêndice 1). Conforme ilustrado na Figura 2.7(b), o montante da coluna treliçada é um perfil composto formado por dois perfis U enrijecidos (2Ue88x86x40x42x12mm com espessuras 0,8mm ou 1,25mm), onde a mesa de um perfil U está conectada a alma do outro perfil U através de parafusos auto-atarrachantes espaçados a cada 220 mm aproximadamente.

O presente estudo adotou o MRD para obtenção da resistência à compressão dos montantes, compostos por 2Ue, considerando a seção não-composta, por apresentar melhor concordância com os resultados experimentais. O módulo de elasticidade foi assumido como $E = 198$ e 215 GPa, respectivamente, para chapas de aço de 0,8 e 1,25 mm, de acordo com os resultados de teste de tração padrão (a serem apresentados nas Tabelas 4.2 e 4.3 do próximo capítulo, e no Apêndice 4). O coeficiente de Poisson foi admitido como 0,3. A Figura 3.24 mostra as seções não-compostas modeladas no GBTUL com enrijecedores (Figura 3.24a)) e sem enrijecedores de borda (Figura 3.24b)), com espessuras de 0,8mm e 1,25mm.

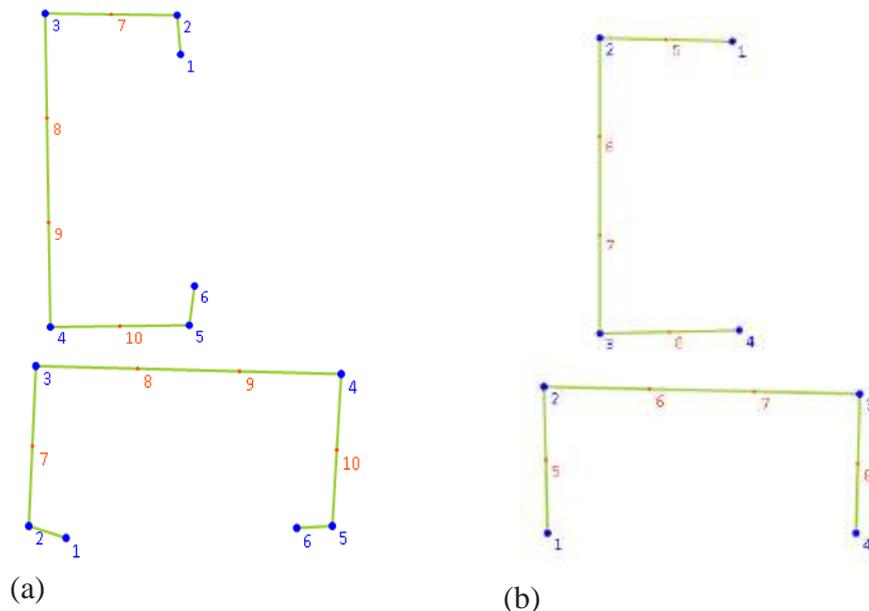


Figura 3.24: (a) GBTUL seção não-composta com enrijecedores de borda; (b) GBTUL seção não-composta sem enrijecedores de borda.

A Figura 3.25 mostra os modos de flambagem local (Figura 3.25a)) e distorcional (3.25b)) da seção não-composta do GBTUL (membros calculados separadamente), com enrijecedores de borda. A Figura 3.25c) ilustra o modo de flambagem local da seção sem enrijecedores de borda. Esta seção sofre apenas flambagem local (não sofre flambagem distorcional). Os valores das cargas críticas de flambagem local (P_{crL}) e distorcional (P_{crD}) foram obtidos no GBTUL considerando ambas extremidades fixas. Como a coluna treliçada possui modulação de 400 mm (mostrado no capítulo 2), a resistência à compressão do montante foi calculada para o comprimento $L = 400$ mm.

A Tabela 3.16 apresenta os valores de λ_L , P_{crL} , λ_D e P_{crD} , considerando o perfil U isolado (Figuras 3.20a)) e o perfil duplo U (Figura 3.20b)), ambos com enrijecedores de borda, para espessuras de 0,8mm e 1,25mm. Conforme mencionado, segundo MATSUBARA, BATISTA & SALLES (2019), para perfis U enrijecidos com razões ($R_{\lambda DL} = \lambda_D / \lambda_L$) menores que 0,45, o modo local é predominante, e com razões maiores que 1,05, o modo distorcional é predominante. As relações entre 0,45 e 1,05 indicam interação entre os modos local e distorcional. No presente caso, a razão ($R_{\lambda DL} = \lambda_D / \lambda_L$) foi de 0,36 para a espessura de 0,8mm e 0,52 para a espessura de 1,25mm, indicando que o modo local é predominante para a espessura de 0,8mm e existe uma baixa interação entre os modos local e distorcional para a espessura de 1,25mm.

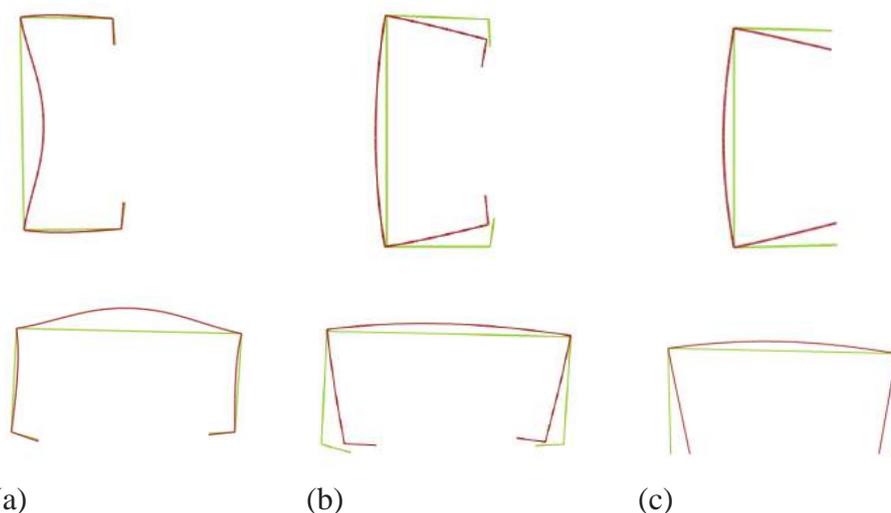


Figura 3.25: (a) GBTUL seção não-composta com enrijecedores de borda, modo de flambagem local; (b) GBTUL seção não-composta com enrijecedores de borda, modo de flambagem distorcional; (c) GBTUL seção não-composta sem enrijecedores de borda, modo de flambagem local.

Tabela 3.16 Carga crítica de flambagem elástica: local (λ_L , P_{crL}) e distorcional (λ_D , P_{crD}).

| PFF | P_{crL} (kN) | P_{crD} (kN) | λ_L | λ_D | λ_D/λ_L |
|---|----------------|----------------|-------------|-------------|-----------------------|
| Ue isolado 88x86x40x42x12 #0,8mm | 13,4 | 105,6 | 2,06 | 0,73 | 0,36 |
| Duplo Ue (2Ue) 88x86x40x42x12 #0,8mm | 28,7 | 226,8 | 1,99 | 0,71 | 0,36 |
| Ue isolado 88x86x40x42x12 #1,25mm | 55,1 | 207,1 | 1,28 | 0,66 | 0,52 |
| Duplo Ue (2Ue) 88x86x40x42x12 #1,25mm | 118,3 | 456,8 | 1,24 | 0,63 | 0,51 |

Uma vez que a coluna treliçada possui modulação de 400mm, a resistência à compressão do montante pelo MRD foi considerada para extremidades fixas e comprimento $L = 400$ mm, o que caracteriza uma coluna curta. Como a flambagem local foi predominante no presente caso, a Tabela 3.17 mostra os valores de P_{crL} para seção não-composta, para o perfil U isolado (com e sem enrijecedores de borda). A Tabela 3.17 também apresenta a resistência a compressão P_n obtida pelo MRD, para o perfil U isolado (P_{n1}), para um montante da coluna treliçada (2U's, P_{n2}) e para os quatro montantes da coluna treliçada (8U's, P_{n8}). Considerou-se a tensão de escoamento obtida nos ensaios de tração: $f_y = 370$ e 375 MPa, para $t = 0,8$ e $1,25$ mm, respectivamente (a ser apresentado nas Tabelas 4.2 e 4.3 do próximo capítulo, e no Apêndice 4). Os valores constantes na

Tabela 3.17 serão adotados no capítulo 5 para obtenção da resistência à compressão da coluna treliçada.

Tabela 3.17 Resistência à compressão pelo MRD dos montantes, com comprimento $L=400\text{mm}$, considerando seção não-composta, com e sem enrijecedores de borda.

| PFF - Seção não composta | Espessura (mm) | GBTUL <i>U</i> <i>isolado</i> P_{critL} | MRD | | |
|---------------------------------------|-------------------|--|---|---------------------------------------|--|
| | | | <i>U</i> <i>isolado</i> P_{n1} (kN) | 1 montante (2U's) P_{n2} (kN) | 4 montantes (8U's) P_{n8} (kN) |
| U enrijecido Ue88x86x42x40x12mm | 0,80 | 13,4 | 28,8 | 57,5 | 230,1 |
| U sem enrijecedores U88x86x42x40mm | 0,80 | 7,0 | 20,6 | 41,1 | 164,5 |
| U enrijecido Ue88x86x42x40x12mm | 1,25 | 55,1 | 63,4 | 126,9 | 507,4 |
| U sem enrijecedores U88x86x42x40mm | 1,25 | 26,8 | 44,9 | 89,8 | 359,0 |

CAPÍTULO 4: ANÁLISES DAS COLUNAS TRELIÇADAS

O objetivo deste capítulo é analisar a estabilidade estrutural das colunas treliçadas espaciais compostas por perfis de aço formados a frio (PFF), através de ensaio experimental de estruturas em escala real, em que o colapso é provocado pela interação entre os modos de flambagem local e global nos elementos comprimidos.

Este capítulo apresenta os resultados dos seis ensaios realizados nas colunas treliçadas, para os três comprimentos (6200mm, 12200mm e 16200mm), utilizando-se espessuras de chapa de 0,8mm e 1,25mm, e os resultados dos ensaios de caracterização do aço realizados em 14 corpos de prova. Os resultados experimentais são comparados com cálculos analíticos e análises numéricas das colunas treliçadas.

4.1 Resultados dos ensaios de compressão das colunas treliçadas

Nesta seção são apresentados os resultados dos ensaios de compressão das colunas treliçadas ensaiadas. O Apêndice 5 apresenta os gráficos, fotos e resultados dos ensaios de compressão das 6 colunas treliçadas realizadas no LABEST (listadas na Tabela 2.1). Neste item são apresentadas as tabelas com os resultados dos ensaios de compressão em 5 colunas treliçadas. Os resultados da coluna treliçada T6x1,25 não foram contabilizados nas tabelas de resultados deste item, pois essa coluna foi montada com um dos montantes com espessura de 0,8mm (ao invés de 1,25mm). Porém os resultados desta coluna treliçada estão apresentados no Apêndice 5, juntamente com os ensaios realizados nas demais colunas treliçadas, para fins de registro.

Durante os ensaios foi possível observar semi-ondas de flambagem local típicas ao longo da alma dos montantes externos antes do colapso, estendendo-se ao longo do terço central da treliça, conforme ilustrado na Figura 4.1. Embora observado em quase todas as colunas testadas, foi mais visível para o caso das colunas com 0,8 mm de espessura, por se tratar de um PFF mais esbelto.

As colunas mais curtas com comprimento nominal de 6200 mm confirmaram o desenvolvimento de deslocamentos laterais menores. O colapso ocorreu com o desenvolvimento do mecanismo de esmagamento na seção em uma das extremidades da coluna, próximo à conexão entre a barra horizontal e o montante, onde ocorre a redução da seção transversal do montante devido à supressão dos enrijecedores de borda, como mostrado na Figura 4.2.



Figura 4.1: Coluna T16x0,8: modo de flambagem local desenvolvido ao longo da alma dos perfis externos durante o teste.



Figura 4.2: Coluna T6x0,8: mecanismo de colapso (esmagamento na cabeça da treliça).

As colunas treliçadas com comprimentos de 12200 e 16200 mm desenvolveram claramente o modo de flambagem global, com mecanismo de colapso próximo ao meio do vão, como mostrado na Figura 4.3. O mecanismo de colapso ocorreu na ligação das diagonais e barras horizontais com o montante, onde ocorre o corte dos enrijecedores de borda do montante para permitir a ligação.



Figura 4.3: Coluna T16x0,8: mecanismo de colapso próximo ao meio do vão.

O efeito da flambagem global pôde ser observado visualmente durante os testes, como mostrado na Figura 4.4. Neste caso, foi possível observar a interação entre os modos de flambagem local (nos montantes) e global da coluna treliçada.

A Figura 4.5 mostra os deslocamentos horizontais registrados pelo transdutor de deslocamento DT-4H no meio do vão da coluna T16x1,25, e a Figura 4.6 no meio do vão da coluna T12x1,25, indicando deslocamentos de flexão quase nulos até aproximadamente 110kN. As rótulas esféricas não foram capazes de permitir rotações livres para baixos níveis de carregamento. À medida que o carregamento aumentou, a coluna treliçada desenvolveu um comportamento de flambagem por flexão que forçou e liberou as rotações nas extremidades.

A Figura 4.7 mostra o efeito de flexão registrado na coluna T12x0,8, para cinco níveis de carga aplicada (foram adotadas curvas polinomiais de interpolação). A deformada foi obtida com os registros dos transdutores de deslocamento DT-4H (meio do vão) e DT-9H e DT-10H (quartos do vão). O modo de flambagem global não foi significativo até o nível de carga de 60kN, com relação $L/w > 1400$ (comprimento / deformação). O efeito de amplificação da flambagem global é observado para níveis de carga de 70kN, 80kN e 89kN. A carga de colapso registrada da coluna T12x0,8 foi de 89kN ($L / w = 266$). As deformadas das demais colunas encontram-se no Apêndice 5.

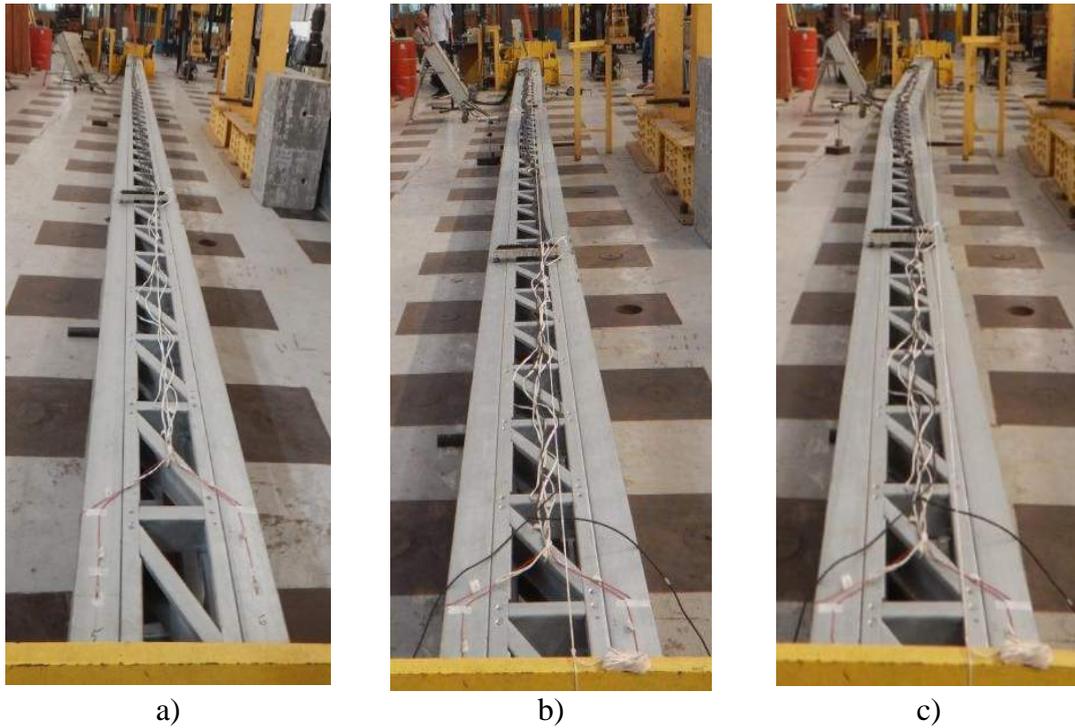


Figura 4.4: Flambagem global em torno do eixo x da coluna treliçada T16x1,25: a) antes do carregamento; b) próximo ao colapso; c) após o colapso com mecanismo plástico desenvolvido próximo ao meio do vão.

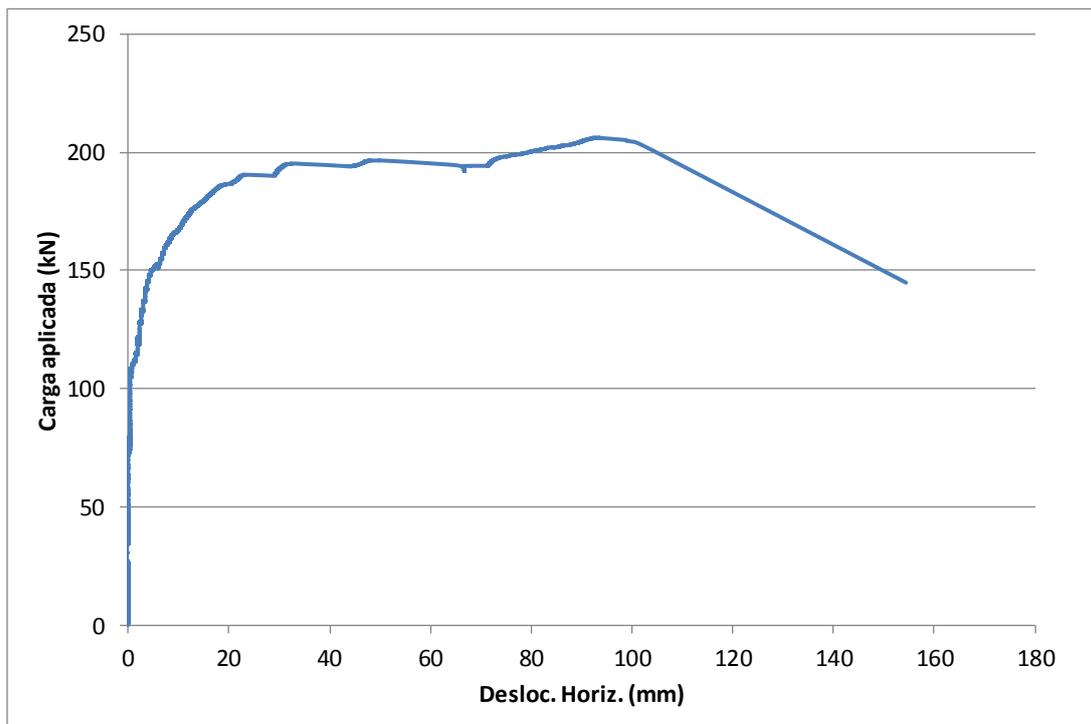


Figura 4.5: Carga vs. deslocamento registrado pelo transdutor de deslocamento DT-4H posicionado no meio do vão da coluna (T16x1,25).

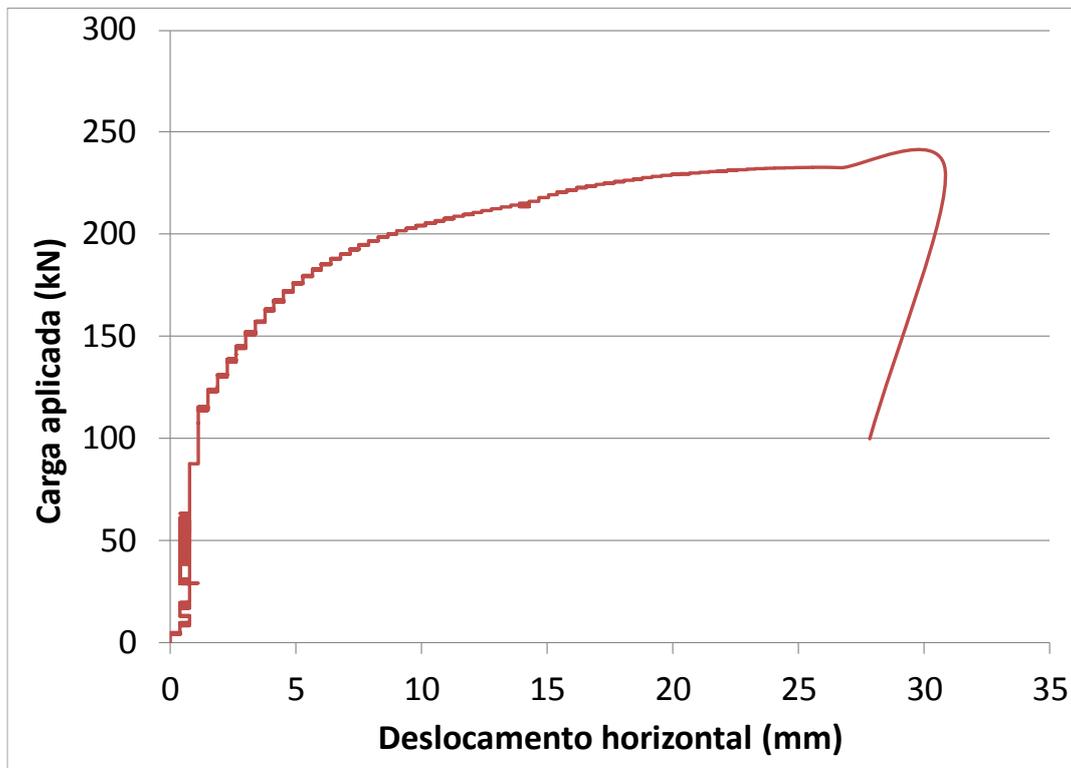


Figura 4.6: Carga vs. deslocamento registrado pelo transdutor de deslocamento DT-4H posicionado no meio do vão da coluna (T12x1,25).

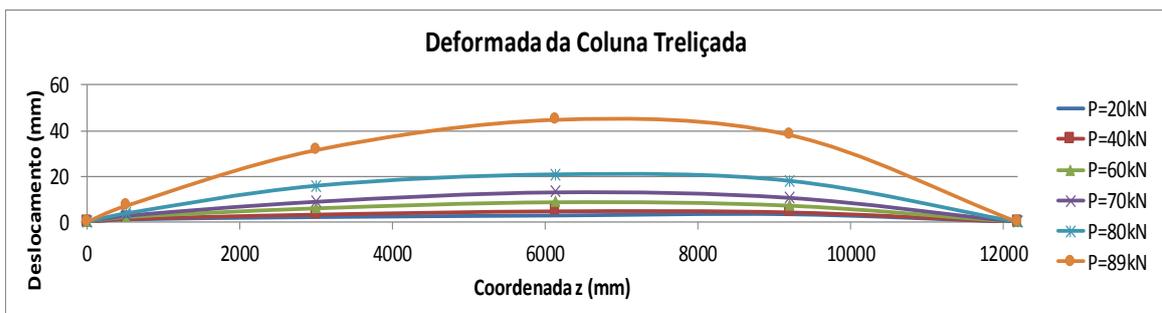


Figura 4.7: Deformada da flambagem global durante o teste da coluna treliçada T12x0,8.

Medições experimentais dos pares de DT-5H e DT-6H (extremidade fixa) e DT-7H e DT-8H (extremidade de encurtamento livre), conforme Figuras 2.16 e 2.17, confirmaram que a rotação nas extremidades da coluna é muito menor do que a rotação esperada de uma coluna perfeita com extremidades rotuladas. A explicação encontrada, como já mencionado, indica que a rótula esférica que não permitiu o desenvolvimento de rotações em cargas compressivas mais baixas (baixo efeito de flambagem global).

Os extensômetros registraram comportamento aproximadamente linear (compressão) até o início da flambagem local. A Figura 4.8 mostra os resultados dos extensômetros para a coluna treliçada T16x1,25, onde o comportamento quase linear pode ser observado até aproximadamente 85kN de carga aplicada. O início do efeito de

flambagem local foi registrado pelos pares de extensômetros SG-12RI / SG-12RE e SG-10RI / SG-10RE. A carga de de colapso registrada foi de 196kN. Os gráficos para as demais colunas treliçadas estão apresentados no Apêndice 5.

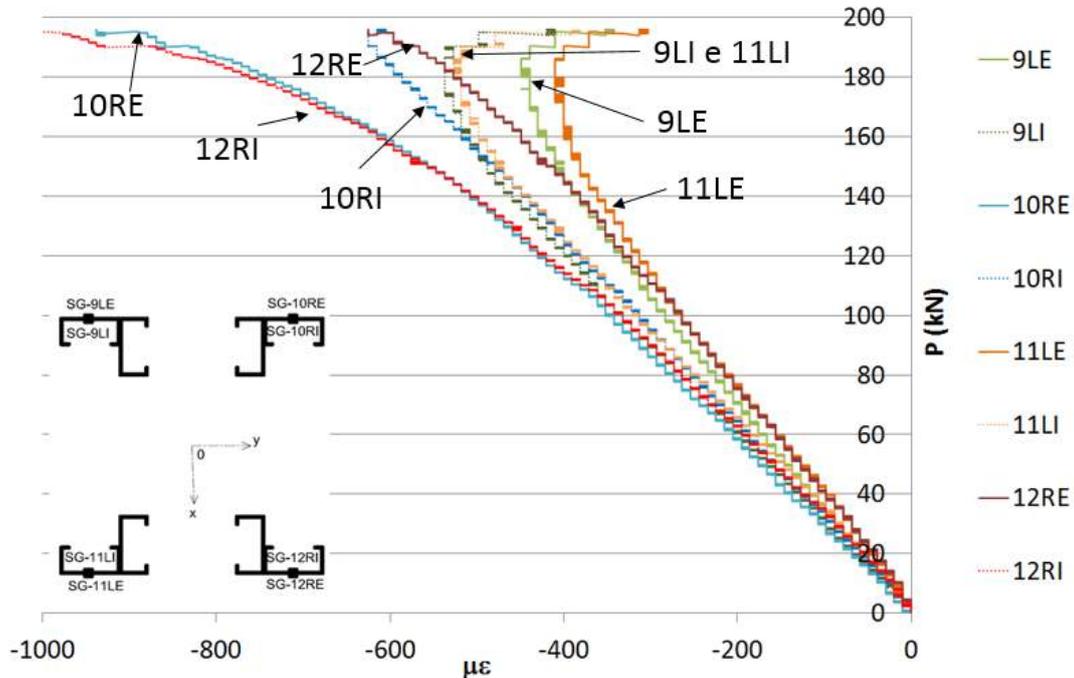


Figura 4.8: Carga vs. deformação específica (ϵ) registrados pelos extensômetros posicionados meio do vão da coluna T16x1,25.

A Tabela 4.1 mostra um resumo dos resultados para as colunas treliçadas, incluindo os registros de (i) a carga de colapso (P_{uexp}), (ii) o deslocamento de flexão no meio do vão próximo a carga de colapso e (iii) o nível de carga para o qual foi identificado o aparecimento da flambagem local (com o auxílio das medições dos extensômetros).

Tabela 4.1: Resumo dos resultados dos ensaios das colunas treliçadas.

| ID da coluna | Carga de Colapso P_{uexp} (kN) | Deslocamento $\frac{1}{2}$ do vão (mm) | Flambagem local (kN)* |
|--------------|----------------------------------|--|-----------------------|
| T6x0,8 | 110 | <0,1 | - |
| T12x1,25 | 233 | 31 | 80 |
| T12x0,8 | 89 | 45 | 25 |
| T16x1,25 | 196 | 71 | 85 |
| T16x0,8 | 85 | 59 | 20 |

*Carga aplicada relacionada ao início da flambagem local, de acordo com as medidas dos pares de extensômetros.

4.2 Resultados dos ensaios de caracterização do aço das colunas treliçadas

Nesta seção são apresentados os resultados para os 14 corpos de prova retirados das colunas treliçadas ensaiadas descritos no item 2.5.2. A falha característica dos corpos de prova ensaiados está apresentada na Figura 4.9. Conforme esperado, a ruptura dos corpos de prova ocorreu na seção de menor área transversal, na região central do corpo de prova, com linha de ruptura a 45°.

Da mesma forma que no item 3.4, como a base de medida do extensômetro (G) é de 25mm, antes dos ensaios foi realizada uma marcação nos corpos de prova na faixa central de 25mm, com o objetivo de se determinar o alongamento final após a ruptura. Após os ensaios, foi realizada a medição do alongamento dos corpos de prova, medindo-se a distância entre as marcas realizadas.

Os resultados obtidos para as curvas tensão *versus* deformação (até a ruptura) dos testes de tração direta dos quatorze corpos de prova estão apresentados no Apêndice 4. A tensão de escoamento (f_y) do aço dos corpos de prova foi calculada assumindo essa resistência igual à tensão registrada no patamar de escoamento da curva tensão-deformação. Os valores da tensão de ruptura (f_u) foram obtidos assumindo a carga máxima atingida em cada ensaio. O módulo de elasticidade do aço foi obtido calculando-se o coeficiente angular da zona linear das curvas tensão-deformação, conforme ilustrado na Figura 3.12.



Figura 4.9 Falha característica dos corpos de prova nos ensaios de tração direta. Corpos de prova retirados das colunas treliçadas após ensaiadas.

A Tabela 4.2 apresenta os resultados obtidos nos testes de tração direta dos corpos de prova com espessura nominal de 0,8mm, assim como a média e o coeficiente de variação das seguintes propriedades mecânicas: tensão de escoamento, tensão última e módulo de elasticidade. A Tabela 4.3 apresenta as mesmas propriedades mecânicas para os CPs com espessura de 1,25mm.

Tabela 4.2 – Propriedades mecânicas do aço para os CPs com espessura de 0,8mm.

| Identificação | Espessura medida | Tensão de Escoam. | Tensão de Ruptura | Módulo de Elast. | ϵ | Along. medido na peça | |
|----------------|------------------|-------------------|-------------------|------------------|------------|-----------------------|-------------|
| ID | t (mm) | f_y (MPa) | f_u (MPa) | E (GPa) | % | (mm) | f_u / f_y |
| 1T6e08 | 0,790 | 391 | 479 | 194 | 31 | 7,8 | 1,23 |
| 2T6e08 | 0,790 | 371 | 485 | 202 | 27 | 6,8 | 1,31 |
| 3T12e08 | 0,790 | 382 | 480 | 204 | 32 | 8,1 | 1,26 |
| 4T12e08 | 0,790 | 347 | 475 | 193 | 28 | 7,0 | 1,37 |
| 5T12e08 | 0,795 | 379 | 468 | 205 | 26 | 6,5 | 1,23 |
| 6T16e08 | 0,795 | 351 | 493 | 197 | 27 | 6,7 | 1,40 |
| 7T16e08 | 0,790 | 370 | 463 | 194 | 28 | 7,0 | 1,25 |
| Média | 0,791 | 370 | 477 | 198 | 29 | 7 | 1,29 |
| Desvio padrão | 0,002 | 16,1 | 10,1 | 5,1 | 2,4 | 0,6 | 0,07 |
| Coef. Variação | 0,3% | 4,3% | 2,1% | 2,6% | 8,3% | 8,3% | 5% |

Tabela 4.3 – Propriedades mecânicas do aço para os CPs com espessura de 1,25mm.

| Identificação | Espessura medida | Tensão de Escoam. | Tensão de Ruptura | Módulo de Elast. | ϵ | Along. medido na peça | |
|----------------|------------------|-------------------|-------------------|------------------|------------|-----------------------|-------------|
| ID | t (mm) | f_y (MPa) | f_u (MPa) | E (GPa) | % | (mm) | f_u / f_y |
| 8T6e125 | 1,220 | 400 | 506 | 212 | 21 | 5,1 | 1,26 |
| 9T6e125 | 1,230 | 391 | 499 | 212 | 22 | 5,5 | 1,28 |
| 10T12e125 | 1,265 | 355 | 425 | 223 | 30 | 7,5 | 1,20 |
| 11T12e125 | 1,275 | 384 | 460 | 215 | 25 | 6,1 | 1,20 |
| 12T12e125 | 1,240 | 373 | 527 | 176 | 20 | 5,0 | 1,41 |
| 13T16e125 | 1,220 | 352 | 453 | 255 | 30 | 7,5 | 1,28 |
| 14T16e125 | 1,255 | 372 | 486 | 210 | 28 | 7,0 | 1,30 |
| Média | 1,244 | 375 | 479 | 215 | 25 | 6 | 1,28 |
| Desvio padrão | 0,022 | 14,1 | 23,3 | 31,8 | 1,4 | 0,4 | 0,01 |
| Coef. Variação | 1,8% | 3,8% | 4,9% | 14,8% | 5,7% | 5,7% | 1% |

As normas AISI-S100 (2016), AS/NZS 4600 (2005) e NBR14762 (ABNT, 2010) recomendam utilizar aços com relação $f_u / f_y > 1,08$ para restringir o uso de aços de baixa ductilidade em sistemas estruturais. Adicionalmente especificam que o alongamento final do corpo de prova não deve ser menor que 10% de 50mm, para ensaios onde a base de medida do alongamento (G) seja de 50mm.

Os corpos de prova apresentaram tensão de escoamento variando entre 347MPa e 400MPa, e tensão de ruptura variando entre 425MPa e 527MPa, resultando relações de f_u/f_y variando de 1,20 a 1,41. O alongamento final ficou entre 5 e 8,1mm (ou seja, aproximadamente de 20% a 32% de 25mm). Portanto, os aços dos corpos de prova ensaiados cumprem com os valores mínimos especificados nas normas para a razão f_u/f_y e para o alongamento final após a ruptura. Os valores das tensões de escoamento e de ruptura atenderam ao mínimo especificado na norma NBR-7008 (ABNT, 2012).

A seguir estão as propriedades mecânicas constantes dos certificados fornecidos pela Usina para cada espessura de chapa:

Arcelormittal # 0.8mm: $f_y=384$ MPa $f_u = 446$ MPa alongamento (50mm): 31%

CSN # 1.25mm: $f_y=386$ MPa $f_u = 431$ MPa alongamento(50mm): 35.3%

Quanto ao módulo de elasticidade, observa-se da Tabela 4.2 que o valor médio obtido para a espessura de 0,8mm é ligeiramente inferior ao valor de referência para os aços convencionais mencionado na NBR14762 (ABNT,2010): $E=200$ GPa. As chapas com espessuras nominais de 1,25mm apresentaram módulos de elasticidade maiores do que os das chapas de 0,8mm.

4.3 Cálculos analíticos para a carga crítica da coluna treliçada

Neste item será calculada a carga crítica da coluna treliçada segundo quatro abordagens:

- Método do Timoshenko (TIMOSHENKO, GERE, 1963);
- Método do Eurocode (CEN, 2006b);
- Método de Bleich (BLEICH, 1952);
- Método de Engesser (ENGESSER, 1891).

O módulo de elasticidade foi assumido como $E = 198$ e 215 GPa, respectivamente, para chapas de aço de 0,8 e 1,25 mm, de acordo com os resultados de teste de tração padrão (Tabelas 4.2 e 4.3). O coeficiente de Poisson foi admitido como 0,3.

Em todos os métodos a coluna treliçada é considerada como bi-rotulada, e os cálculos foram realizados utilizando o comprimento da coluna entre os centros de rotação medidos no ensaio experimental que estão listados abaixo:

- Coluna treliçada de 6200mm: distância entre os centros de rotação = 6448mm;
- Coluna treliçada de 12200mm: distância entre os centros de rotação = 12448mm;
- Coluna treliçada de 16200mm: distância entre os centros de rotação = 16448mm.

4.3.1 Método de Engesser

ENGESSER (1891) foi o primeiro engenheiro que estudou a influência da deformação de cisalhamento em colunas treliçadas. Com base no método Engesser, o valor da carga crítica para a coluna treliçada, considerando o efeito cortante, é calculado usando a esbeltez equivalente e é dada pela Equação 4.1:

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EA}{(\alpha\lambda)^2} \quad (4.1)$$

onde A é a área da seção transversal e λ a esbeltez da coluna ($\lambda = L/r$, sendo r o raio de giração da seção transversal completa da coluna treliçada, incluindo os 4 montantes e L o comprimento da coluna treliçada).

O valor de α é dado pela Equação 4.2:

$$\alpha = \sqrt{1 + \frac{\pi^2 EA}{k_s \lambda^2}} \quad (4.2)$$

onde k_s é o valor da rigidez ao cortante da coluna treliçada, que será calculada utilizando a equação do Eurocode 3, parte 1-1 (CEN2006,a), a ser apresentada no item 4.3.4.

Foram desenvolvidas planilhas Excel com as fórmulas analíticas do método de Engesser para o cálculo da carga crítica das colunas treliçadas de 6200mm, 12200mm e 16200mm. Na Tabela 4.4 a seguir encontra-se o resumo dos valores das cargas críticas para as colunas treliçadas para os modos 1 (Figura 2.1 eixo X-X) e 2 (Figura 2.1 eixo Y-Y).

Tabela 4.4 Cargas Críticas das colunas treliçadas segundo o Método de Engesser.

| Coluna Treliçada | | Carga crítica | |
|------------------|-----------|---------------|-------------|
| COMP. | ESPESSURA | P_{crY-Y} | P_{crX-X} |
| (mm) | (mm) | (kN) | (kN) |
| 6448 | 1,25 | 2626 | 1605 |
| 6448 | 0,8 | 1557 | 952 |
| 12448 | 1,25 | 770 | 451 |
| 12448 | 0,8 | 457 | 268 |
| 16448 | 1,25 | 448 | 260 |
| 16448 | 0,8 | 265 | 154 |

4.3.2 Método de Bleich

O método Bleich usa a mesma fórmula do método de Engesser para a carga crítica de uma coluna treliçada (P_{cr}), mas com um valor simplificado para α . Em vista do pequeno efeito usual do cisalhamento em colunas, BLEICH (1952) sugeriu que uma

estimativa conservadora da influência da diagonal de 60° ou 45° pode ser feita modificando-se o fator do comprimento efetivo, sendo então α dado pela Equação 4.3:

$$\begin{cases} \lambda \leq 40 \rightarrow \alpha = 1.1 \\ \lambda > 40 \rightarrow \alpha = \sqrt{1 + \frac{300}{\lambda^2}} \end{cases} \quad (4.3)$$

Portanto, segundo o método de Bleich (BLEICH, 1952), a carga crítica efetiva da coluna treliçada, considerando o efeito do cortante, é dada pela Equação 4.2.

Foram realizados os cálculos com as fórmulas analíticas do método de Bleich para obtenção da carga crítica das colunas treliçadas de 6200mm, 12200mm e 16200mm. Na Tabela 4.5 a seguir encontra-se o resumo dos valores das cargas críticas para as colunas treliçadas para os modos 1 (Figura 2.1 eixo X-X) e 2 (Figura 2.1 eixo Y-Y).

Tabela 4.5 Cargas Críticas das colunas treliçadas segundo o Método de Bleich

| Coluna Treliçada | | Carga crítica | |
|------------------|-----------|--------------------|--------------------|
| COMP. | ESPESSURA | P _{crY-Y} | P _{crX-X} |
| (mm) | (mm) | (kN) | (kN) |
| 6448 | 1,25 | 2457 | 1520 |
| 6448 | 0,8 | 1456 | 901 |
| 12448 | 1,25 | 753 | 444 |
| 12448 | 0,8 | 447 | 263 |
| 16448 | 1,25 | 442 | 258 |
| 16448 | 0,8 | 262 | 153 |

4.3.3 Método do Timoshenko

Segundo o método do Timoshenko (TIMOSHENKO, GERE, 1963), o valor da carga crítica de uma coluna treliçada com o arranjo em “N”, com extremidades rotuladas, considerando a redução devido ao efeito do cortante, é dado pela Equação 4.4:

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{l^2} \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 EI}{l^2} \left(\frac{1}{A_d E \sin^2 \phi \cos^2 \phi} + \frac{b}{a A_b E} \right)} \quad (4.4)$$

Onde:

ϕ é o ângulo entre a diagonal e a barra horizontal (conforme Figura 4.10);

A_d é a área da seção transversal de 2 diagonais (uma em cada face da coluna treliçada);

A_b é a área da seção transversal de 2 barras horizontais (um em cada face da coluna treliçada);

b é o comprimento da barra horizontal entre rótulas (conforme Figura 4.10);

I é o momento de inércia da seção transversal da coluna treliçada (considerando os 4 montantes).

Quando a expressão apresentada acima para a carga crítica da coluna treliçada é utilizada, considera-se que a coluna seja substituída por uma coluna com comprimento equivalente, dado pela Equação 4.5:

$$L_{eq} = l \sqrt{1 + \frac{\pi^2 EI}{l^2} \left(\frac{1}{A_d E \sin \phi \cos^2 \phi} + \frac{b}{A_b E a} \right)} \quad (4.5)$$

A esbeltez da coluna treliçada pode ser calculada através da Equação 4.6:

$$\lambda = \frac{L_{eq}}{r} \quad (4.6)$$

onde r é o raio de giração da seção transversal completa da coluna treliçada (incluindo os 4 montantes).

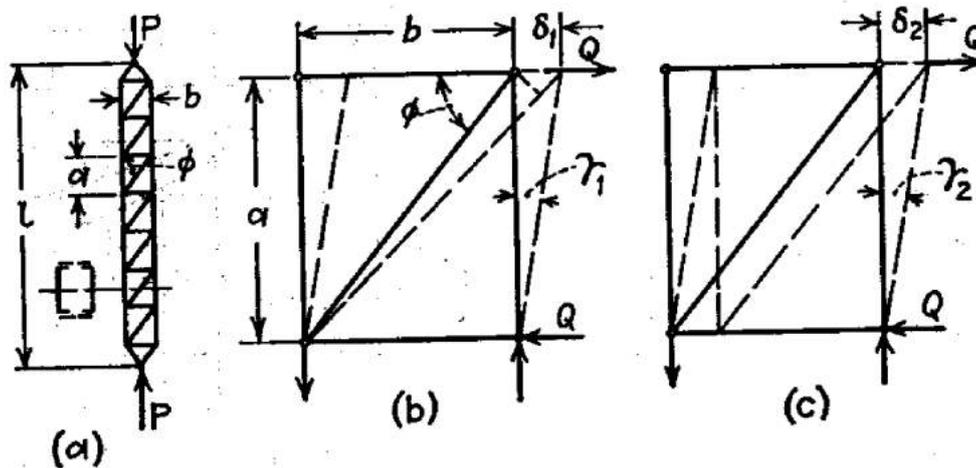


Figura 4.10 Notações do método do Timoshenko para cálculo da carga crítica da coluna treliçada (TIMOSHENKO, GERE, 1963).

Foram desenvolvidas planilhas Excel com as fórmulas analíticas do Timoshenko para o cálculo da carga crítica, comprimento efetivo e esbeltez das colunas treliçadas de 6200mm, 12200mm e 16200mm. Como a coluna treliçada não possui dupla simetria (possui espaçamento entre montantes e altura dos módulos diferentes nos planos XZ e YZ), foram calculadas as cargas críticas de flambagem em torno do eixo X-X e em torno do eixo Y-Y. Na Tabela 4.6 a seguir encontra-se o resumo dos valores das cargas críticas,

dos comprimentos efetivos e das esbeltezas das colunas treliçadas obtidas através das planilhas (eixos X-X e Y-Y conforme Figura 2.1).

Tabela 4.6 Cargas Críticas e esbeltezas das colunas treliçadas segundo a abordagem do Timoshenko.

| Coluna Treliçada | | Carga crítica | | Comprimento modificado | | Esbeltez da coluna | |
|------------------|-----------|--------------------|--------------------|------------------------|------------------|--------------------|------------------|
| COMP. | ESPESSURA | P _{crY-Y} | P _{crX-X} | L _{Y-Y} | L _{X-X} | λ _{Y-Y} | λ _{X-X} |
| (mm) | (mm) | (kN) | (kN) | (mm) | (mm) | | |
| 6448 | 1,25 | 2532 | 1584 | 7076 | 6772 | 41 | 51 |
| 6448 | 0,8 | 1584 | 965 | 6859 | 6658 | 39 | 50 |
| 12448 | 1,25 | 762 | 450 | 12785 | 12785 | 73 | 96 |
| 12448 | 0,8 | 459 | 269 | 12666 | 12558 | 73 | 95 |
| 16448 | 1,25 | 445 | 260 | 16704 | 16578 | 96 | 125 |
| 16448 | 0,8 | 266 | 155 | 16613 | 16532 | 95 | 125 |

4.3.4 Método do Eurocode

O Eurocode 3 Parte 1-3 (CEN, 2006b), dedicado a estruturas de aço formadas a frio, não apresenta orientação para o dimensionamento de colunas treliçadas. Portanto será considerado o procedimento apresentado no Eurocode 3 Parte 1-1 (CEN, 2006a) para este tipo de sistema estrutural, uma vez que não há distinção no modo global de flexão para perfis laminados a quente, soldados ou PFF. O procedimento de cálculo apresentado no item 6.4 do Eurocode 3 Parte 1-1 para o cálculo da carga crítica, é aplicável a colunas com quatro planos treliçados, conforme ilustrado na Figura 4.11. Porém as diagonais e barras horizontais devem possuir a mesma modulação com montantes paralelos e, além disso, a coluna deve possuir no mínimo de três módulos.

Segundo a abordagem do Eurocode 3 Parte 1-1 (CEN, 2006b), a carga crítica efetiva da coluna treliçada, desconsiderando o efeito do cortante, é dada pela Equação 4.7:

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 E I_{eff}}{L^2} \quad (4.7)$$

Nesta expressão I_{eff} é o momento de inércia efetivo da coluna treliçada dado pela Equação 4.8:

$$I_{eff} = 0.5 A_{ch} h_0^2 \quad (4.8)$$

onde:

h_0 é a distância entre os eixos dos montantes;

A_{ch} é a área de um montante da coluna treliçada.

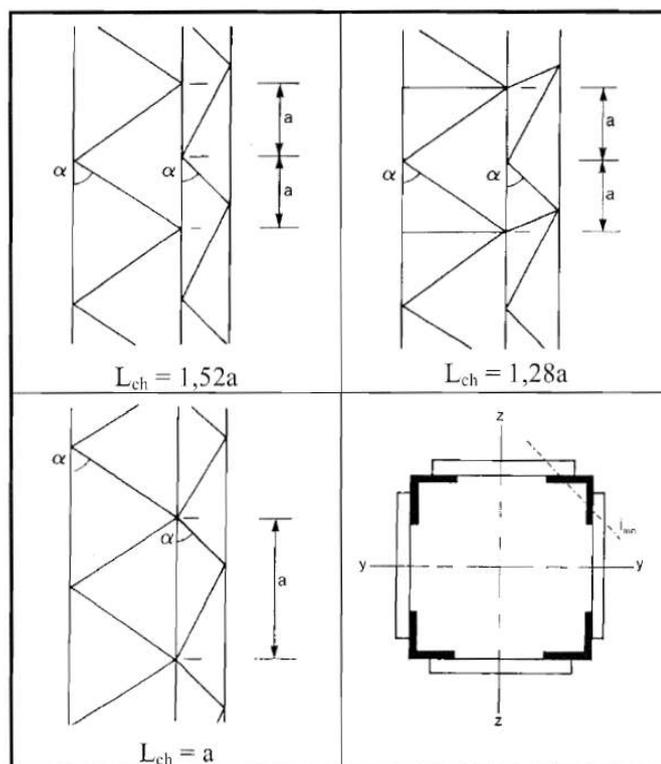


Figura 4.11 Coluna com quatro planos treliçados (Eurocode 3 Parte 1-1, item 6.4, Figura 6.8. (CEN, 2006a).

A carga crítica efetiva da coluna treliçada, considerando o efeito do cortante é dada pela Equação 4.9:

$$P_{cr,v} = \frac{1}{\frac{1}{P_{cr}} + \frac{1}{S_v}} \quad (4.9)$$

Onde S_v é a rigidez ao cortante, que depende da forma do arranjo treliçado. No caso da coluna treliçada deste trabalho, que é arranjo treliçado tipo “N”, a rigidez ao cortante é dada pela Equação 4.10:

$$S_v = \frac{nEA_d a h_0^2}{d^3 \left[1 + \frac{A_d h_0^3}{A_v d^3} \right]} \quad (4.10)$$

Onde, conforme ilustrado na Figura 4.12 reproduzida do Eurocode 3 parte 1-1 (CEN, 2006a), tem-se:

n é o número de planos treliçados;

A_d é a área da diagonal;

A_v é a área da barra horizontal;

a é a altura de um módulo da treliça;

h_0 é a distância entre os centroides dos montantes;

d é o comprimento da diagonal: $d = \sqrt{h_0^2 + a^2}$.

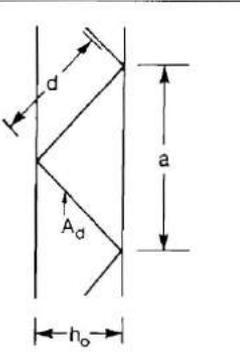
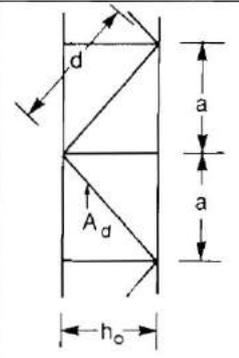
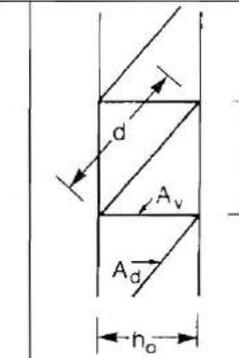
| | | | |
|-------|--|--|---|
| |  |  |  |
| S_v | $\frac{nEA_d ah_0^2}{2d^3}$ | $\frac{nEA_d ah_0^2}{d^3}$ | $\frac{nEA_d ah_0^2}{d^3 \left[1 + \frac{A_d h_0^3}{A_v d^3} \right]}$ |

Figura 4.12: Rigidez ao cortante S_v de colunas treliçadas de acordo com o Eurocode 3 Part 1-1, item 6.4, Figura 6.9 (CEN, 2006a).

Foram desenvolvidas planilhas em Excel com as fórmulas analíticas do Eurocode para o cálculo da carga crítica das colunas treliçadas de 6200mm, 12200mm e 16200mm. Na Tabela 4.7 a seguir se encontra o resumo dos valores das cargas críticas para as colunas treliçadas (eixos X-X e Y-Y conforme Figura 2.1).

Tabela 4.7 Cargas Críticas das Colunas Treliçadas segundo a abordagem do Eurocode

| Coluna Treliçada | | Rigidez ao cortante | | Carga crítica (incluindo efeito cortante) | |
|------------------|-----------|---------------------|------------|---|-------------|
| COMP. | ESPESSURA | S_{vY-Y} | S_{vX-X} | P_{crY-Y} | P_{crX-X} |
| (mm) | (mm) | (kN) | (kN) | (kN) | (kN) |
| 6448 | 1,25 | 25732 | 22512 | 2586 | 1454 |
| 6448 | 0,8 | 15310 | 13394 | 1533 | 862 |
| 12448 | 1,25 | 25732 | 22512 | 749 | 410 |
| 12448 | 0,8 | 15310 | 13394 | 444 | 243 |
| 16448 | 1,25 | 25732 | 22512 | 434 | 236 |
| 16448 | 0,8 | 15310 | 13394 | 257 | 140 |

4.3.5 Comparação entre os resultados obtidos pelos métodos analíticos

Na Tabela 4.8 é apresentado um quadro comparativo dos valores obtidos analiticamente pelos quatro métodos, para a carga crítica flambagem global da coluna treliçada em torno do eixo X (modo 1), e na Tabela 4.9 em torno do eixo Y (modo 2). Eixos X-X e Y-Y conforme Figura 2.1.

Tabela 4.8 Quadro comparativo da carga crítica flambagem global em torno do eixo X. Modo 1. Extremidades rotuladas.

| Modelo da treliça | | Cargas Críticas Flambagem em torno do eixo X | | | |
|-------------------|-----------|--|------------------|------------------|------------------|
| COMP. | ESPESSURA | EUROCODE | TIMOSHENKO | BLEICH | ENGESSER |
| (mm) | (mm) | P_{crX-X} (kN) | P_{crX-X} (kN) | P_{crX-X} (kN) | P_{crX-X} (kN) |
| 6448 | 1,25 | 1454 | 1584 | 1520 | 1605 |
| 6448 | 0,8 | 862 | 965 | 901 | 952 |
| 12448 | 1,25 | 410 | 450 | 444 | 451 |
| 12448 | 0,8 | 243 | 269 | 263 | 268 |
| 16448 | 1,25 | 236 | 260 | 258 | 260 |
| 16448 | 0,8 | 140 | 155 | 153 | 154 |

Tabela 4.9 Quadro comparativo da carga crítica flambagem global em torno do eixo Y. Modo 2. Extremidades rotuladas.

| Modelo da treliça | | Cargas Críticas Flambagem em torno do eixo Y | | | |
|-------------------|-----------|--|------------------|------------------|------------------|
| COMP. | ESPESSURA | EUROCODE | TIMOSHENKO | BLEICH | ENGESSER |
| (mm) | (mm) | P_{crY-Y} (kN) | P_{crY-Y} (kN) | P_{crY-Y} (kN) | P_{crY-Y} (kN) |
| 6448 | 1,25 | 2586 | 2532 | 2457 | 2626 |
| 6448 | 0,8 | 1533 | 1584 | 1456 | 1557 |
| 12448 | 1,25 | 749 | 762 | 753 | 770 |
| 12448 | 0,8 | 444 | 459 | 447 | 457 |
| 16448 | 1,25 | 434 | 445 | 442 | 448 |
| 16448 | 0,8 | 257 | 266 | 262 | 265 |

A partir dos quadros comparativos acima pode-se observar que os quatro métodos estudados (Eurocode, Timoshenko, Bleich e Engesser) apresentaram valores próximos, sendo o Eurocode um pouco mais conservador para as colunas mais longas (apresentando valores menores para as cargas críticas de flambagem das colunas com comprimentos de 12200mm e 16200mm). Os métodos de Engesser e do Timoshenko foram os menos conservadores, e apresentaram valores bem semelhantes entre si, praticamente coincidindo os valores para as colunas com comprimentos de 12200mm e 16200mm. Os valores obtidos pelo método de Bleich, em geral, foram intermediários entre os valores do Eurocode e dos métodos de Engesser/Timoshenko para o primeiro modo. No caso da

coluna de 6200mm, no segundo modo de flambagem, o método de Bleich foi o que apresentou menores valores para as cargas críticas. De qualquer forma, a diferença percentual entre os valores obtidos por todos os métodos sempre foi inferior a 10% no caso do primeiro modo de flambagem, e inferiores a 7% no caso do segundo modo de flambagem.

Com o objetivo de melhor visualização das diferenças entre os métodos e a tendência de convergência entre resultados conforme se aumenta o comprimento das colunas, foram desenvolvidos gráficos para as cargas críticas pelos quatro métodos, variando o comprimento entre 6 e 28m, de 2 em 2m. Para efeito deste estudo comparativo foi adotado o módulo de elasticidade teórico $E=200\text{GPa}$. A Tabela 4.10 apresenta as cargas críticas das colunas treliçadas com espessura de 0,8mm, para o primeiro modo de flambagem. A Tabela 4.11 apresenta as cargas críticas para estas mesmas colunas para o segundo modo de flambagem. A Tabela 4.12 apresenta as cargas críticas das colunas treliçadas com espessura de 1,25mm, para o primeiro modo de flambagem, e a Tabela 4.13 para o segundo modo de flambagem. Para efeito de comparação, as três últimas colunas das tabelas apresentam a diferença relativa entre os resultados, quando comparados com o método de Engesser. Observa-se que as maiores diferenças ocorrem para o primeiro modo de flambagem pelo método do Eurocode. Este fato pode ser observado também nos gráficos das Figuras 4.14 a 4.17.

Tabela 4.10 Quadro comparativo da carga crítica de flambagem global em torno do eixo X para treliças com espessura de 0,8mm. Modo 1. (Extremidades rotuladas).

| Comp. | P_{cr} Bleich | P_{cr} Engesser | P_{cr} Eurocode | P_{cr} Timoshenko | Diferença relativa entre os resultados (%) | | |
|-------|--------------------|----------------------|----------------------|------------------------|--|----------------------|------------------------|
| | P_{crX-X} | P_{crX-X} | P_{crX-X} | P_{crX-X} | (comparando com método Engesser) | | |
| (m) | (kN) | (kN) | (kN) | (kN) | P_{cr} Bleich | P_{cr} Eurocode | P_{cr} Timoshenko |
| 6 | 910 | 961 | 871 | 974 | -5,3% | -9,4% | 1,4% |
| 8 | 556 | 575 | 521 | 580 | -3,2% | -9,4% | 0,8% |
| 10 | 373 | 381 | 345 | 383 | -2,2% | -9,3% | 0,5% |
| 12 | 266 | 270 | 245 | 271 | -1,6% | -9,3% | 0,4% |
| 14 | 199 | 202 | 183 | 202 | -1,2% | -9,3% | 0,3% |
| 16 | 155 | 156 | 142 | 156 | -0,9% | -9,3% | 0,2% |
| 18 | 123 | 124 | 113 | 124 | -0,7% | -9,3% | 0,2% |
| 20 | 101 | 101 | 92 | 101 | -0,6% | -9,3% | 0,1% |
| 22 | 84 | 84 | 76 | 84 | -0,5% | -9,3% | 0,1% |
| 24 | 71 | 71 | 64 | 71 | -0,4% | -9,3% | 0,1% |
| 26 | 60 | 61 | 55 | 61 | -0,4% | -9,2% | 0,1% |
| 28 | 52 | 52 | 48 | 53 | -0,3% | -9,2% | 0,1% |

Tabela 4.11 Quadro comparativo da carga crítica de flambagem global em torno do eixo Y para treliças com espessura de 0,8mm. Modo 2. (Extremidades rotuladas).

| | P_{cr} Bleich | P_{cr} Engesser | P_{cr} Eurocode | P_{cr} Timoshenko | Diferença relativa entre os resultados (%) | | |
|-------|--------------------|----------------------|----------------------|------------------------|---|----------------------|------------------------|
| Comp. | P_{crX-X} | P_{crX-X} | P_{crX-X} | P_{crX-X} | (comparando em relação ao método de Engesser) | | |
| (m) | (kN) | (kN) | (kN) | (kN) | P_{cr} Bleich | P_{cr} Eurocode | P_{cr} Timoshenko |
| 6 | 1471 | 1573 | 1548 | 1600 | -6,5% | -1,6% | 1,8% |
| 8 | 920 | 963 | 941 | 973 | -4,5% | -2,3% | 1,1% |
| 10 | 626 | 646 | 629 | 650 | -3,1% | -2,6% | 0,7% |
| 12 | 451 | 461 | 448 | 464 | -2,2% | -2,8% | 0,5% |
| 14 | 340 | 345 | 335 | 347 | -1,7% | -2,9% | 0,4% |
| 16 | 265 | 268 | 260 | 269 | -1,3% | -3,0% | 0,3% |
| 18 | 212 | 214 | 207 | 214 | -1,0% | -3,1% | 0,2% |
| 20 | 173 | 175 | 169 | 175 | -0,8% | -3,1% | 0,2% |
| 22 | 144 | 145 | 141 | 145 | -0,7% | -3,2% | 0,2% |
| 24 | 122 | 123 | 119 | 123 | -0,6% | -3,2% | 0,1% |
| 26 | 104 | 105 | 102 | 105 | -0,5% | -3,2% | 0,1% |
| 28 | 90 | 91 | 88 | 91 | -0,4% | -3,2% | 0,1% |

Tabela 4.12 Quadro comparativo da carga crítica de flambagem global em torno do eixo X para treliças com espessura de 1,25mm. Modo 1. (Extremidades rotuladas).

| | P_{cr} Bleich | P_{cr} Engesser | P_{cr} Eurocode | P_{cr} Timoshenko | Diferença relativa entre os resultados (%) | | |
|-------|--------------------|----------------------|----------------------|------------------------|---|----------------------|------------------------|
| Comp. | P_{crX-X} | P_{crX-X} | P_{crX-X} | P_{crX-X} | (comparando em relação ao método de Engesser) | | |
| (m) | (kN) | (kN) | (kN) | (kN) | P_{cr} Bleich | P_{cr} Eurocode | P_{cr} Timoshenko |
| 6 | 1414 | 1493 | 1353 | 1473 | -5,3% | -9,4% | -1,3% |
| 8 | 864 | 893 | 810 | 886 | -3,2% | -9,3% | -0,8% |
| 10 | 579 | 592 | 537 | 588 | -2,2% | -9,3% | -0,5% |
| 12 | 413 | 420 | 381 | 418 | -1,5% | -9,2% | -0,4% |
| 14 | 309 | 313 | 284 | 312 | -1,2% | -9,2% | -0,3% |
| 16 | 240 | 242 | 220 | 242 | -0,9% | -9,2% | -0,2% |
| 18 | 192 | 193 | 175 | 193 | -0,7% | -9,2% | -0,2% |
| 20 | 156 | 157 | 143 | 157 | -0,6% | -9,2% | -0,1% |
| 22 | 130 | 131 | 119 | 131 | -0,5% | -9,2% | -0,1% |
| 24 | 110 | 110 | 100 | 110 | -0,4% | -9,2% | -0,1% |
| 26 | 94 | 94 | 86 | 94 | -0,4% | -9,2% | -0,1% |
| 28 | 81 | 82 | 74 | 81 | -0,3% | -9,2% | -0,1% |

Tabela 4.13 Quadro comparativo da carga crítica de flambagem global em torno do eixo Y para treliças com espessura de 1,25mm. Modo 2. (Extremidades rotuladas).

| | P_{cr} Bleich | P_{cr} Engesser | P_{cr} Eurocode | P_{cr} Timoshenko | Diferença relativa entre os resultados (%) | | |
|-------|--------------------|----------------------|----------------------|------------------------|---|----------------------|------------------------|
| Comp. | P_{crX-X} | P_{crX-X} | P_{crX-X} | P_{crX-X} | (comparando em relação ao método de Engesser) | | |
| (m) | (kN) | (kN) | (kN) | (kN) | P_{cr} Bleich | P_{cr} Eurocode | P_{cr} Timoshenko |
| 6 | 2286 | 2443 | 2406 | 2356 | -6,4% | -1,5% | -3,6% |
| 8 | 1429 | 1496 | 1463 | 1463 | -4,5% | -2,2% | -2,2% |
| 10 | 972 | 1003 | 977 | 988 | -3,0% | -2,6% | -1,5% |
| 12 | 701 | 717 | 697 | 709 | -2,2% | -2,8% | -1,1% |
| 14 | 528 | 537 | 521 | 532 | -1,7% | -2,9% | -0,8% |
| 16 | 411 | 417 | 404 | 414 | -1,3% | -3,0% | -0,6% |
| 18 | 329 | 332 | 322 | 331 | -1,0% | -3,1% | -0,5% |
| 20 | 269 | 271 | 263 | 270 | -0,8% | -3,1% | -0,4% |
| 22 | 224 | 226 | 219 | 225 | -0,7% | -3,1% | -0,3% |
| 24 | 189 | 191 | 185 | 190 | -0,6% | -3,2% | -0,3% |
| 26 | 162 | 163 | 158 | 163 | -0,5% | -3,2% | -0,2% |
| 28 | 141 | 141 | 137 | 141 | -0,4% | -3,2% | -0,2% |

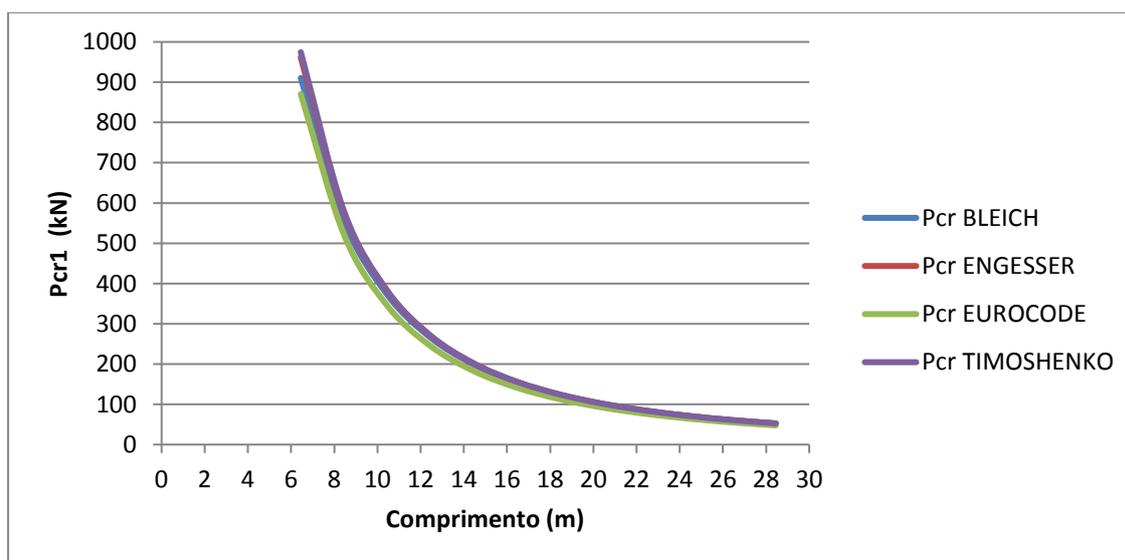


Figura 4.14 Gráfico das cargas críticas das colunas treliçadas com espessura de 0,8mm para o primeiro modo de flambagem, Modo 1.

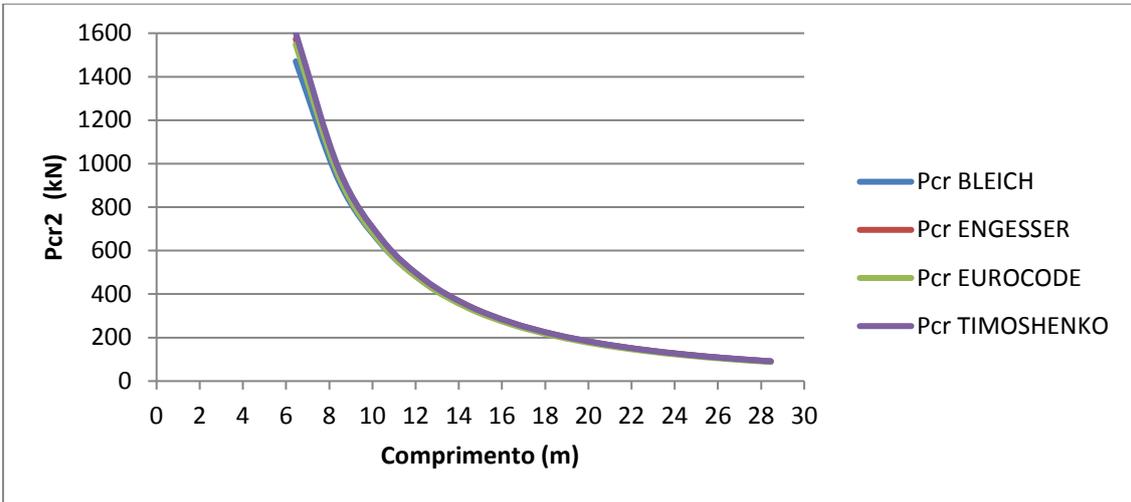


Figura 4.15 Gráfico das cargas críticas das colunas treliçadas com espessura de 0,8mm para o segundo modo de flambagem, Modo 2.

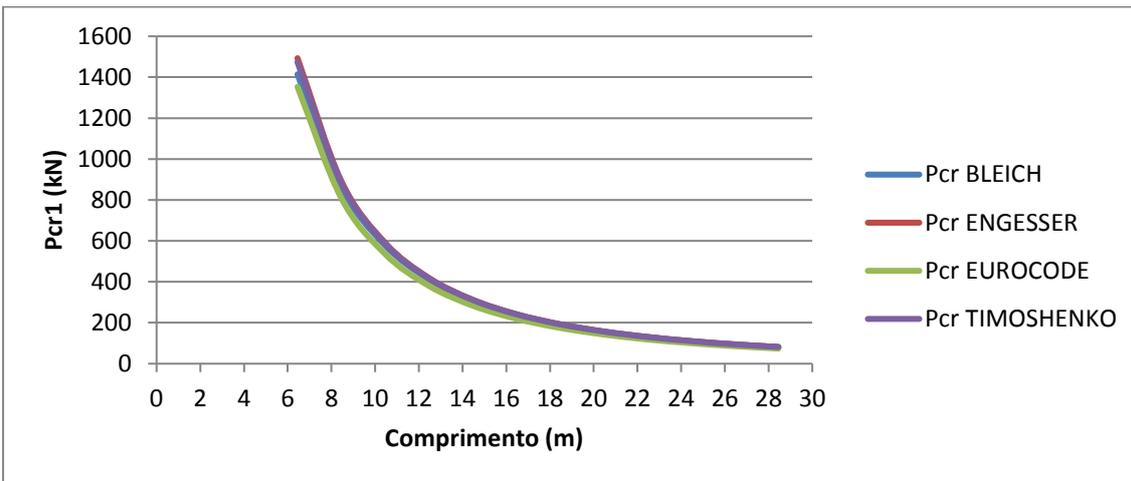


Figura 4.16 Gráfico das cargas críticas das colunas treliçadas com espessura de 1,25mm para o primeiro modo de flambagem, Modo 1.

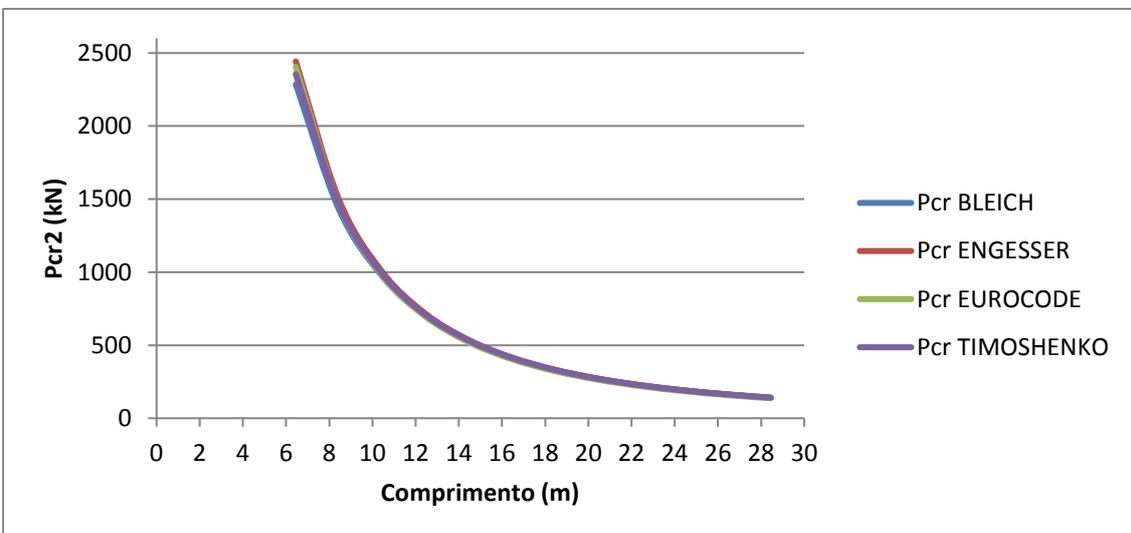


Figura 4.17 Gráfico das cargas críticas das colunas treliçadas com espessura de 1,25mm para o segundo modo de flambagem, Modo 2.

4.4 Cálculo analítico para estimativa da carga de colapso da coluna treliçada

Neste item será apresentada uma proposta de cálculo analítico para estimativa da carga de colapso da coluna treliçada. Para tal será adotada a solução não linear direta e aproximada, segundo TIMOSHENKO e GERE (1963) e apresentada por BATISTA (2004), resumida a seguir. O comportamento não linear da coluna devido às imperfeições iniciais é, de fato, o comportamento real de colunas e vigas-colunas e pode ser representado com a ajuda da Equação 4.11, válida para colunas simplesmente apoiadas:

$$\delta_{nlin} = \delta_{lin} \left(\frac{1}{1-P/P_{cr}} \right) \quad (4.11)$$

Onde:

P_{cr} é carga crítica da coluna.

δ_{lin} é o deslocamento lateral linear do elemento.

δ_{nlin} é o deslocamento lateral não-linear do elemento.

O termo de amplificação (à direita na Equação 4.11) introduz o efeito da bifurcação na flambagem da coluna. Este termo pode ser aplicado com um erro inferior a 2% quando comparado com a solução exata, para valores da carga de compressão inferior a 0,6 do valor da carga crítica de Euler (BATISTA, 2004). Na Figura 4.18 estão ilustrados os resultados da aplicação deste fator de amplificação a uma coluna simplesmente apoiada.

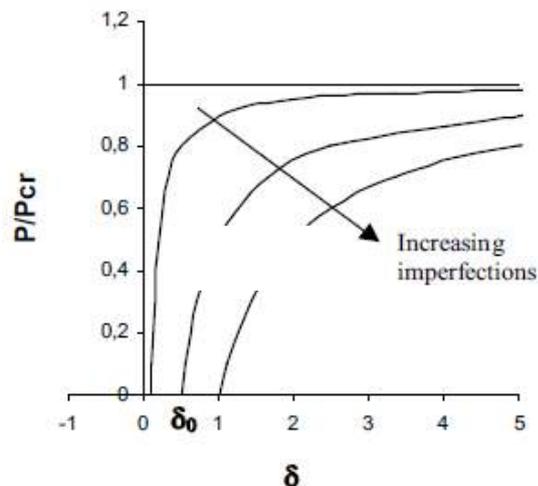


Figura 4.18 - Efeitos não-lineares da amplificação, devido às imperfeições iniciais δ_0 para um elemento de coluna, com base na solução de estabilidade de primeira ordem. (BATISTA, 2004).

O comportamento de flambagem da coluna é, de fato, não linear e pode ser encontrado a partir da equação elástica para grandes deslocamentos de coluna. A coluna

é classificada como um caminho de equilíbrio estável simétrico, indicando que colunas muito esbeltas podem apresentar comportamento pós-flambagem acima do patamar da carga crítica de Euler.

No caso das colunas treliçadas dessa tese, o colapso é reconhecido quando um dos montantes atinge sua resistência à compressão axial (considerando que o dimensionamento é realizado de forma que as diagonais e as barras horizontais não irão ao colapso antes dos montantes). Os esforços normais de compressão atuantes nos montantes podem ser obtidos através da Equação 4.12:

$$N = P/4 + P (\delta_{nlin}-\delta_{nlin})/2d_c \quad (4.12)$$

Onde:

N é o esforço normal de compressão no montante mais comprimido;

P é a carga aplicada na coluna treliçada;

d_c é a distância entre os centróides dos montantes no plano de menor inércia ($d_c=251,8\text{mm}$).

δ_{nlin} é o deslocamento lateral não-linear calculado conforme Equação 4.11, com o valor da carga crítica da coluna treliçada (P_{cr}) obtido no item 4.3.

Como os resultados dos métodos analíticos para a carga crítica da coluna treliçada foram muito próximos, para efeito da estimativa da carga de colapso será utilizado o valor da carga crítica obtido através do método do Timoshenko, segundo a Equação 4.4. Conforme recomendado no Eurocode 3 part 1-1 (CEN, 2006b), a imperfeição geométrica inicial (δ_{lin}) foi adotada como $L/500$. L é a distância entre os centros de rotação das colunas treliçadas iguais a 6448, 12448 e 16448mm para as colunas com 6200, 12200 e 16200mm de comprimento, respectivamente.

Os esforços normais de compressão nos montantes, obtidos a partir da Equação 4.12, devem ser comparados com a resistência à compressão do montante (P_{n2} incluído na Tabela 3.17), ao longo do carregamento incremental da coluna treliçada. Quando a carga incremental aplicada na coluna treliçada atingir o valor da carga de colapso do montante constante na Tabela 3.17, considera-se esse valor da carga incremental como sendo a carga de colapso da coluna treliçada.

As Tabelas 4.14 a 4.19 apresentam os valores dos esforços normais nos montantes mais solicitados, segundo a Equação 4.12, para as colunas treliçadas com comprimentos de 6200, 12200 e 16200mm, e espessuras de 0,8 e 1,25mm, para cada incremento de carga aplicada (a carga foi aplicada em 10 incrementos). Na última coluna da tabela está

apresentado o valor do acréscimo de esforço normal no montante devido ao efeito da flambagem global (entre parêntesis está o percentual de aumento). Principalmente para as colunas mais esbeltas (12200 e 16200mm de comprimento) pode-se observar um acréscimo elevado de esforço normal no montante (chegando a 80% no caso da T16x1,25), reforçando o comportamento altamente não-linear dessas colunas.

Tabela 4.14: Esforço normal N(kN) no montante mais comprimido, para a coluna treliçada T6x1,25, para a carga aplicada P(kN).

Coluna treliçada T6x1,25

$P_{cr} = 1584$ kN

$\delta_{lin} = 12,90$ mm

L =

6448 mm

| P (kN) | P/P _{cr} | $\delta_{nlin} - \delta_{lin}$ | L/ δ | N (kN) | Acréscimo kN (%) |
|--------|-------------------|--------------------------------|-------------|---------|------------------|
| 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0 | 0,00 | 0 (0%) |
| 41,90 | 0,03 | 0,35 | 18402 | -10,50 | 0,03 (0,3%) |
| 83,80 | 0,05 | 0,72 | 8951 | -21,07 | 0,12 (0,6%) |
| 125,70 | 0,08 | 1,11 | 5801 | -31,70 | 0,28 (0,9%) |
| 167,60 | 0,11 | 1,53 | 4226 | -42,41 | 0,51 (1,2%) |
| 209,50 | 0,13 | 1,97 | 3280 | -53,19 | 0,82 (1,6%) |
| 251,40 | 0,16 | 2,43 | 2650 | -64,06 | 1,21 (1,9%) |
| 293,30 | 0,19 | 2,93 | 2200 | -75,03 | 1,71 (2,3%) |
| 335,20 | 0,21 | 3,46 | 1863 | -86,10 | 2,30 (2,7%) |
| 377,10 | 0,24 | 4,03 | 1600 | -97,29 | 3,02 (3,2%) |
| 419,00 | 0,26 | 4,64 | 1390 | -108,61 | 3,86 (3,7%) |
| 485,00 | 0,31 | 5,69 | 1133 | -126,73 | 5,48 (4,5%) |

Tabela 4.15: Esforço normal N(kN) no montante mais comprimido, para a coluna treliçada T6x0,8, para a carga aplicada P(kN).

Coluna treliçada T6x0,8

$P_{cr} = 965$ kN

$\delta_{lin} = 12,90$ mm

L =

6448 mm

| P (kN) | P/P _{cr} | $\delta_{nlin} - \delta_{lin}$ | L/ δ | N (kN) | Acréscimo kN (%) |
|--------|-------------------|--------------------------------|-------------|--------|------------------|
| 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0 | 0,00 | 0 (0%) |
| 22,00 | 0,02 | 0,30 | 21432 | -5,51 | 0,01 (0,2%) |
| 44,00 | 0,05 | 0,62 | 10466 | -11,05 | 0,05 (0,5%) |
| 66,00 | 0,07 | 0,95 | 6811 | -16,62 | 0,12 (0,8%) |
| 88,00 | 0,09 | 1,29 | 4983 | -22,23 | 0,23 (1,0%) |
| 110,00 | 0,11 | 1,66 | 3886 | -27,86 | 0,36 (1,3%) |
| 132,00 | 0,14 | 2,04 | 3155 | -33,54 | 0,54 (1,6%) |
| 154,00 | 0,16 | 2,45 | 2633 | -39,25 | 0,75 (1,9%) |
| 176,00 | 0,18 | 2,88 | 2241 | -45,01 | 1,01 (2,3%) |
| 198,00 | 0,21 | 3,33 | 1937 | -50,81 | 1,31 (2,6%) |
| 223,00 | 0,23 | 3,8 | 1664 | -57,47 | 1,72 (3,1%) |

Tabela 4.16: Esforço normal N(kN) no montante mais comprimido, para a coluna treliçada T12x1,25, para a carga aplicada P(kN).

Coluna treliçada T12x1,25

$P_{cr} = 450$ kN

$\delta_{lin} = 24,90$ mm $L = 12448$ mm

| P (kN) | P/P _{cr} | $\delta_{nlin} - \delta_{lin}$ | L/ δ | N (kN) | Acréscimo kN (%) |
|--------|-------------------|--------------------------------|-------------|---------|------------------|
| 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0 | 0,00 | 0 (0%) |
| 29,00 | 0,06 | 1,71 | 7259 | -7,35 | 0,10 (1,4%) |
| 58,00 | 0,13 | 3,68 | 3379 | -14,92 | 0,42 (2,9%) |
| 87,00 | 0,19 | 5,97 | 2086 | -22,78 | 1,03 (4,7%) |
| 116,00 | 0,26 | 8,65 | 1440 | -30,99 | 1,99 (6,9%) |
| 145,00 | 0,32 | 11,84 | 1052 | -39,66 | 3,41 (9,4%) |
| 174,00 | 0,39 | 15,70 | 793 | -48,92 | 5,42 (12,5%) |
| 203,00 | 0,45 | 20,46 | 608 | -59,00 | 8,25 (16,3%) |
| 232,00 | 0,52 | 26,49 | 470 | -70,21 | 12,21 (21,0%) |
| 261,00 | 0,58 | 34,38 | 362 | -83,07 | 17,82 (27,3%) |
| 290,00 | 0,64 | 45,12 | 276 | -98,48 | 25,98 (35,8%) |
| 329,50 | 0,73 | 68,08 | 183 | -126,92 | 44,54 (54,1%) |

Tabela 4.17: Esforço normal N(kN) no montante mais comprimido, para a coluna treliçada T12x0,8, para a carga aplicada P(kN).

Coluna treliçada T12x0,8

$P_{cr} = 269$ kN

$\delta_{lin} = 24,9$ mm $L = 12448$ mm

| P (kN) | P/P _{cr} | $\delta_{nlin} - \delta_{lin}$ | L/ δ | N (kN) | Acréscimo kN (%) |
|--------|-------------------|--------------------------------|-------------|--------|------------------|
| 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0 | 0,00 | 0 (0%) |
| 16,50 | 0,06 | 1,63 | 7652 | -4,18 | 0,05 (1,3%) |
| 33,00 | 0,12 | 3,48 | 3576 | -8,48 | 0,23 (2,8%) |
| 49,50 | 0,18 | 5,61 | 2217 | -12,93 | 0,55 (4,5%) |
| 66,00 | 0,25 | 8,09 | 1538 | -17,56 | 1,06 (6,4%) |
| 82,50 | 0,31 | 11,01 | 1130 | -22,43 | 1,80 (8,7%) |
| 99,00 | 0,37 | 14,50 | 859 | -27,60 | 2,85 (11,5%) |
| 115,50 | 0,43 | 18,73 | 665 | -33,17 | 4,30 (14,9%) |
| 132,00 | 0,49 | 23,99 | 519 | -39,29 | 6,29 (19,1%) |
| 148,50 | 0,55 | 30,68 | 406 | -46,17 | 9,05 (24,4%) |
| 165,00 | 0,61 | 39,50 | 315 | -54,19 | 12,94 (31,4%) |
| 171,0 | 0,64 | 43,44 | 287 | -57,50 | 14,75 (34,5%) |

Tabela 4.18: Esforço normal N(kN) no montante mais comprimido, para a coluna treliçada T16x1,25, para a carga aplicada P(kN).

Coluna treliçada T16x1,25

$P_{cr} = 260$ kN

$\delta_{lin} = 32,90$ mm $L = 16448$ mm

| P (kN) | P/P _{cr} | $\delta_{nlin} - \delta_{lin}$ | L/ δ | N (kN) | Acréscimo kN (%) |
|--------|-------------------|--------------------------------|-------------|---------|------------------|
| 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0 | 0,00 | 0 (0%) |
| 19,60 | 0,08 | 2,68 | 6133 | -5,00 | 0,10 (2,1%) |
| 39,20 | 0,15 | 5,84 | 2816 | -10,25 | 0,45 (4,6%) |
| 58,80 | 0,23 | 9,61 | 1711 | -15,82 | 1,12 (7,6%) |
| 78,40 | 0,30 | 14,20 | 1158 | -21,81 | 2,21 (11,3%) |
| 98,00 | 0,38 | 19,90 | 827 | -28,37 | 3,87 (15,8%) |
| 117,60 | 0,45 | 27,17 | 605 | -35,74 | 6,34 (21,6%) |
| 137,20 | 0,53 | 36,75 | 448 | -44,31 | 10,01 (29,2%) |
| 156,80 | 0,60 | 49,98 | 329 | -54,76 | 15,56 (39,7%) |
| 176,40 | 0,68 | 69,41 | 237 | -68,41 | 24,31 (55,1%) |
| 196,00 | 0,75 | 100,74 | 163 | -88,21 | 39,21 (80,0%) |
| 217,40 | 0,84 | 167,88 | 98 | -126,82 | 72,47 (133,3%) |

Tabela 4.19: Esforço normal N(kN) no montante mais comprimido, para a coluna treliçada T16x0,8, para a carga aplicada P(kN).

Coluna treliçada T16x0,8

$P_{cr} = 155$ kN

$\delta_{lin} = 32,90$ mm $L = 16448$ mm

| P (kN) | P/P _{cr} | $\delta_{nlin} - \delta_{lin}$ | L/ δ | N (kN) | Acréscimo kN (%) |
|--------|-------------------|--------------------------------|-------------|--------|------------------|
| 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0 | 0,00 | 0 (0%) |
| 11,50 | 0,07 | 2,64 | 6239 | -2,94 | 0,06 (2,1%) |
| 23,00 | 0,15 | 5,73 | 2870 | -6,01 | 0,26 (4,6%) |
| 34,50 | 0,22 | 9,42 | 1746 | -9,27 | 0,65 (7,5%) |
| 46,00 | 0,30 | 13,88 | 1185 | -12,77 | 1,27 (11,0%) |
| 57,50 | 0,37 | 19,40 | 848 | -16,59 | 2,22 (15,4%) |
| 69,00 | 0,45 | 26,39 | 623 | -20,87 | 3,62 (21,0%) |
| 80,50 | 0,52 | 35,55 | 463 | -25,81 | 5,68 (28,2%) |
| 92,00 | 0,59 | 48,04 | 342 | -31,78 | 8,78 (38,2%) |
| 103,50 | 0,67 | 66,11 | 249 | -39,46 | 13,59 (52,5%) |
| 115,00 | 0,74 | 94,58 | 174 | -50,35 | 21,60 (75,1%) |
| 120,50 | 0,78 | 114,90 | 143 | -57,62 | 27,49 (91,3%) |

A Tabela 4.20 apresenta a resistência à compressão de um montante (2U's), com e sem enrijecedores de borda, para as espessuras de 0,80mm e 1,25mm (valores retirados da Tabela 3.17). Esses foram os valores considerados como o esforço de compressão máximo no montante, para se obter a carga de colapso da coluna treliçada.

Tabela 4.20: Resistência à compressão dos montantes pelo MRD, com comprimento $L=400\text{mm}$, considerando seção não-composta.

| Seção transversal do montante | Espessura (mm) | 1 montante (2U's) P_{n2} (kN) |
|--------------------------------------|-------------------|---------------------------------------|
| U enrijecido 88x86x42x40x12mm | 0,80 | 57,5 |
| U sem enrijecedores 88x86x42x40mm | 0,80 | 41,1 |
| U enrijecido 88x86x42x40x12mm | 1,25 | 126,9 |
| U sem enrijecedores 88x86x42x40mm | 1,25 | 89,8 |

Comparando-se os de valores resistência à compressão dos montantes pelo MRD constantes na Tabela 4.20, com os valores dos esforços normais nos montantes das Tabelas 4.14 a 4.19 (última linha da Tabela), foi possível estimar analiticamente a carga de colapso de cada coluna treliçada, considerando a resistência da seção com enrijecedores de borda. Foi considerada também a resistência da seção sem enrijecedores de borda, nesse caso foi necessário calcular os valores dos esforços normais nos montantes para incrementos de carga intermediários, que não constam nas Tabelas 4.14 a 4.19. A Tabela 4.21 mostra as cargas experimentais e analíticas de colapso para as colunas treliçadas ensaiadas, considerando os montantes formados por dois perfis U com e sem enrijecedores de borda. Está incluída na Tabela a razão entre resultados analíticos e experimentais, entre parênteses. Observa-se que os resultados analíticos para os montantes sem enrijecedores apresentam-se mais próximos aos resultados experimentais. Estes resultados são sustentados pela evidência do mecanismo de colapso ter se desenvolvido na seção transversal onde ocorre a supressão dos enrijecedores de borda. Excetuando-se o caso da coluna treliçada T16x1,25, as demais colunas apresentaram discrepância elevada entre os resultados analíticos e experimentais (mesmo considerando a seção U sem enrijecedores de borda). No próximo item (item 4.5) serão desenvolvidos modelos numéricos para calibração do método analítico apresentado neste item.

A última coluna da Tabela 4.21 exhibe os resultados da resistência à compressão da coluna treliçada sem efeito de flambagem global, considerando a resistência à compressão dos montantes da Tabela 3.17 (P_{n8} , sem enrijecedores). Pode-se observar que a carga de colapso analítica e experimental é muito menor que a carga de compressão dos quatro montantes. A diferença aumenta com o comprimento da coluna, devido à influência da flambagem global. Como foi utilizada a carga de colapso dos montantes

constantes na Tabela 3.17, resultados da análise no GBTUL e do MRD, a flambagem local foi considerada.

Tabela 4.21: Cargas de colapso analítica (P_{ut}) e experimental (P_{uexp}) das colunas treliçadas ensaiadas, considerando a resistência da seção com e sem enrijecedores de borda. Entre parêntesis a relação Analítico/Experimental.

| Coluna Treliçada | Experimental | Análise não-linear (analítico) (P_{ut}) | | Sem flamb. global |
|------------------|---------------------------------|---|---------------------|---------------------|
| ID da Coluna | Carga de Colapso (P_{uexp}) | U enrijecido | U sem enrijecedores | U sem enrijecedores |
| T6x1,25 | - | 485 | 349 | 359 |
| T6x0,8 | 110 | 223,0 (2,02) | 161,0 (1,46) | 164 (1,49) |
| T12x1,25 | 233 | 329,5 (1,41) | 274,5 (1,18) | 359 (1,54) |
| T12x0,8 | 89 | 171,0 (1,92) | 137,0 (1,54) | 164 (1,84) |
| T16x1,25 | 196 | 217,4 (1,11) | 197,3 (1,01) | 359 (1,83) |
| T16x0,8 | 85 | 120,5 (1,42) | 105,5 (1,24) | 164 (1,93) |

4.5 Modelos numéricos com elementos de barra no SAP2000

Com o objetivo de avaliar a flambagem global das colunas treliçadas e obtenção dos respectivos modos de flambagem e cargas críticas, foram desenvolvidos modelos em elementos finitos de barras no programa SAP2000 (2011), para comparação com os resultados analíticos e experimentais. KALOCHAIRETIS e GANTES (2011) realizaram modelagens numéricas de colunas treliçadas com elementos de barra e com elementos de casca. Esses autores chegaram à conclusão que não é necessária a utilização de um modelo mais sofisticado com elementos de casca para a análise global da estrutura, pois os resultados não apresentam diferenças significativas. Essa conclusão aplica-se para o modo global de flexão, porém, para um modo que envolva a torção pode ser que não se aplique, devido ao efeito do empenamento. Como os modelos utilizando elementos de casca exigem um esforço computacional muito maior, para a análise dos modos de flambagem globais de flexão das colunas treliçadas foram utilizados os modelos com elementos de barras no programa SAP2000 (2011).

Neste item serão apresentados os resultados das análises de flambagem elástica para obtenção dos modos de flambagem e cargas críticas das colunas treliçadas, e das análises não lineares realizadas no SAP2000, para obtenção das cargas de colapso teóricas das colunas treliçadas.

4.5.1 Descrição dos modelos desenvolvidos

Foram desenvolvidos 8 modelos numéricos com elementos de barra no SAP2000, dois para cada comprimento da coluna treliçada, conforme listado abaixo:

- a) TRE6200x08: Modelo 6200mm de comprimento e espessura de 0,8mm.
- b) TRE6200x125: Modelo 6200mm de comprimento e espessura de 1,25mm.
- c) TRE12200x08: Modelo 12200mm de comprimento e espessura de 0,8mm.
- d) TRE12200x125: Modelo 12200mm de comprimento e espessura 1,25mm.
- e) TRE16200x08: Modelo 16200mm de comprimento e espessura de 0,8mm.
- f) TRE16200x125: Modelo 16200mm de comprimento e espessura 1,25mm.

Os montantes das colunas treliçadas foram modelados pelo centroide da seção composta conforme mostrado na Figura 2.1. Na Figura 2.3 está ilustrado o unifilar com a modulação das colunas de 6m, 12m e 16m. A distância entre os centroides dos montantes no plano XZ é de 342,4mm e no plano YZ de 251,8mm, conforme ilustrado na Figura 2.1.

No programa SAP2000 foram modelados também os módulos menores de 100mm, um em cada extremidade da treliça. Na Figura 4.19 está ilustrado o modelo de barras no programa SAP2000 para a coluna treliçada com 6200mm de comprimento, a título de exemplo.

A fim simular as condições de apoio do ensaio foram modeladas placas rígidas nas extremidades das colunas treliçadas e foi criado somente um apoio no centro de cada placa rígida. As placas rígidas de extremidade foram modeladas em elementos finitos com o elemento de casca “shell thick” do SAP2000. Foi adotada uma espessura de 25mm para estas placas e módulo de elasticidade fictício igual a 1000E. Foi adotada uma malha com elementos retangulares com dimensões aproximadas de 13mm x 17mm, conforme ilustrado na Figura 4.20. Para simular a distância entre os centros de rotação das colunas treliçadas foi criada uma barra rígida ligando o centro da placa rígida ao centro de rotação, correspondente à posição das rótulas de apoio adotadas no ensaio. Esta barra rígida possui comprimento de 168mm no topo da coluna e 80mm na base da coluna, para reproduzir as distâncias entre os centros de rotação do ensaio experimental. Portanto as distâncias entre os centros de rotação das treliças com 6200mm, 12200mm e 16200mm de comprimento são respectivamente 6448mm, 12448mm e 16448mm.

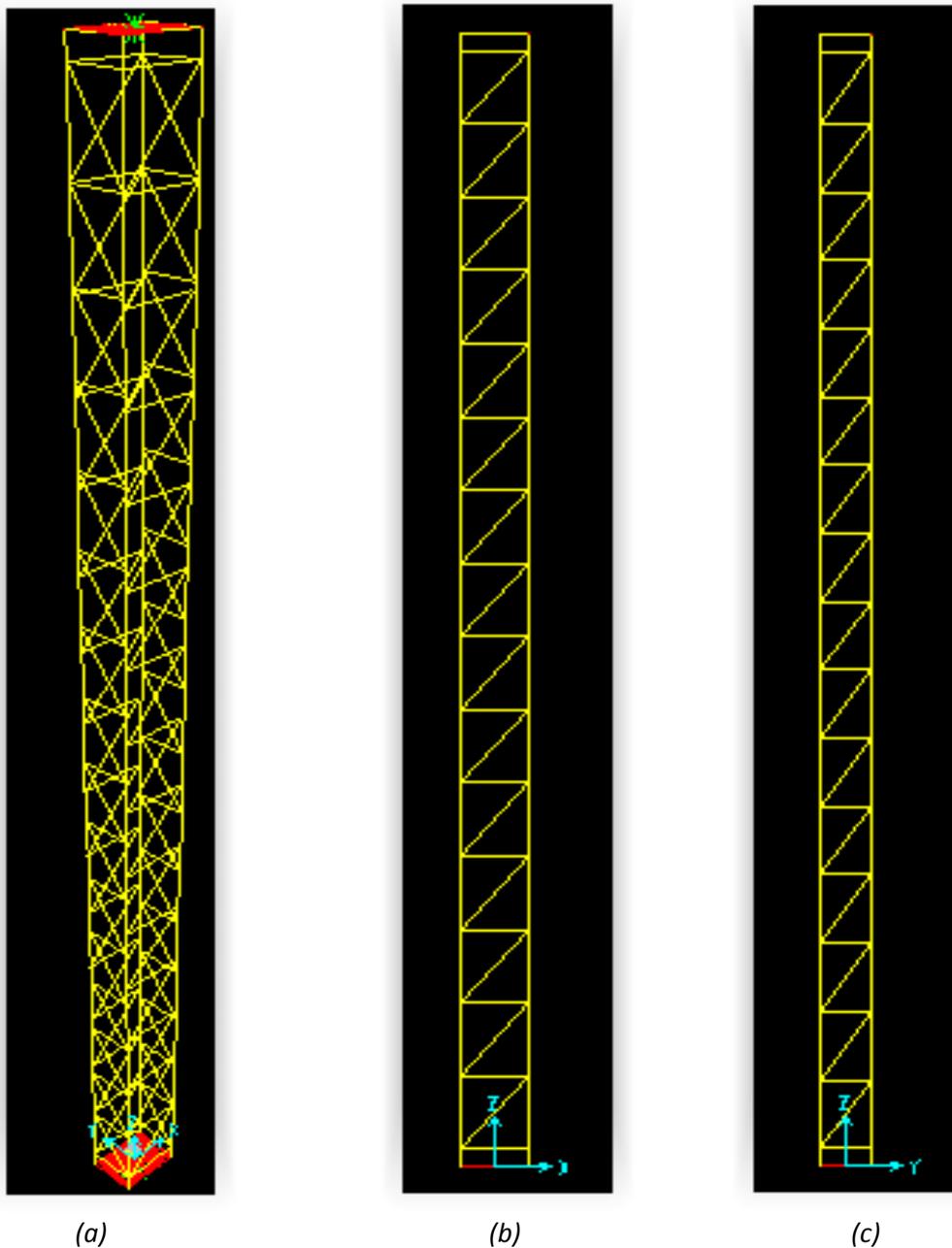


Figura 4.19 Modelo com elementos de barra da coluna treliçada com 6200mm de comprimento no programa SAP2000. (a) Vista em 3 dimensões do modelo. (b) Vista do plano XZ. (c) Vista do Plano YZ.

No topo da treliça (extremidade onde foi colocada a rótula no ensaio) foi adotado um apoio na extremidade da barra rígida restringindo apenas os deslocamentos no plano da seção transversal da treliça (x e y). O deslocamento em z e todas as rotações ficaram livres, caracterizando um apoio rotulado. Neste ponto da extremidade da barra rígida foi aplicada a carga concentrada na direção z (axial), simulando a carga do ensaio. Para verificação dos modos de flambagem da treliça, foi aplicada uma carga concentrada de 1N neste ponto. Na base da treliça (extremidade do atuador) foi adotado um apoio na

extremidade da barra rígida restringindo apenas os deslocamentos (x , y e z) e a rotação em z (torção).

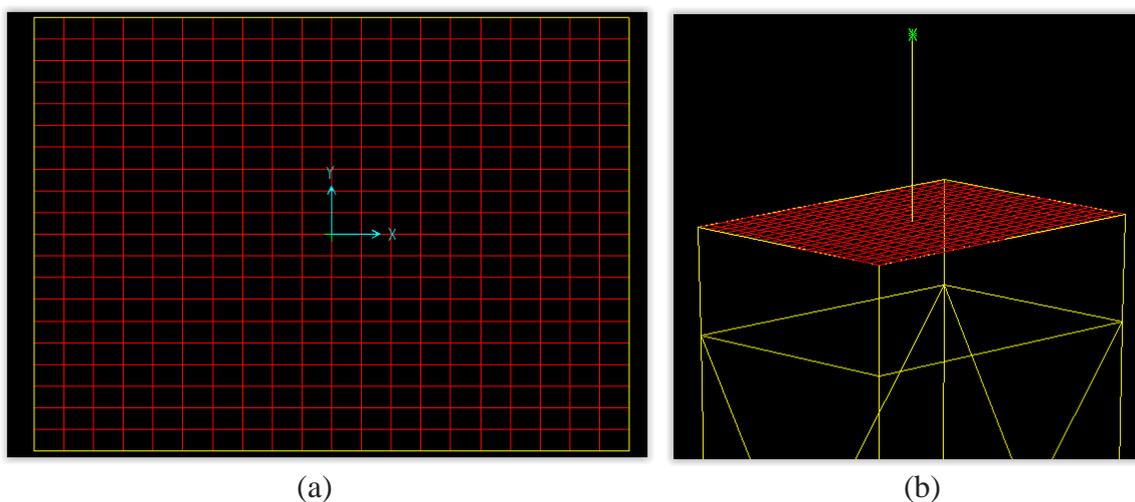


Figura 4.20 (a) Placas rígidas de extremidade modeladas em elementos de casca no programa SAP2000. Vista do plano XY da malha em elementos finitos. (b) Barra rígida modelada em elemento de barra no programa SAP2000 conectada ao centro da placa rígida.

A fim de comparar os resultados com diferentes condições de extremidade, foram realizados testes com duas opções de apoio para as treliças com comprimentos de 6200mm, 12200mm e 16200mm. Nestes modelos foi utilizada a placa rígida nas extremidades, sem a barra rígida (as condições de apoio foram aplicadas diretamente ao centro da placa rígida). O topo da coluna foi sempre considerado como rotulado no centro da placa rígida e foram testadas 2 opções de apoio na base:

Opção 1: apoio engastado na base, restringindo as 3 translações (x , y e z) e as 3 rotações do centro da placa rígida, esta solução foi chamada de “engastada” na base;

Opção 2: apoio rotulado na base, restringindo as 3 translações (x , y e z) e a rotação em z (torção) do centro da placa rígida, esta solução foi chamada de “rotulada”.

Observou-se que os resultados para as cargas críticas dos modelos do SAP2000 com placas rígidas na base engastadas foram bem maiores do que com as extremidades rotuladas na base (quase o dobro, no caso das treliças mais altas). Os valores experimentais obtidos para as cargas críticas aproximaram-se mais da opção 2 de apoio (rotulado).

Adicionalmente, foram desenvolvidos modelos da coluna treliçada com 16200mm de comprimento para realização de uma análise de sensibilidade, mudando também as condições de contorno das diagonais e barras horizontais, além das condições de

extremidade. Observou-se que a diferença percentual dos modelos rotulando as diagonais e barras horizontais foi de apenas 2% em relação ao caso onde estas peças não foram rotuladas. O fato de engastar a base da treliça aumentou consideravelmente a carga crítica (no caso da treliça de 16m com espessura de 0.8mm, resultou uma diferença percentual de 40% em relação ao modelo rotulado).

Portanto, para efeito de comparação com os resultados analíticos e experimentais, no próximo item serão apresentados os valores obtidos numericamente para as cargas críticas pelo programa SAP2000 para os modelos com as extremidades rotuladas, usando placas rígidas e barras rígidas nas 2 extremidades, para se obter a distância entre os centros de rotação coerentes com os ensaios experimentais. As diagonais e barras horizontais também foram rotuladas, para ficarem mais condizentes com o ensaio experimental, onde as ligações destas peças são realizadas através de um parafuso auto-atarrachante.

4.5.2 Resultados da análise de flambagem elástica no SAP2000

Para efeito de comparação com as cargas críticas obtidas através dos métodos analíticos, foram utilizados os modelos com placas rígidas nas extremidades e as barras rígidas conectando o centro das placas rígidas ao centro de rotação, de forma a ficar com os mesmos comprimentos de flambagem adotados nos cálculos analíticos e no ensaio experimental (6448m, 12448mm e 16448mm). Nas Tabelas 4.22 e 4.23 estão apresentados quadros comparativos dos valores obtidos analiticamente e numericamente (modelo SAP2000) para a carga crítica de flambagem global da coluna treliçada em torno do eixo X (modo 1), e em torno do eixo Y (modo 2).

A partir dos quadros comparativos acima pode-se observar que os quatro métodos estudados (Eurocode, Timoshenko, Bleich e Engesser) apresentaram valores próximos, sendo o Eurocode um pouco mais conservador. Os valores entre parêntesis mostram a comparação dos métodos analíticos com os resultados da análise numérica no SAP2000 com modelos de elementos de barra (MEFB). Observa-se que os valores analíticos e numéricos estão muito próximos. O método que mais se aproximou dos resultados do SAP2000 para o primeiro modo de flambagem das colunas longas (de 12200mm e 16200mm) foi o método de Bleich, com valores praticamente coincidentes. Já para o segundo modo de flambagem das colunas longas (12200mm e 16200mm), foi o método do Timoshenko que mais se aproximou dos resultados do SAP2000. No caso do primeiro modo de flambagem das colunas curtas, com 6200mm de comprimento, os métodos do

Timoshenko e Engesser se aproximaram mais dos resultados do SAP2000, os métodos do Eurocode e Bleich apresentaram resultados inferiores aos do SAP2000.

As Figuras 4.21 a 4.23 ilustram os quatro primeiros modos de flambagem para cada coluna treliçada. Observa-se que, em geral, os dois primeiros modos de flambagem foram flambagem global por flexão em torno dos eixos X e Y respectivamente.

Tabela 4.22 Quadro comparativo da carga crítica flambagem global em torno do eixo X. Modo 1. (Extremidades rotuladas e distância entre centros de rotação). Os valores entre parêntesis mostram a comparação dos métodos analíticos com os resultados da análise numérica no SAP2000 com modelos de elementos de barra (MEFB).

| Modelo da treliça | | Cargas Críticas Flambagem em torno do eixo X - P_{crX-X} (kN) | | | | |
|-------------------|----------------|---|-------------|-------------|-------------|------|
| Comp. (mm) | Espessura (mm) | EUROCODE | TIMOSHENKO | BLEICH | ENGESSER | MEFB |
| 6448 | 1,25 | 1454 (0,90) | 1584 (0,98) | 1520 (0,94) | 1605 (0,99) | 1618 |
| 6448 | 0,80 | 862 (0,90) | 965 (1,01) | 901 (0,94) | 952 (0,99) | 959 |
| 12448 | 1,25 | 410 (0,93) | 450 (1,02) | 444 (1,00) | 451 (1,02) | 442 |
| 12448 | 0,80 | 243 (0,92) | 269 (1,02) | 263 (1,00) | 268 (1,02) | 263 |
| 16448 | 1,25 | 236 (0,93) | 260 (1,02) | 258 (1,02) | 260 (1,02) | 254 |
| 16448 | 0,80 | 140 (0,93) | 155 (1,03) | 153 (1,01) | 154 (1,02) | 151 |

Tabela 4.23 Quadro comparativo da carga crítica flambagem global em torno do eixo Y. Modo 2. (Extremidades rotuladas e distância entre centros de rotação). Os valores entre parêntesis mostram a comparação dos métodos analíticos com os resultados da análise numérica no SAP2000 com modelos de elementos de barra (MEFB).

| Modelo da treliça | | Cargas Críticas Flambagem em torno do eixo Y - P_{crY-Y} (kN) | | | | |
|-------------------|----------------|---|-------------|-------------|-------------|------|
| Comp. (mm) | Espessura (mm) | EUROCODE | TIMOSHENKO | BLEICH | ENGESSER | MEFB |
| 6448 | 1,25 | 2586 (0,96) | 2532 (0,94) | 2457 (0,91) | 2626 (0,97) | 2698 |
| 6448 | 0,80 | 1533 (0,96) | 1584 (0,99) | 1456 (0,91) | 1557 (0,97) | 1600 |
| 12448 | 1,25 | 749 (0,96) | 762 (0,98) | 753 (0,97) | 770 (0,99) | 777 |
| 12448 | 0,80 | 444 (0,95) | 459 (0,99) | 447 (0,96) | 457 (0,98) | 465 |
| 16448 | 1,25 | 434 (0,95) | 445 (0,98) | 442 (0,97) | 448 (0,98) | 456 |
| 16448 | 0,80 | 257 (0,95) | 266 (0,99) | 262 (0,97) | 265 (0,98) | 270 |

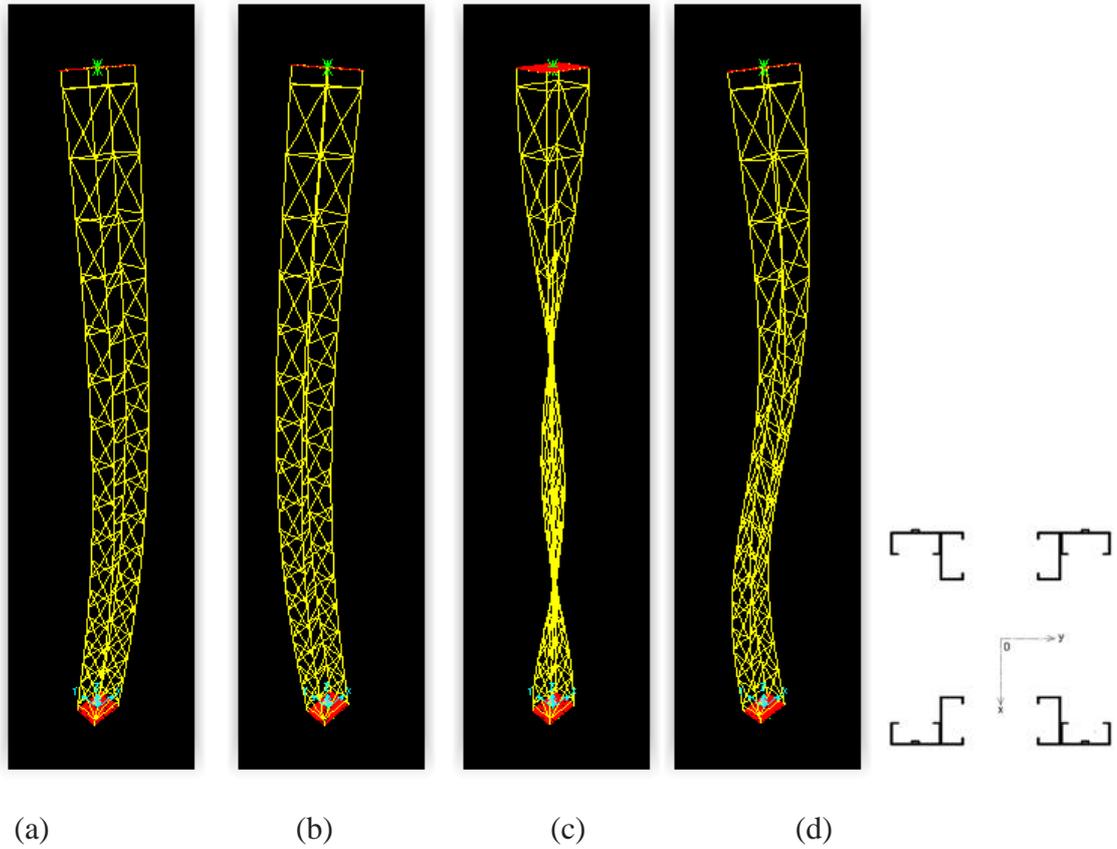


Figura 4.21 Modos de flambagem obtidos do programa SAP2000 para a treliça com 6200mm de comprimento e espessura 0,8mm, extremidades rotuladas: (a) Modo 1: flexão global em torno do eixo x (b) Modo 2: flexão global em torno do eixo y (c) Modo 3: torção (d) Modo 4: flexão global em torno do eixo x, com 2 semi-ondas. A treliça com 6200mm de comprimento e espessura 1,25mm apresentou modos de flambagem similares, porém com valores de carga crítica diferentes.

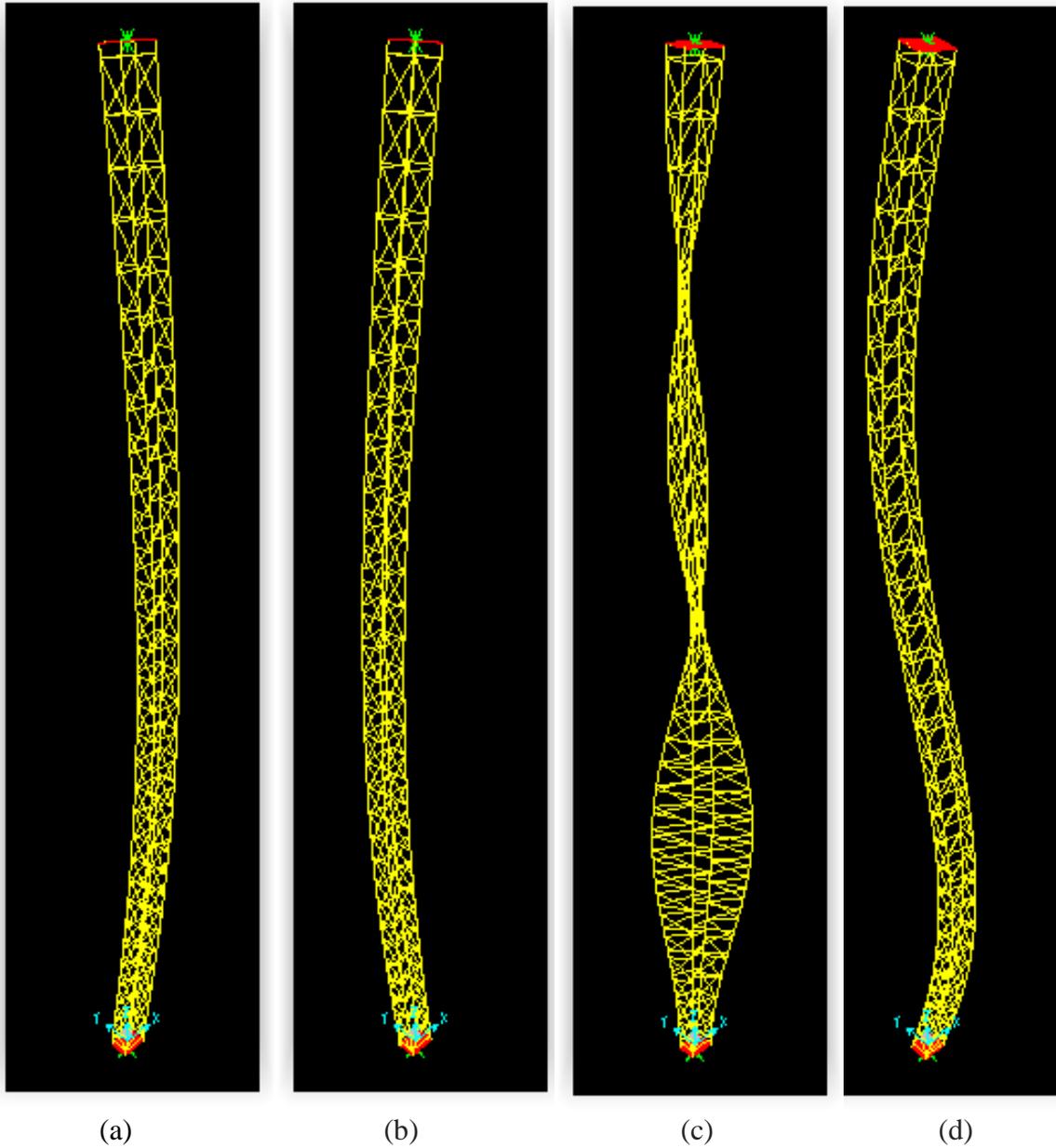


Figura 4.22 Modos de flambagem obtidos do programa SAP2000 para a treliça com 12200mm de comprimento e espessura 0,8mm, extremidades rotuladas: (a) Modo 1: flexão global em torno do eixo x (b) Modo 2: flexão global em torno do eixo y (c) Modo 3: torção (d) Modo 4: flexão global em torno do eixo x, com 2 semi-ondas. A treliça com 12200mm de comprimento e espessura 1,25mm apresentou modos de flambagem similares, porém com valores de carga crítica diferentes.

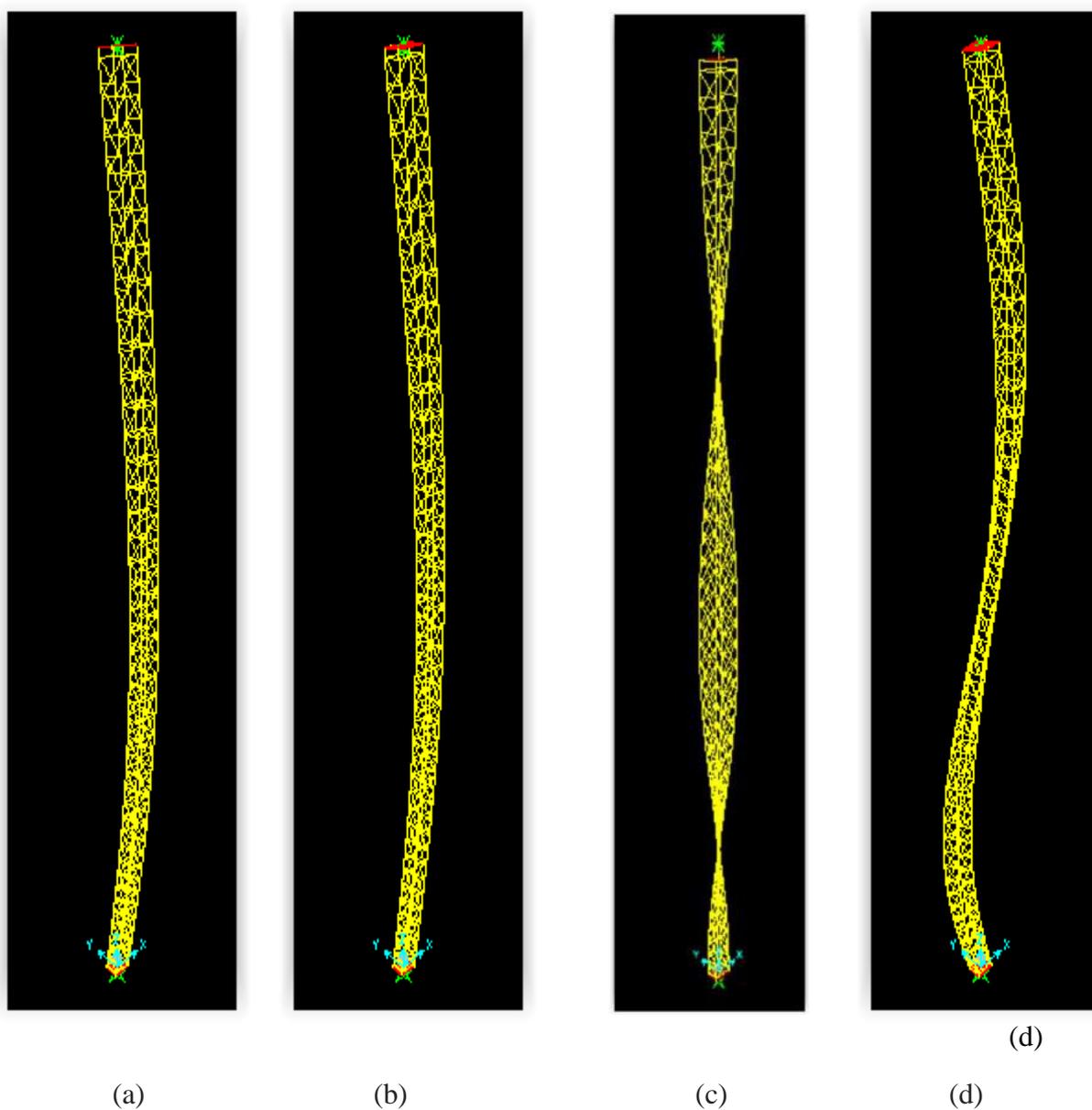


Figura 4.23 Modos de flambagem obtidos do programa SAP2000 para a treliça com 16200mm de comprimento e espessura 0,8mm, extremidades rotuladas: (a) Modo 1: flexão global em torno do eixo x (b) Modo 2: flexão global em torno do eixo y (c) Modo 3: torção (d) Modo 4: flexão global em torno do eixo x, com 2 semi-ondas. A treliça com 16200mm de comprimento e espessura 1,25mm apresentou modos de flambagem similares, porém com valores de carga crítica diferentes.

Adicionalmente, foram desenvolvidos modelos da coluna treliçada com 12200mm de comprimento para realização de uma análise de sensibilidade introduzindo excentricidade nas ligações e considerando também a redução da seção transversal dos montantes (supressão dos enrijecedores de borda). A Figura 4.24 ilustra o modelo com elementos de barras introduzindo a excentricidades nas chegadas das diagonais nos montantes.

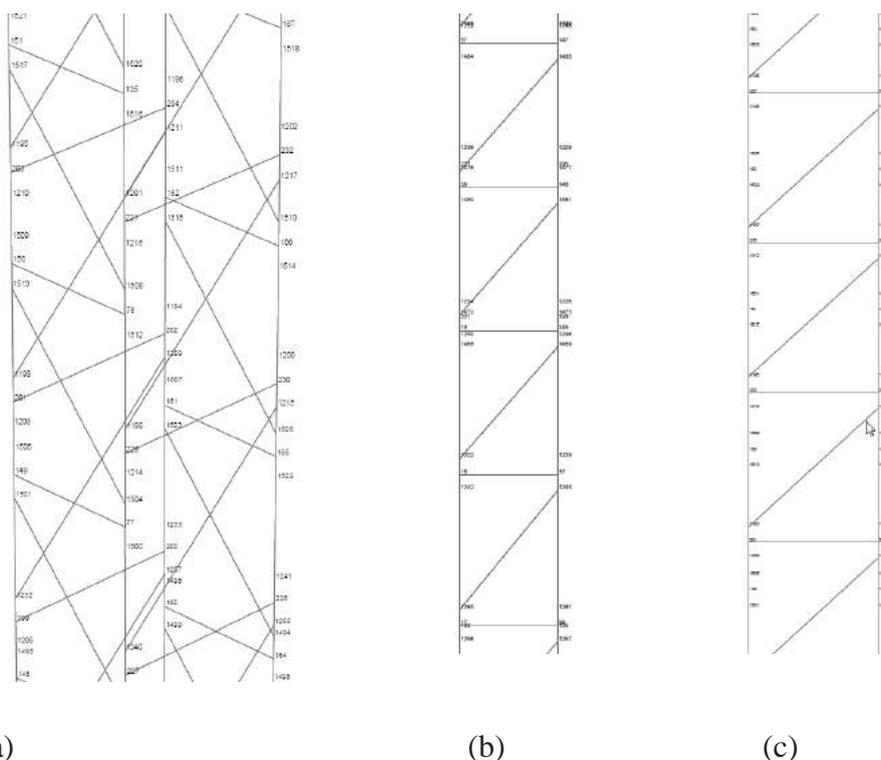


Figura 4.24 Modelo com elementos de barra da coluna treliçada com excentricidades nas chegadas das diagonais nos montantes: (a) Vista em 3 dimensões de um trecho da coluna treliçada. (b) Vista do plano XZ. (c) Vista do Plano YZ.

A seguir estão descritos os 6 modelos desenvolvidos:

- a) Coluna treliçada com 12200mm e espessura de 0,8mm introduzindo excentricidades nas ligações;
- b) Coluna treliçada com 12200mm e espessura de 0,8mm, com excentricidades nas ligações e considerando a seção transversal reduzida dos montantes ao longo de todo o comprimento da coluna (seção transversal sem enrijecedores de borda);
- c) Coluna treliçada com 12200mm e espessura de 0,8mm, com excentricidades nas ligações e considerando a seção transversal reduzida dos montantes (sem enrijecedores de borda) somente no trecho das ligações (onde chegam as diagonais e barras horizontais);
- d) Coluna treliçada com 12200mm e espessura de 1,25mm introduzindo excentricidades nas ligações;
- e) Coluna treliçada com 12200mm e espessura de 1,25mm, com excentricidades nas ligações e considerando a seção transversal reduzida dos montantes ao longo de todo o comprimento da coluna (seção transversal sem enrijecedores de borda);

- f) Coluna treliçada com 12200mm e espessura de 1,25mm, com excentricidades nas ligações e considerando a seção transversal reduzida dos montantes (sem enrijecedores de borda) somente no trecho das ligações (onde chegam as diagonais e barras horizontais).

A Tabela 4.24 apresenta os valores das cargas críticas obtidas para a coluna treliçada de 12200mm de comprimento e 0,8mm de espessura, para os modos de flambagem 1 (em torno do eixo x) e 2 (em torno do eixo y). A Tabela 4.25 apresenta os resultados para a espessura de 1,25mm. A partir dos resultados pode-se observar que a introdução das excentricidades nas ligações praticamente não impactou os valores das cargas críticas. Nos modelos onde foi considerada a seção reduzida dos montantes (sem enrijecedores de borda) ao longo de todo o comprimento, houve uma redução da carga crítica do modo 1 de aproximadamente 11% para a espessura de 0,8mm, e 13% para a espessura de 1,25mm. Considerando a seção reduzida dos montantes somente nos trechos das ligações (onde chegam as diagonais e barras horizontais), a redução da carga crítica do modo 1 foi de aproximadamente 5% para a espessura de 0,8mm, e 6% para a espessura de 1,25mm.

Tabela 4.24 Quadro comparativo da carga crítica flambagem global em torno do eixo X (modo 1), considerando excentricidades nas ligações e seção reduzida dos montantes, para a coluna treliçada com 12200mm de comprimento e 0,8mm de espessura.

| Descrição | Cargas Críticas (kN) | | Modelo novo / modelo original | |
|--|----------------------|--------|-------------------------------|--------|
| | Modo 1 | Modo 2 | Modo 1 | Modo 2 |
| Modelo original T12x0.8 | 263 | 465 | - | - |
| Modelo introduzindo excentricidade nas ligações | 266 | 465 | 1,01 | 1,00 |
| Modelo com excentricidade nas ligações e seção dos montantes sem enrijecedor | 233 | 409 | 0,89 | 0,88 |
| Modelo com excentricidade nas ligações e seção reduzida onde chegam as diagonais | 249 | 437 | 0,95 | 0,94 |

Tabela 4.25 Quadro comparativo da carga crítica flambagem global em torno do eixo X (modo 1), considerando excentricidades nas ligações e seção reduzida dos montantes, para a coluna treliçada com 12200mm de comprimento e 1,25mm de espessura.

| Descrição | Cargas Críticas (kN) | | Modelo novo / modelo original | |
|--|----------------------|--------|-------------------------------|--------|
| | Modo 1 | Modo 2 | Modo 1 | Modo 2 |
| Modelo original T12x1.25 | 442 | 777 | 1 | 1 |
| Modelo introduzindo excentricidade nas ligações | 436 | 778 | 0,99 | 1,00 |
| Modelo com excentricidade nas ligações e seção dos montantes sem enrijecedor | 385 | 669 | 0,87 | 0,86 |
| Modelo com excentricidade nas ligações e seção reduzida onde chegam as diagonais | 415 | 707 | 0,94 | 0,91 |

4.5.3 Análise não linear no SAP2000

O primeiro modo de flambagem global da coluna treliçada, obtido da análise numérica de flambagem, foi utilizado como imperfeição geométrica inicial para a análise não linear geométrica elástica do MEFB no programa SAP2000. Conforme recomendado no Eurocode 3 part 1-1 (CEN, 2006b), a imperfeição geométrica inicial foi adotada como $L/500$. O colapso das colunas treliçadas é reconhecido quando um dos montantes atinge sua resistência à compressão axial. Assim, os esforços normais de compressão nos montantes, obtidos a partir da análise elástica não linear do MEFB, devem ser comparados com a resistência à compressão do montante (P_{n2} incluído na Tabela 3.17), ao longo do carregamento incremental da coluna treliçada. Quando a carga incremental aplicada no modelo do SAP2000 atingir o valor da carga de colapso do montante constante na Tabela 3.17, considera-se esse valor da carga incremental como sendo a carga de colapso da coluna treliçada. A Tabela 4.20 apresenta a resistência à compressão de um montante (2U's), com e sem enrijecedores de borda, para as espessuras de 0,80mm e 1,25mm (valores retirados da Tabela 3.17). Esses foram os valores considerados como o esforço de compressão máximo no montante na análise não linear no SAP2000, para se obter a carga de colapso da coluna treliçada.

A Figura 4.25 mostra os deslocamentos na metade do comprimento de cada coluna treliçada, resultantes da análise não linear no SAP2000 (MEFB). A partir deste gráfico pode-se observar a influência da flambagem global e o comportamento não linear das colunas de 12200mm e 16200mm de comprimento, até as colunas atingirem a carga de colapso (P_u). Como a coluna de 6200mm não sofreu flambagem global, a resposta é linear.

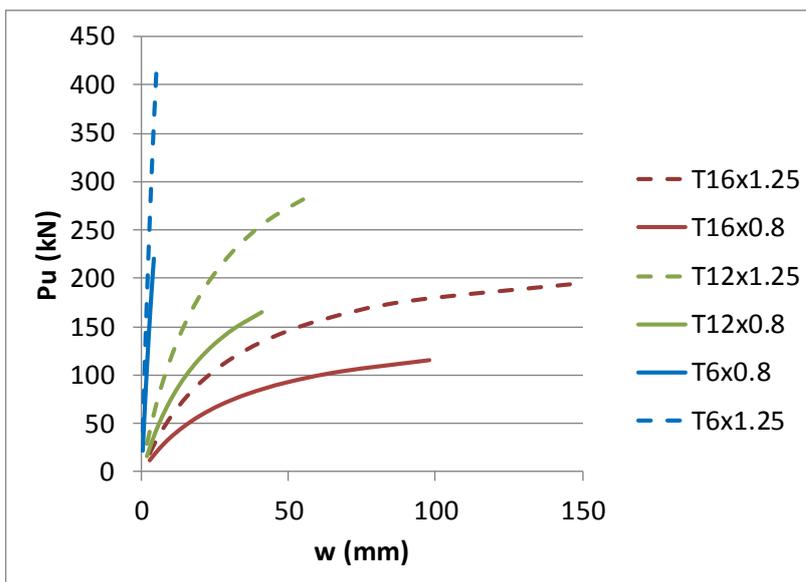


Figura 4.25 – Gráfico carga x deslocamentos na metade do comprimento de cada coluna treliçada, obtidos da análise não linear no SAP2000.

A Figura 4.26 mostra a comparação entre os resultados analíticos, numéricos e experimentais, para o deslocamento na metade do comprimento da coluna T12x1,25 (transdutor de deslocamento DT-4H). Como as condições de extremidade não eram rótulas perfeitas, observa-se que no início dos testes as colunas apresentavam deslocamentos insignificantes. Os deslocamentos começaram a aumentar após a carga aplicada atingir um determinado nível (110kN para a coluna T12x1,25, Figura 4.26). Os deslocamentos numéricos (MEFB) e analíticos apresentaram valores similares, praticamente coincidentes até a carga aplicada de 230kN ($L/w = 470$).

A Figura 4.27 mostra os deslocamentos horizontais w registrados pelo transdutor de deslocamento DT-4H no meio do vão da coluna T16x1,25, indicando deslocamentos de flexão quase nulos até aproximadamente 110kN. Os deslocamentos numéricos e analíticos apresentaram valores similares, praticamente coincidentes até a carga aplicada de 176kN ($L/w = 237$).

A Figura 4.28 mostra os deslocamentos horizontais w registrados pelo transdutor de deslocamento DT-4H no meio do vão da coluna T12x0,8, indicando comportamento linear até aproximadamente 50kN, praticamente coincidindo com os resultados do MEFB. Após esse ponto, a divergência entre as duas curvas é originada devido à ocorrência de flambagem local/distorcional. Os deslocamentos numéricos e analíticos apresentaram valores similares, praticamente coincidentes até a carga aplicada de 115kN ($L/w = 665$).

A Figura 4.29 mostra os deslocamentos horizontais w registrados pelo transdutor de deslocamento DT-4H no meio do vão da coluna T16x0,8. Nessa coluna houve um problema de atrito entre a coluna treliçada e os roletes que haviam sido colocados nos terços das colunas, para minimizar o efeito do peso próprio da treliça. Devido a esse problema, os roletes não foram utilizados nos demais ensaios. Como mencionado, as rótulas esféricas não foram capazes de permitir rotações livres para baixos níveis de carregamento. A medida que o carregamento aumentou, a coluna treliçada desenvolveu um comportamento de flambagem por flexão que forçou e liberou as rotações nas extremidades. Os deslocamentos numéricos e analíticos apresentaram valores similares, praticamente coincidentes até a carga aplicada de 70kN ($L/w = 623$).

A Figura 4.30 mostra os deslocamentos horizontais w registrados pelo transdutor de deslocamento DT-4H no meio do vão da coluna T6x0,8, indicando deslocamentos de flexão praticamente nulos até a carga de colapso. Os deslocamentos numéricos e analíticos apresentaram valores similares, praticamente coincidentes até a carga aplicada de 110kN ($L/w = 3886$).

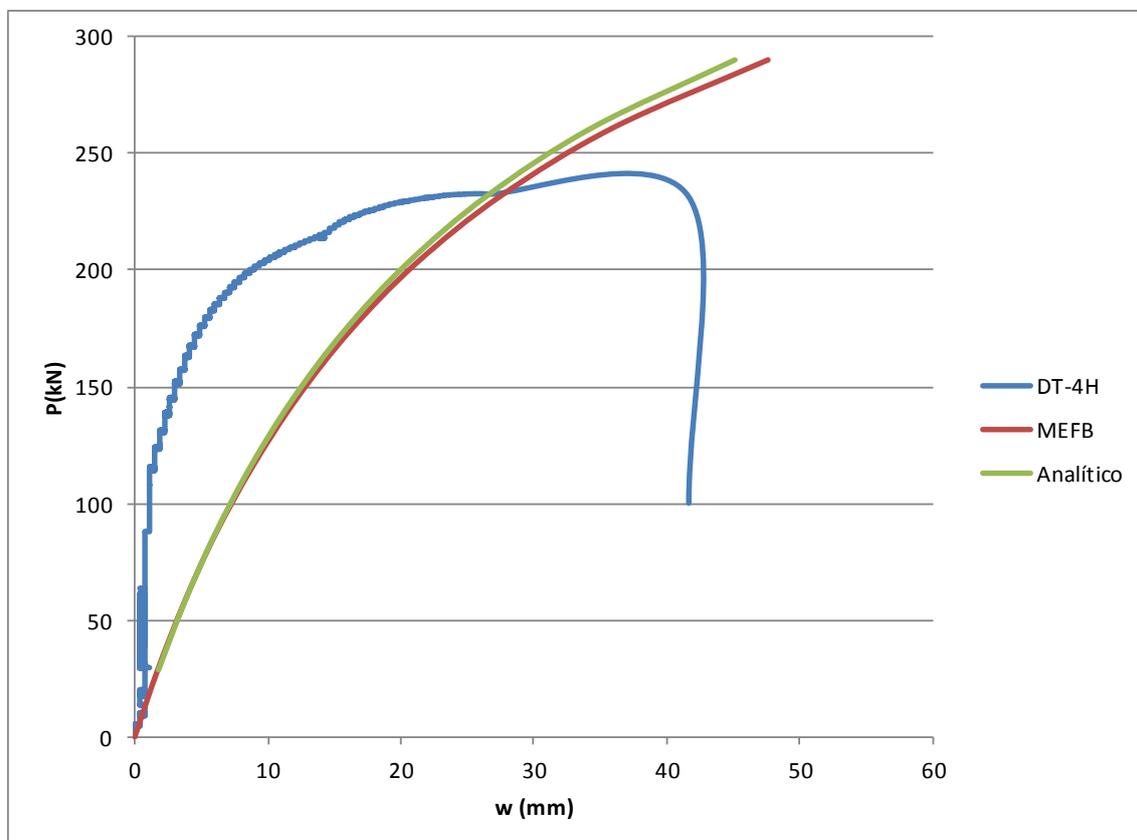


Figura 4.26 Comparação entre os resultados analíticos, numéricos (MEFB) e experimentais (transdutor de deslocamento DT-4H), para o deslocamento na metade do comprimento da coluna T12x1,25.

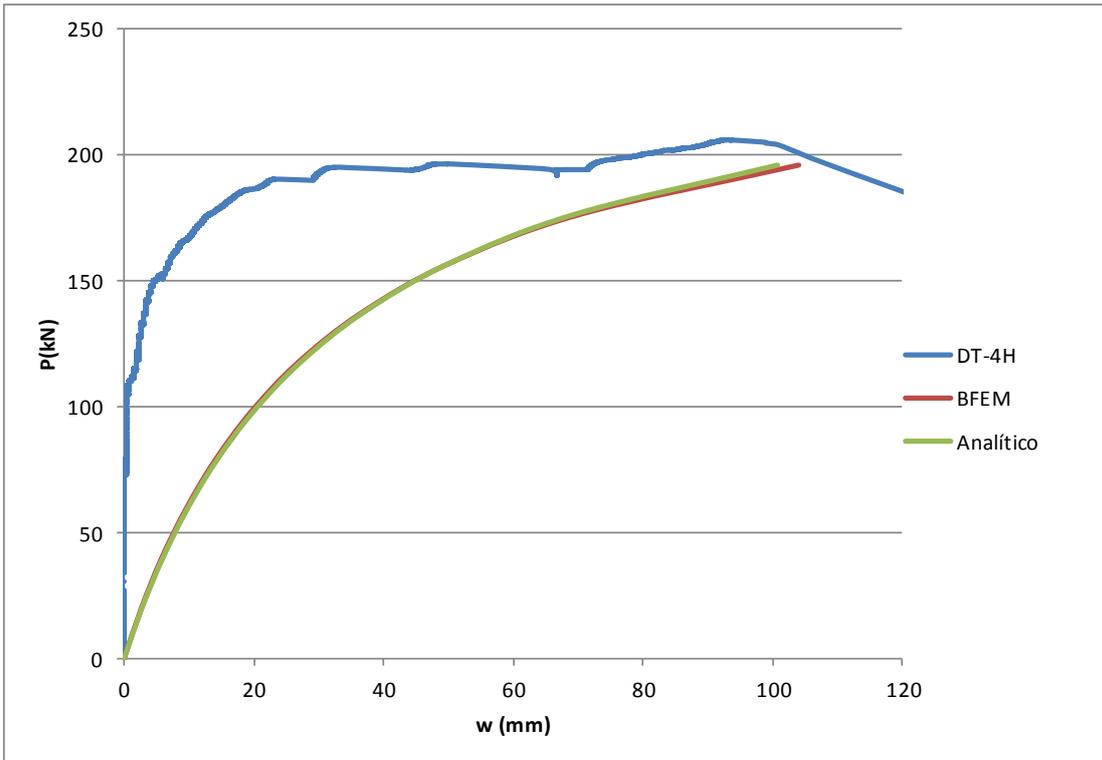


Figura 4.27 Comparação entre os resultados analíticos, numéricos (MEFB) e experimentais (transdutor de deslocamento DT-4H), para o deslocamento na metade do comprimento da coluna T16x1,25.

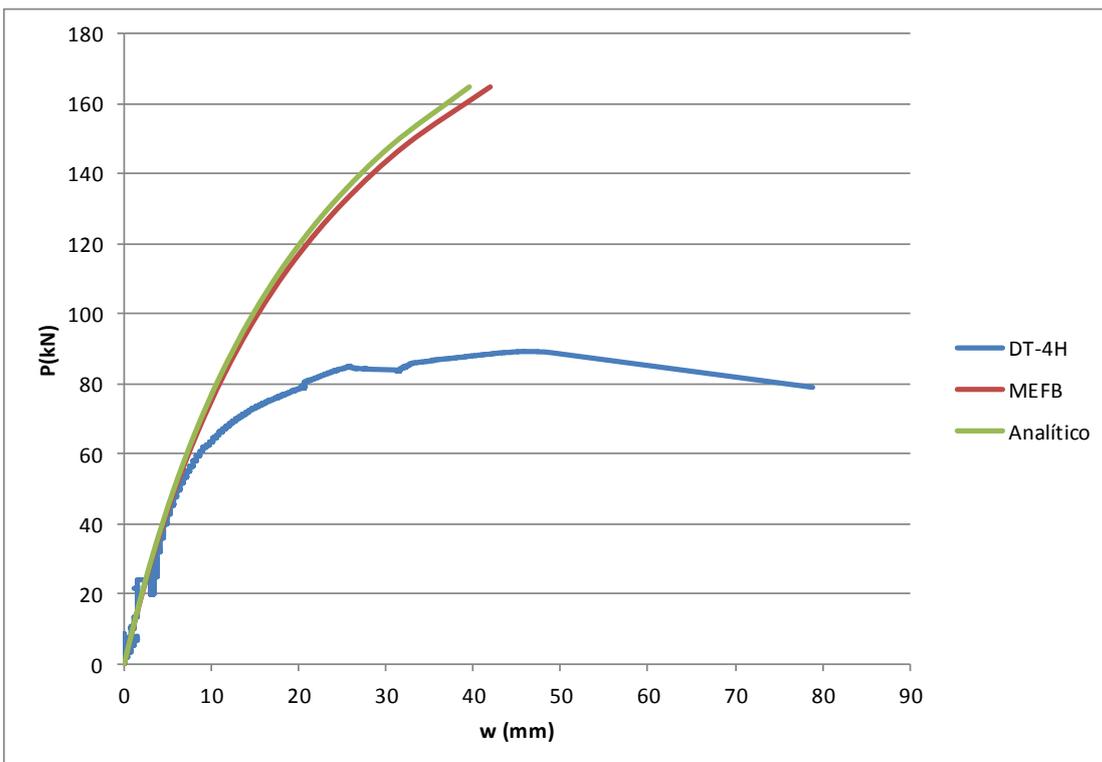


Figura 4.28 Comparação entre os resultados analíticos, numéricos (MEFB) e experimentais (transdutor de deslocamento DT-4H), para o deslocamento na metade do comprimento da coluna T12x0,8.

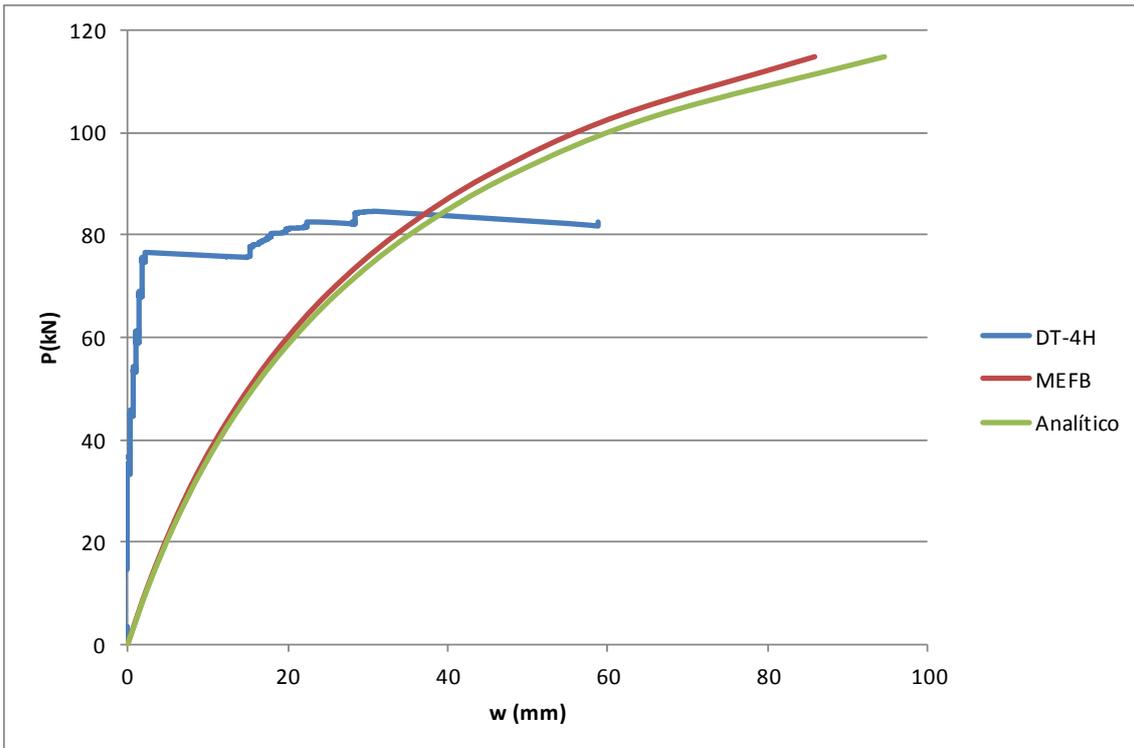


Figura 4.29 Comparação entre os resultados analíticos, numéricos (MEFB) e experimentais (transdutor de deslocamento DT-4H), para o deslocamento na metade do comprimento da coluna T16x0,8.

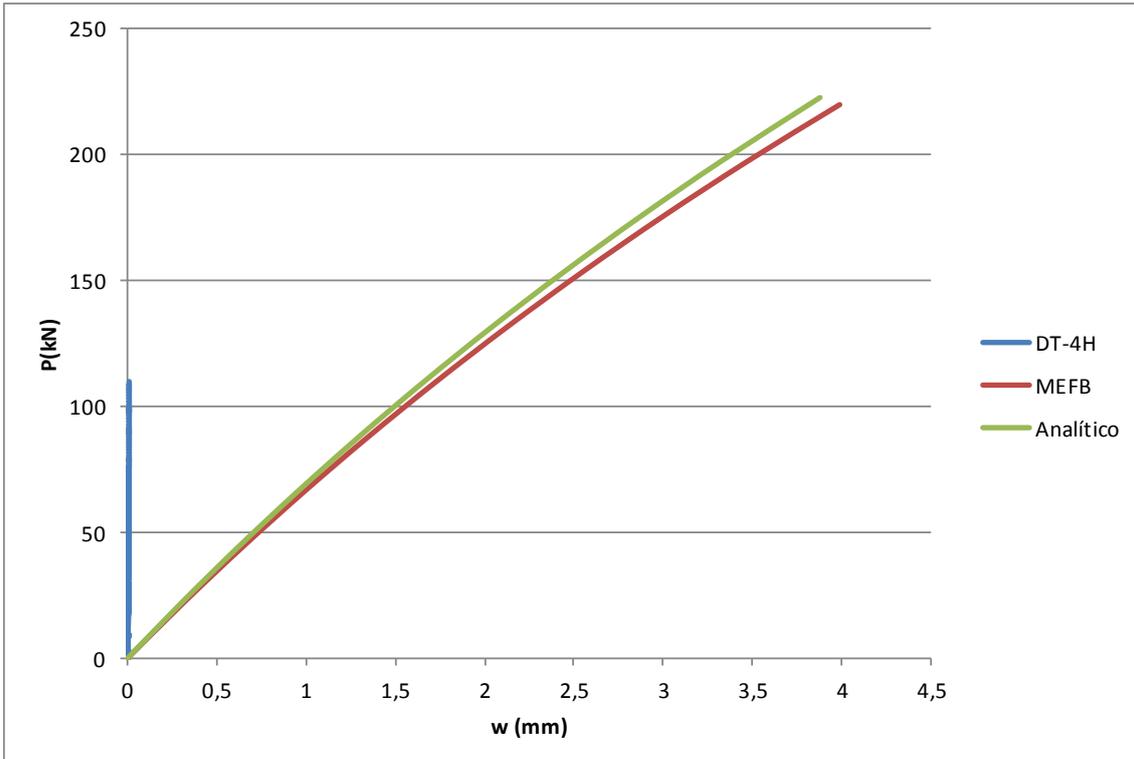


Figura 4.30 Comparação entre os resultados analíticos, numéricos (MEFB) e experimentais (transdutor de deslocamento DT-4H), para o deslocamento na metade do comprimento da coluna T6x0,8.

As Figuras 4.31, 4.32 e 4.33 ilustram os gráficos da carga aplicada *versus* esforço normal no montante mais comprimido, para as colunas treliçadas com comprimentos de 6200, 12200 e 16200mm respectivamente, para as espessuras de 1,25 e 0,8mm. Nesses gráficos estão mostrados os valores dos esforços normais obtidos nos modelos numéricos (MEFB, curvas em azul) e através do método analítico (curvas em vermelho). Observa-se que os esforços normais obtidos pelo método analítico são aproximadamente 15% menores do que os resultados numéricos, no caso das colunas treliçadas com comprimentos de 12200 e 16200mm, e 8% menores no caso das colunas treliçadas com comprimento de 6200mm. As curvas em verde nesses gráficos representam os valores analíticos multiplicados por 1,15 (para as colunas com comprimentos de 12200 e 16200mm), e por 1,08 (para as colunas treliçadas com comprimento de 6200mm). Observa-se que as curvas em verde (resultados analíticos corrigidos) praticamente coincidem com as curvas em azul (resultados numéricos).

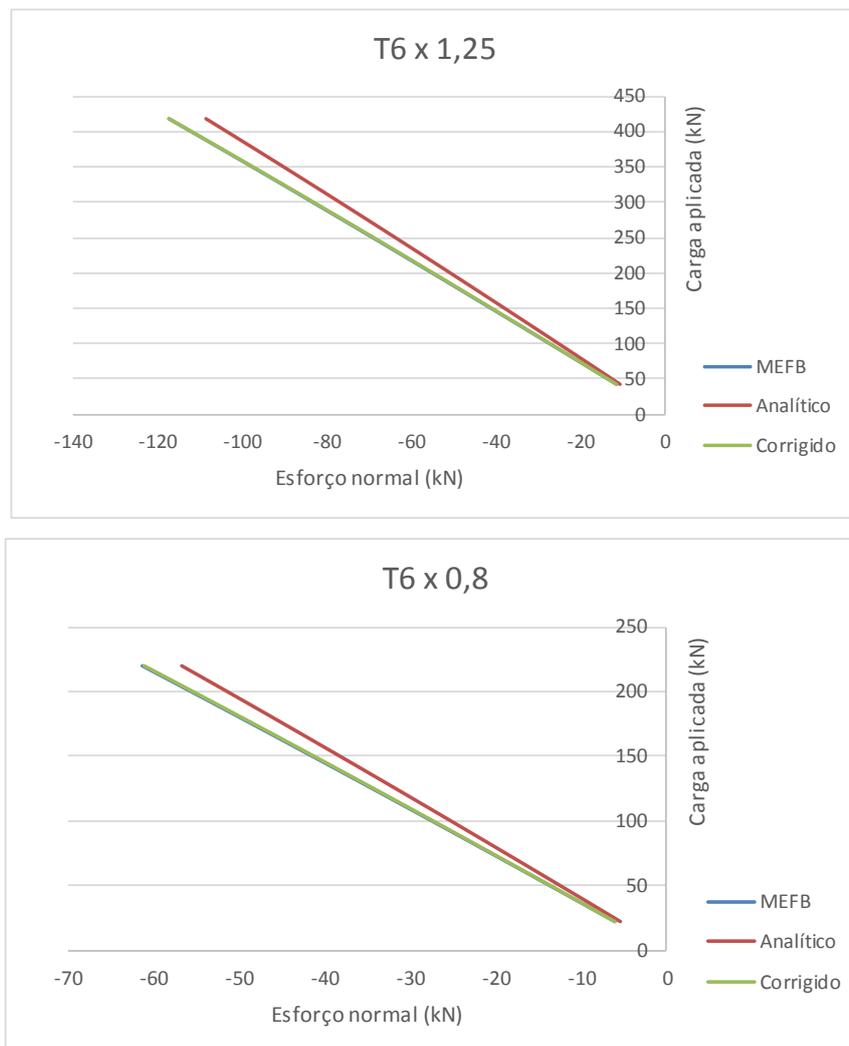


Figura 4.31 Carga aplicada *versus* esforço normal no montante mais comprimido para as colunas treliçadas com 6200mm de comprimento.

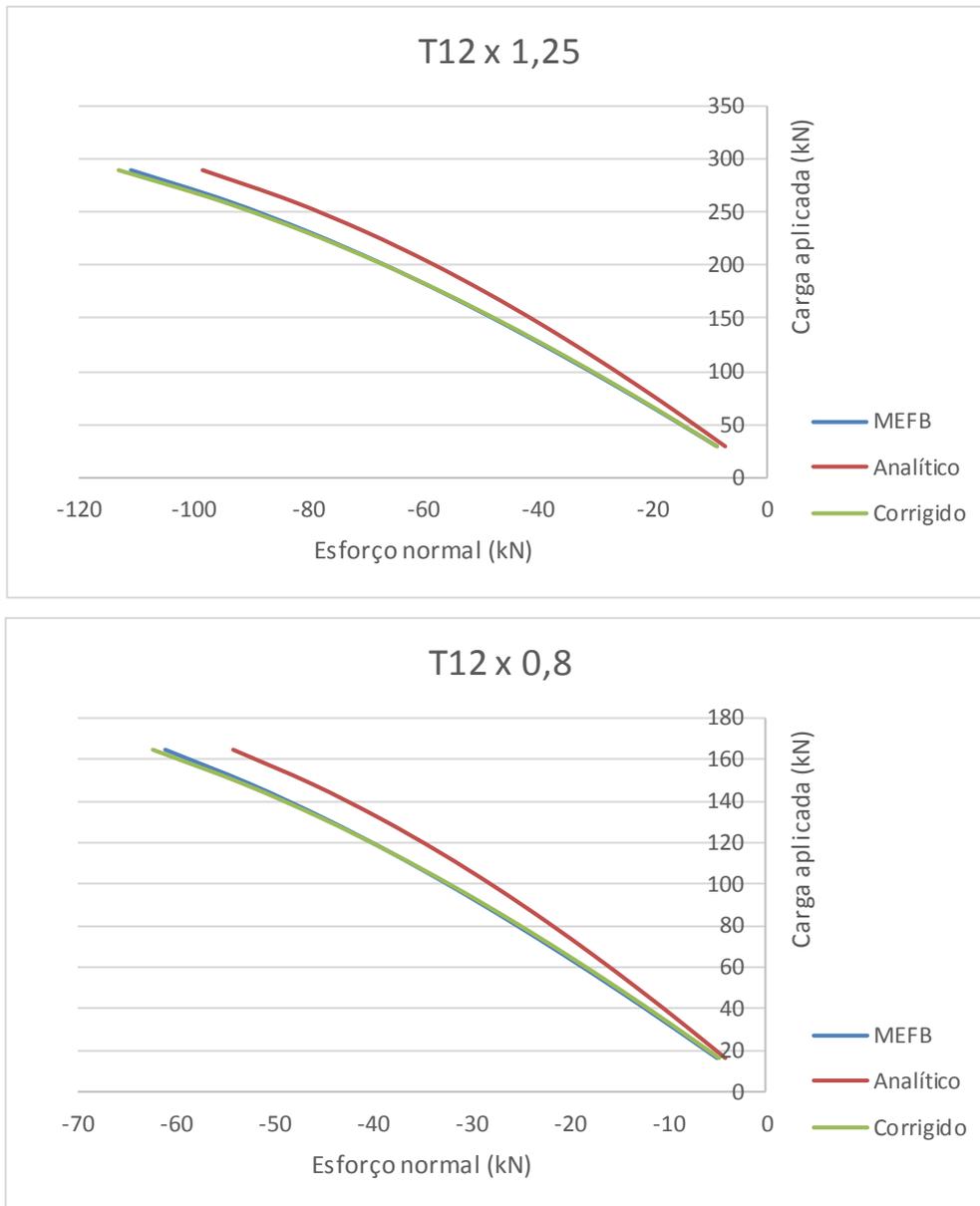


Figura 4.32 Carga aplicada *versus* esforço normal no montante mais comprimido para as coluna treliçadas com 12200mm de comprimento.

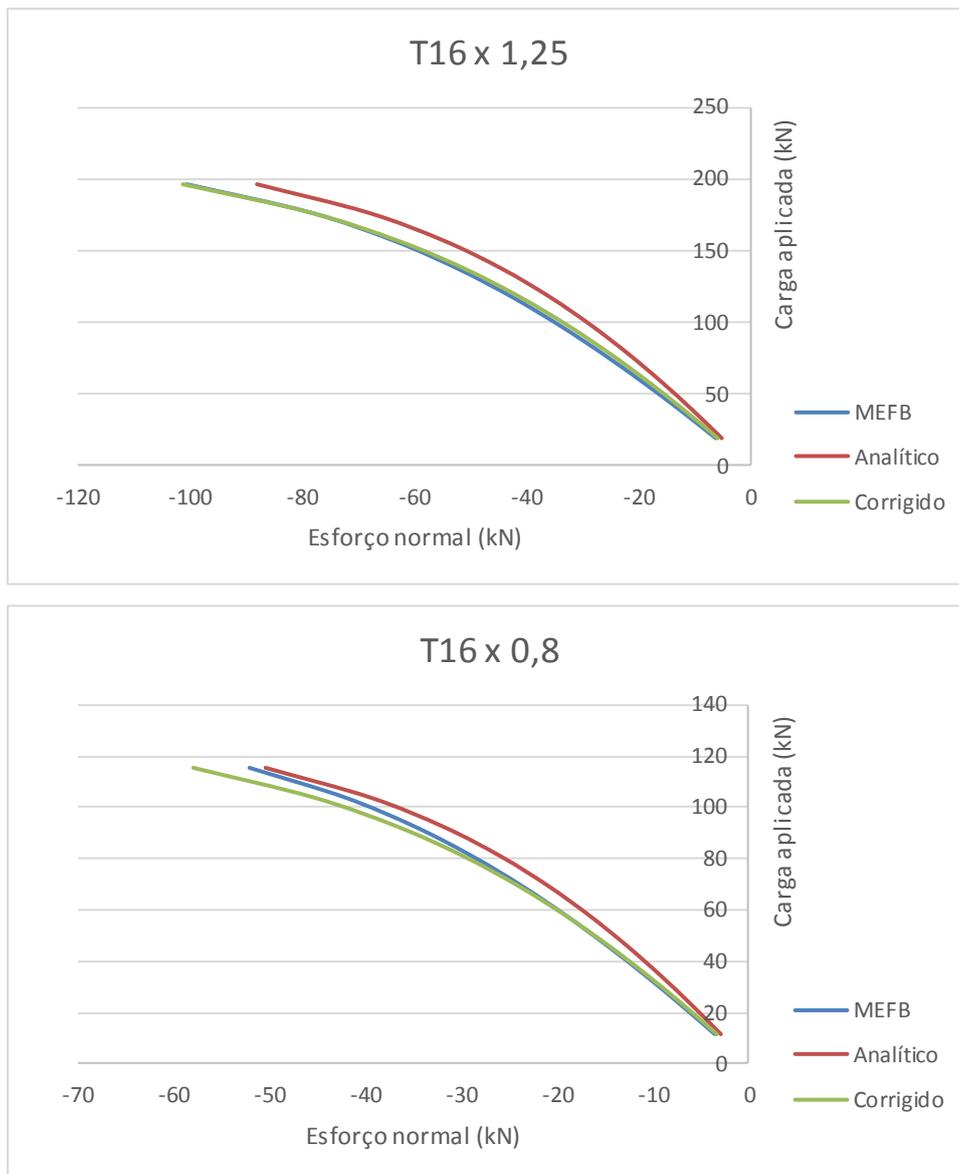


Figura 4.33 Carga aplicada *versus* esforço normal no montante mais comprimido para as colunas treliçadas com 16200mm de comprimento.

Observa-se que no caso da coluna treliçada T16x0,8 os valores dos esforços normais multiplicados por 1,15, aplicam-se bem até a carga de 92kN ($L/w = 342$). A partir dessa carga os esforços normais analíticos no montante começam a se aproximar dos valores numéricos, sem precisar multiplicar por 1,15.

A Tabela 4.26 mostra as cargas analíticas e numéricas de colapso para as colunas treliçadas ensaiadas, considerando os montantes formados por dois perfis U com e sem enrijecedores de borda. Essa consideração da seção transversal do montante sem enrijecedores de borda foi realizada apenas para se obter a força de compressão máxima a ser adotada no montante. Como essa supressão dos enrijecedores de borda ocorre apenas em um trecho reduzido, na chegada das diagonais e barras horizontais nos montantes, no

modelo do SAP2000 com elementos de barra foi considerada a seção transversal dos montantes com enrijecedores, para efeito da flambagem global. Está incluída na Tabela, entre parênteses, a razão entre resultados analíticos (sem multiplicar os esforços normais nos montantes por 1,15 e 1,08) e os numéricos.

Tabela 4.26: Cargas de colapso numérica (P_u) e analítica (P_{ut}) das colunas treliçadas ensaiadas, sem considerar o fator de correção de 1,15 e 1,08 para os esforços normais.

| ID da Coluna | Carga de Colapso | | | |
|--------------|------------------|---------------|-----------------|---------------|
| | Com enrijecedor | | Sem enrijecedor | |
| | P_u (kN) | P_{ut} (kN) | P_u (kN) | P_{ut} (kN) |
| | MEFB | Analítico | MEFB | Analítico |
| T6x1,25 | 419 | 485 (1,16) | 311 | 349 (1,12) |
| T6x0,8 | 198 | 223 (1,13) | 143 | 161 (1,13) |
| T12x1,25 | 311 | 329,5 (1,06) | 248 | 274,5 (1,11) |
| T12x0,8 | 152 | 171 (1,13) | 122 | 137 (1,13) |
| T16x1,25 | 207 | 217,4 (1,05) | 186 | 197,3 (1,06) |
| T16x0,8 | 115 | 120,5 (1,05) | 98 | 105,5 (1,08) |

Como os resultados analíticos e numéricos para os montantes sem enrijecedores apresentaram comparação mais adequada com os resultados experimentais (corroborando o mecanismo de colapso observado nos ensaios), na Tabela 4.27 estão apresentadas apenas as cargas analíticas e numéricas de colapso considerando a resistência dos montantes formados por dois perfis U sem enrijecedores de borda, para as colunas com 12200 e 16200mm de comprimento. As cargas de colapso analíticas apresentadas na Tabela 4.27 foram obtidas considerando os esforços normais nos montantes multiplicados por 1,15. Observa-se da Tabela 4.27 que, utilizando os valores dos esforços normais analíticos multiplicados por 1,15, as cargas de colapso das colunas treliçadas numéricas e analíticas praticamente coincidem.

A Figura 4.34 mostra os deslocamentos na metade do comprimento das colunas treliçadas de 12200 e 16200mm, resultantes da análise não linear no SAP2000 (MEFB). Nesse gráfico estão marcados em cada curva, o ponto da carga de colapso obtida para cada coluna treliçada (Tabela 4.27), considerando-se a resistência do montante para a seção sem enrijecedores de borda obtida através do MRD (Tabela 3.17).

Principalmente no caso das espessuras de 0,8mm, é muito comum ocorrer esse tipo de imperfeição inicial (pequenos amassamentos), por se tratar de uma chapa muito fina. Esses resultados mostram como uma imperfeição inicial localizada pode reduzir

significativamente a capacidade de carga de uma coluna formada por perfis de aço com paredes muito finas.

Conforme mencionado no Apêndice 5, a coluna treliçada T6x0,8 foi a primeira a ser ensaiada. Esse ensaio foi realizado sem reforço na cabeça da treliça e também não foram utilizadas as placas de neoprene e a rótula. Portanto, existe a possibilidade de a carga não ter sido aplicada igualmente nos quatro montantes da coluna. O colapso ocorreu devido a um mecanismo de esmagamento na cabeça da coluna na extremidade fixa (extremidade do atuador). Como neste ensaio o colapso ocorreu na região dos 100mm iniciais que foram criados somente para a aplicação da carga, para evitar que ocorresse colapso nesta região novamente, nas demais colunas treliçadas ensaiadas foram instalados reforços na cabeça da coluna. O fato de não existir o reforço nessa primeira coluna ensaiada, ocasionou um mecanismo de colapso diferente das demais e, por esse motivo, os resultados dessa coluna não foram incluídos na Tabela 4.27.

Tabela 4.27: Cargas de colapso numérica (P_u), analítica corrigida (P_{utc}), e experimental (P_{uexp}) das colunas treliçadas ensaiadas.

| ID da Coluna | Carga de Colapso | | |
|--------------|------------------|-----------------|---------------------|
| | Ensaio | Sem enrijecedor | Sem enrijecedor |
| | P_{uexp} (kN) | P_u (kN) | P_{utc} (kN) |
| | Experimental | MEFB | Analítico corrigido |
| T12x1,25 | 233 | 248 (1,06) | 250 (1,07) |
| T12x0,8 * | 89 | 122 (1,37) | 123 (1,38) |
| T16x1,25 | 196 | 186 (0,95) | 187 (0,95) |
| T16x0,8** | 85 | 98 (1,15) | 99 (1,16) |

* O colapso ocorreu devido a um mecanismo formado próximo ao meio do vão, exatamente onde existiam imperfeições iniciais, conforme fotos mostradas no Apêndice 5 (Figura A5.19). Essa imperfeição inicial no montante pode ter sido uma das causas da carga de colapso experimental ter ficado bem abaixo da teórica, no caso dessa coluna treliçada.

** O colapso ocorreu na região onde existiam imperfeições localizadas por danos e amassamentos iniciais nos montantes, conforme fotos mostradas na Figura A5.30 do Apêndice 5.

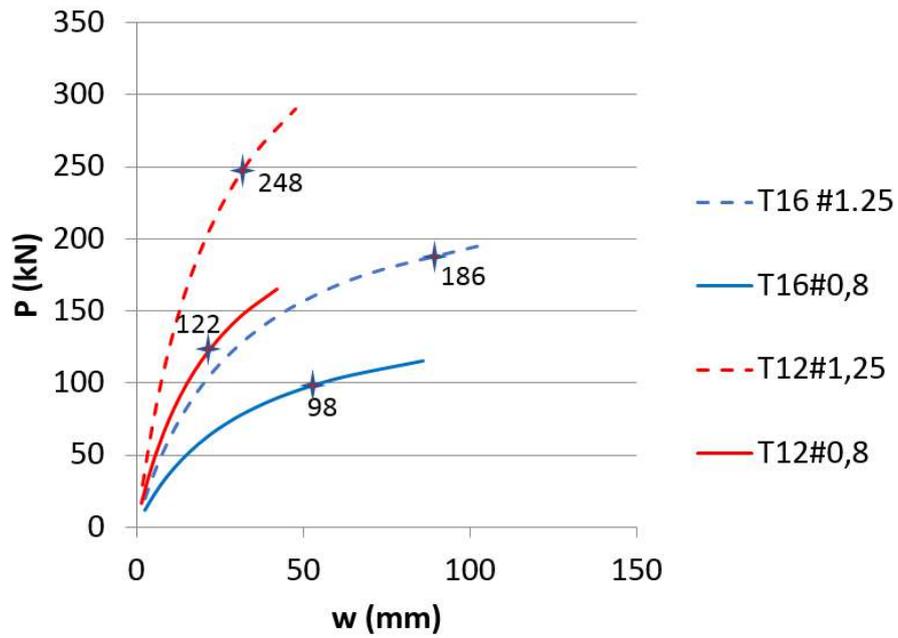


Figura 4.34 – Gráfico carga x deslocamentos na metade do comprimento das colunas treliçadas de 12200 e 16200mm, obtidos da análise não linear no SAP2000, marcando-se os pontos da carga de colapso numérica.

CAPÍTULO 5: CONSIDERAÇÕES FINAIS E CONCLUSÕES

Nesta pesquisa foi estudada a estabilidade estrutural de colunas treliçadas espaciais compostas de perfis formados a frio, com destaque para a identificação dos modos de flambagem críticos na compressão axial. Essa pesquisa se adapta à tendência registrada na indústria da construção, de especialização dos fabricantes que produzem PFF para emprego em sistemas construtivos específicos, sendo essa a principal vantagem no uso desse tipo de elemento estrutural. São relevantes os desenvolvimentos com foco no desempenho dos elementos de barra de PFF com paredes finas, em especial quando se trata de fenômenos de interação entre modos de flambagem local, distorcional e global. No entanto, dados os resultados obtidos nas pesquisas nas últimas décadas, que avançaram muito nas soluções desses problemas, é interessante que o foco atual da pesquisa se dirija aos sistemas construtivos especiais com emprego intensivo de PFF.

Conforme mencionado na introdução deste trabalho, os estudos experimentais de colunas treliçadas são escassos. Até o presente momento não foram encontrados registros de publicações em revistas técnicas de circulação internacional, de análises experimentais realizadas em colunas treliçadas espaciais compostas de perfis U formados a frio. Este fato, aliado à demanda da indústria da construção pelo desenvolvimento de soluções simplificadas para emprego em projeto de estruturas de PFF, deixa clara a relevância deste estudo e sua originalidade. A evolução do conhecimento nessa área atende o desenvolvimento da indústria da construção civil no país, dirigido para edificações e sistemas construtivos leves para usos diversos e estruturas industriais. As atividades desta pesquisa mantêm ativa a tradicional cooperação com a indústria.

A análise e o dimensionamento dos perfis de aço formados a frio (PFF) e de sistemas construtivos compostos pelos mesmos, envolve necessariamente conhecimento especializado em estabilidade estrutural, sendo esse o principal desafio para engenheiros e pesquisadores. A identificação dos modos de flambagem em análise de primeira ordem (carregamento e modo crítico de flambagem elástica) é necessária, mas não suficiente, para a identificação apropriada dos estados limites últimos. O aspecto de maior destaque e interesse nas pesquisas atuais refere-se aos fenômenos de interação e acoplamento entre modos de flambagem elástica.

Esta pesquisa envolveu a análise experimental e numérica de colunas treliçadas compostas de perfis formados a frio, com o objetivo de avaliar a aplicabilidade das expressões analíticas existentes para determinação da carga crítica de colunas treliçadas,

e do método da resistência direta (MRD) para obtenção da carga de colapso dos montantes, para o caso deste sistema estrutural composto de PFF. A análise numérica e computacional do desempenho destes sistemas estruturais compostos de PFF afetados por distintos modos de flambagem, só encontra sucesso com o emprego do método dos elementos finitos (podendo ser utilizados elementos de barra tridimensionais para modelar a coluna treliçada), em formulação não linear. Com o objetivo de oferecer soluções simplificadas para o problema complexo, foi apresentada uma formulação analítica para obtenção da carga de colapso das colunas treliçadas, levando em conta o comportamento não-linear das mesmas.

A presente tese de doutorado apresentou resultados experimentais, para ensaios em escala real, realizados em colunas treliçadas espaciais compostas de perfis U de aço formados a frio. As seis colunas treliçadas espaciais testadas tinham respectivamente 6200, 12200 e 16200mm de comprimento e 0,8 e 1,25mm de espessura de chapa, todas com seção transversal de 400x400mm. Esta tese foi estruturada em 5 capítulos. O capítulo 1 apresentou a introdução e a revisão bibliográfica.

O capítulo 2 descreveu as colunas treliçadas ensaiadas e foi apresentada a metodologia dos ensaios experimentais. No capítulo 3 foram realizadas as análises teóricas (analíticas e numéricas) e experimentais dos montantes da coluna treliçada, de uma forma isolada. Os montantes da coluna treliçada, compostos de dois perfis U enrijecidos conectados com parafusos auto-atarrachantes, foram previamente analisados pelo método das faixas finitas, GBTUL e MEF, a fim de identificar suas cargas críticas e modos de flambagem. Neste capítulo foram apresentados os resultados dos ensaios de caracterização do aço e dos ensaios de compressão de trechos do montante compostos por dois perfis U (2U) com 480mm de comprimento e espessura 0,8mm. Como o colapso das colunas treliçadas é reconhecido quando um dos montantes atinge sua resistência à compressão, o GBTUL e o MRD foram usados para obter a resistência teórica à compressão do montante da coluna treliçada, para comparação com os resultados experimentais. A ligação dos dois membros do montante, conectados com parafusos auto-atarrachantes, foi admitida como totalmente efetiva (seção-composta) e totalmente inefetiva (seção não-composta). Como os dois membros do montante da coluna treliçada são conectados com parafusos em pontos discretos, a condição real pode ser considerada entre os valores obtidos para a seção composta e seção não-composta, que foram muito próximos. Uma vez que a interação entre o modo local e distorcional pode ser considerada muito baixa, (índice de esbeltez $R_{\lambda_{DL}} = \lambda_D / \lambda_L < 0,52$, muito próximo do valor limite 0,45

estipulado por MATSUBARA, BATISTA & SALLES (2019)), as regras do MRD são capazes de estimar a resistência à compressão do montante da coluna treliçada. A partir dos ensaios experimentais realizados com os montantes durante a pesquisa, observou-se claramente não apenas a presença de flambagem local durante os testes, mas também o modo distorcional. Os valores de carga de colapso (P_{uexp}) foram muito semelhantes entre os corpos de prova, independentemente do número de parafusos adotados para conectar os membros A e B. O valor médio foi de 55kN com desvio padrão insignificante. Os resultados obtidos indicaram uma comparação muito boa entre os valores teóricos e experimentais, com P_{uexp} / P_{uth} variando de 0,98 a 1,02 (Tabela 3.15) para a seção não-composta. Deve-se observar que os melhores resultados da resistência à compressão dos montantes foram obtidos para a seção não-composta, seguindo evidências experimentais de semi-ondas de flambagem local desenvolvidas longitudinalmente no membro A (que estava com a alma parcialmente contida pela mesa do membro B). Com base nesses resultados experimentais, foram calculadas as resistências à compressão teóricas dos montantes com espessuras de 0,8 e 1,25mm considerando a seção não-composta, com e sem enrijecedores. Esses valores teóricos foram utilizados no capítulo 4, para obtenção da carga de colapso das colunas treliçadas, conforme explicado a seguir.

O capítulo 4 apresentou os resultados dos ensaios de caracterização do aço e de compressão das colunas, com comprimentos de 6200mm, 12200mm e 16200mm, e espessuras de chapa de 0,8mm e 1,25mm. Para a coluna treliçada como um todo foram realizadas análises de flambagem elástica e análises não-lineares, adotando-se modelos com elementos de barra 3D no programa SAP2000 (MEFB). A carga crítica de flambagem global da coluna treliçada, considerando o efeito cortante, foi avaliada através de quatro métodos analíticos: Engesser, Timoshenko, Bleich and Eurocode 3. Foram apresentados os modelos numéricos do SAP2000 utilizados para obtenção dos modos de flambagem, carga crítica e carga de colapso (análise não linear) da coluna treliçada. Os resultados analíticos indicaram cargas críticas para as colunas treliçadas bastante semelhantes entre si e boa concordância com as análises de flambagem elástica do MEFB. A partir dos resultados da análise de flambagem elástica das colunas treliçadas de PFF de aço, realizada através dos quatro métodos analíticos e da análise numérica (MEFB), foi possível verificar que as colunas testadas têm pouca influência do efeito de cisalhamento e que a carga crítica de flambagem pode ser acessada com a auxílio das equações analíticas disponíveis.

Os resultados experimentais indicam claramente a presença de flambagem global e local durante os ensaios das colunas treliçadas. Foi desenvolvida grande deformação elástica antes do colapso localizado na seção sem enrijecedores de borda (na região da conexão do montante com a diagonal). As colunas treliçadas com 6200mm de comprimento, não apresentaram deslocamentos laterais significativos, portanto não sofreram flambagem global. O mecanismo de colapso para essas colunas treliçadas curtas foi de esmagamento próximo à extremidade da coluna (na região de aplicação da carga). As colunas treliçadas mais esbeltas, com comprimento nominal de 12200 e 16200 mm, desenvolveram um importante comportamento não linear geométrico a partir do modo de flambagem de flexão, que foi calculado com a ajuda da análise não-linear do MEFB (utilizando-se o primeiro modo de flambagem como imperfeição inicial de $L/500$). Nessa tese foi proposta a utilização de uma fórmula aproximada para obtenção dos deslocamentos não lineares e obtenção dos esforços normais nos montantes mais comprimido devidos ao modo de flambagem global, para posterior obtenção da carga de colapso das colunas treliçadas analiticamente. O mecanismo de colapso dessas colunas foi próximo à região da metade do comprimento. A resistência à compressão da coluna treliçada foi finalmente encontrada levando em consideração a influência da flambagem local nos montantes, com o auxílio das equações do método da resistência direta (MRD). Os resultados obtidos indicam uma comparação aceitável entre os dados calculados e experimentais, com $P_u / P_{u,exp}$ variando de 0,95 a 1,37 (Tabela 4.27). As colunas treliçadas que apresentaram maiores diferenças entre os resultados teóricos e experimentais continham imperfeições iniciais (amassamentos nos montantes), o que pode ter contribuído para a diminuição da resistência à compressão dessas colunas. No caso da coluna treliçada T6x0,8, o fato de não existir o reforço nas extremidades dessa coluna, pode justificar o fato da razão entre a carga de colapso teórica (MEFB) e experimental ter dado 1,35, já que o mecanismo de colapso foi de esmagamento na extremidade da coluna. Deve-se observar que os melhores resultados da carga de colapso da coluna treliçada foram obtidos considerando a resistência dos montantes como sendo a do perfil U sem enrijecedores, seguindo evidências experimentais do mecanismo de colapso desenvolvido nessas seções.

Listamos a seguir as principais conclusões com base nos resultados da pesquisa:

- 1) Os resultados dos ensaios de compressão de trechos dos montantes indicaram que os corpos de prova testados demonstram pouca influência da conexão entre os membros A e B, independentemente do número de parafusos auto-atarrachantes

adotado. Como são corpos de prova curtos e o colapso foi comandado pela flambagem local, o número de parafusos adotado não influenciou na resistência dos corpos de prova. No caso da coluna treliçada como um todo, onde ocorre interação entre os modos de flambagem local e global, o número de parafusos adotado para conectar os perfis dos montantes irá influenciar na carga de colapso da coluna treliçada. Vale ressaltar que nessa tese, nos ensaios das colunas treliçadas, o espaçamento dos parafusos que conectam os perfis dos montantes foi sempre de 220mm (não foram testados outros espaçamentos). Outro fator que também influencia a carga de colapso da coluna treliçada e não foi estudado nessa tese é a deformabilidade das ligações.

- 2) A carga crítica de flambagem elástica e de colapso dos montantes pode ser acessada considerando a seção não-composta (desprezando a presença de parafusos de ligação).
- 3) O procedimento de projeto simplificado, que considera espessura dupla nos elementos conectados para o cálculo numérico da carga crítica de flambagem, provou ser inútil, não condizente com o comportamento real do montante.
- 4) O MRD pode ser aplicado para obtenção da carga de colapso dos montantes. Vale ressaltar que os melhores resultados da resistência da coluna pelo MRD, foram obtidos para a seção não-composta, seguindo evidências experimentais do modo de flambagem observado durante os ensaios.
- 5) As colunas treliçadas testadas têm pouca influência do efeito de esforço cortante e a carga crítica de flambagem pode ser acessada com a auxílio das equações analíticas disponíveis.
- 6) Os resultados experimentais indicaram que a interação entre os modos de flambagem global e local e as imperfeições iniciais têm um efeito significativo na redução da resistência das colunas treliçadas testadas.
- 7) As seguintes recomendações para o cálculo da carga de colapso da coluna treliçada devem ser consideradas: a carga de colapso pode ser obtida realizando-se uma análise não-linear (não linearidade geométrica) em um modelo de elementos finitos com elementos de barra tridimensionais. Quando a carga incremental gerar um esforço normal no montante igual ou próximo ao valor da resistência da barra em duplo U (seção não-composta) sem enrijecedores (hipótese válida para a tipologia estudada), esta será considerada a carga de colapso da coluna treliçada.

- 8) A estimativa da carga de colapso da coluna treliçada, por meio do método analítico proposto, utilizando uma fórmula aproximada para obtenção dos deslocamentos não-lineares e esforços normais no montante mais comprimido, não apresentou resultados satisfatórios. Os esforços normais nos montantes das colunas treliçadas com 12200 e 16200mm de comprimento resultaram, aproximadamente, 15% abaixo dos valores obtidos nos modelos numéricos, e 8% abaixo no caso das colunas treliçadas com 6200mm de comprimento.
- 9) No modelo (MEFB) da coluna treliçada completa, para efeito da flambagem global, podem ser consideradas as propriedades geométricas da seção transversal com enrijecedores (ou considerar a seção reduzida sem enrijecedores apenas na região onde chegam as diagonais e barras horizontais). A consideração da seção sem enrijecedores ao longo de todo o montante ficaria uma solução muito conservadora.

As autora estima que os resultados obtidos contribuem para a melhoria dos procedimentos de projeto para o caso de colunas treliçadas compostas de PFF.

Sugestões para trabalhos futuros:

- 1) Estudar uma maneira de melhorar as condições de extremidade do ensaio experimental das colunas de treliçadas, de forma a permitir rotações livres para baixos níveis de carregamento.
- 2) Repetir os ensaios das colunas treliçadas com 6200, 12200 e 16200mm de comprimento, com espessuras de 0,8mm e 1,25mm, para confirmação dos valores das cargas experimentais de colapso, com as novas condições de extremidade. Devem-se tomar cuidados extremos no manuseio, montagem e transporte das colunas treliçadas, para evitar amassamentos dos PFF, pois podem reduzir os valores das cargas de colapso das mesmas.
- 3) Realizar um estudo paramétrico numérico, com diversos comprimentos e geometrias de colunas treliçadas, de forma a se obter um fator de ajuste para a formulação analítica, para obtenção da carga de colapso de colunas treliçadas de forma simplificada.
- 4) Estudar uma ligação mais eficiente das diagonais e barras horizontais nos montantes, sem precisar reduzir a área da seção transversal na região das ligações, trocando-se por exemplo a geometria da seção transversal dos montantes.

- 5) Estudar uma maneira de unir os dois perfis U dos montantes, de forma a garantir o funcionamento da seção composta, obtendo-se assim uma resistência à compressão axial maior do que a soma das seções individuais.
- 6) Testar colunas com outros espaçamentos de parafusos conectando os perfis dos montantes, para avaliar o efeito do número de parafusos na flambagem global e na carga de colapso da coluna treliçada.
- 7) Estudar o comportamento de sistemas estruturais constituídos de perfis formados frio utilizando-se parafusos auto-atarrachantes, sob o efeito de carga dinâmica. Nesse tese foi estudado apenas carregamento estático.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ÁDÁNY, S., SCHAFER, B. W., 2008. *A full modal decomposition of thin-walled, single-branched open cross-section members via the constrained finite strip method*. Journal of Constructional Steel Research, v.64, p. 12-29.

ASLANI, F.; GOEL, S. C., 1991. *An analytical criterion for buckling strenght of built-up compression members*. Fourth Quarter, Engineering Journal, AISC.

AISI, 1996. *Cold-formed steel design manual*. American Iron and Steel Institute. Washington, DC, USA.

AISI, 2001. *North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members with Commentary*. American Iron and Steel Institute. Washington, DC, USA.

AISI, 2004. Supplement 2004 to the North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members, 2001 edition: *Appendix 1, Design of Cold-Formed Steel Structural Members Using Direct Strenght Method*. Publication SG05-1, American Iron and Steel Institute. Washington, DC, USA.

AISI S-100, 2016. *North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members*, American Iron and Steel Institute. Washington, DC, USA.

AISI S214-12, 2012. *North American Standard for Cold-Formed Steel Framing – Truss Design*, American Iron and Steel Institute. Washington, DC, USA.

AISI S240-15, 2015. *North American Standard for Cold-Formed Steel Structural Framing*, American Iron and Steel Institute. Washington, DC, USA.

ANSI/AISC, 2005, *Specification for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Construction. Chicago, Illinois, USA.

ANSI/AISC 360, 2016, *Specification for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Construction. Chicago, Illinois, USA.

ANSYS R15.0, 2015, Inc., *Workbench User's Guide*. Canonsburg: ANSYS, Inc.

AS/NZS 4600, 2005. *Cold-formed steel structures*. Australian Standard / New Zealand Standard, Sydney, Australia.

AS/NZS 4600, 1996. *Cold-formed steel structures*. Australian Standard / New Zealand Standard, Sydney, Australia.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, ABNT, 2014. NBR-15253: Perfis de aço formados a frio, com revestimento metálico, para painéis estruturais reticulados em edificações — Requisitos gerais. Rio de Janeiro, Brasil.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, ABNT, 2013. ISO 6892-1: Materiais metálicos – Ensaio de tração. Parte 1: Método de ensaio à temperatura ambiente. Rio de Janeiro, Brasil.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, ABNT, 2012. NBR-7008: Chapas e bobinas de aço revestidas com zinco ou com liga zinco-ferro pelo processo contínuo de imersão a quente. Rio de Janeiro, Brasil.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, ABNT, 2010. NBR-14762: Dimensionamento de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Formados a Frio - Procedimento. Rio de Janeiro, Brasil.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, ABNT, 2008. NBR-8800: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro, Brasil.

ASTM E8/E8M-13a, 2013. *Standard test methods for tension testing of metallic materials*. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, USA.

AYRTON WE, PERRY J., 1886. On struts. London: The Engineer; 1886464-513.

BASAGLIA, C, CAMOTIM, D., 2015. *Buckling Analysis of Thin-Walled Steel Structural Systems Using Generalized Beam Theory (GBT)*. International Journal of Structural Stability and Dynamics Vol. 15, No. 1.

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, p. 345-356.

BATISTA, E. M., 2004. *Modeling Buckling Interaction*. In: Marcello Pignataro; Victor Gioncu. (Org.). Phenomenological and Matematical Modelling in Structural Instabilities. 1ed. Springer Wien NewYork: Springer Wien NewYork, v. Único, p. 135-194.

- BEBIANO, R., CAMOTIM, D., GONÇALVES, R., 2018. *GBTUL 2.0 – a second-generation code for the GBT-based buckling and vibration analysis of thin-walled members*. *Thin-Walled Structures*, 124, 235-253.
- BLEICH, F. (1952), *Buckling Strength of Metal Structures*, pp.174, McGraw Hill, New York.
- BONAB, A.P., HASHEMI, B.H., HOSSEINI, M., 2013. *Experimental evaluation of the elastic buckling and compressive capacity of laced columns*. *Journal of Constructional Steel Research* 86, 66-73.
- BS5950, 1990 - British Standard 5950. (Part 1): *Structural use of steelwork in buildings*. London, British Standard Institute, U.K.
- CEN, 2006a. EN 1993-1-3:2006 - *Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-3: General Rules- Supplementary Rules for cold-formed thin gauge members and sheeting*. European Committee for Standardization, Bruxelles, Bélgica.
- CEN, 2006b. EN 1993-1-1:2006 - *Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-1: General Rules and Rules for buildings*. European Committee for Standardization, Bruxelles, Bélgica.
- DABAON, M., ELLOBODY, E., RAMZY, K., 2015. *Experimental investigation of built-up cold-formed steel section battened columns*. *Thin-Walled Struct.* 92 (2015) 137–145.
- DAR, M.A., SAHOO, D.R., PULIKKAL, S., JAIN, A.K., 2018. *Behaviour of laced built-up cold-formed steel columns: Experimental investigation and numerical validation*. *Thin-Walled Structures* 132 (2018) 398–409.
- DAVIES, H.T., 1962. *Introduction to non-linear differential and integral equations*. Dover Publications, New York, N.Y, (1962) pp.83.
- DUBINA, D., UNGUREANU, V., 2002. *Effect of imperfections on numerical simulation on instability behavior of cold-formed steel members*, *Thin Walled Structures*, Vol.40, No.3, 239-262.
- DUBINA, D., UNGUREANU, V., LANDOLFO, R., 2012. *Eurocode 3: Design of Steel Structures Part 1-3: Design of Cold-formed Steel Structures*, Ernst & Sohn, Mem Martins, Portugal.

- ECCS, 1987. *European recommendations for design of light gauge steel members*, Publication P049, European Convention for Constructional Steelwork, Bruxelas, Bélgica.
- EL AGHOURY, M.A., SALEM, A.H., HANNA, M.T., AMOUSH, E.A., 2010. *Experimental investigation for the behaviour of battened beam-columns composed of four equal slender angles*. *Thin-Walled Struct.* 48 (9) (2010) 669–683.
- ENGESSER, F., 1891. *Die Knickfestigkeit Gerader Stabe (in German)*. Zentralbl Bauverwaltung, Alemanha.
- FRATAMICO, D.C., TORABIAN, S., ZHAO, X., RASSMUSSEN, K.J.R, SCHAFER, B.W., 2018. *Experimental study on the composite action in sheathed and bare built-up cold-formed steel columns*. *Thin-walled Structures*, 127, 290-305.
- FREITAS, A. M. SARAMANHO, 1996. *Análise do comportamento e da resistência de estruturas metálicas treliçadas sujeitas a interação entre modos de flambagem*. Tese de DSc., PEC/COPPE/UFRJ, julho de 1996.
- GJELSVIK, A., 1991, *Stability of built-up columns*. ASCE, Journal of Engineering Mechanics, Vol.117: 1331-1345, USA.
- GYPSTEEL, 2017. Consulta ao site www.gypsteel.com.br em janeiro de 2017.
- HASHEMI, B.H., JAFARI, M.A., 2009. *Experimental evaluation of elastic critical load in batten columns*. *Journal of Constructional Steel Research*; 65(1):125–31.
- HASHEMI, B.H., JAFARI, M.A., 2012. *Evaluation of Ayrton–Perry formula to predict the compressive strength of batten columns*. *Journal of Constructional Steel Research*;68(1):89–96.
- HASHEMI, B.H., BONAB, A.P., 2013. *Experimental investigation of the behavior of laced columns under constant axial load and cyclic lateral load*. *Engineering Structures*,57, 536-543.
- HUANG, Y., YOUNG, B., 2014. *The art of coupon tests*. *Journal of Constructional Steel Research*, 96, 159-175.
- KALOCHAIRETIS, K.E., GANTES, C.J., LIGNOS, X.A., 2014. *Experimental and numerical investigation of eccentrically loaded laced built-up steel columns*. *Journal of Constructional Steel Research*, 101, 66-81.

- KALOCHAIRETIS K.E., GANTES CJ, 2011. *Numerical and analytical investigation of collapse loads of laced built-up columns*. Computers and Structures, 89:1166–76.
- LI, Z., SCHAFER, B.W., 2010. *Buckling analysis of cold-formed steel members with general boundary conditions using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods*. Proceedings of the 20th Int'l. Spec. Conf. on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, MO. November, 2010.
- LIAO, F., WU, H., WANG, R., ZHOU, T., 2017. *Compression test and analysis of multi-limbs built-up cold-formed steel stub columns*. Journal of Constructional Steel Research, 128, 405-415.
- LIN, F.J., GLAUSER, E.C., and JOHNSON, B.G., 1970. *Behavior of Laced and Battened Structural Members*. ASCE J.Struct.Div., Vol.96, No.ST7, p.1377.
- LIU, X., ZHOU, T., 2017. *Research on axial compression behavior of cold-formed triple-limbs built-up open T-section columns*. Journal of Constructional Steel Research, 134, 102-113.
- MATSUBARA, G.Y., BATISTA, E.M., SALLES, G.C., 2019. *Lipped channel cold-formed steel columns under local-distortional buckling mode interaction*. Thin-walled Structures, 137, 251-270.
- MOSQUERA, G.A.H, 2016. *Análise Experimental do Comportamento de Ligações entre Chapas Finas de Aço com Emprego de Parafusos Auto-Atarrachantes*, PEC-COPPE, Rio de Janeiro, R.J
- PAUL, M., 1995, *Buckling Loads for Built-up Columns with Stay Plates*, ASCE, Journal of Engineering Mechanics, Vol.121 (11): 1200-1208, USA.
- PFEIL, W., PFEIL, M., 2009. *Estruturas de Aço: Dimensionamento Prático de Acordo com a NBR8800:2008*. 8ª edição. Gen / LTC, Rio de Janeiro, Brasil.
- RAZDOLSKY, A.G., 2005. *Euler Critical Force Calculation for Laced Columns*, ASCE Journal of Engineering Mechanics, Vol.131 (10): 997-1003.
- RAZDOLSKY, A.G., 2010. *Flexural buckling of laced column with serpentine lattice*, The IES Journal Part A: Civil & Structural Engineering, Vol.3 (1):38-49.

- RAZDOLSKY, A. G., 2011. *Calculation of slenderness ratio for laced columns with serpentine and crosswise lattices*. Journal of Constructional Steel Research, v. 67, n. 1, p. 25–29.
- RAZDOLSKY, A. G., 2014a. *Flexural buckling of laced column with fir-shaped lattice*. Journal of Constructional Steel Research, v. 93, p. 55–61.
- RAZDOLSKY, A. G., 2014b. *Revision of Engesser's Approach to the Problem of Euler Stability for Built-Up Columns with Batten Plates*. ASCE Journal of Engineering Mechanics, Vol.140 (3): 566-574.
- RONDAL, MAQUOI, 1985, *Stub-column strength of thin-walled square and rectangular hollow sections*, Thin-Walled Structures 3(1): 15-34; DOI: 10.1016/0263-8231(85)90017-5).
- ROY, K., MOHAMMADJANI, C., LIM, J.B.P., 2019. *Experimental and numerical investigation into the behaviour of face-to-face built-up cold-formed steel channel sections under compression*. Thin-walled Structures, 134, 291-309.
- SAP 2000 Version 15, 2011. *Getting Started with SAP 2000 Linear and Nonlinear Static and Dynamic Analysis and Design of Three-Dimensional Structures*. Computers and Structures Inc. Berkeley, California, USA.
- SCHAFFER, B.W., PEKÖZ, T., 1998. *Direct Strength Prediction of Cold-Formed Steel Members Using Numerical Elastic Buckling Solutions*. In: 14th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, pp. 69-76, St Louis, Missouri, USA.
- SCHAFFER, B. W., 2008. Review: The direct strength method of cold-formed steel member design. Journal of Constructional Steel Research, v. 64, p.766-78.
- SCHAFFER, B. W., 2016. CUFSM: *Elastic buckling analysis of thin-walled members by finite strip analysis*, CUFSM v4.05. Acesso ao site (www.ce.jhu.edu/bschafer/cufsm), em dez. 2016.
- SVENSSON S.E., KRAGERUP J., 1982. *Collapse loads of laced column*. Journal Struct Div ASCE;108(ST6):1367–84.
- TIMOSHENKO, S.P., e GERE, J.M., 1963, *Theory of Elastic Stability*. McGraw-Hill. New York, USA.

TONG GENG-SHU, CHEN SHAO-FAN, 1989. *An interactive buckling theory for built-up beam-columns and its application to centrally compressed built-up members*. Journal of Constructional Steel Research;14:221–41.

UNGUREANU, V., DUBINA, D., 2004. *Recent research advances on ECBL approach. Part 1: Plastic-elastic interactive buckling of cold-formed steel sections*, Thin-walled Structures, 42(2), 177-194.

VON KARMAN, T., Sechler, E.E. e Donnell, L.H., 1932. *The Strength of Thin Plates in Compression*, Transactions of the ASME, v. 54, MP 54 – 5, The American Society of Mechanical Engineers, New York, USA.

WINTER, G., 1968. *Thin-Walled Structures-Theoretical Solutions and Test Results*, Preliminary Publications of the Eight Congress, IABSE, pp.101 - 112.

YOUNG, B., CHEN, J., 2008. *Design of cold-formed steel built-up closed sections with intermediate stiffeners*. Journal of Structural Engineering, 134, 727-737.

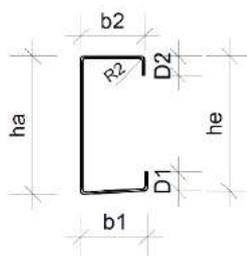
ZHANG, J.H., YOUNG, B., 2015. *Numerical investigation and design of cold-formed steel built-up open section columns with longitudinal stiffeners*. Thin-walled Structures, 89, 178-191.

ZHANG, J.H., YOUNG, B., 2012. *Compression tests of cold-formed steel I-shaped open sections with edge and web stiffeners*. Thin-walled Structures, 52, 1-11.

ZIEMIAN, R.D., 2010. *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures*, Sixth Edition, Lewisburg, John Wiley & Sons, PA, USA.

APÊNDICE 1
MEDIÇÕES DA SEÇÃO TRANSVERSAL DOS
PERFIS U ISOLADOS
(IMPERFEIÇÕES INICIAIS)

Medidas em mm



| Perfil 1A | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D1 | D2 | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,27 | 87,65 | 42,87 | 40,43 | 11,27 | 11,23 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,52 | 85,27 | 42,70 | 40,06 | 11,26 | 11,70 | 0,80 |
| Centro | 87,45 | 84,54 | 42,26 | 39,81 | 11,66 | 11,78 | - |

| Perfil 1B | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D1 | D2 | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,40 | 87,20 | 42,17 | 40,02 | 11,39 | 11,60 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,67 | 84,21 | 42,14 | 39,59 | 11,53 | 11,86 | 0,80 |
| Centro | 87,58 | 84,64 | 42,51 | 39,97 | 11,52 | 11,60 | - |

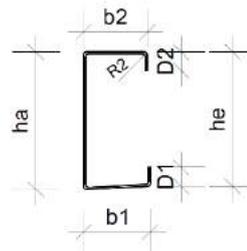
| Perfil 2A | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D1 | D2 | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,27 | 87,50 | 42,90 | 40,29 | 11,44 | 10,72 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,23 | 83,81 | 41,53 | 39,66 | 11,83 | 11,15 | 0,80 |
| Centro | 87,46 | 84,64 | 42,65 | 40,11 | 11,99 | 11,11 | - |

| Perfil 2B | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D1 | D2 | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,33 | 86,65 | 42,95 | 40,64 | 11,04 | 11,49 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,58 | 84,34 | 42,03 | 40,12 | 11,86 | 11,31 | 0,80 |
| Centro | 87,56 | 85,77 | 42,45 | 40,07 | 11,38 | 11,50 | - |

| Perfil 3A | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D1 | D2 | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,38 | 87,77 | 42,90 | 40,70 | 11,03 | 11,75 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,61 | 85,01 | 41,63 | 39,60 | 11,80 | 11,89 | 0,80 |
| Centro | 87,47 | 84,93 | 42,56 | 40,01 | 11,68 | 11,88 | - |

| Perfil 3B | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D1 | D2 | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,31 | 87,46 | 42,94 | 40,30 | 11,29 | 11,78 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 88,11 | 85,19 | 42,40 | 39,89 | 11,25 | 12,03 | 0,80 |
| Centro | 87,48 | 85,23 | 42,20 | 39,94 | 11,68 | 12,18 | - |

Medidas em mm



| Perfil 4A | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 89,13 | 87,90 | 42,70 | 40,12 | 11,25 | 11,41 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 88,21 | 84,56 | 42,47 | 39,80 | 11,75 | 11,51 | 0,80 |
| Centro | 87,43 | 85,32 | 42,43 | 40,15 | 11,25 | 11,78 | - |

| Perfil 4B | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,26 | 87,10 | 42,66 | 39,92 | 11,15 | 11,20 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 88,16 | 84,87 | 42,49 | 39,79 | 11,43 | 11,83 | 0,80 |
| Centro | 87,51 | 84,25 | 42,51 | 39,99 | 11,56 | 11,76 | - |

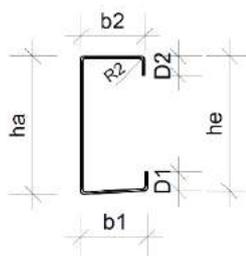
| Perfil 5A | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,58 | 88,09 | 42,78 | 40,81 | 11,17 | 11,14 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,61 | 84,61 | 42,04 | 39,67 | 11,56 | 11,15 | 0,80 |
| Centro | 87,55 | 84,41 | 42,62 | 40,18 | 11,55 | 11,58 | - |

| Perfil 5B | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,03 | 87,77 | 42,38 | 40,46 | 11,07 | 11,12 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,59 | 84,26 | 41,99 | 40,04 | 11,44 | 11,26 | 0,80 |
| Centro | 87,38 | 84,46 | 42,09 | 39,71 | 11,68 | 11,62 | - |

| Perfil 6A | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,36 | 87,54 | 42,28 | 40,28 | 11,19 | 11,40 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,53 | 84,16 | 42,14 | 39,51 | 11,48 | 11,76 | 0,80 |
| Centro | 87,44 | 84,69 | 42,54 | 39,93 | 11,70 | 11,63 | - |

| Perfil 6B | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,38 | 87,25 | 42,81 | 40,64 | 11,14 | 11,78 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,59 | 84,37 | 42,14 | 39,65 | 11,25 | 11,67 | 0,80 |
| Centro | 87,45 | 84,33 | 42,07 | 39,92 | 11,76 | 11,54 | - |

Medidas em mm



| Perfil 7A | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D ₁ | D ₂ | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|------|
| Extremidade 1 | 88,22 | 87,63 | 42,55 | 40,54 | 11,04 | 11,61 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,62 | 84,44 | 42,40 | 39,96 | 11,93 | 11,50 | 0,80 |
| Centro | 87,53 | 84,59 | 42,68 | 40,12 | 11,36 | 11,82 | - |

| Perfil 7B | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D ₁ | D ₂ | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|------|
| Extremidade 1 | 88,56 | 87,55 | 42,71 | 40,19 | 11,16 | 11,62 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,55 | 84,66 | 42,04 | 40,07 | 11,80 | 11,38 | 0,80 |
| Centro | 87,40 | 84,70 | 42,07 | 40,16 | 11,83 | 11,60 | - |

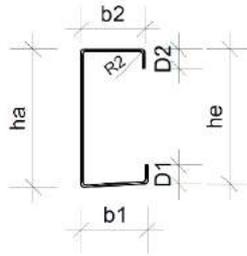
| Perfil 8A | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D ₁ | D ₂ | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|------|
| Extremidade 1 | 88,55 | 87,26 | 42,50 | 40,50 | 11,34 | 11,66 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,50 | 84,24 | 41,73 | 39,88 | 11,78 | 11,44 | 0,80 |
| Centro | 87,55 | 84,32 | 42,54 | 40,08 | 11,64 | 11,38 | - |

| Perfil 8B | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D ₁ | D ₂ | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|------|
| Extremidade 1 | 88,22 | 87,68 | 42,73 | 39,97 | 11,28 | 11,54 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,67 | 84,24 | 42,18 | 39,62 | 11,36 | 11,83 | 0,80 |
| Centro | 87,41 | 84,25 | 42,46 | 40,01 | 11,48 | 11,37 | - |

| Perfil 9A | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D ₁ | D ₂ | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|------|
| Extremidade 1 | 88,31 | 87,66 | 42,84 | 40,36 | 11,61 | 11,39 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,71 | 84,40 | 42,68 | 39,97 | 11,68 | 11,14 | 0,80 |
| Centro | 87,41 | 84,49 | 41,78 | 40,14 | 11,81 | 11,63 | - |

| Perfil 9B | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D ₁ | D ₂ | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|------|
| Extremidade 1 | 88,16 | 87,73 | 42,94 | 40,21 | 11,27 | 11,71 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,62 | 84,88 | 41,95 | 39,89 | 11,91 | 10,95 | 0,80 |
| Centro | 87,45 | 84,53 | 42,33 | 40,07 | 11,92 | 11,27 | - |

Medidas em mm



| Perfil 10A | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D1 | D2 | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,08 | 82,73 | 42,93 | 40,40 | 11,24 | 11,46 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,68 | 84,71 | 42,22 | 40,00 | 11,73 | 11,41 | 0,80 |
| Centro | 87,49 | 84,52 | 42,59 | 40,20 | 11,45 | 11,63 | - |

| Perfil 10B | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D1 | D2 | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,35 | 87,38 | 42,88 | 40,64 | 11,30 | 11,30 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,76 | 84,69 | 41,79 | 39,89 | 11,85 | 11,28 | 0,80 |
| Centro | 87,41 | 84,23 | 42,26 | 39,96 | 11,44 | 12,10 | - |

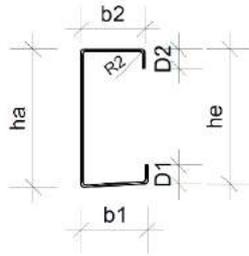
| Perfil 11A | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D1 | D2 | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,65 | 87,44 | 42,77 | 40,43 | 11,51 | 11,21 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,67 | 84,97 | 42,32 | 39,93 | 11,78 | 11,37 | 0,80 |
| Centro | 87,37 | 84,13 | 42,50 | 40,16 | 11,93 | 11,42 | - |

| Perfil 11B | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D1 | D2 | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,53 | 87,36 | 42,62 | 40,33 | 11,15 | 11,22 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,70 | 84,75 | 42,17 | 39,72 | 11,58 | 11,42 | 0,80 |
| Centro | 87,43 | 84,17 | 42,20 | 40,00 | 11,54 | 11,73 | - |

| Perfil 12A | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D1 | D2 | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,30 | 87,56 | 42,63 | 40,36 | 11,39 | 11,23 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,67 | 84,15 | 42,06 | 39,83 | 11,59 | 11,47 | 0,80 |
| Centro | 87,47 | 84,45 | 42,32 | 39,98 | 11,60 | 11,53 | - |

| Perfil 12B | h _a | h _e | b ₁ | b ₂ | D1 | D2 | t |
|---------------|----------------|----------------|----------------|----------------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,34 | 87,52 | 42,71 | 40,19 | 11,15 | 11,40 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,66 | 84,79 | 41,95 | 39,62 | 11,62 | 11,37 | 0,80 |
| Centro | 87,45 | 84,37 | 42,62 | 40,03 | 11,82 | 11,74 | - |

Medidas em mm



| Perfil 13A | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,18 | 87,62 | 42,63 | 40,01 | 11,12 | 11,99 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,64 | 85,41 | 41,96 | 39,85 | 11,60 | 11,82 | 0,80 |
| Centro | 87,42 | 84,23 | 42,15 | 39,87 | 11,52 | 11,97 | - |

| Perfil 13B | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,65 | 87,64 | 42,60 | 40,05 | 11,25 | 11,32 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,65 | 84,63 | 42,03 | 40,11 | 11,58 | 11,31 | 0,80 |
| Centro | 87,45 | 84,49 | 42,17 | 40,00 | 11,54 | 11,70 | - |

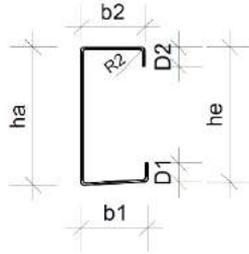
| Perfil 14A | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,03 | 87,46 | 42,69 | 40,39 | 11,20 | 11,46 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,55 | 84,65 | 42,39 | 39,68 | 11,38 | 11,31 | 0,80 |
| Centro | 87,31 | 84,22 | 42,41 | 39,93 | 11,34 | 11,70 | - |

| Perfil 14B | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,04 | 86,71 | 42,96 | 40,41 | 11,06 | 11,17 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,55 | 84,68 | 42,25 | 39,73 | 11,75 | 11,24 | 0,80 |
| Centro | 87,41 | 84,16 | 42,35 | 39,96 | 11,28 | 11,50 | - |

| Perfil 15A | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,53 | 87,62 | 42,66 | 40,59 | 11,35 | 11,31 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,63 | 84,50 | 42,53 | 39,73 | 11,87 | 11,35 | 0,80 |
| Centro | 87,42 | 84,50 | 41,78 | 39,98 | 11,64 | 11,49 | - |

| Perfil 15B | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,61 | 87,34 | 42,43 | 40,60 | 11,33 | 12,01 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,68 | 84,62 | 41,81 | 39,74 | 11,98 | 11,65 | 0,80 |
| Centro | 87,45 | 84,25 | 42,24 | 40,03 | 11,64 | 11,74 | - |

Medidas em mm



| Perfil 16A | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,52 | 87,25 | 42,97 | 40,55 | 11,30 | 10,68 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,75 | 84,42 | 41,97 | 39,70 | 11,96 | 11,11 | 0,80 |
| Centro | 87,36 | 84,11 | 42,53 | 39,93 | 11,56 | 11,14 | - |

| Perfil 16B | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 82,21 | 87,41 | 42,96 | 40,40 | 11,27 | 11,74 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,63 | 84,57 | 41,62 | 39,70 | 11,85 | 11,35 | 0,80 |
| Centro | 87,33 | 84,32 | 42,63 | 40,06 | 12,19 | 11,60 | - |

| Perfil 17A | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,04 | 87,56 | 43,08 | 40,29 | 11,14 | 11,05 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,70 | 84,80 | 41,73 | 40,04 | 11,77 | 11,56 | 0,80 |
| Centro | 87,41 | 83,98 | 42,51 | 40,10 | 11,75 | 11,50 | - |

| Perfil 17B | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,19 | 87,23 | 42,56 | 40,43 | 11,31 | 11,55 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,69 | 84,64 | 41,83 | 39,64 | 11,75 | 11,54 | 0,80 |
| Centro | 87,43 | 84,09 | 42,63 | 39,92 | 11,80 | 11,46 | - |

| Perfil 18A | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,21 | 87,58 | 42,57 | 40,42 | 11,38 | 11,46 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,64 | 84,12 | 41,80 | 40,00 | 11,68 | 11,77 | 0,80 |
| Centro | 87,46 | 84,00 | 42,14 | 40,13 | 11,45 | 11,70 | - |

| Perfil 18B | h_a | h_e | b_1 | b_2 | D1 | D2 | t |
|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| Extremidade 1 | 88,18 | 87,05 | 43,02 | 40,32 | 11,22 | 11,50 | 0,80 |
| Extremidade 2 | 87,67 | 84,31 | 42,03 | 39,93 | 11,61 | 11,55 | 0,80 |
| Centro | 87,42 | 84,74 | 42,79 | 40,09 | 11,70 | 11,86 | - |

APÊNDICE 2
ENSAIOS DOS PERFIS COMPOSTOS SEM
CHAPAS DE EXTREMIDADES

Corpo de Prova M01p2 (2 Parafusos)

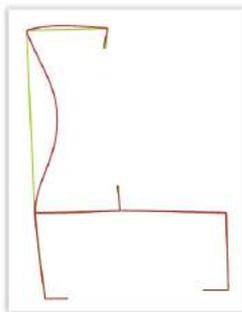
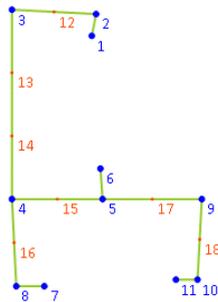
Data do ensaio: 04/07/2018 (manhã)

Quantidade de parafusos: 2.

Sem placas de extremidade.

O perfil ficou alinhado com o laser. Extremidade 2 encaixada na Figura. Extremidade 2 um pouco fora da Figura. Perfil com defeito inicial no enrijecedor de borda da aba 1B (b1). Amassamento leve.

Propriedades da extremidade 2 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:



| Cross-Section Geometrical Properties | | | |
|--------------------------------------|-------------------|-------------|-------------------|
| A = | 304.311151736517 | | |
| I1 = | 516158.357649914 | I2 = | 220791.036046585 |
| Γ = | 229577722.939818 | J = | 107.927712370458 |
| X.cg = | 28.0495913845774 | Y.cg = | 54.9334034877079 |
| X.sc = | -10.947201949149 | Y.sc = | 60.2524098142017 |
| β_1 = | -37.7067801962181 | β_2 = | -100.847417718384 |

Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)

Buckling Load: $P_b = 28603.557$

Modal participations (%) of the most important GBT modes:

P10=98.12 P12=1.32 P13=0.27 Other=0.29

MRD bi-engastado (E2):

$P_u = 58,5 \text{ kN}$

$f_y = 370 \text{ MPa}$

Resultados experimentais:

$P_u = 47,2 \text{ kN}$

$f_{m\acute{a}x} = 3,65966 \text{ mm}$ (fechamento máximo aba A)

$d_{m\acute{a}x} = 1,36555 \text{ mm}$ (deslocamento máximo aba B)

(para a carga máxima P_u)

Início flambagem local:

E1 24 kN

E2 24 kN

E3 24 kN (se perdeu)

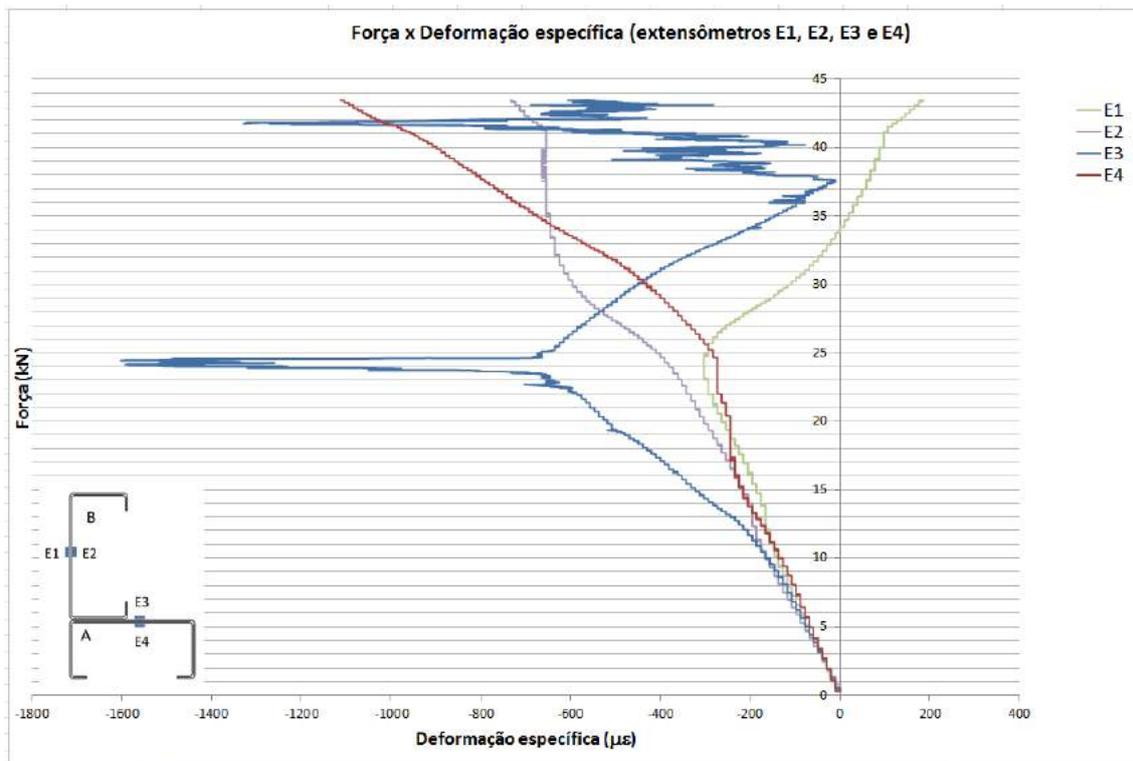
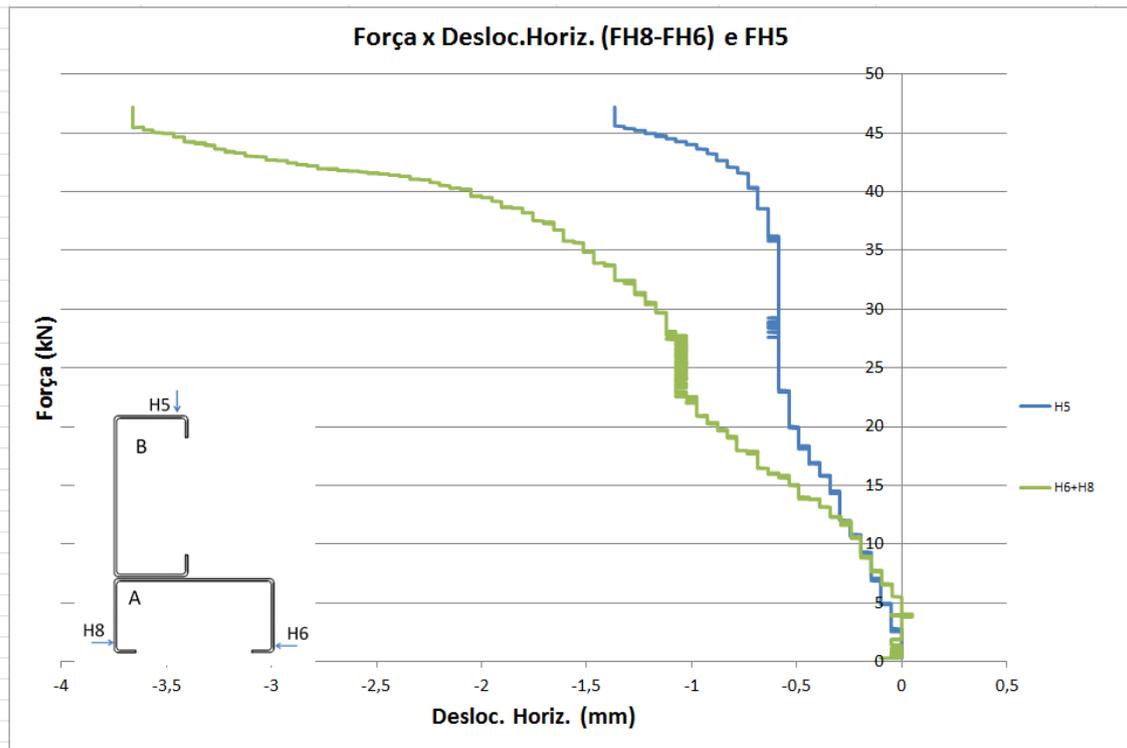
E4 24 kN

Mecanismo de colapso:

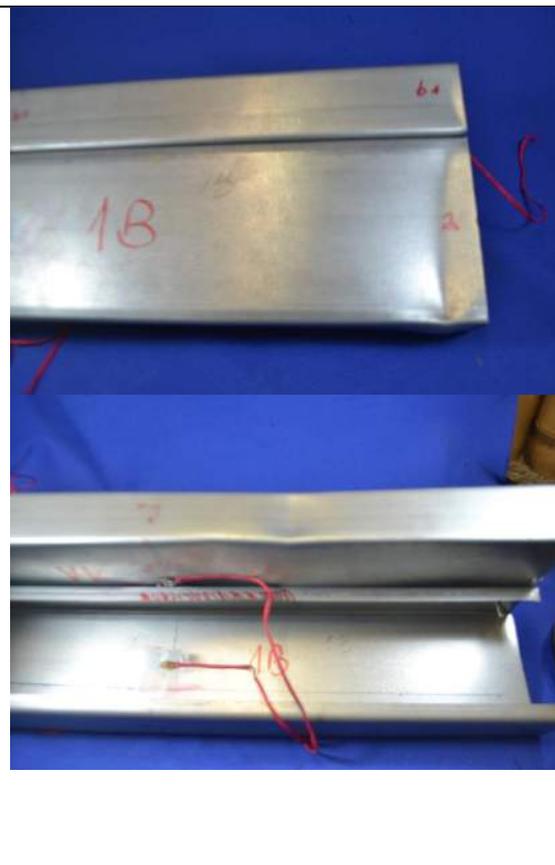
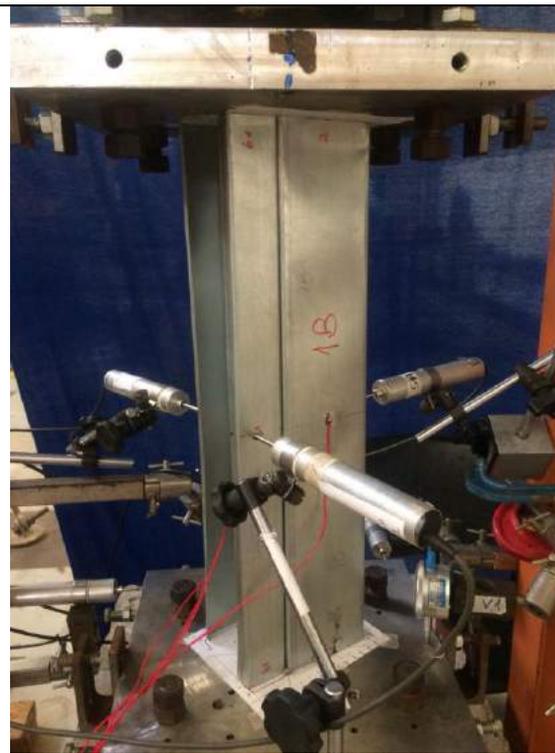
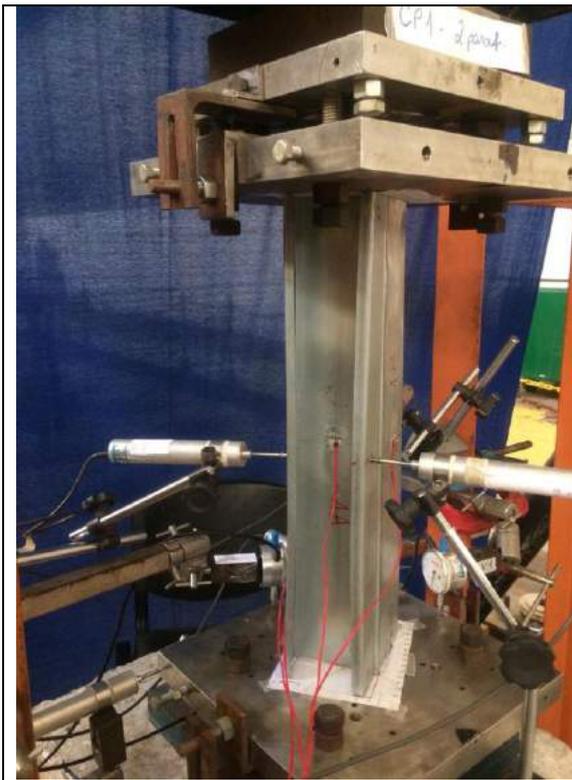
Perfil B próximo à extremidade 2. Perfil A entre o meio e a extremidade 1.

Os extensômetros do perfil A registraram deformaes específicas maiores que as do perfil B. Os 4 extensômetros seguiram juntos e linearmente até a carga de 12kN. A partir dessa carga o extensômetro E3 passou a registrar cargas maiores.

GRÁFICOS M01P2:



FOTOS M01P2:



Corpo de Prova M02p2 (2 Parafusos)

Data do ensaio: 10/07/2018 (manhã)

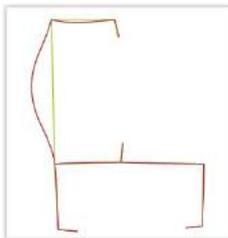
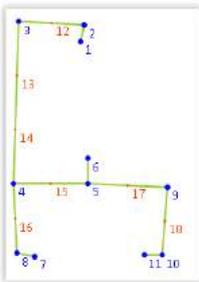
Quantidade de parafusos: 2.

Sem placas de extremidade.

O perfil ficou alinhado com o laser. Extremidade 1 encaixada na Figura. Extremidade 2 um pouco fora da Figura.

Propriedades da extremidade 2 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:

M02P2 – Extremidade 2:



Cross-Section Geometrical Properties

| | | | |
|--------|-------------------|--------|-------------------|
| A = | 299 | | |
| I1 = | 515187.932976724 | I2 = | 207451.586227991 |
| Γ = | 217538567.682981 | J = | 106.793059949396 |
| X.cg = | 28.4167294438132 | Y.cg = | 55.4260973405941 |
| X.sc = | -9.45398217234816 | Y.sc = | 61.1779146509542 |
| β1 = | -34.7647808819659 | β2 = | -102.616738587018 |

Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)

Buckling Load: $P_b = 26945.356$

Modal participations (%) of the most important GBT modes:

P10=98.54 P12=0.85 P13=0.25 Other=0.36

MRD bi-engastado (E2):

$P_u = 56,6 \text{ kN}$ $f_y = 370 \text{ MPa}$

Resultados experimentais:

$P_u = 49,5 \text{ kN}$

$f_{\text{máx}} = 3,16961 \text{ mm}$ (fechamento máximo aba A)

$d_{\text{máx}} = 3,41637 \text{ mm}$ (deslocamento máximo aba B)

(para a carga máxima P_u)

Início flambagem local:

E1 não houve mudança brusca na curvatura

E2 não houve mudança brusca na curvatura

E3 9 kN

E4 15 kN

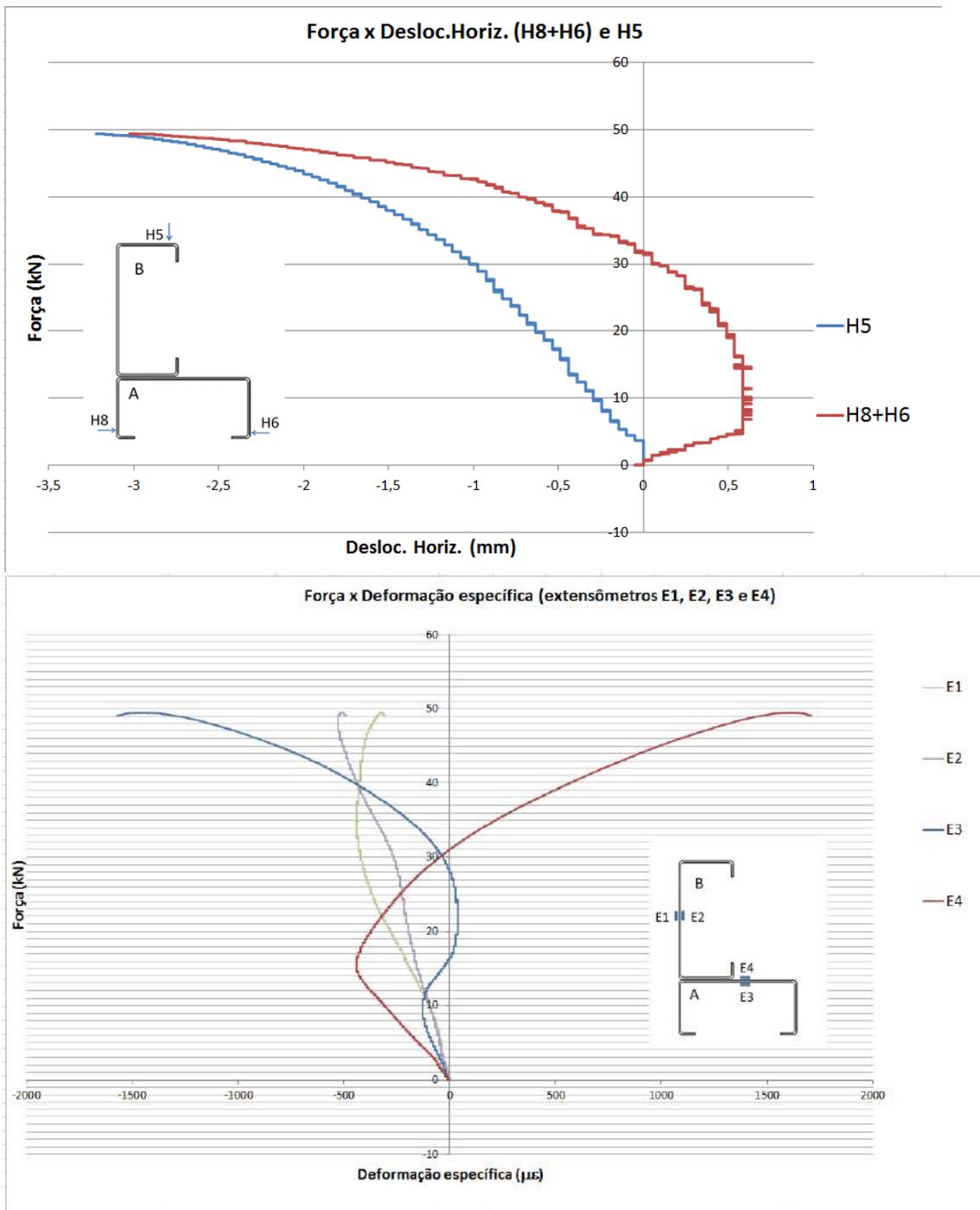
Mecanismo de colapso:

Perfil B próximo à extremidade 2

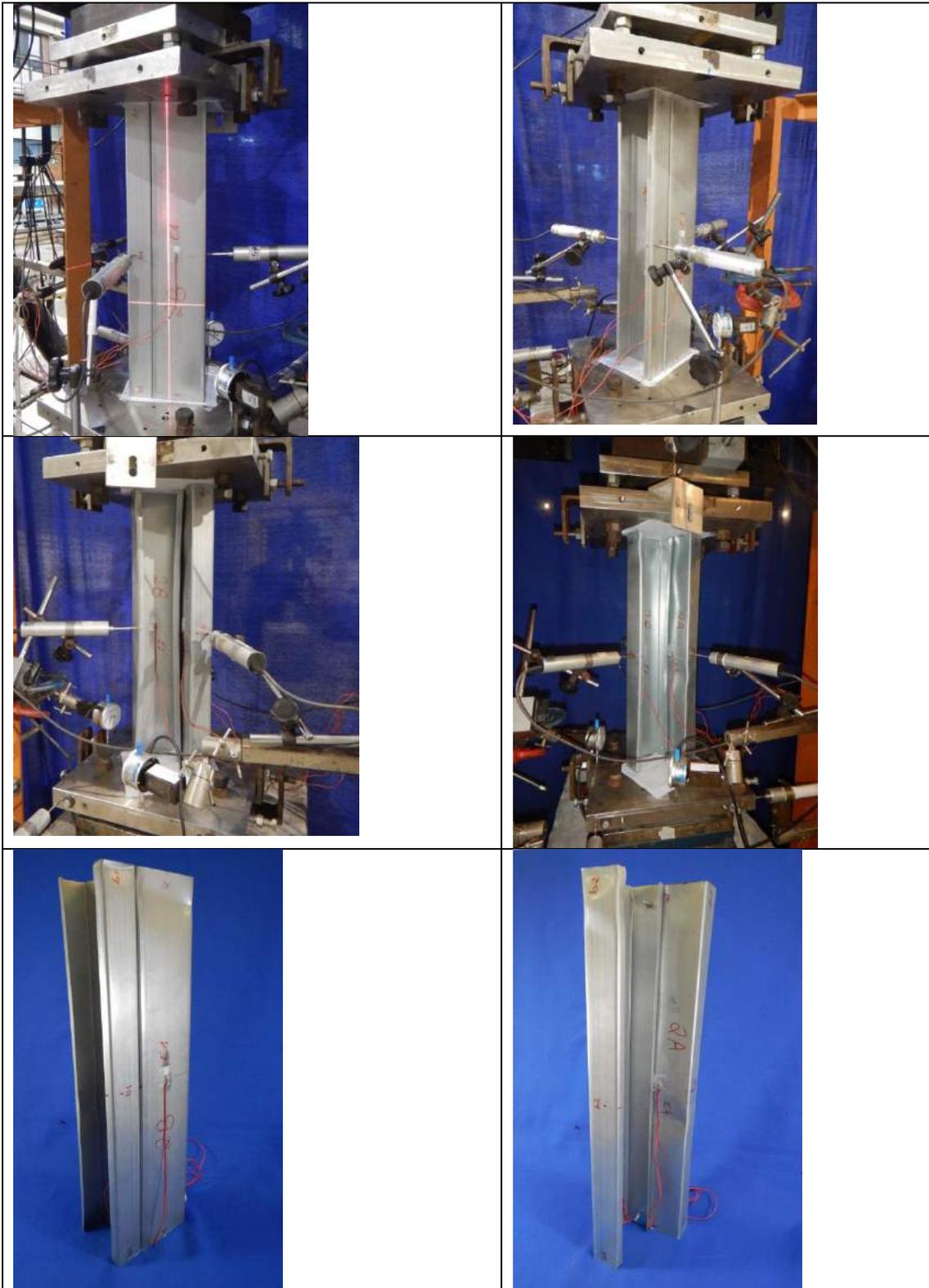
Perfil A próximo à extremidade 1

Os extensômetros do perfil A registraram deformações específicas maiores que as do perfil B.

GRÁFICOS M02P2:



FOTOS M02P2:



Corpo de Prova M04p3 (3 Parafusos)

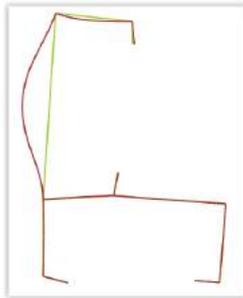
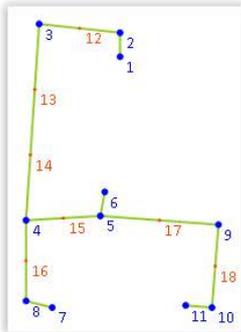
Data do ensaio: 09/07/2018 (tarde)

Quantidade de parafusos: 3.

Sem placas de extremidade.

O perfil ficou aproximadamente alinhado com o laser. Extremidade 1 encaixada na Figura. Extremidade 2 um pouco fora da Figura.

Propriedades da extremidade 2 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:



Cross-Section Geometrical Properties

| | | | |
|-------------|-------------------|-------------|------------------|
| A = | 297.112276637418 | | |
| I1 = | 522674.838510417 | I2 = | 223394.438722666 |
| Γ = | 243766207.96074 | J = | 98.2601356267316 |
| X.cg = | 29.1618928509677 | Y.cg = | 56 |
| X.sc = | -8.55297958781459 | Y.sc = | 64.8190586519435 |
| β 1 = | -41.8277433302585 | β 2 = | -99.520876019511 |

Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)

Buckling Load: $P_b = 26185.294$

Modal participations (%) of the most important GBT modes:

P10=98.76 P12=0.62 P13=0.3 Other=0.33

MRD bi-engastado (E2):

$P_u = 55,9$ kN

$f_y = 370$ MPa

Resultados experimentais:

$P_u = 47,85$ kN

$f_{m\acute{a}x} = 4,14976$ mm (fechamento máximo aba A)

$d_{m\acute{a}x} = 2,58603$ mm (deslocam. máximo aba B)

(para a carga máxima P_u)

Início flambagem local:

E1 13 kN

E2 18 kN

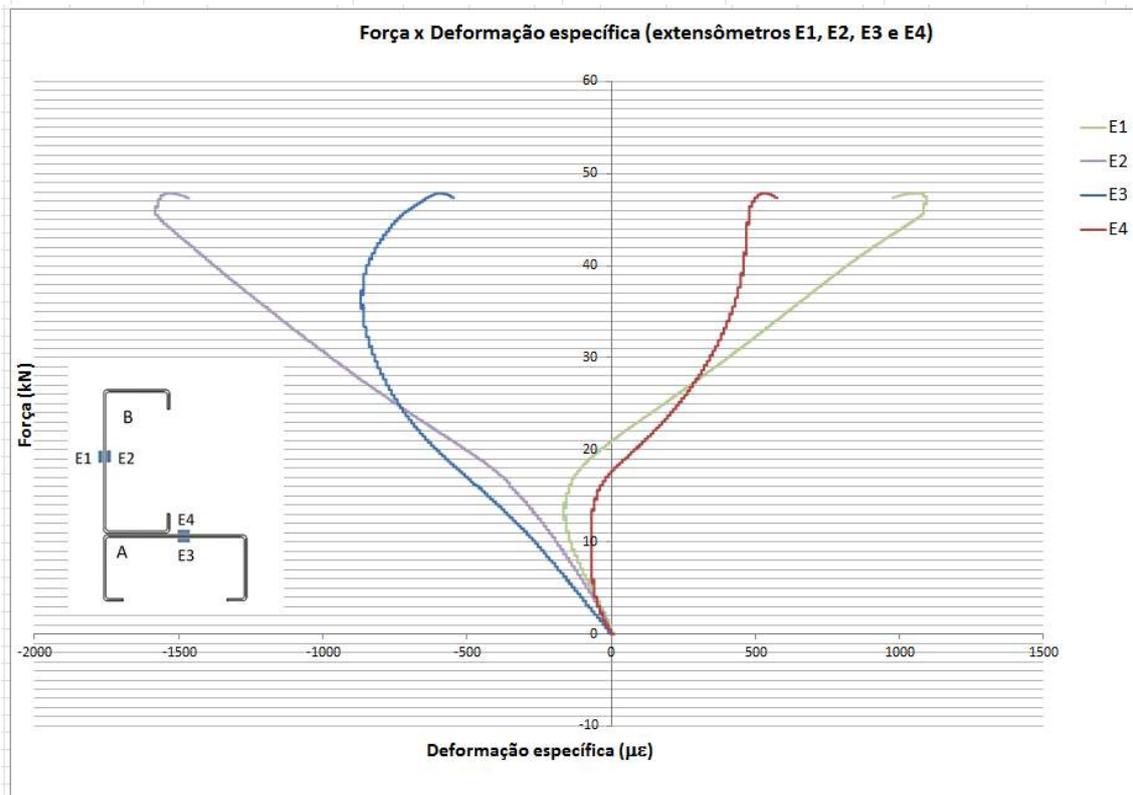
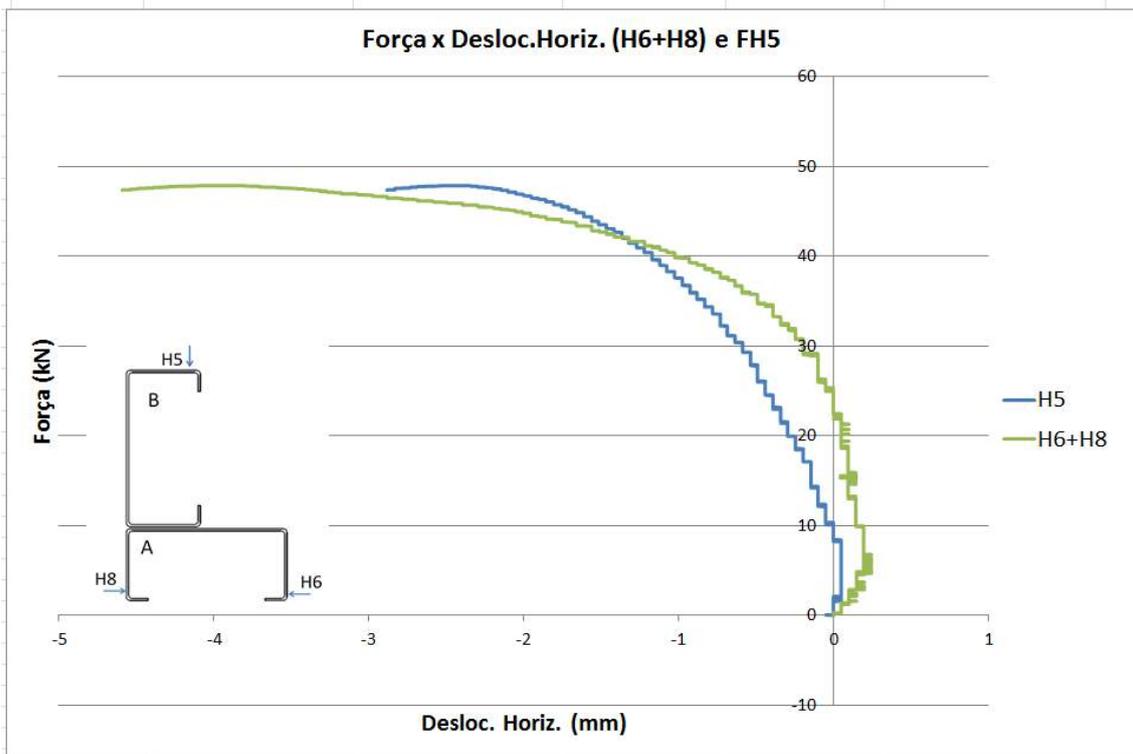
E3 22 kN

E4 6 kN

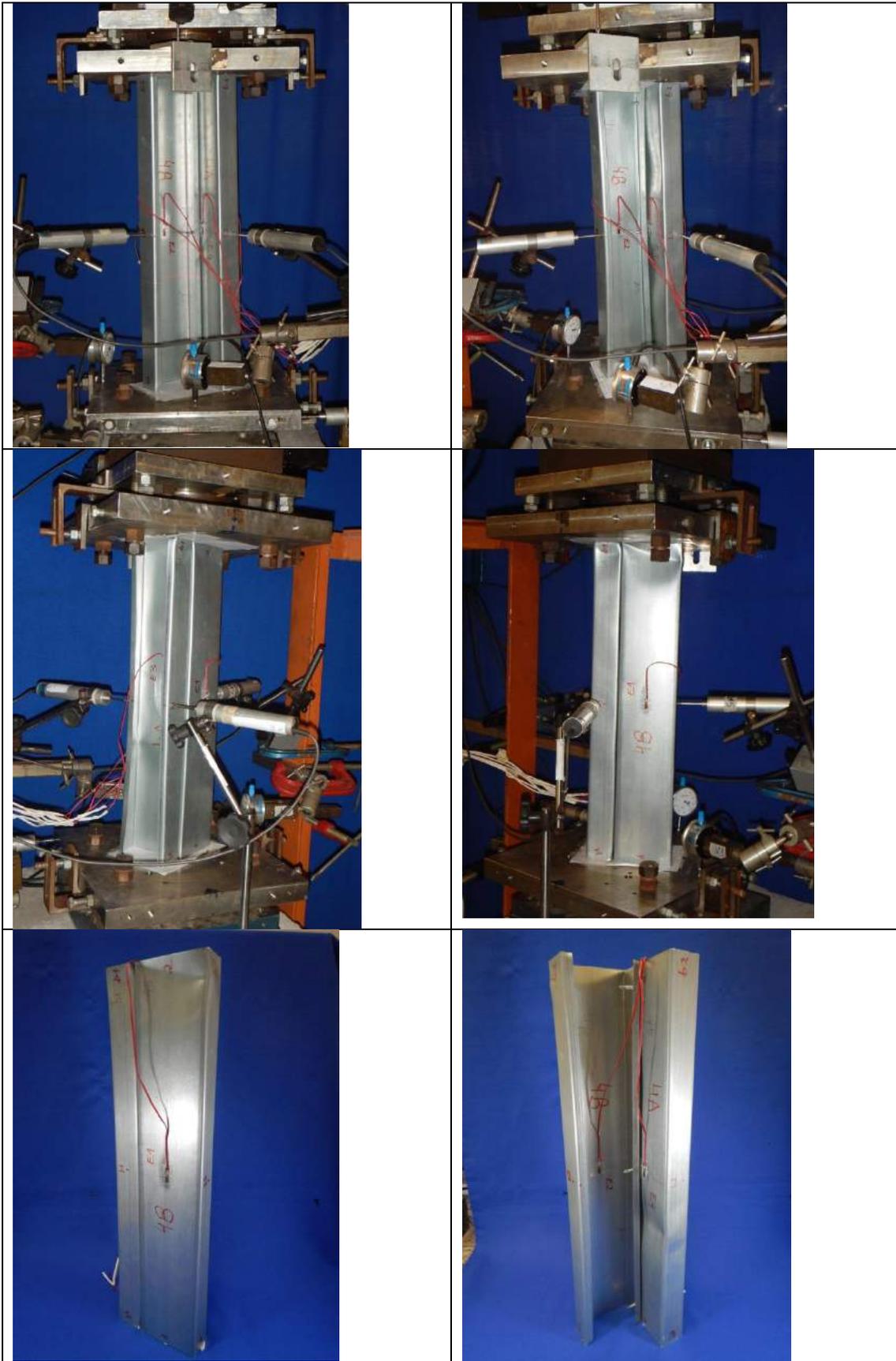
Mecanismo de colapso:

- Perfil B próximo à extremidade 2.
- Perfil A próximo entre o meio e a extremidade 1.
- Os extensômetros do perfil A registraram deformações específicas maiores que as do perfil B.
- Os extensômetros E1, E2 e E3 seguiram aproximadamente a mesma reta até a carga de 6kN. O extensômetro E4 já seguiu uma reta diferente desde o início.

GRÁFICOS M04P3:



FOTOS M04P3:



Corpo de Prova M05p3 (3 Parafusos)

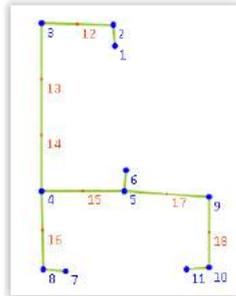
Data do ensaio: 04/07/2018 (tarde)

Quantidade de parafusos: 3.

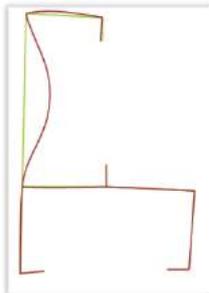
Sem placas de extremidade.

O perfil ficou aproximadamente alinhado com o laser. Extremidade 2 encaixada na Figura. Extremidade 1 um pouco fora da Figura.

Propriedades da extremidade 1 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:



| Cross-Section Geometrical Properties | | | |
|--------------------------------------|-------------------|-------------|-------------------|
| A = | 306.639319402712 | | |
| I1 = | 558378.722004677 | I2 = | 227508.543796124 |
| Γ = | 250737830.970284 | J = | 110.472388139246 |
| X.cg = | 32.6236146851895 | Y.cg = | 58.2650642029396 |
| X.sc = | -6.36297272122259 | Y.sc = | 66.3266583808455 |
| β 1 = | -45.2263651320288 | β 2 = | -100.402044601955 |



Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)

Buckling Load: $P_b = 28524.17$

Modal participations (%) of the most important GBT modes:

P10=98.1 P12=1.13 P13=0.3 Other=0.47

MRD bi-engastado (E1):

$P_u = 58,8$ kN

$f_y = 370$ MPa

Resultados experimentais:

$P_u = 48,5$ kN

$f_{m\acute{a}x} = 4,3949$ mm (fechamento máximo aba A)

$d_{m\acute{a}x} = 2,73609$ mm (deslocamento máximo aba B)

(para a carga máxima P_u)

Início flambagem local:

E1 23 kN

E2 23 kN

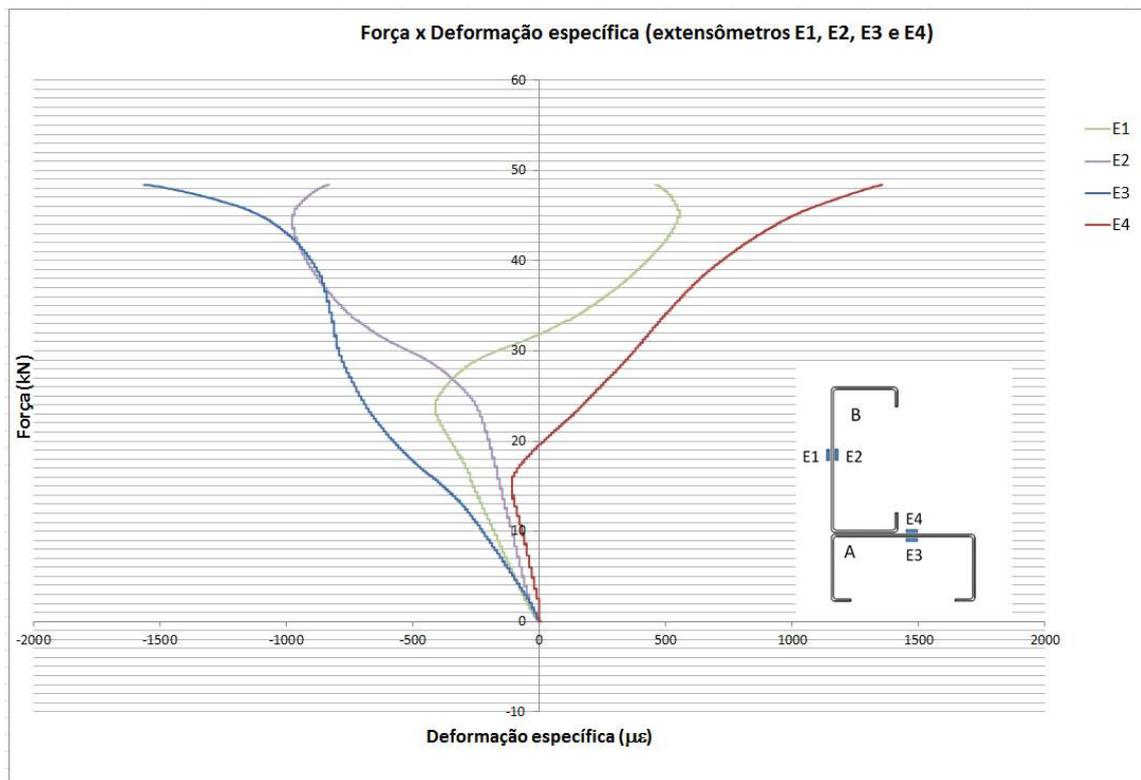
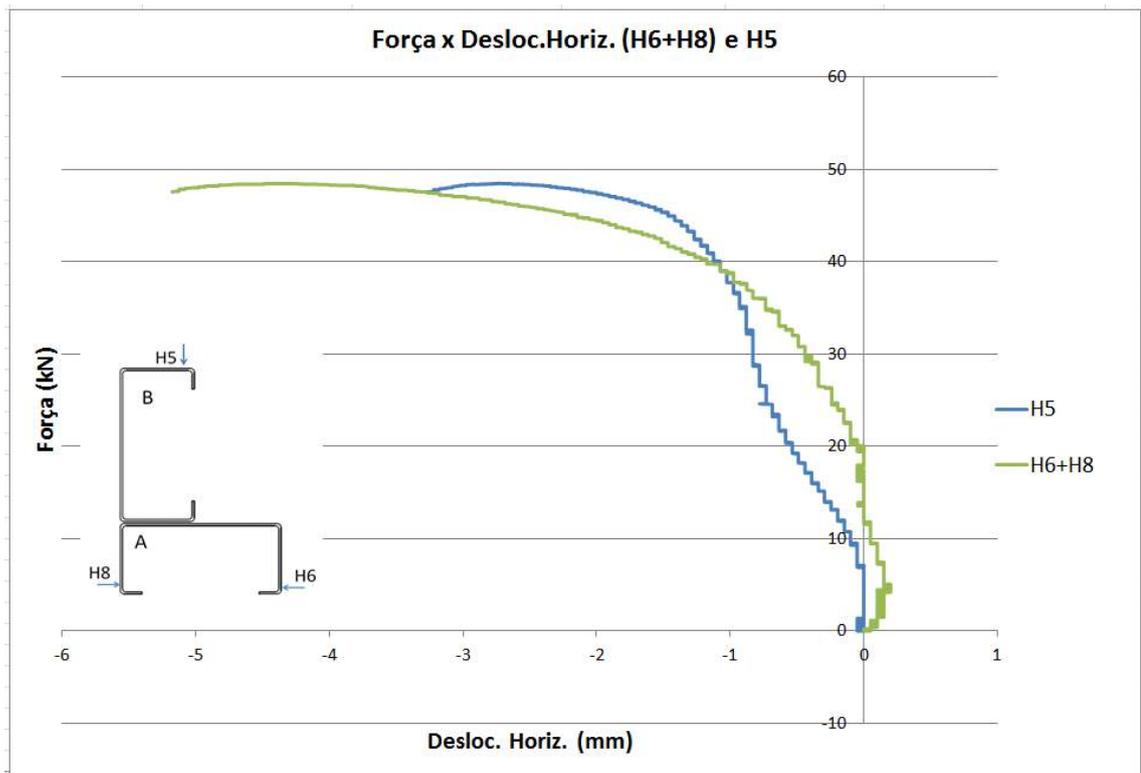
E3 15 kN

E4 15 kN

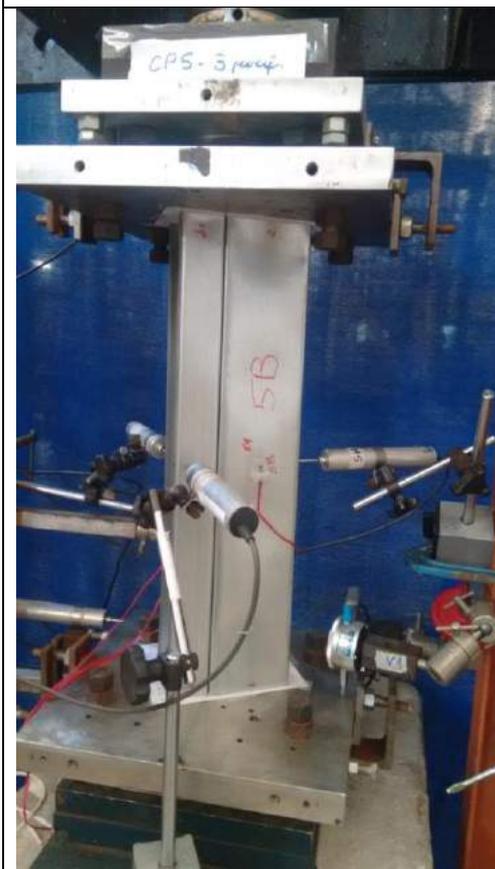
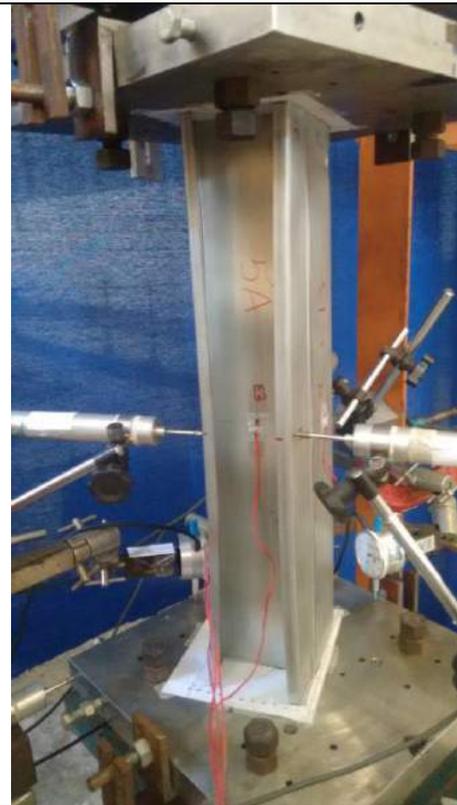
Mecanismo de colapso:

- Perfil B próximo à extremidade 2.
- Perfil A próximo entre o meio e a extremidade 1.
- Os extensômetros do perfil A registraram deformaes específicas maiores que as do perfil B.
- Os extensômetros E1 e E3 seguiram aproximadamente a mesma reta até a carga de 5kN. Os extensômetros 2 e 4 seguiram retas diferentes desde o início.

GRÁFICOS M05P3:



FOTOS M05P3:



Corpo de Prova M07p4 (4 Parafusos)

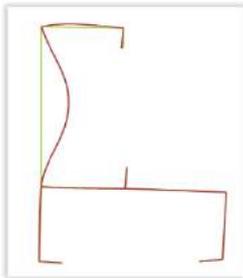
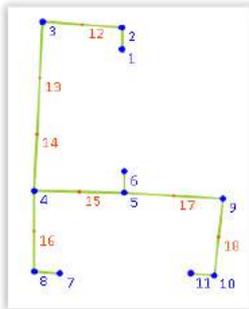
Data do ensaio: 28/06/2018 (manhã)

Quantidade de parafusos: 3.

Sem placas de extremidade.

O perfil ficou bem alinhado com o laser. Extremidade 1 e 2 encaixadas na Figura.

Propriedades da extremidade 2 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:



| Cross-Section Geometrical Properties | | | |
|--------------------------------------|-------------------|-------------|-------------------|
| A = | 302.901976789866 | I2 = | 220699.32569735 |
| I1 = | 519816.796605671 | J = | 107.639277130843 |
| Γ = | 245677258.657707 | Y.cg = | 56.816132672911 |
| X.cg = | 32 | Y.sc = | 66.2020016063841 |
| X.sc = | -5.55816339041699 | β 1 = | -44.1348264308269 |
| β 2 = | -95.3485251124324 | | |

Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)

Buckling Load: $P_b = 29131.818$

Modal participations (%) of the most important GBT modes:

P10=98.16 P13=1.29 P11=0.21 Other=0.35

MRD bi-engastado (E2):

$P_u = 58,79 \text{ kN}$

$f_y = 370 \text{ MPa}$

Resultados experimentais:

$P_u = 49,55 \text{ kN}$

Início flambagem local:

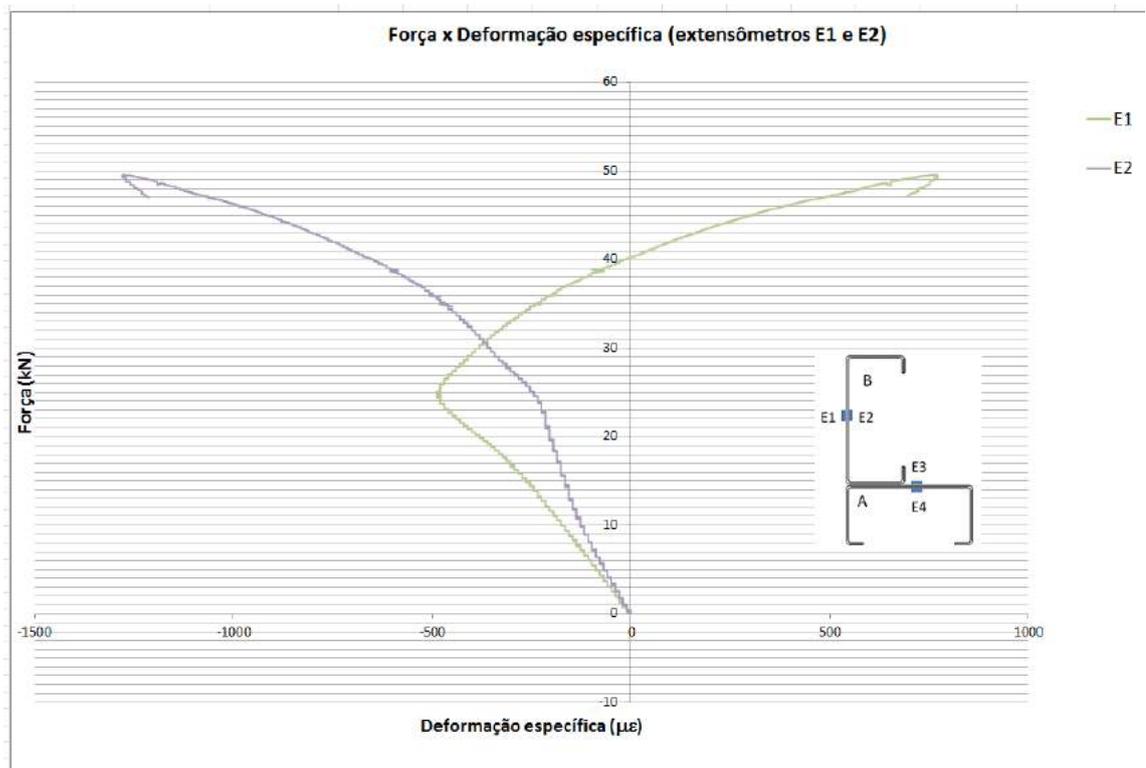
E1 25 kN

E2 25 kN

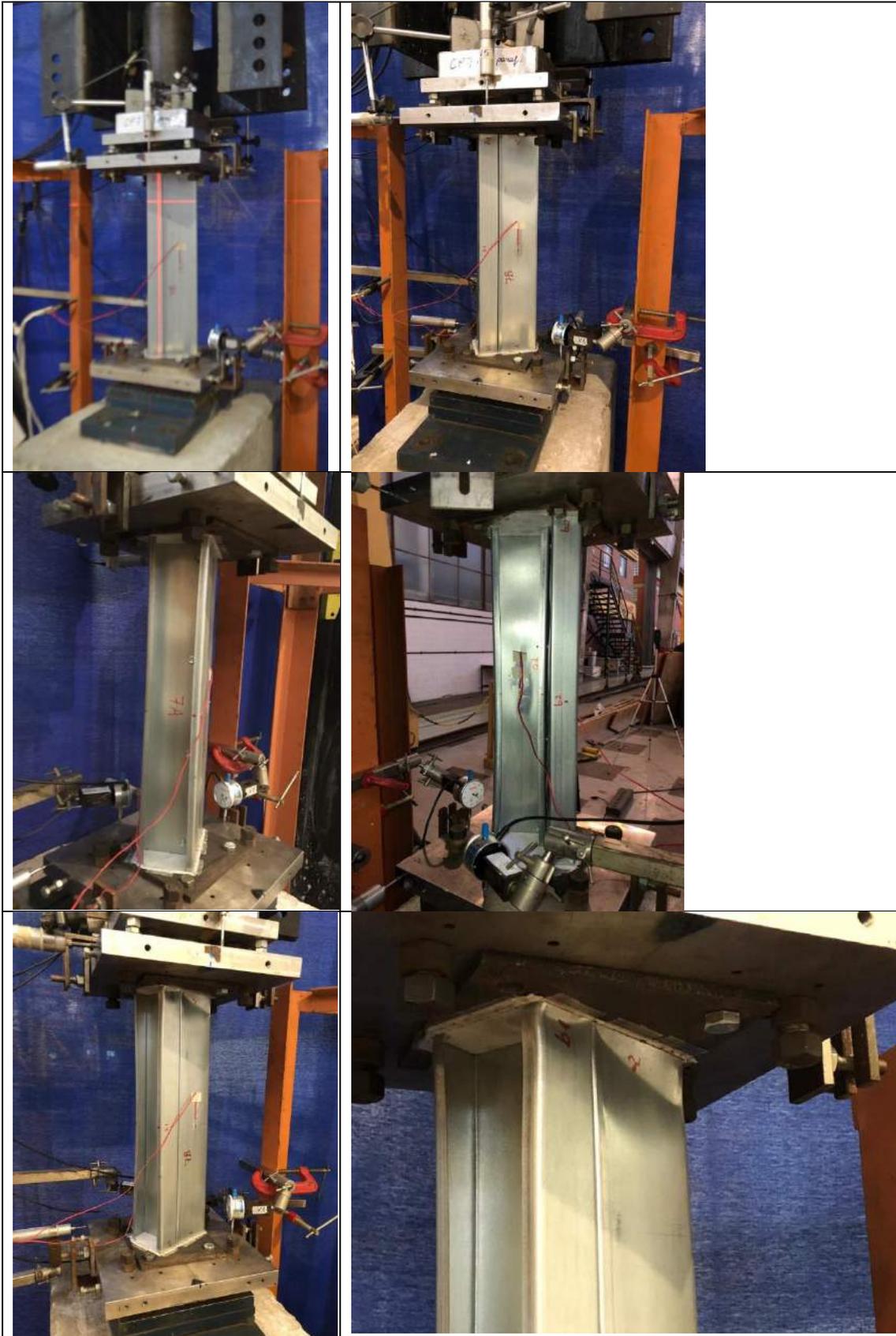
Mecanismo de colapso:

- Perfil B próximo à extremidade 2.
- Perfil A próximo a extremidade 1.
- Os extensômetros do perfil A registraram deformações específicas maiores que as do perfil B.
- Os extensômetros E1 e E2 seguiram retas diferentes desde o início. Não foram instalados os extensômetros 3 e 4.
- Não foram colocados os transdutores de deslocamentos ao longo do corpo de prova (somente nas placas de apoio).

GRÁFICOS M07P4:



FOTOS M07P4:



Corpo de Prova M08p4 (4 Parafusos)

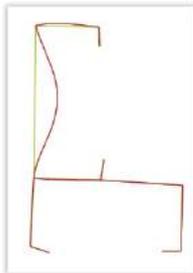
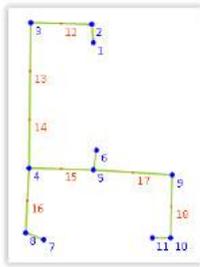
Data do ensaio: 05/07/2018 (manhã)

Quantidade de parafusos: 4.

Sem placas de extremidade.

O perfil ficou bem alinhado com o laser. Extremidade 1 encaixada na Figura e a extremidade 2 um pouco fora.

Propriedades da extremidade 1 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:



| Cross-Section Geometrical Properties | | | |
|--------------------------------------|-------------------|-------------|------------------|
| A = | 299.294782484092 | I2 = | 217790.285331308 |
| I1 = | 544608.928194711 | J = | 103.798679644621 |
| Γ = | 235013169.873555 | Y.cg = | 60.2602290050552 |
| X.cg = | 29.8109419614673 | Y.sc = | 68 |
| X.sc = | -7.74251453316076 | β 1 = | -41.664719094632 |
| β 2 = | -99.9500809904076 | | |

Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)

Buckling Load: $P_b = 27904.139$

Modal participations (%) of the most important GBT modes:

P10=98.53 P13=0.79 P12=0.46 Other=0.22

MRD bi-engastado (E1):

$P_u = 57,4$ kN

$f_y = 370$ MPa

Resultados experimentais:

$P_u = 47,3$ kN

$f_{m\acute{a}x} = 2,24492$ mm (fechamento máximo aba A)

$d_{m\acute{a}x} = 2,34594$ mm (deslocamento máximo aba B)

(para a carga máxima P_u)

Início flambagem local:

E1 23 kN

E2 24 kN

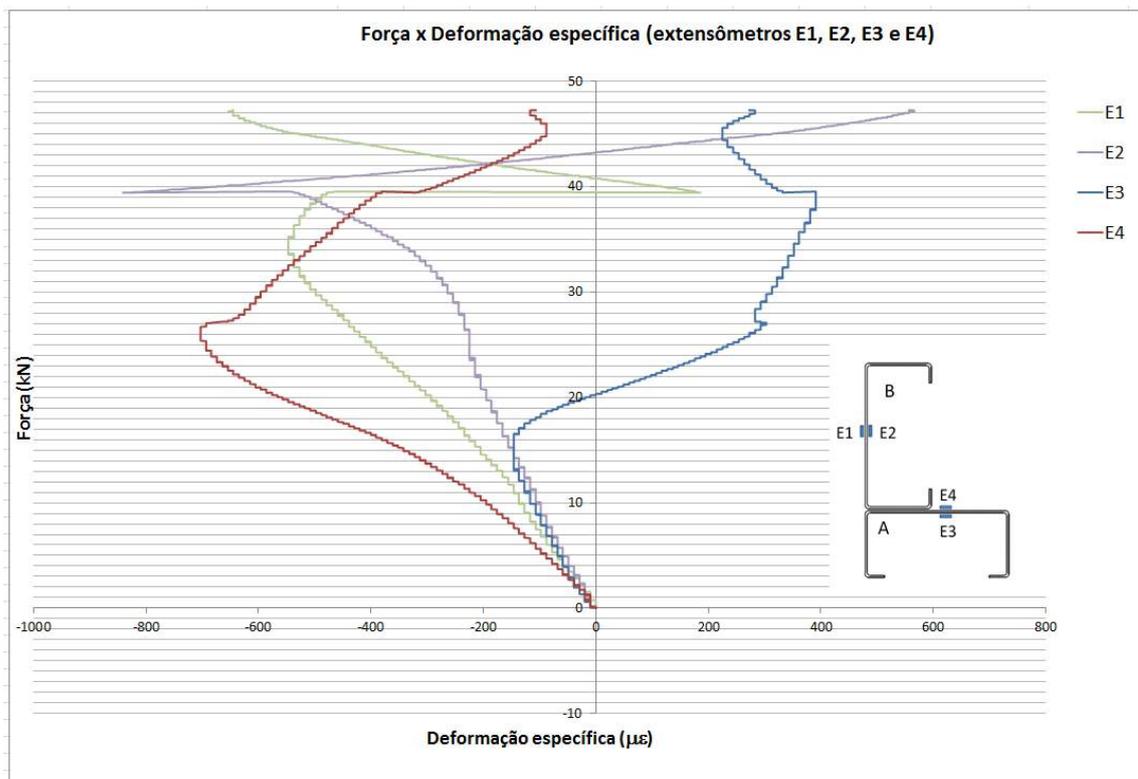
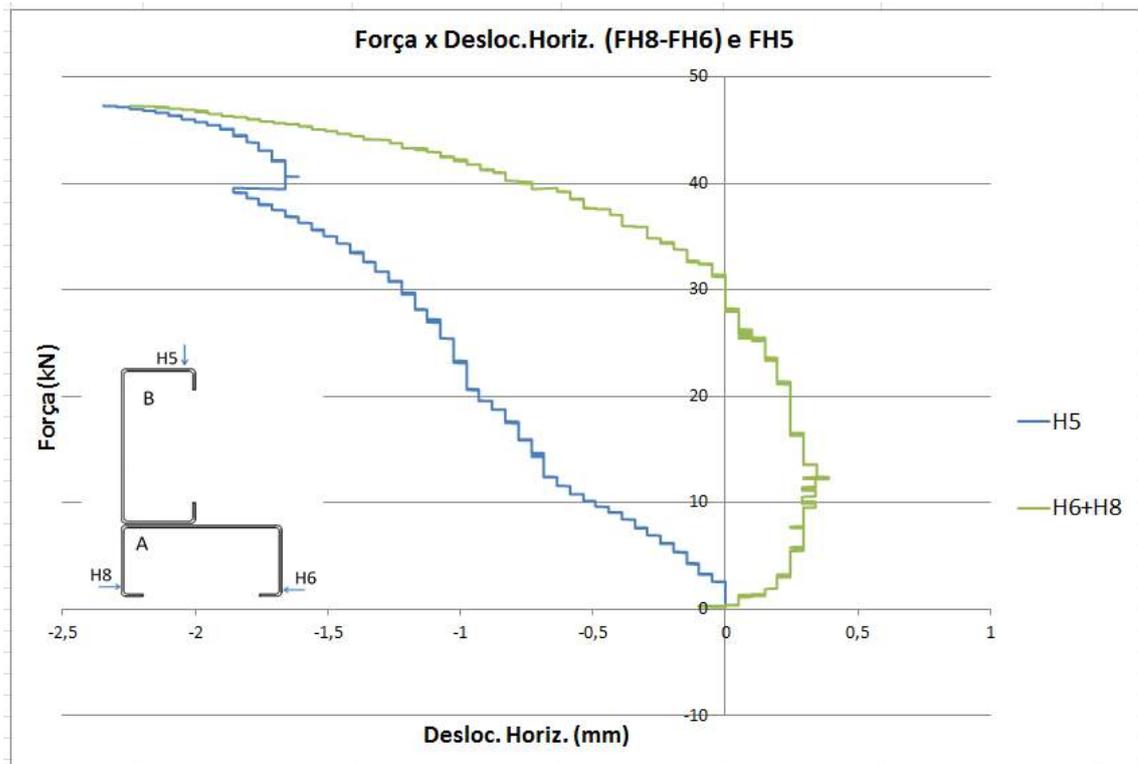
E3 14 kN

E4 26 kN

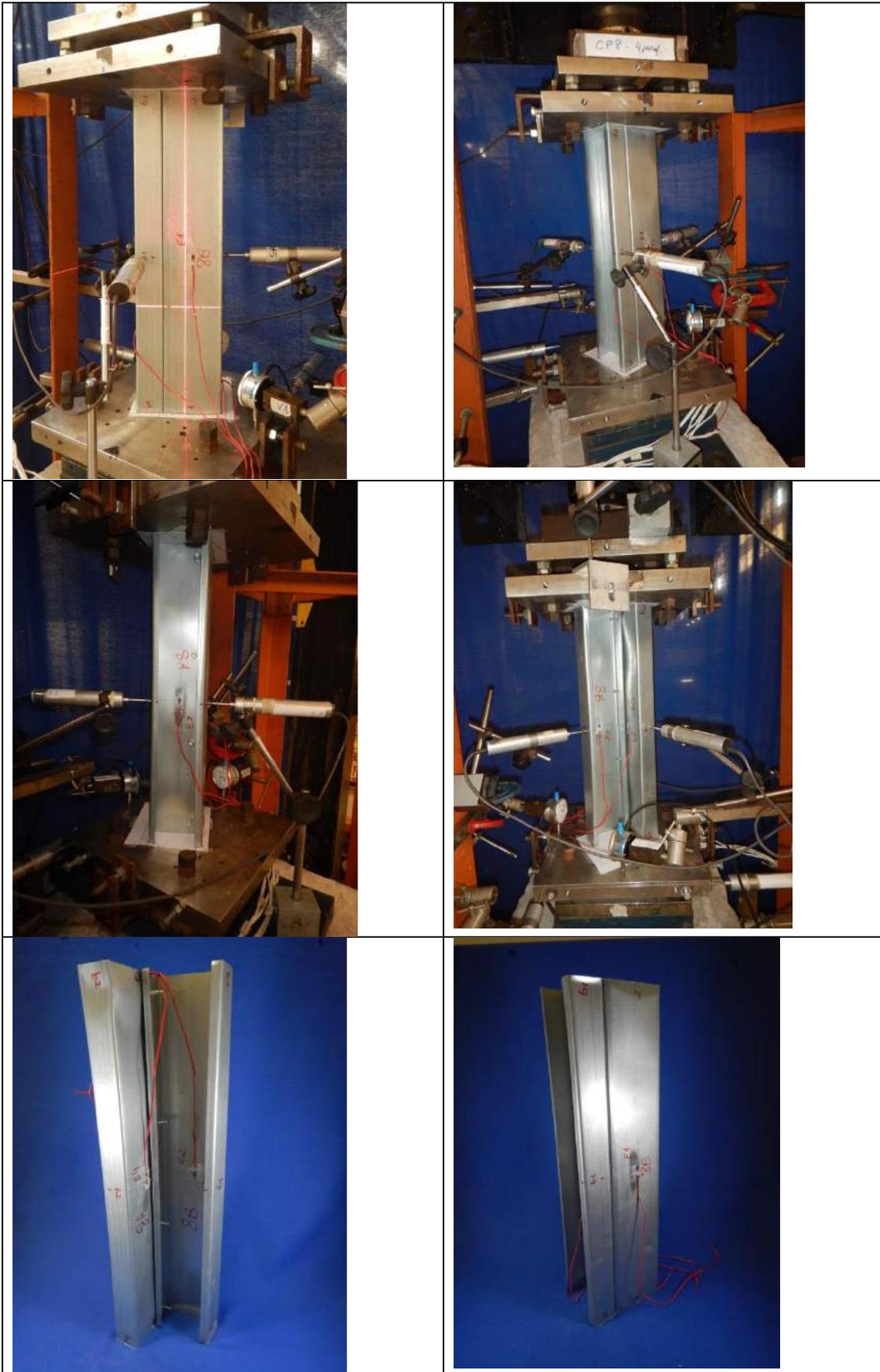
Mecanismo de colapso:

- Perfil B próximo à extremidade 2.
- Perfil A próximo a extremidade 1.
- Os extensômetros do perfil A registraram deformaes específicas maiores que as do perfil B.
- Os extensômetros E1, E2 e E3 seguiram retas similares até a carga de 10kN. O extensômetro E4 seguiu uma reta diferente desde o início.

GRÁFICOS M08P4:



FOTOS M08P4:



Corpo de Prova M11p5 (5 Parafusos)

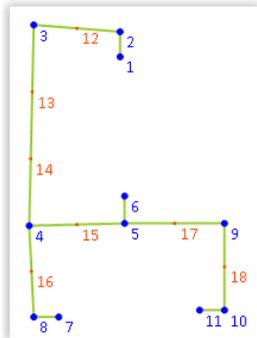
Data do ensaio: 03/07/2018 (manhã)

Quantidade de parafusos: 5.

Sem placas de extremidade.

O perfil ficou bem alinhado com o laser. Extremidade 1 encaixada na Figura e a extremidade 2 um pouco fora.

Propriedades da extremidade 1 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:



Cross-Section Geometrical Properties

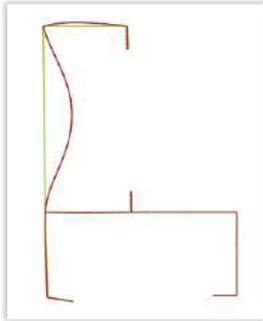
| | | | |
|--------|--------------------|--------|------------------|
| A = | 301.771789106522 | | |
| I1 = | 508822.879996484 | I2 = | 218720.626354452 |
| Γ = | 234664695.285306 | J = | 107.398170425063 |
| X.cg = | 38.3367922048401 | Y.cg = | 57.5952017256594 |
| X.sc = | -0.287841382135973 | Y.sc = | 64 |
| β1 = | -38.0124685464173 | β2 = | -99.401025287129 |

Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)

Buckling Load: $P_b = 27771.839$

Modal participations (%) of the most important GBT modes:

P10=98.24 P12=1.15 P13=0.36 Other=0.24



MRD bi-engastado (E2):

$P_u = 57,61 \text{ kN}$

$f_y = 370 \text{ MPa}$

Resultados experimentais:

$P_u = 49,05 \text{ kN}$

$f_{\text{máx}} = 3,46522 \text{ mm}$ (fechamento máximo aba A)

$d_{\text{máx}} = 1,7557 \text{ mm}$ (deslocamento máximo aba B)

(para a carga máxima P_u)

Início flambagem local:

E1 17 kN

E2 25 kN

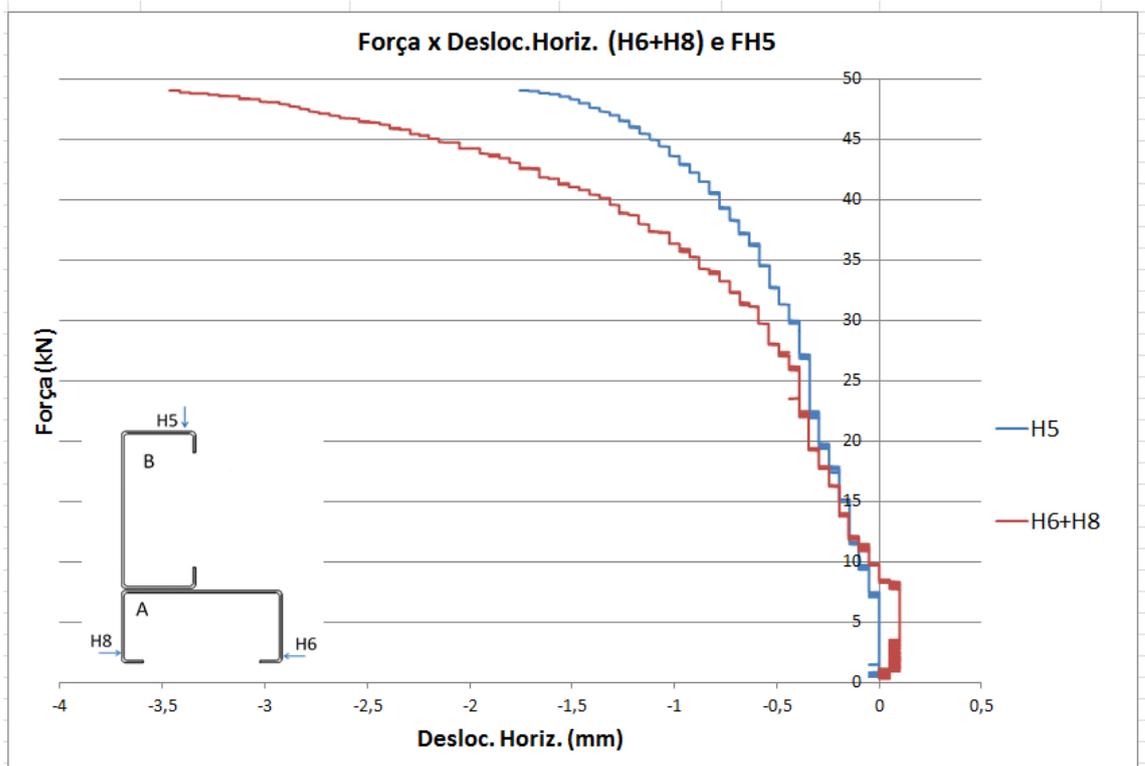
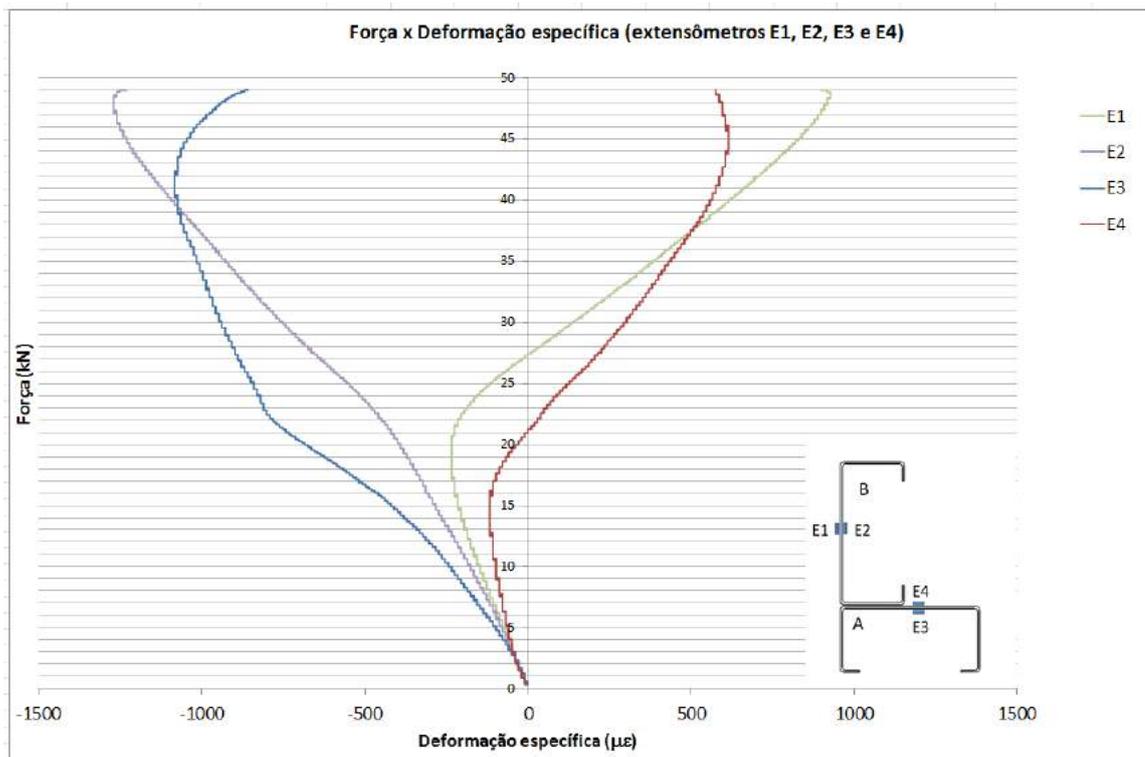
E3 23 kN

E4 14 kN

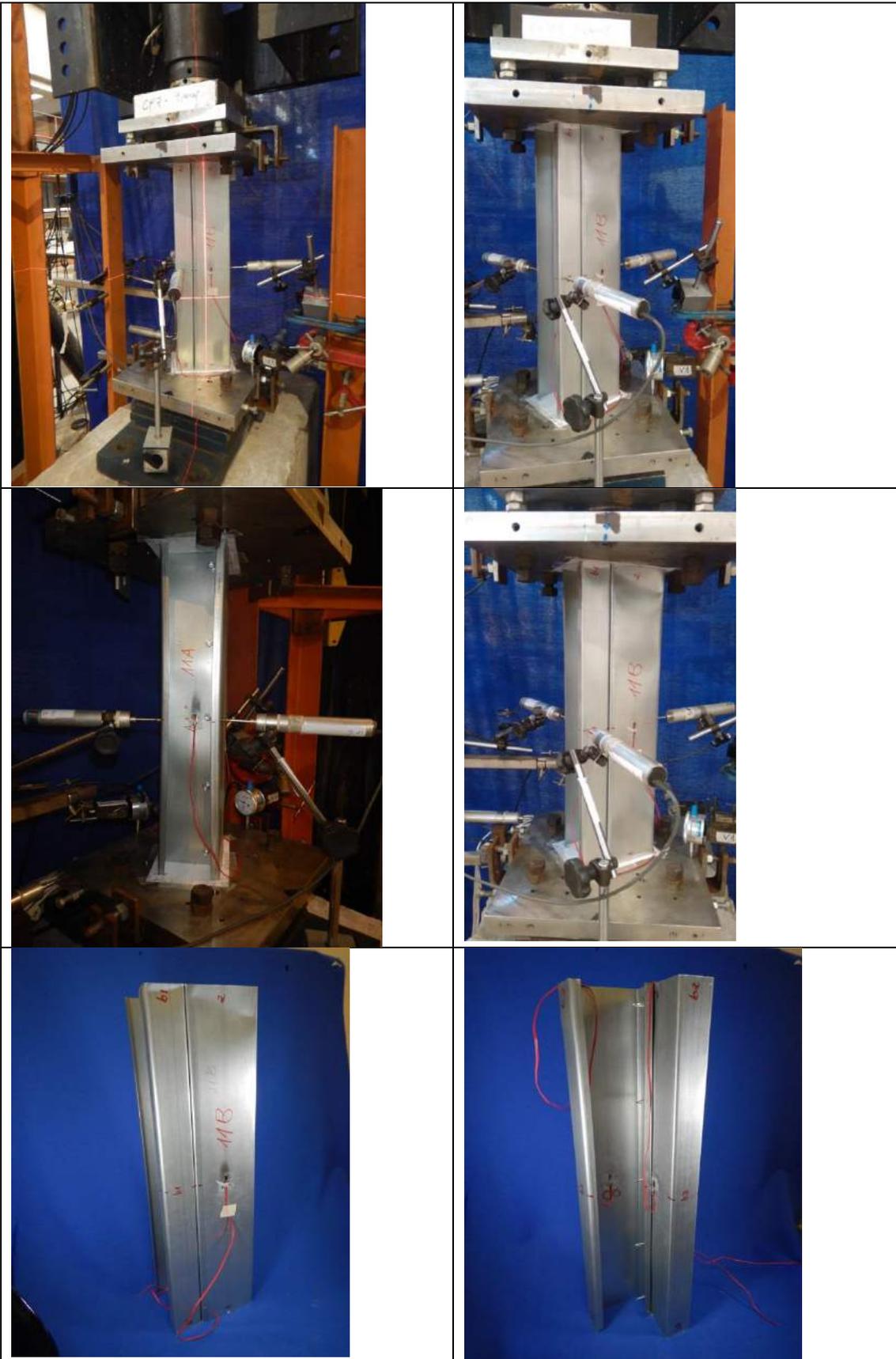
Mecanismo de colapso:

- Perfil B próximo à extremidade 2. Perfil A próximo a extremidade 1.
- Os 4 extensômetros seguiram juntos e linearmente até a carga de 4kN.
- Os extensômetros do perfil A registraram deformações específicas maiores que as do perfil B.

GRÁFICOS M11P5:



FOTOS M11P5:



Corpo de Prova M12p5 (5 Parafusos)

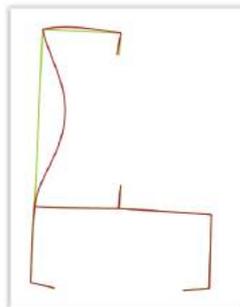
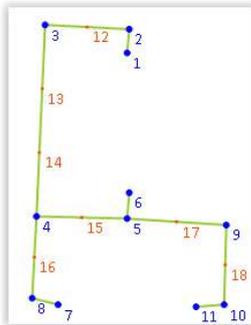
Data do ensaio: 03/07/2018 (manhã)

Quantidade de parafusos: 5.

Sem placas de extremidade.

O perfil não ficou bem alinhado com o laser. Extremidades 1 e 2 encaixadas na Figura.

Propriedades da extremidade 1 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:



Cross-Section Geometrical Properties

| | | | |
|-------------|-------------------|-------------|-------------------|
| A = | 305.458722097065 | I2 = | 229828.221289141 |
| I1 = | 551686.004018646 | J = | 108.184716129712 |
| Γ = | 257480387.415355 | Y.cg = | 57.7153667498254 |
| X.cg = | 31.1695844513392 | Y.sc = | 66 |
| X.sc = | -7.87939427943963 | β 1 = | -41.2950684776304 |
| β 2 = | -102.646552620129 | | |

Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)

Buckling Load: $P_b = 27727.832$

Modal participations (%) of the most important GBT modes:

P10=98.25 P12=1.01 P13=0.56 Other=0.18

MRD bi-engastado (E1):

$$P_u = 58,05 \text{ kN}$$
$$f_y = 370 \text{ MPa}$$

Resultados experimentais:

$$P_u = 44,8 \text{ kN}$$
$$f_{\text{máx}} = 1,27002 \text{ mm} \quad (\text{fechamento máximo aba A})$$
$$d_{\text{máx}} = 4,0066 \text{ mm} \quad (\text{deslocamento máximo aba B})$$

(para a carga máxima P_u)

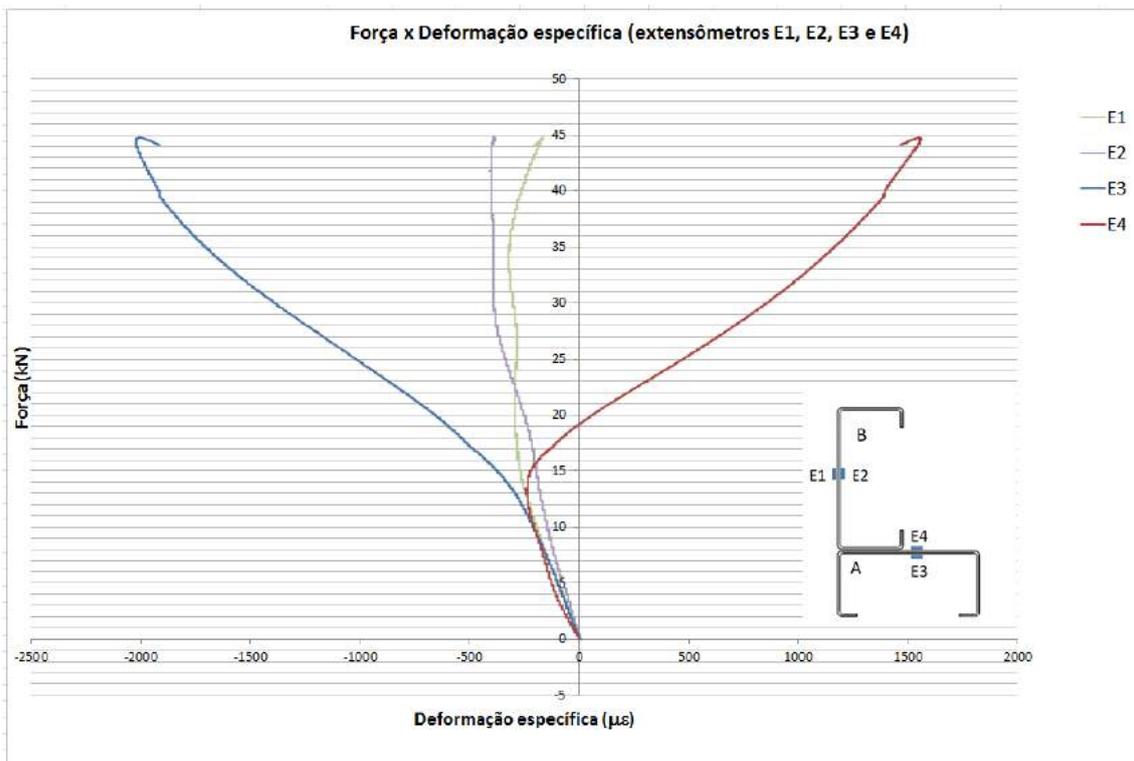
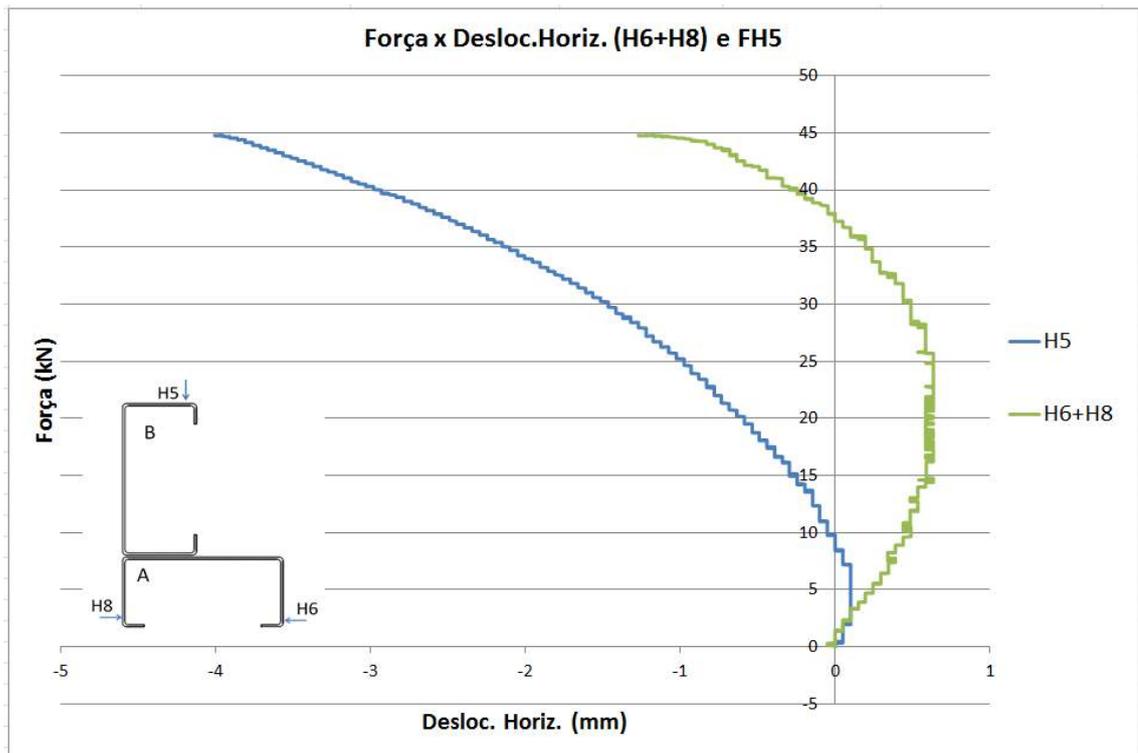
Início flambagem local:

| | |
|----|-------|
| E1 | 15 kN |
| E2 | 17 kN |
| E3 | 12 kN |
| E4 | 12 kN |

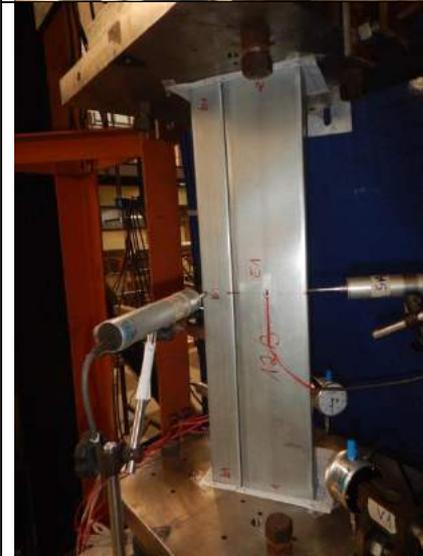
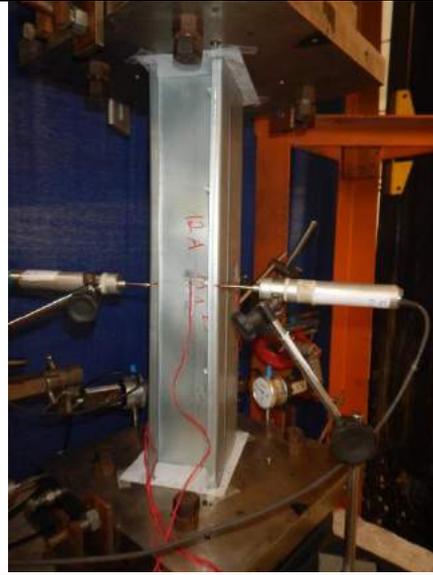
Mecanismo de colapso:

- Perfil B próximo às extremidade 1 e 2. Perfil A próximo a extremidade 1.
- Os 4 extensômetros seguiram aproximadamente juntos até a carga de 11kN (o E2 ficou um pouco fora do alinhamento).
- Os extensômetros do perfil A registraram deformações específicas maiores que as do perfil B.

GRÁFICOS M12P5:



FOTOS M12P5:



APÊNDICE 3
ENSAIOS DOS PERFIS COMPOSTOS COM
CHAPAS SOLDADAS NAS EXTREMIDADES

Corpo de Prova M10p5s (5 Parafusos)

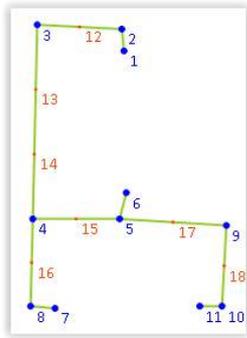
Data do ensaio: 12/07/2018 (tarde)

Quantidade de parafusos: 5.

Com placas soldadas nas extremidades.

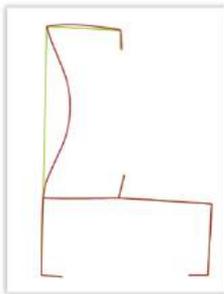
O perfil não ficou perfeitamente alinhado com o laser. Foi necessário liberar o dispositivo anti-torção e girar ligeiramente a placa inferior para casar a furação.

Propriedades da extremidade 2 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:



Cross-Section Geometrical Properties

| | | | |
|--------|-------------------|--------|-------------------|
| A = | 298.959831256246 | I2 = | 219573.183555374 |
| I1 = | 530276.985657082 | J = | 103.714097334667 |
| Γ = | 226775050.408953 | Y.cg = | 58.2315982877204 |
| X.cg = | 32.7317466962972 | Y.sc = | 65 |
| X.sc = | -5.01140150339486 | β1 = | -36.8063976515584 |
| β2 = | -100.825331840711 | | |



Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)

Buckling Load: $P_b = 27218.806$

Modal participations (%) of the most important GBT modes:

P10=98.57 P12=0.66 P13=0.55 Other=0.23

MRD bi-engastado

(E1):

$P_u = 56,8 \text{ kN}$

$f_y = 370 \text{ MPa}$

Resultados experimentais:

$P_u = 53,7 \text{ kN}$

H6+H8 $f_{m\acute{a}x} = 5,94921 \text{ mm}$ (fechamento máximo aba A)

H5 $d_{m\acute{a}x} = 3,27131 \text{ mm}$ (deslocamento máximo aba B)

(para a carga máxima P_u)

Início flambagem local:

E1 24 kN

E2 24 kN

E3 46 kN

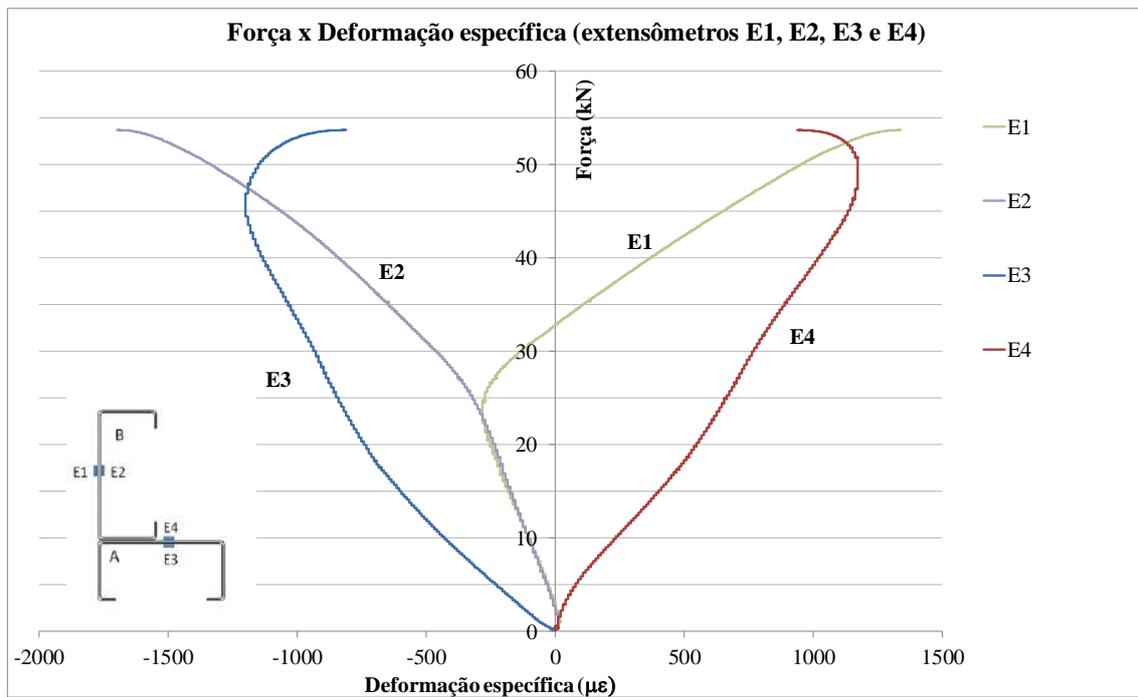
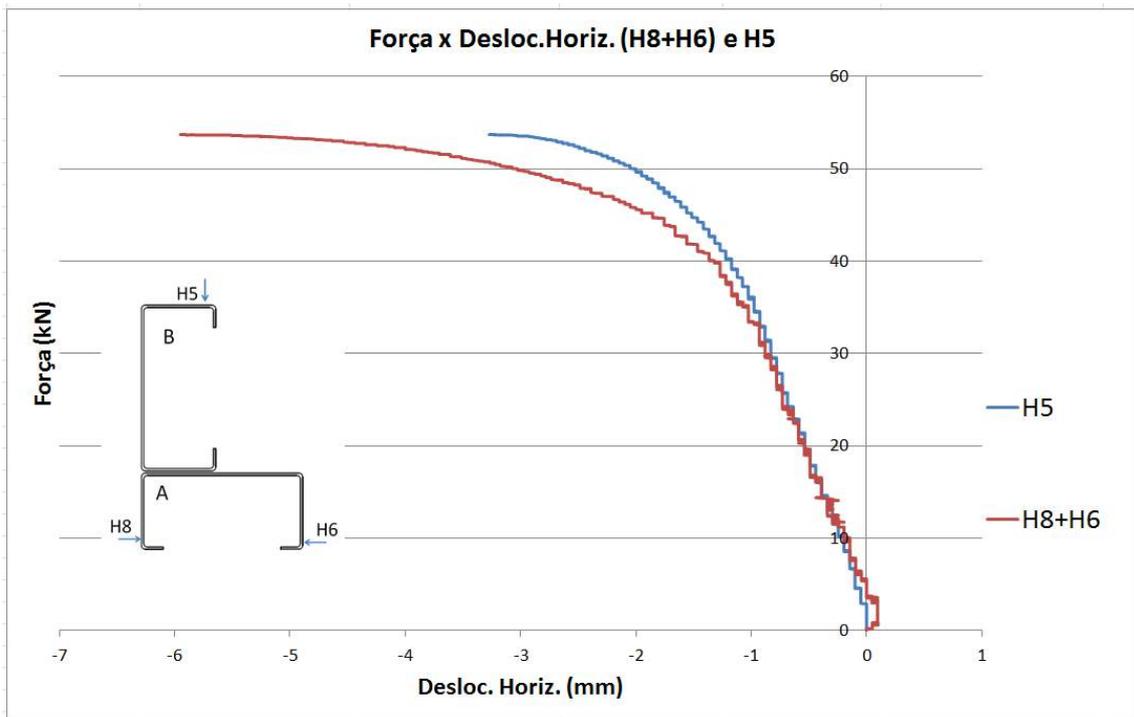
E4 46 kN

Mecanismo de colapso:

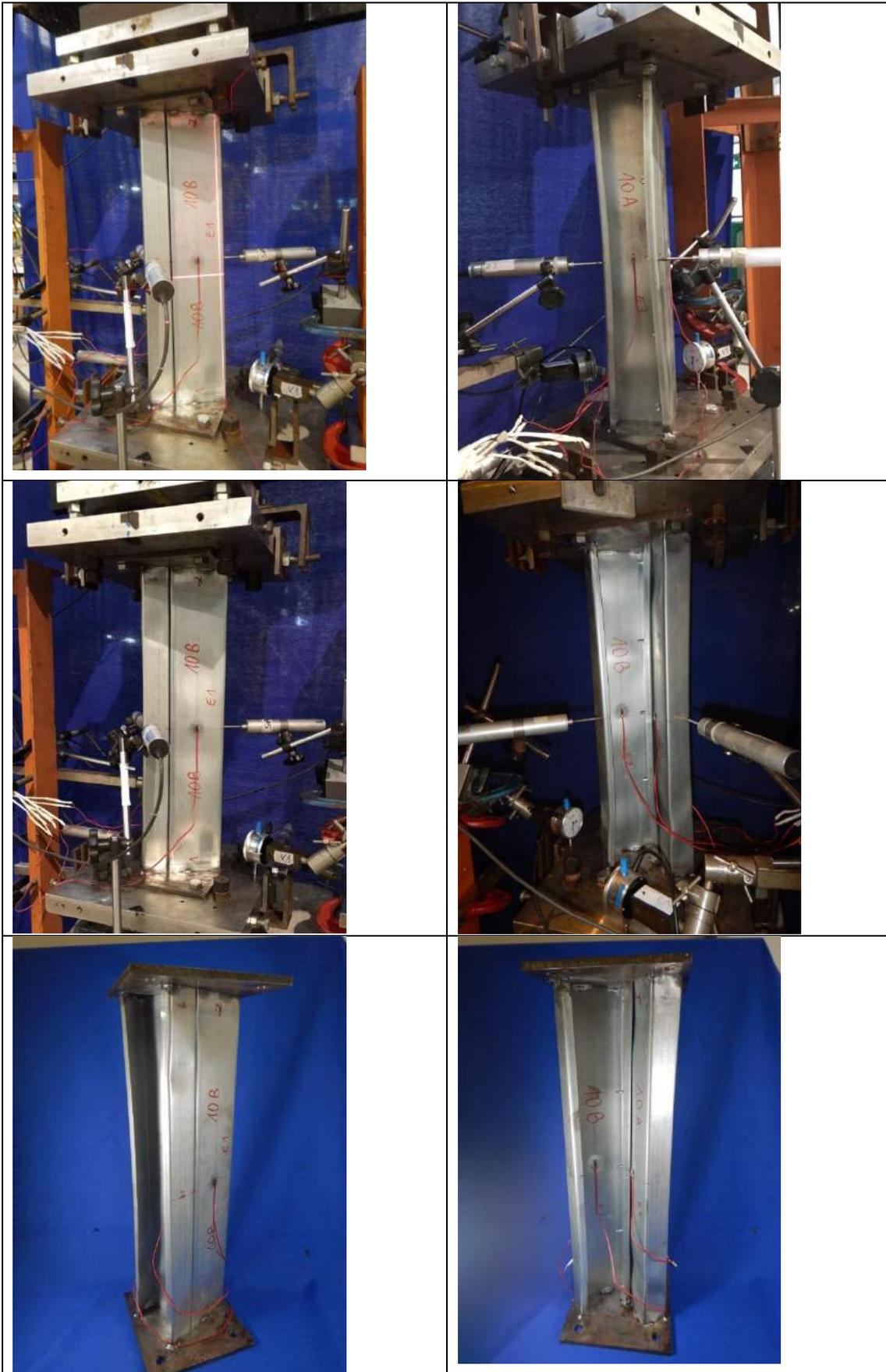
Perfil B próximo à extremidade 1. Perfil A próximo às extremidades 1 e 2.

Os extensômetros do perfil A (travado) registraram deformações específicas maiores que as do perfil B (livre)..Os extensômetros do perfil livre (B) seguiram juntos e linearmente até a carga de 24kN..Os extensômetros do perfil travado (A) seguiram cada um para um lado desde o início do carregamento.

GRÁFICOS M10P5S:



FOTOS M10P5S:



Corpo de Prova M06p3s (3 Parafusos)

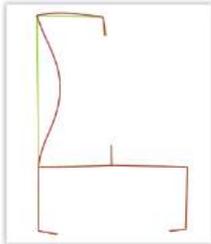
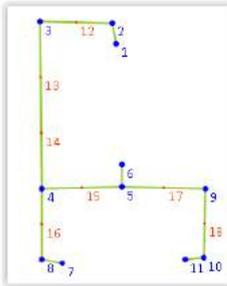
Data do ensaio: 21/08/2018 (manhã)

Quantidade de parafusos: 5.

Com placas soldadas na extremidade.

O perfil ficou aproximadamente alinhada com o laser. Foi necessário liberar o dispositivo anti-torção e girar ligeiramente a placa inferior para casar a furação.

Propriedades da extremidade 1 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:



| Cross-Section Geometrical Properties | | | |
|--------------------------------------|--------------------|-------------|-------------------|
| A = | 303.581442114617 | | |
| I1 = | 545413.870955273 | I2 = | 224185.606215905 |
| Γ = | 247232675.924824 | J = | 108.80794635171 |
| X.cg = | 38.8034363423643 | Y.cg = | 61.879343377704 |
| X.sc = | -0.787854413705588 | Y.sc = | 66.8383763229257 |
| β 1 = | -37.1999140080055 | β 2 = | -104.669199912005 |

| Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1) | | | |
|--|----------|----------|------------|
| Buckling Load: $P_b = 27021.322$ | | | |
| Modal participations (%) of the most important GBT modes: | | | |
| P10=98.29 | P12=1.37 | P13=0.13 | Other=0.21 |

MRD bi-engastado (E1):

$P_u = 57,26 \text{ kN}$

$f_y = 370 \text{ MPa}$

Resultados experimentais:

$P_u = 44.15 \text{ kN}$

$f_{\text{máx}} = 6.192476 \text{ mm}$ (fechamento máximo aba A)

$d_{\text{máx}} = 5.25684 \text{ mm}$ (deslocamento máximo aba B)

(para a carga máxima P_u)

Início flambagem local:

E1 18 kN

E2 15 kN

E3 15 kN

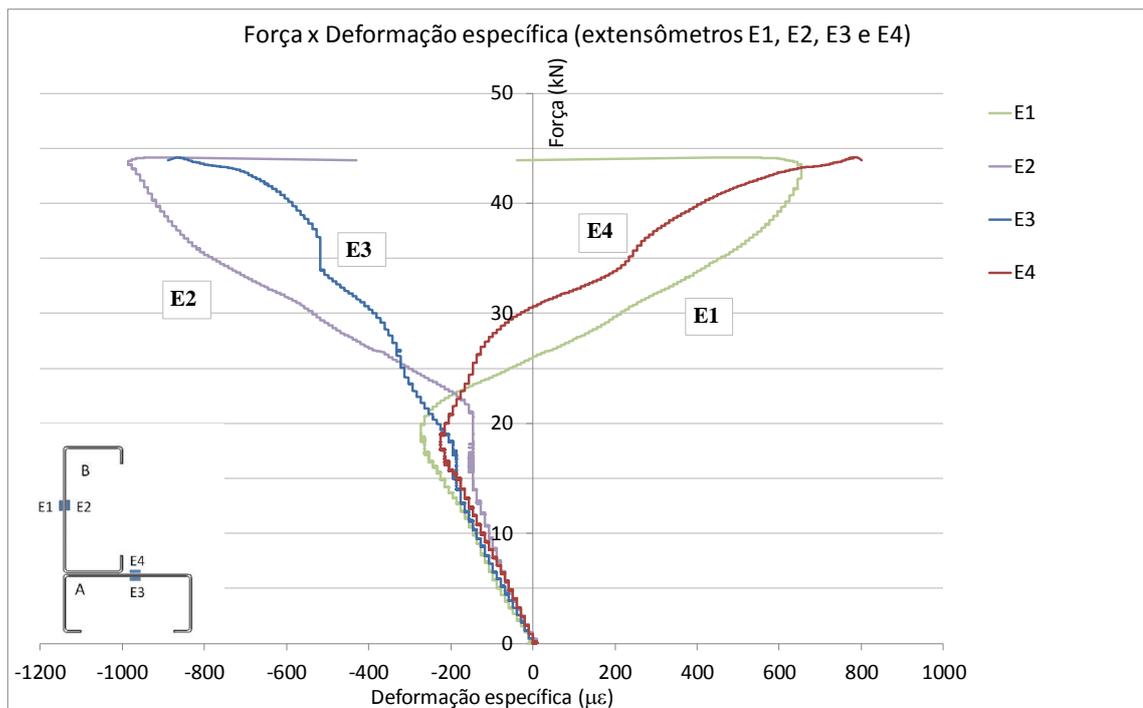
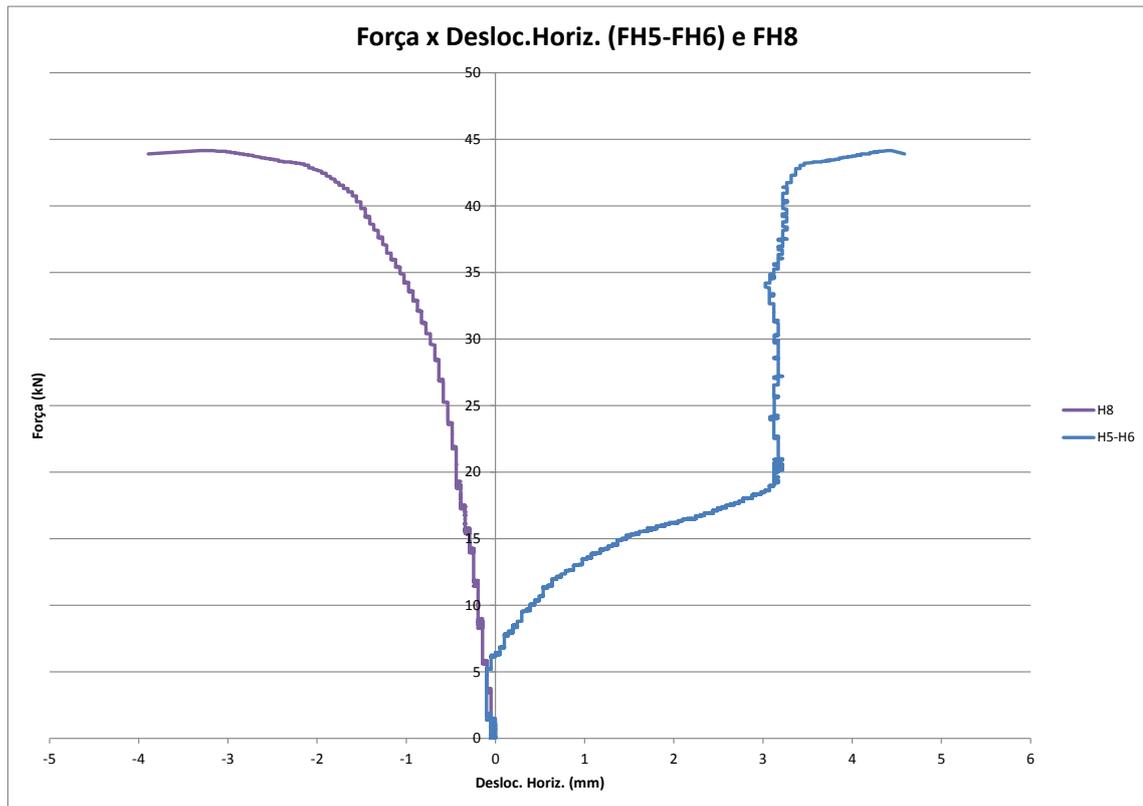
E4 17 kN

Mecanismo de colapso:

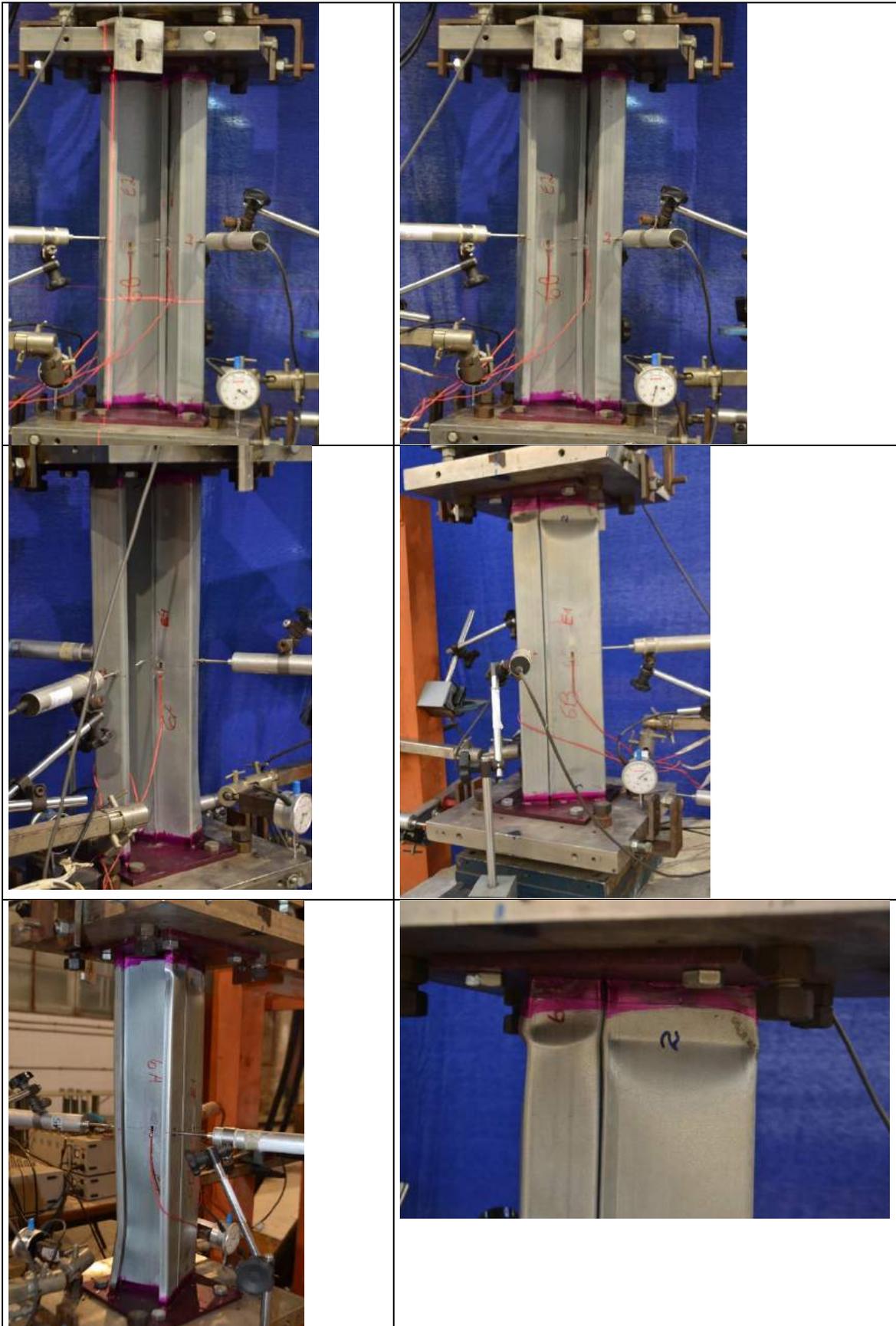
Perfil B próximo à extremidade 2. Perfil A próximo as extremidades 1 e 2.

Os extensômetros E2 e E4 seguiram aproximadamente juntos até a carga de 8kN. Os extensômetros E1 e E3 seguiram aproximadamente juntos até a carga de 13kN. A placa horizontal superior praticamente não se deslocou. Mas o transdutor de deslocamento vertical V1 da placa horizontal inferior registrou um deslocamento máximo de 1,7mm. Deslocamento total do pistão: 9.5mm (1.27V), muito superior ao registrado nos ensaios anteriores. Esse ensaio foi mais demorado. A carga de colapso desse ensaio pode ter sido inferior devido ao fato da solda estar mal distribuída, causando uma transmissão de carga somente por alguns pontos. Devido a essa suposição, a solda dos outros CPs ensaiados com chapas soldadas nas extremidades foi complementada.

GRÁFICOS M06P3S:



FOTOS M06P3S:



Corpo de Prova M03p2s (2 Parafusos)

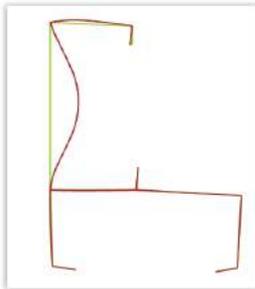
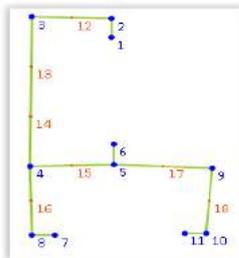
Data do ensaio: 30/08/2018 (manhã)

Quantidade de parafusos: 2.

Com placas soldadas na extremidade.

O perfil ficou ligeiramente deslinhado com o laser. Foi necessário liberar o dispositivo anti-torção e girar ligeiramente a placa inferior para casar a furação.

Propriedades da extremidade 2 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:



Cross-Section Geometrical Properties

| | | | |
|-------------|-------------------|-------------|------------------|
| A = | 299.373734197608 | I2 = | 215713.817530954 |
| I1 = | 512950.574173782 | J = | 104.839194629451 |
| Γ = | 233754998.062102 | Y.cg = | 59.2045021929591 |
| X.cg = | 38.9011313073033 | Y.sc = | 66.2768880466805 |
| X.sc = | 0.874163502167619 | β 2 = | -98.629301958887 |
| β 1 = | -39.5043694079126 | | |

Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)

Buckling Load: $P_b = 28190.354$

Modal participations (%) of the most important GBT modes:

P10=98.31 P13=0.79 P12=0.73 Other=0.18

MRD bi-engastado (E2):

$P_u = 57,6 \text{ kN}$

$f_y = 370 \text{ MPa}$

Experimental:

$P_u = 53,9 \text{ kN}$

$f_{\text{máx}} = 3,11625 \text{ mm}$ (fechamento máximo aba A)

$d_{\text{máx}} = 4,18749 \text{ mm}$ (deslocam. máximo aba B)

(para a carga máxima P_u)

Início flambagem local:

E1 11 kN

E2 23 kN

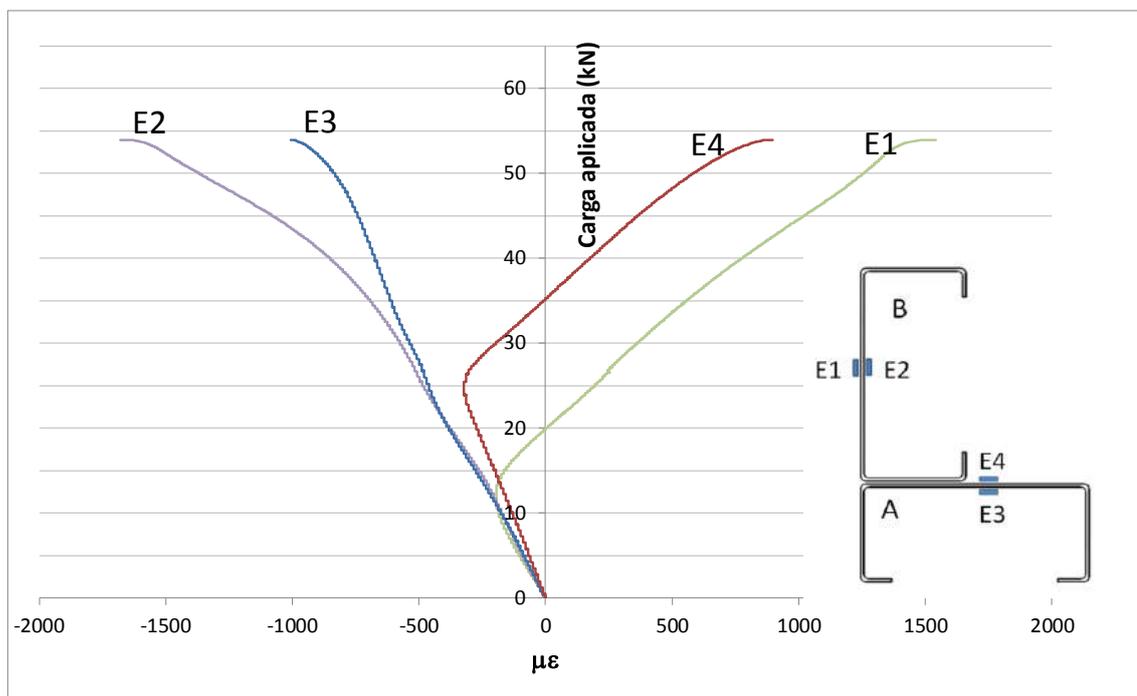
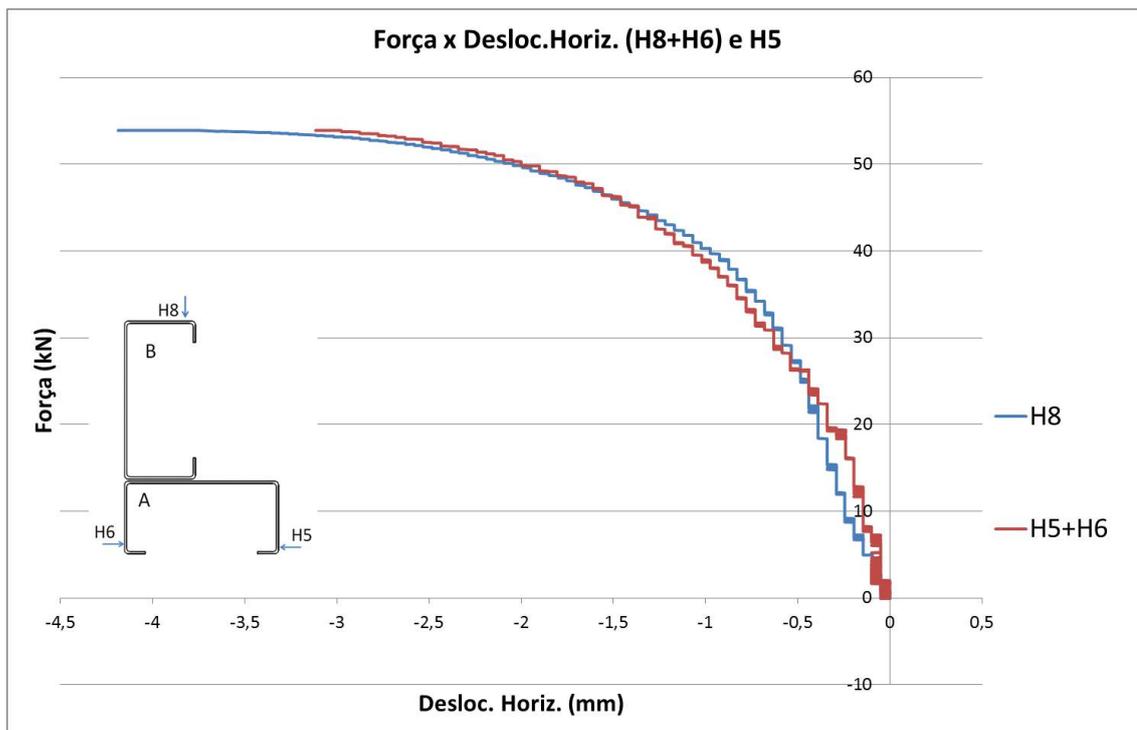
E3 23 kN

E4 24 kN

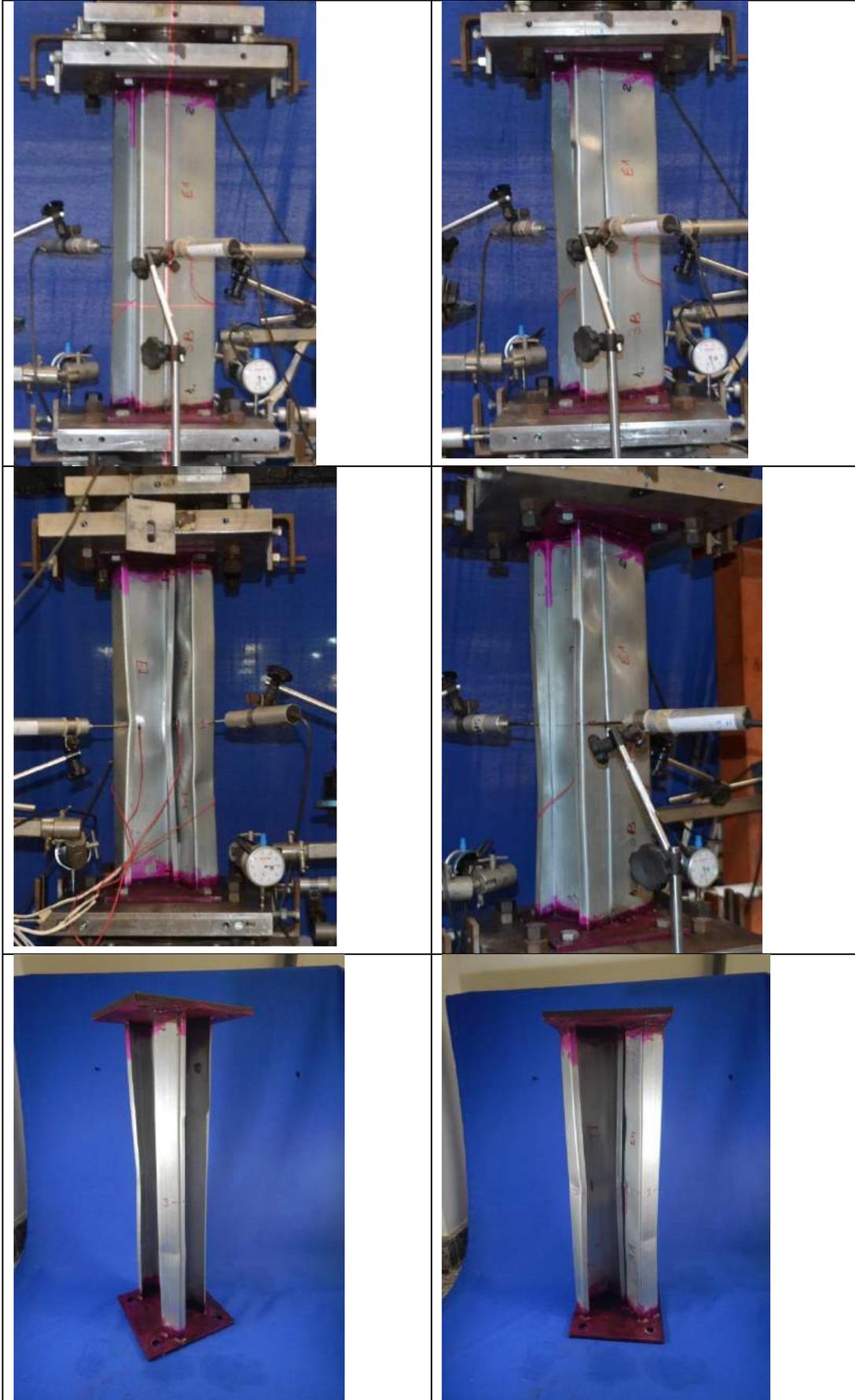
Observações em relação ao resultado do ensaio:

1. A carga máxima atingida foi de 53.9kN (1.078V).
2. As placas horizontais superior e inferior praticamente não se deslocaram. O maior deslocamento ocorreu na placa inferior transdutor de deslocamento V1=0,31mm.
3. O extensômetro 1 registrou um comportamento aproximadamente linear até a carga de 11kN.
4. Durante o ensaio foi possível observar ondas de flambagem local na alma do perfil que estava "presa".
5. Ocorreu flambagem local na alma do perfil que estava livre também (onde estavam os extensômetros), mas foi menos visível.
6. As mesas dos dois perfis se fecharam pouco na região da meia altura (não foi tão visível durante o ensaio).
7. Mecanismo de colapso ocorreu próximo aos terços superior (mesa e enrijecedor) e inferior (mesa) no perfil A, e próximo a região central do perfil B.
8. Deslocamento total do pistão :3.57mm (0.48V).
9. Os extensômetros E2 e E3 seguiram juntos com trajetória aproximadamente linear até a carga de 24kN.
10. O extensômetro E4 registrou deformações inferiores aos demais.

GRÁFICOS M03P2S:



FOTOS M03P2S:



Corpo de Prova M09p4s (4 Parafusos)

Data do ensaio: 28/08/2018 (manhã)

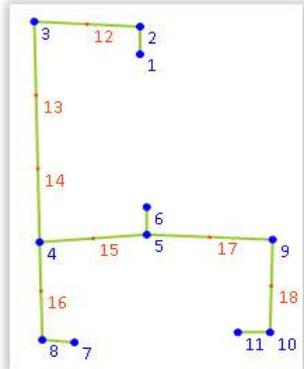
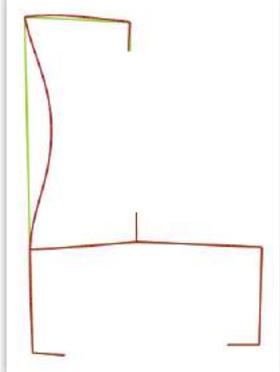
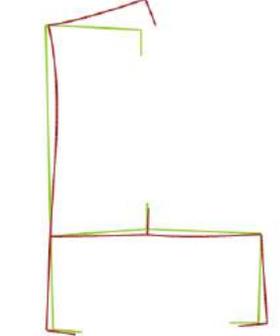
Quantidade de parafusos: 4.

Com placas soldadas na extremidade.

O perfil ficou ligeiramente desalinhado com o laser. Foi necessário liberar o dispositivo anti-torção e girar ligeiramente a placa inferior para casar a furação.

Propriedades da extremidade 2 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:

M09P4S – Extremidade 2

| | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|---|---|--------|-------------------|--|--|------|------------------|------|------------------|-----|------------------|-----|------------------|--------|------------------|--------|------------------|--------|-------------------|--------|------------------|------|-------------------|------|-------------------|
|  | <p>Cross-Section Geometrical Properties</p> <table> <tbody> <tr> <td>A =</td> <td>301.526773837894</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>I1 =</td> <td>525837.472324814</td> <td>I2 =</td> <td>219072.732425425</td> </tr> <tr> <td>Γ =</td> <td>248056255.571327</td> <td>J =</td> <td>105.400750206111</td> </tr> <tr> <td>X.cg =</td> <td>39.3903671639758</td> <td>Y.cg =</td> <td>62.4262555983534</td> </tr> <tr> <td>X.sc =</td> <td>0.772303651371608</td> <td>Y.sc =</td> <td>69.5553854414549</td> </tr> <tr> <td>β1 =</td> <td>-42.9300307163284</td> <td>β2 =</td> <td>-97.7420286100189</td> </tr> </tbody> </table> | A = | 301.526773837894 | | | I1 = | 525837.472324814 | I2 = | 219072.732425425 | Γ = | 248056255.571327 | J = | 105.400750206111 | X.cg = | 39.3903671639758 | Y.cg = | 62.4262555983534 | X.sc = | 0.772303651371608 | Y.sc = | 69.5553854414549 | β1 = | -42.9300307163284 | β2 = | -97.7420286100189 |
| A = | 301.526773837894 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| I1 = | 525837.472324814 | I2 = | 219072.732425425 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Γ = | 248056255.571327 | J = | 105.400750206111 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| X.cg = | 39.3903671639758 | Y.cg = | 62.4262555983534 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| X.sc = | 0.772303651371608 | Y.sc = | 69.5553854414549 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| β1 = | -42.9300307163284 | β2 = | -97.7420286100189 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|  | <p>Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)</p> <p>Buckling Load: $P_b = 27710.357$</p> <p>Modal participations (%) of the most important GBT modes:</p> <p>P10=98.21 P12=1.07 P13=0.59 Other=0.13</p> | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|  | <p>Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)</p> <p>Buckling Load: $P_b = 154385,02$</p> <p>Modal participations (%) of the most important GBT modes:</p> <p>P7=62,53 P6=36,15 P9=0,79 Other=0,53</p> | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |

MRD bi-engastado (E2):

$P_u = 57,6 \text{ kN}$
 $f_y = 370 \text{ MPa}$

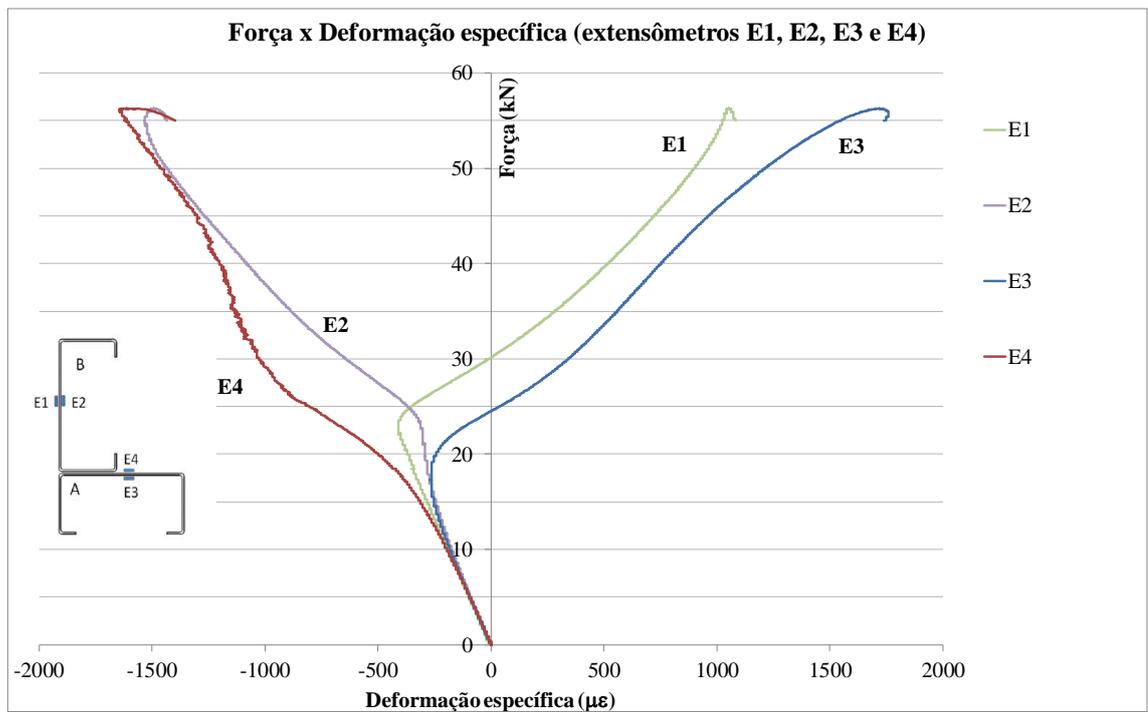
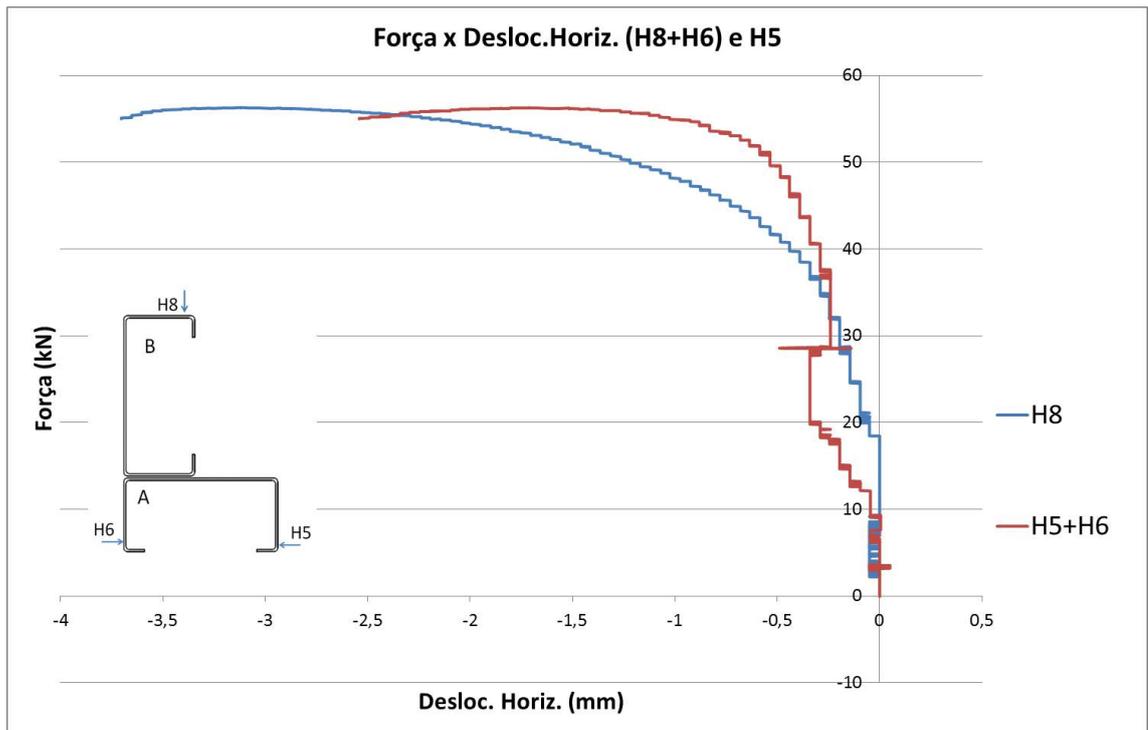
Experimental:

$P_u = 56,3 \text{ kN}$
 $f_{\text{máx}} = 3,61144 \text{ mm}$ (fechamento máximo aba A)
 $d_{\text{máx}} = 3,79772 \text{ mm}$ (deslocam.máximo aba B)
(para a carga máxima P_u)
Início flambagem local:
E1 21 kN
E2 21 kN
E3 17 kN
E4 17 kN

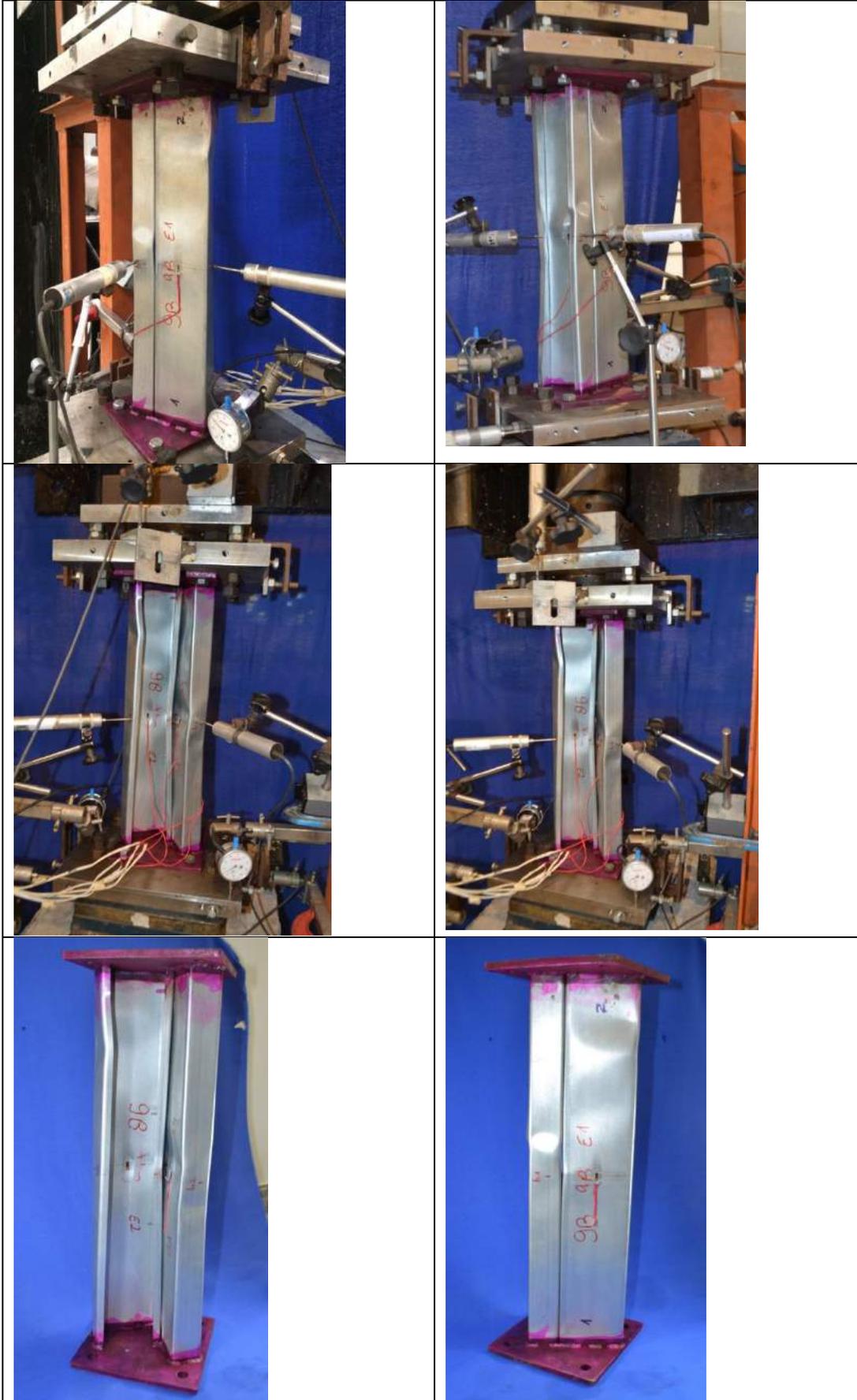
Observações em relação ao resultado do ensaio:

1. A carga máxima atingida foi de 56.3kN (1.126V).
2. As placas horizontais superior e inferior praticamente não se deslocaram. O maior deslocamento ocorreu na placa inferior transdutor de deslocamento $V1=0,39\text{mm}$.
3. Os extensômetros registraram um comportamento aproximadamente linear até a carga de 15kN
4. Durante o ensaio foi possível observar ondas de flambagem local na alma do perfil que estava "presa".
5. Ocorreu flambagem local na alma do perfil que estava livre também (onde estavam os extensômetros), mas foi menos visível.
6. As mesas dos dois perfis se fecharam pouco na região da meia altura (não foi tão visível durante o ensaio).
7. Mecanismo de colapso ocorreu próximo à extremidade 2 (superior) no perfil B, e próximo a região central do perfil A.
8. Deslocamento total do pistão :3.86mm (0.51V).
9. Os extensômetros do perfil travado (A) registraram deformações específicas maiores que as do perfil livre (B).
10. Os 4 extensômetros seguiram juntos e linearmente até a carga de 10kN.

GRÁFICOS M09P4S:



FOTOS M09P4S:



Corpo de Prova M13p2s (2 Parafusos)

Data do ensaio: 05/09/2018 (manhã)

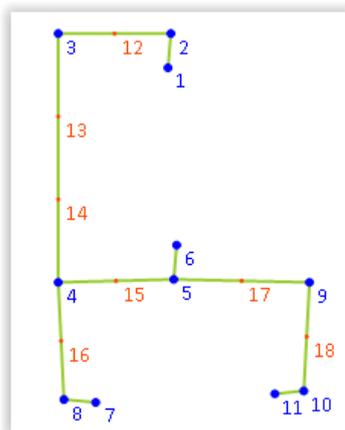
Quantidade de parafusos: 2.

Com placas soldadas na extremidade.

O perfil ficou ligeiramente deslinhado com o laser. Foi necessário liberar o dispositivo anti-torção e girar ligeiramente a placa inferior para casar a furação.

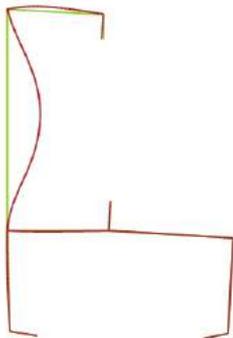
Propriedades da extremidade 2 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:

M13P2S – Extremidade 2



Cross-Section Geometrical Properties

| | | | |
|-------------|-------------------|-------------|-------------------|
| A = | 301,852324535571 | I2 = | 221113,938329542 |
| I1 = | 523484,279198086 | J = | 105,367960568215 |
| Γ = | 242217751,412213 | Y.cg = | 63,612605907756 |
| X.cg = | 37,8225150252099 | Y.sc = | 70,2279549844976 |
| X.sc = | -1,04476064568598 | β 2 = | -100,344046544903 |
| β 1 = | -38,6588133140555 | | |

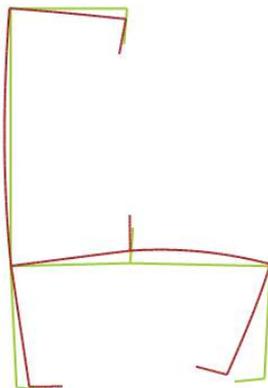


Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)

Buckling Load: $P_b = 28391,735$

Modal participations (%) of the most important GBT modes:

P10=98.11 P12=1.21 P13=0.57 Other=0.12



Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)

Buckling Load: $P_b = 141451,69$

Modal participations (%) of the most important GBT modes:

P6=69,95 P8=15,99 P7=13,85 Other=0,22

MRD bi-engastado (E2):

$P_u =$ **58,1 kN**
 $f_y =$ **370 MPa**

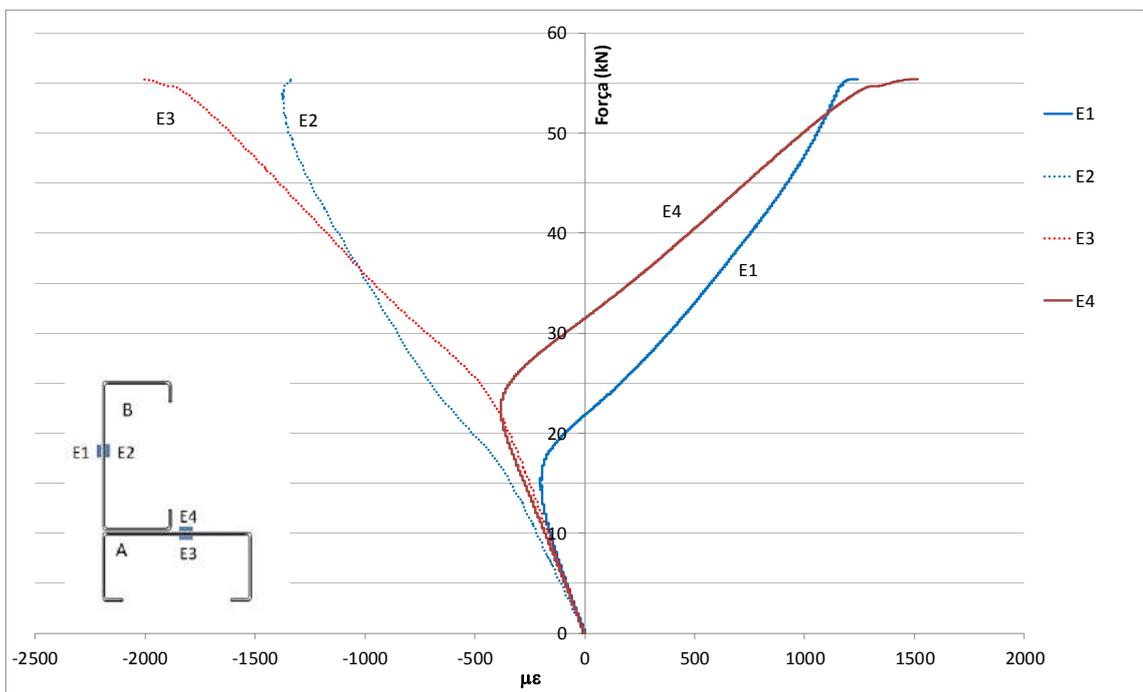
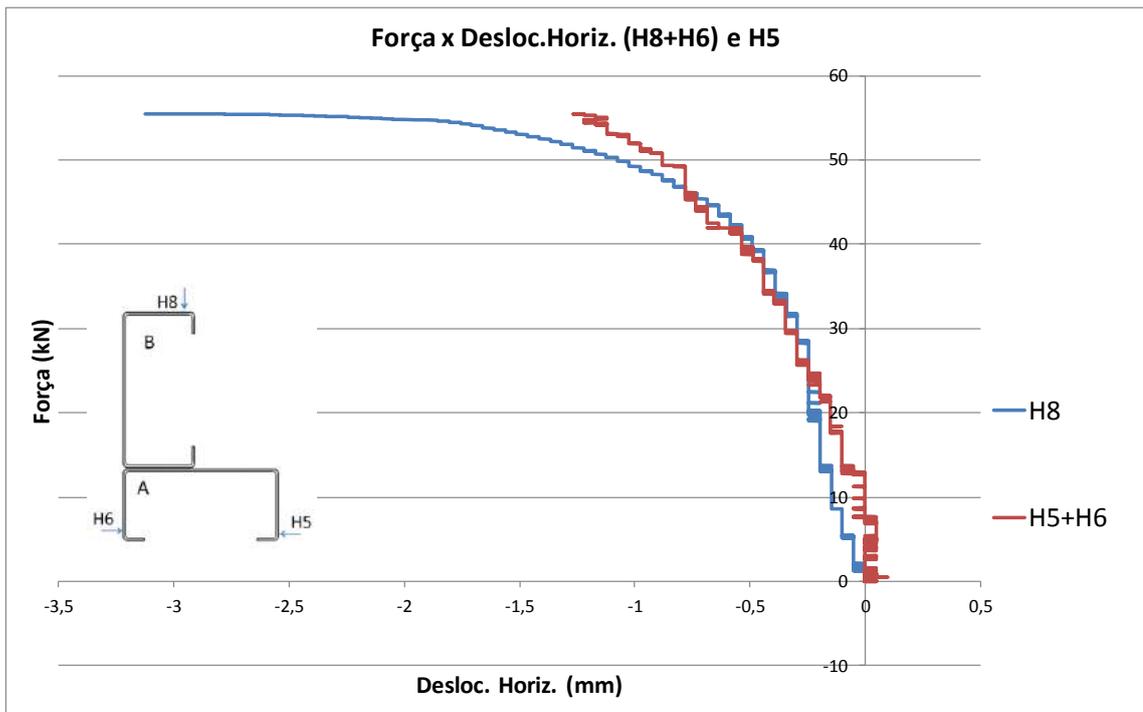
Experimental:

$P_u =$ **55,40 kN**
 $f_{m\acute{a}x} =$ 1,22049 mm (fechamento máximo aba A)
 $d_{m\acute{a}x} =$ 3,12313 mm (deslocam.máximo aba B)
(para a carga máxima P_u)
Início flambagem local:
E1 13 kN
E2 14 kN
E3 20 kN
E4 21 kN

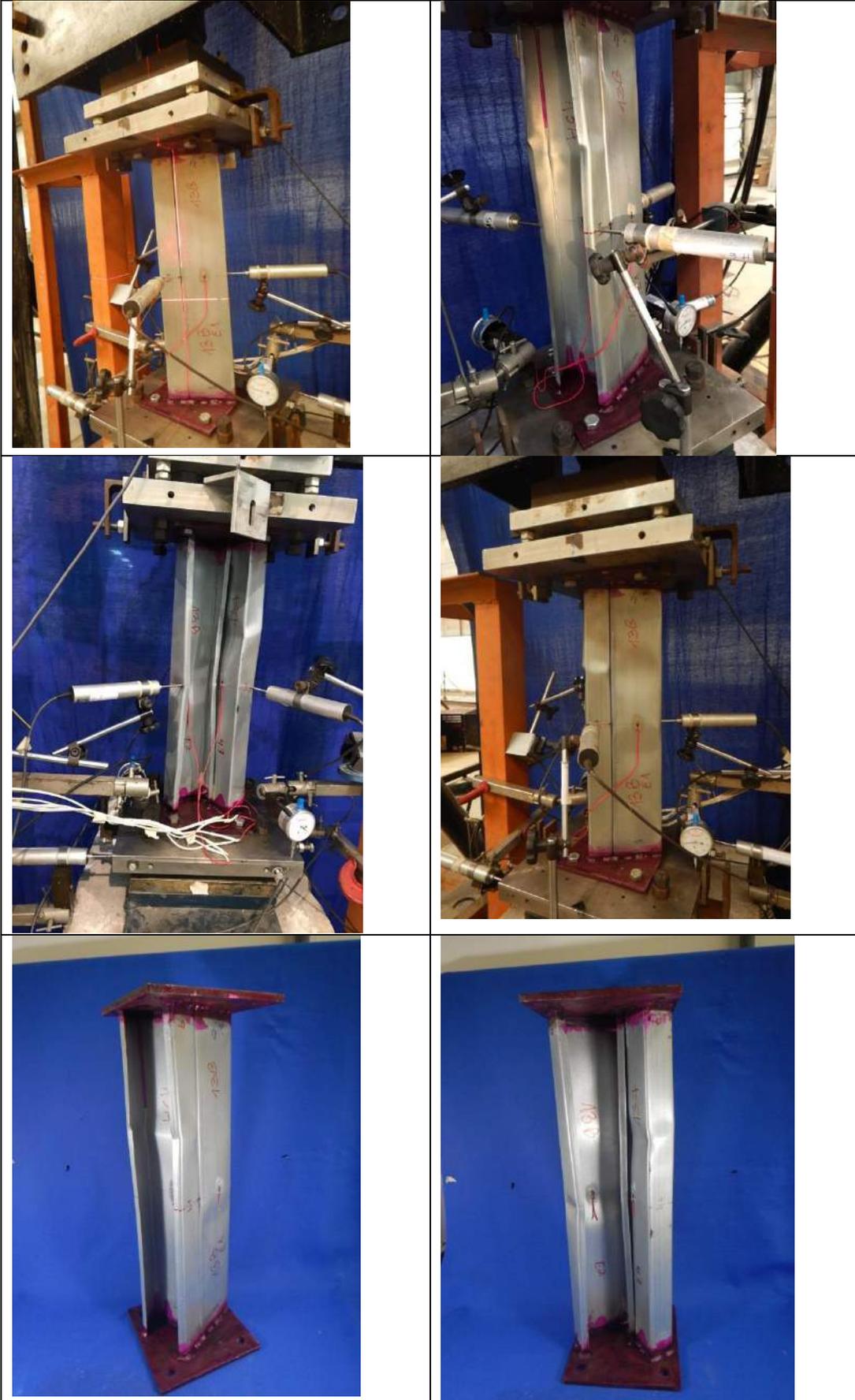
Observaes em relao ao resultado do ensaio:

1. A carga máxima atingida foi de 55.4N (1.108V).
2. As placas horizontais superior e inferior praticamente não se deslocaram. O maior deslocamento ocorreu na placa inferior transdutor de deslocamento $V_3=0,33\text{mm}$.
3. O extensômetro 2 registrou deformaes superiores aos demais, seguindo uma trajetória independente, com um comportamento aproximadamente linear até a carga de 14kN.
4. Durante o ensaio foi possível observar ondas de flambagem local na alma do perfil que estava "presa".
5. Ocorreu flambagem local na alma do perfil que estava livre também (onde estavam os extensômetros), mas foi menos visível.
6. As mesas dos dois perfis se fecharam pouco na região da meia altura. Foi mais visível somente no final do ensaio).
7. Mecanismo de colapso ocorreu próximo ao terço superior no perfil A e próximo a região central no perfil B.
8. Deslocamento total do pistão :3.49mm (0.46V).
9. Os extensômetros E1, E3 e E4 seguiram juntos com trajetória aproximadamente linear até a carga de 7kN. E1 e E3 seguiram juntos até a carga de 11kN.
10. Os extensômetros E3 e E4 (perfil A) registraram deformaes inferiores aos extensômetros E1 e E2 (perfil B), até a carga de 35kN. A partir dessa carga de 35kN, as deformaes registradas pelo E3 superam aquelas registradas pelo E2.

GRÁFICOS M13P2S:



FOTOS M13P2S:



Corpo de Prova M14p3s (3 Parafusos)

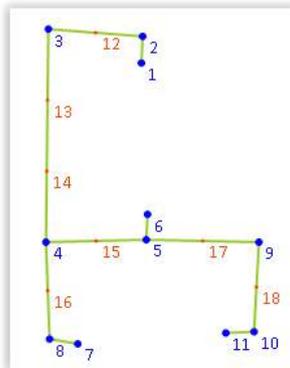
Data do ensaio: 30/08/2018 (tarde)

Quantidade de parafusos: 2.

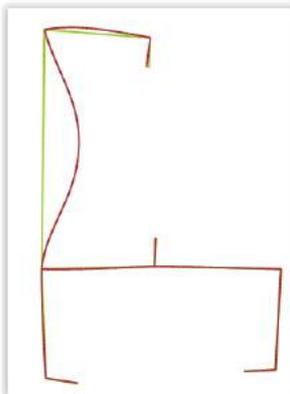
Com placas soldadas na extremidade.

O perfil ficou ligeiramente desalinhado com o laser. Foi necessário liberar o dispositivo anti-torção e girar ligeiramente a placa inferior para casar a furação.

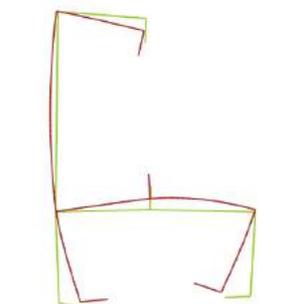
Propriedades da extremidade 1 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:
M14P3S – Extremidade 1



| Cross-Section Geometrical Properties | | | |
|--------------------------------------|--------------------|-------------|-------------------|
| A = | 301.157208213013 | I2 = | 219256.896240506 |
| I1 = | 517397.86961069 | J = | 106.243357033675 |
| Γ = | 238511399.681652 | Y.cg = | 57.4717769007989 |
| X.cg = | 38 | Y.sc = | 64.1086315965012 |
| X.sc = | -0.426754306773731 | β 1 = | -38.5272879480048 |
| β 1 = | -38.5272879480048 | β 2 = | -98.8604184709281 |



| Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1) | | | |
|--|----------|----------|------------|
| Buckling Load: $P_b = 28004.992$ | | | |
| Modal participations (%) of the most important GBT modes: | | | |
| P10=98.28 | P12=1.09 | P13=0.45 | Other=0.18 |



| Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1) | | | |
|--|------|------|---------|
| Buckling Load: $P_b = 160341.25$ | | | |
| Modal participations (%) of the most important GBT modes: | | | |
| P6=100 | P5=0 | P5=0 | Other=0 |

MRD bi-engastado (E1):

$P_u =$

57,4 kN

$f_y =$

370 MPa

Experimental:

$P_u = 56,05 \text{ kN}$

$f_{\text{máx}} = 2,68107 \text{ mm}$ (fechamento máximo aba A)

$d_{\text{máx}} = 3,06816 \text{ mm}$ (deslocam. máximo aba B)

(para a carga máxima P_u)

Início flambagem local:

E1 10 kN

E2 16 kN

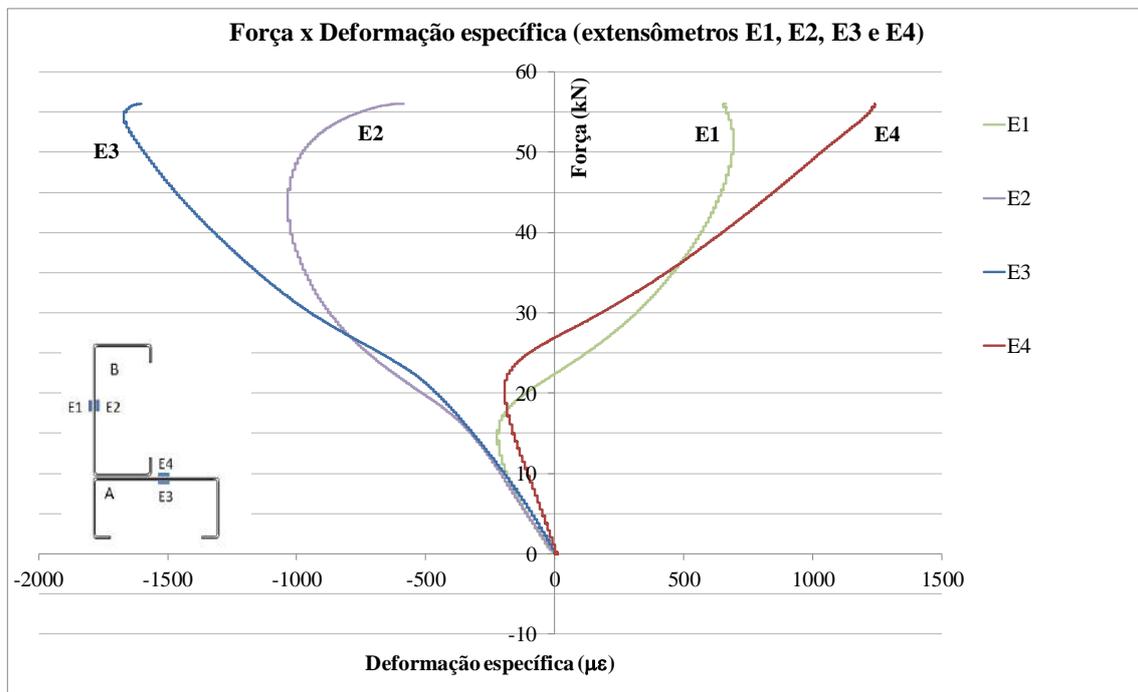
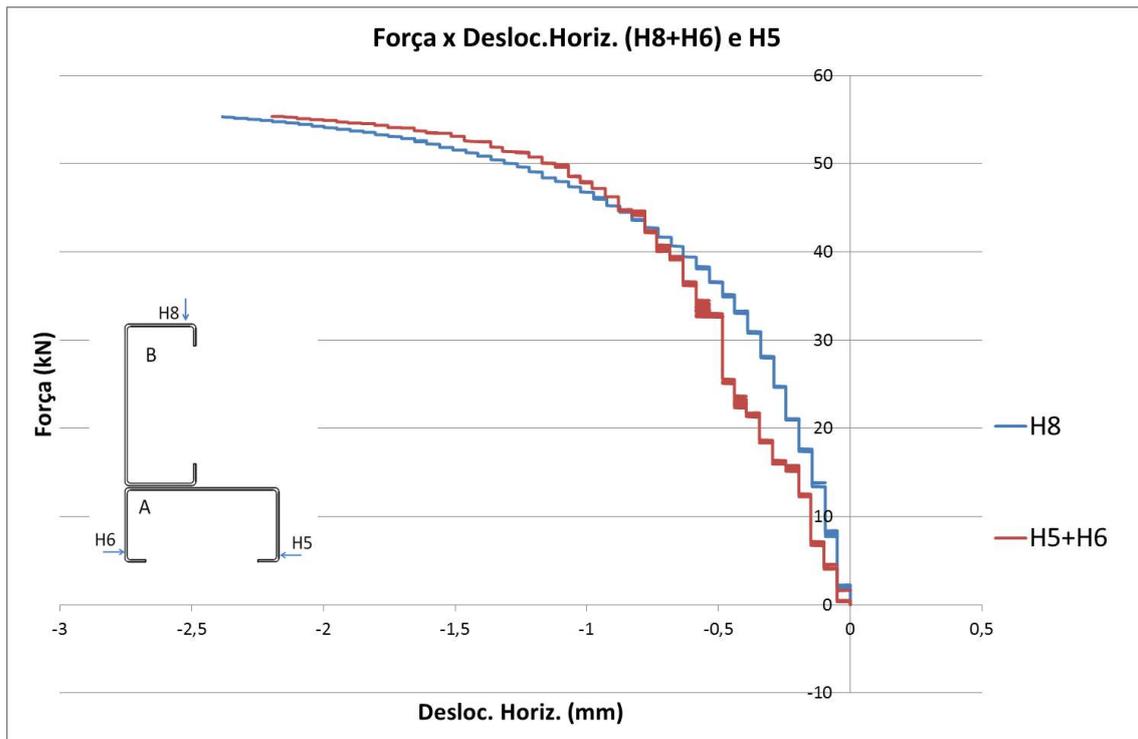
E3 16 kN

E4 19 kN

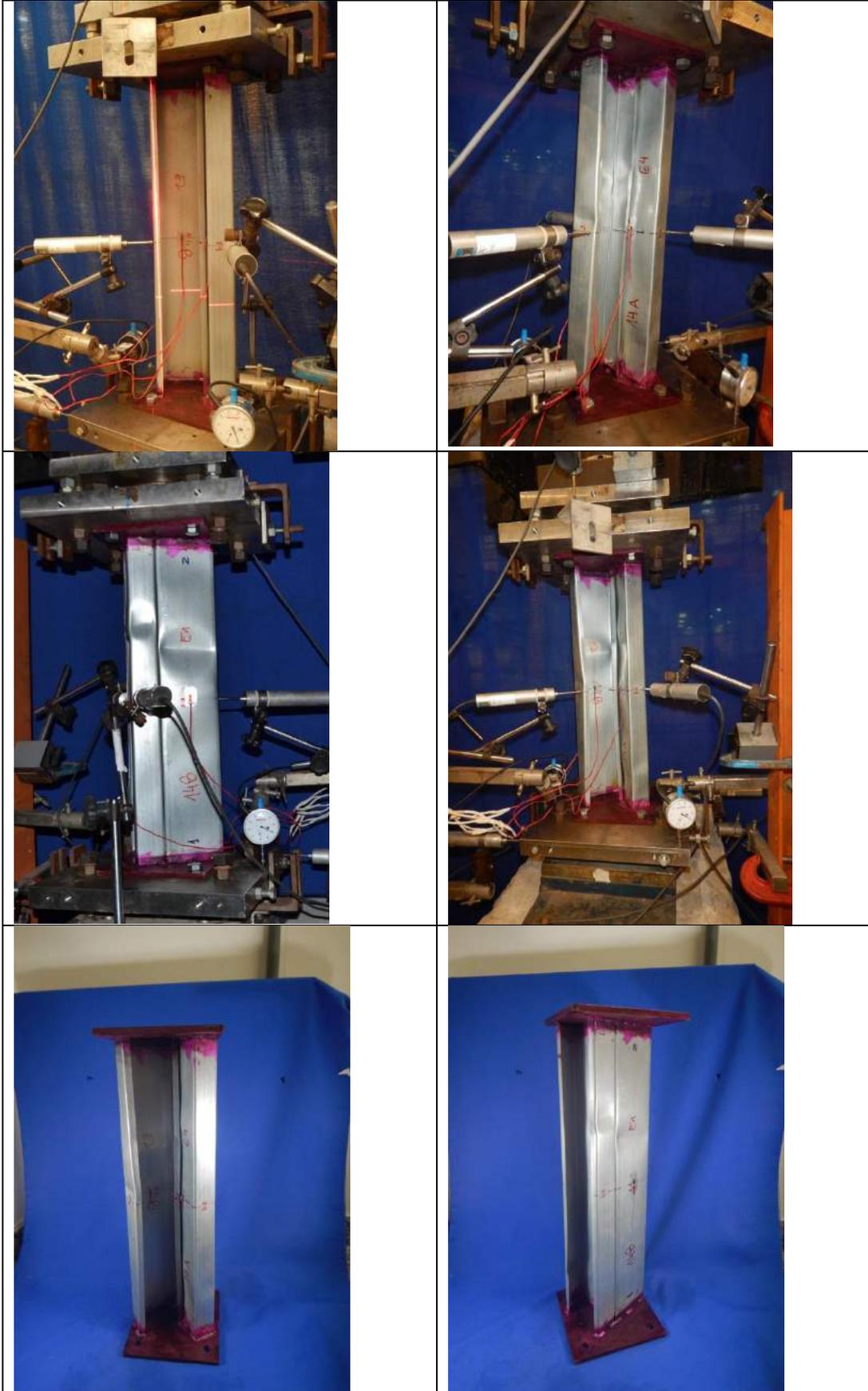
Observações em relação ao resultado do ensaio:

1. A carga máxima atingida foi de 56.05kN (1.121V).
2. As placas horizontais superior e inferior praticamente não se deslocaram. O maior deslocamento ocorreu na placa inferior transdutor de deslocamento V7=0,5mm.
3. O extensômetro 1 registrou um comportamento aproximadamente linear até a carga de 10kN.
4. Durante o ensaio foi possível observar ondas de flambagem local na alma do perfil que estava "presa".
5. Ocorreu flambagem local na alma do perfil que estava livre também (onde estavam os extensômetros), mas foi menos visível.
6. As mesas dos dois perfis se fecharam pouco na região da meia altura (não foi tão visível durante o ensaio).
7. Mecanismo de colapso ocorreu próximo à extremidade 1 (inferior) no perfil A, e próximo a região do terço superior nos perfis A e B.
8. Deslocamento total do pistão :3.56mm (0.47V).
9. Os extensômetros E1, E2 e E3 seguiram juntos com trajetória aproximadamente linear até a carga de 10kN. E2 e E3 seguiram juntos até 17kN aproximadamente.
10. O extensômetro E4 registrou deformações inferiores aos demais.

GRÁFICOS M14P3S:



FOTOS M14P3S:



Corpo de Prova M17p5s (5 Parafusos)

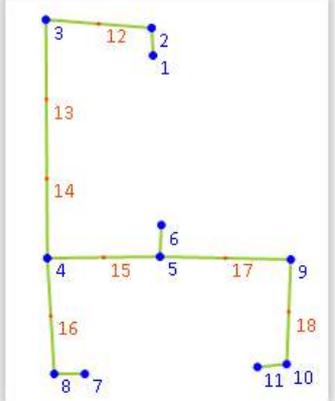
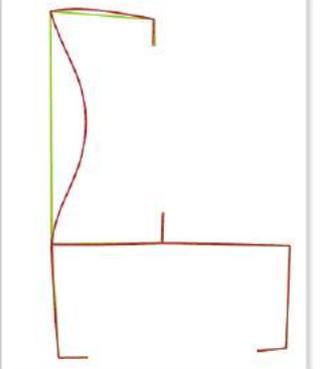
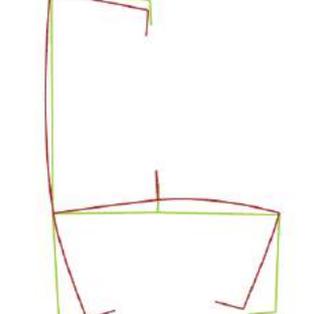
Data do ensaio: 03/09/2018 (tarde)

Quantidade de parafusos: 5.

Com placas soldadas na extremidade.

O perfil ficou aproximadamente alinhado com o laser. Foi necessário liberar o dispositivo anti-torção e girar ligeiramente a placa inferior para casar a furação.

Propriedades da extremidade 2 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:

| | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|---|--|--------|-------------------|------|------------------|------|------------------|-----|------------------|-----|------------------|--------|------------------|--------|------------------|--------|-----------------|--------|-------------------|------|-------------------|------|-------------------|--|--|
|  | <p>Cross-Section Geometrical Properties</p> <table border="0"> <tbody> <tr> <td>A =</td> <td>300.64903422078</td> <td>I2 =</td> <td>216414.174294099</td> </tr> <tr> <td>I1 =</td> <td>517249.568357283</td> <td>J =</td> <td>105.613621007177</td> </tr> <tr> <td>Γ =</td> <td>234697470.240787</td> <td>Y.cg =</td> <td>57.7649294813973</td> </tr> <tr> <td>X.cg =</td> <td>34.3624645946025</td> <td>Y.sc =</td> <td>64.874444456527</td> </tr> <tr> <td>X.sc =</td> <td>-3.47931238436021</td> <td>β2 =</td> <td>-96.2922247813821</td> </tr> <tr> <td>β1 =</td> <td>-42.7966014100648</td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table> | A = | 300.64903422078 | I2 = | 216414.174294099 | I1 = | 517249.568357283 | J = | 105.613621007177 | Γ = | 234697470.240787 | Y.cg = | 57.7649294813973 | X.cg = | 34.3624645946025 | Y.sc = | 64.874444456527 | X.sc = | -3.47931238436021 | β2 = | -96.2922247813821 | β1 = | -42.7966014100648 | | |
| A = | 300.64903422078 | I2 = | 216414.174294099 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| I1 = | 517249.568357283 | J = | 105.613621007177 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Γ = | 234697470.240787 | Y.cg = | 57.7649294813973 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| X.cg = | 34.3624645946025 | Y.sc = | 64.874444456527 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| X.sc = | -3.47931238436021 | β2 = | -96.2922247813821 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| β1 = | -42.7966014100648 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|  | <p>Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)</p> <p>Buckling Load: $P_b = 28919.986$</p> <p>Modal participations (%) of the most important GBT modes:</p> <p>P10=98.29 P13=0.9 P12=0.5 Other=0.31</p> | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|  | <p>Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)</p> <p>Buckling Load: $P_b = 152722.53$</p> <p>Modal participations (%) of the most important GBT modes:</p> <p>P6=100 P5=0 P5=0 Other=0</p> | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |

M17P5S – Extremidade 2

MRD bi-engastado (E2):

$P_u =$ **58,3 kN**

$f_y =$ **370 MPa**

Experimental:

$P_u = 55,6 \text{ kN}$

$f_{\text{máx}} = 2,63605 \text{ mm}$ (fechamento máximo aba A)

$d_{\text{máx}} = 2,19368 \text{ mm}$ (deslocam. máximo aba B)

(para a carga máxima P_u)

Início flambagem local:

E1 13 kN

E2 19 kN

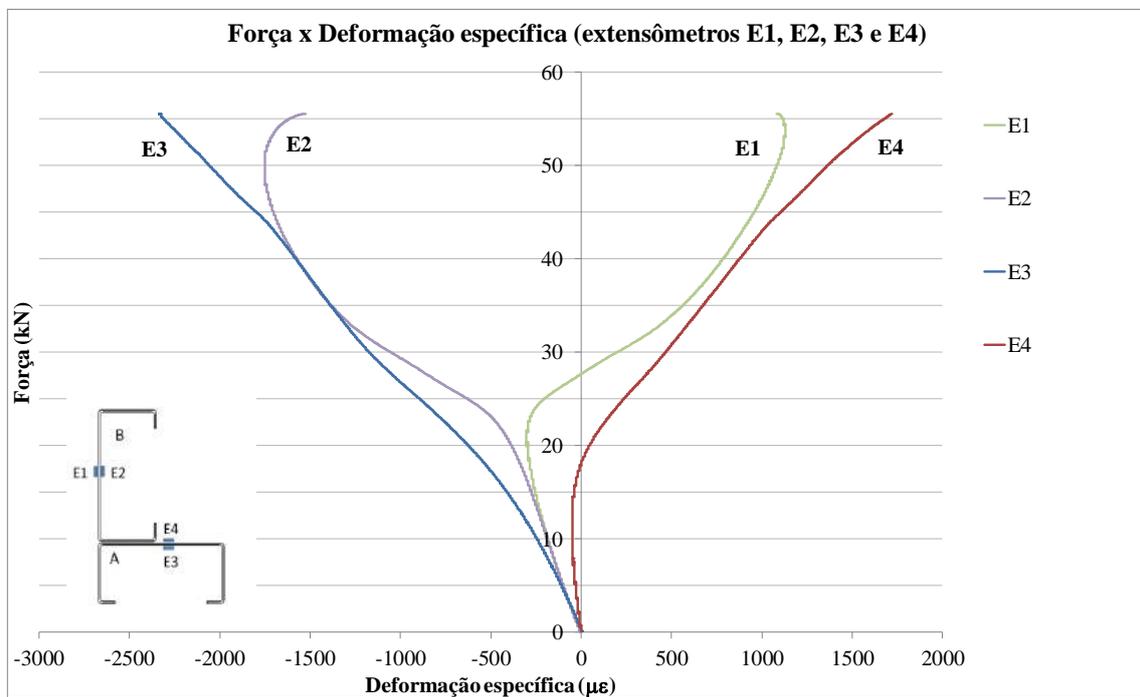
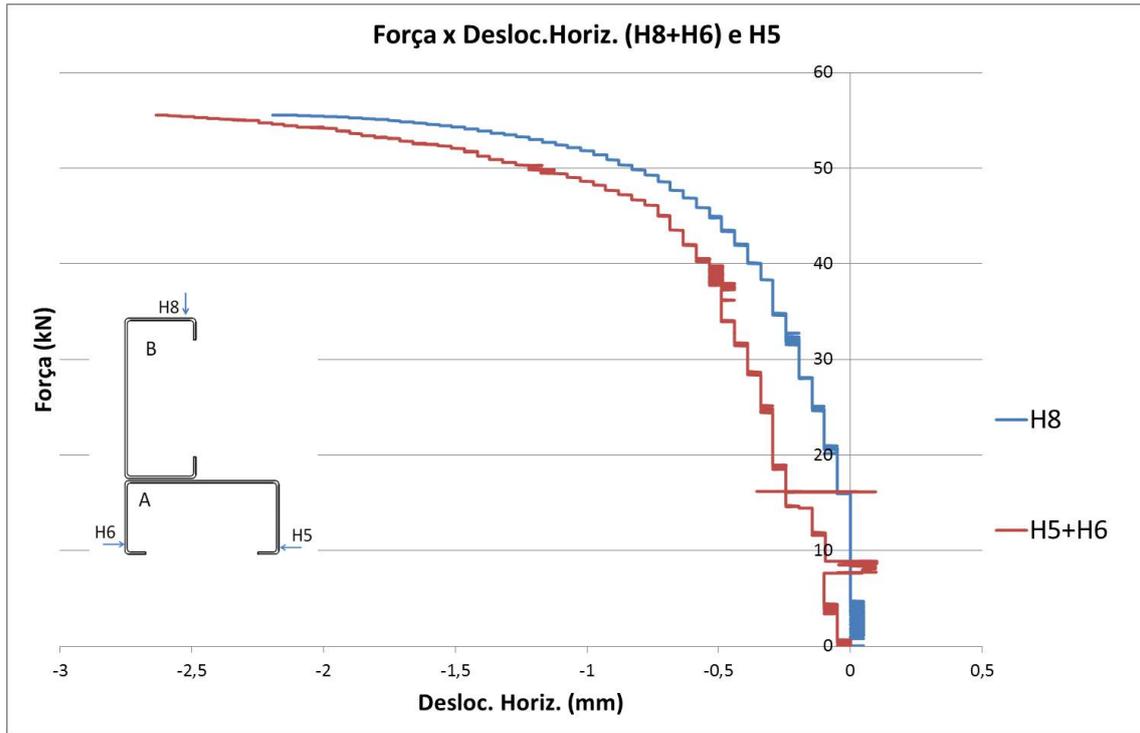
E3 12 kN

E4 10 kN

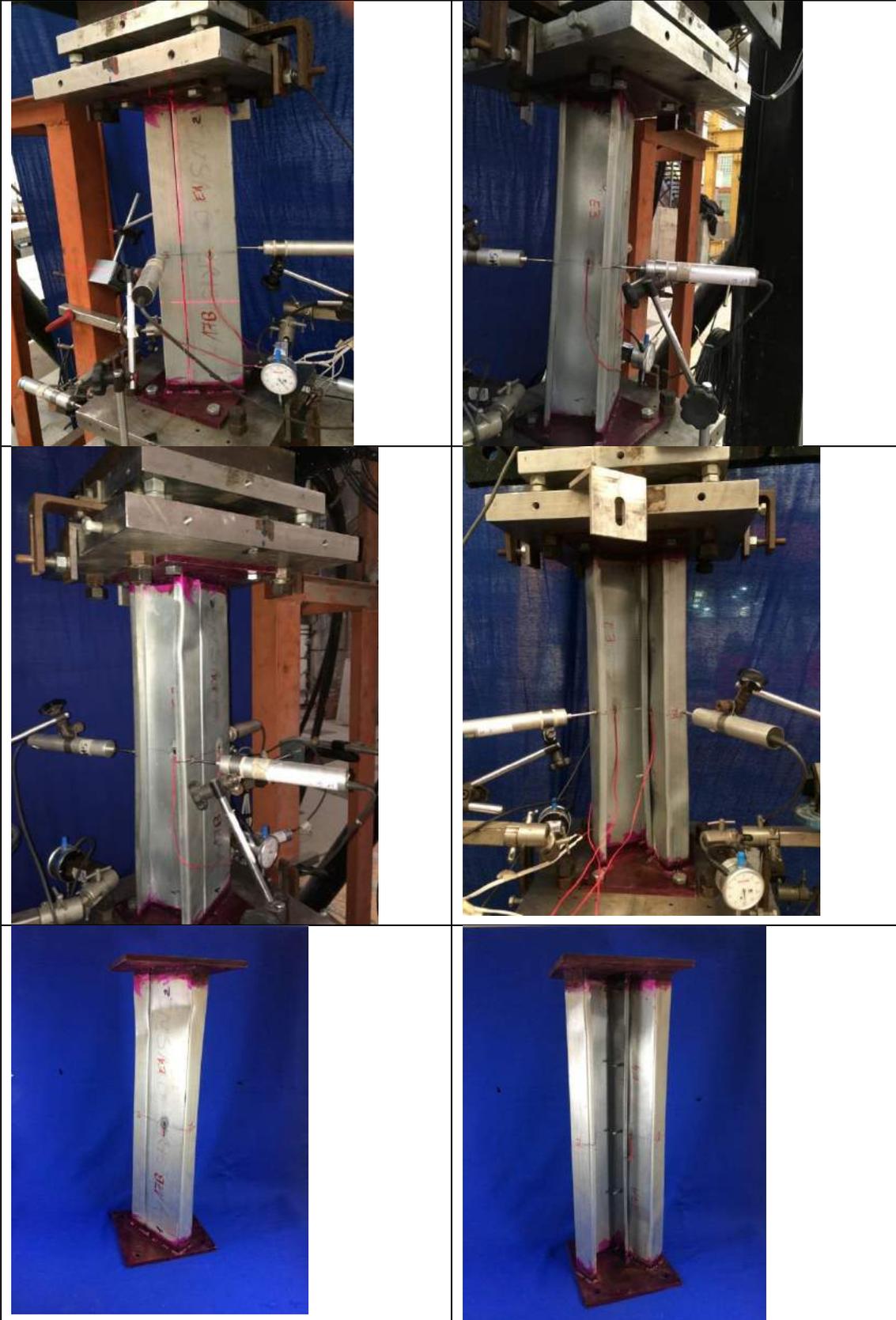
Observações em relação ao resultado do ensaio:

1. A carga máxima atingida foi de 55.55kN (1.111V).
2. As placas horizontais superior e inferior praticamente não se deslocaram. O maior deslocamento ocorreu na placa inferior transdutor de deslocamento $V1=0,44\text{mm}$.
3. O extensômetro 2 registrou um comportamento aproximadamente linear até a carga de 19kN.
4. Durante o ensaio foi possível observar ondas de flambagem local na alma do perfil que estava "presa".
5. Ocorreu flambagem local na alma do perfil que estava livre também (onde estavam os extensômetros), mas foi menos visível.
6. As mesas dos dois perfis se fecharam pouco na região da meia altura. Foi mais visível somente no final do ensaio).
7. Mecanismo de colapso ocorreu próximo à extremidade 2 (superior) nos perfis A e B. No perfil A também houve amassamento do enrijeecedor na extremidade 1.
8. Deslocamento total do pistão :3.63mm (0.48V).
9. Os extensômetros E1 e E2 seguiram juntos com trajetória aproximadamente linear até a carga de 13kN. E1, E2 e E3 seguiram juntos até 5kN.
10. O extensômetro E4 registrou deformações inferiores aos demais, e início da flambagem local com aproximadamente 10kN.

GRÁFICOS M17P5S:



FOTOS M17P5S:



Corpo de Prova M18p4s (4 Parafusos)

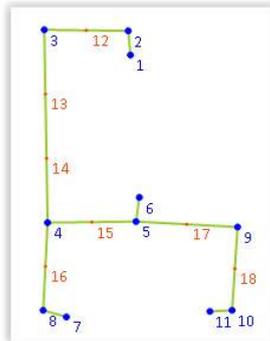
Data do ensaio: 05/09/2018 (tarde)

Quantidade de parafusos: 4.

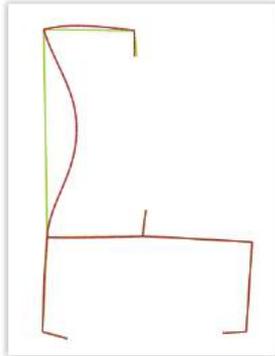
Com placas soldadas na extremidade.

O perfil ficou aproximadamente alinhado com o laser. Foi necessário liberar o dispositivo anti-torção e girar ligeiramente a placa inferior para casar a furação.

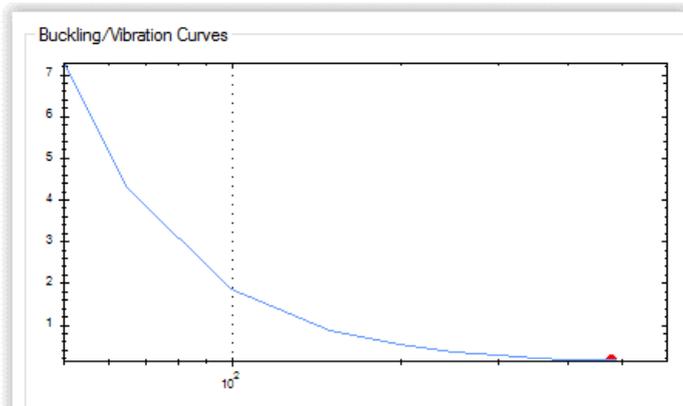
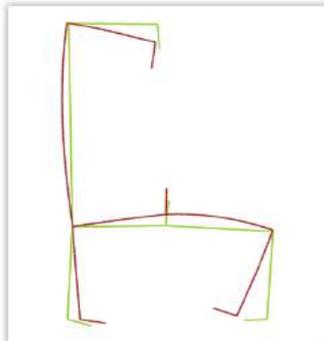
Propriedades da extremidade 1 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:



| Cross-Section Geometrical Properties | | | |
|--------------------------------------|-------------------|-------------|-------------------|
| A = | 298.641714786649 | I2 = | 214739.734158172 |
| I1 = | 535669.146485194 | J = | 104.673432362823 |
| Γ = | 236367314.105913 | Y.cg = | 60.2911471941233 |
| X.cg = | 40.711364794827 | Y.sc = | 67.1419891607402 |
| X.sc = | 3.53928276296898 | β 1 = | -38.0352980655457 |
| β 2 = | -97.7397601012044 | | |



| Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1) | | | |
|--|----------|----------|------------|
| Buckling Load: $P_b = 27501.417$ | | | |
| Modal participations (%) of the most important GBT modes: | | | |
| P10=98.38 | P12=0.85 | P13=0.59 | Other=0.18 |



| Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1) | | | |
|--|---------|---------|------------|
| Buckling Load: $P_b = 136429.98$ | | | |
| Modal participations (%) of the most important GBT modes: | | | |
| P6=93.31 | P8=4.61 | P7=1.35 | Other=0.74 |

M18P4S – Extremidade 1

MRD bi-engastado (E1):

$P_u = 57 \text{ kN}$

$f_y = 370 \text{ MPa}$

Experimental:

$P_u = 54,55 \text{ kN}$

$f_{\text{máx}} = 1,90576 \text{ mm}$ (fechamento máximo aba A)

$d_{\text{máx}} = 3,31801 \text{ mm}$ (deslocam.máximo aba B)

(para a carga máxima P_u)

Início flambagem local:

E1 14 kN

E2 11 kN

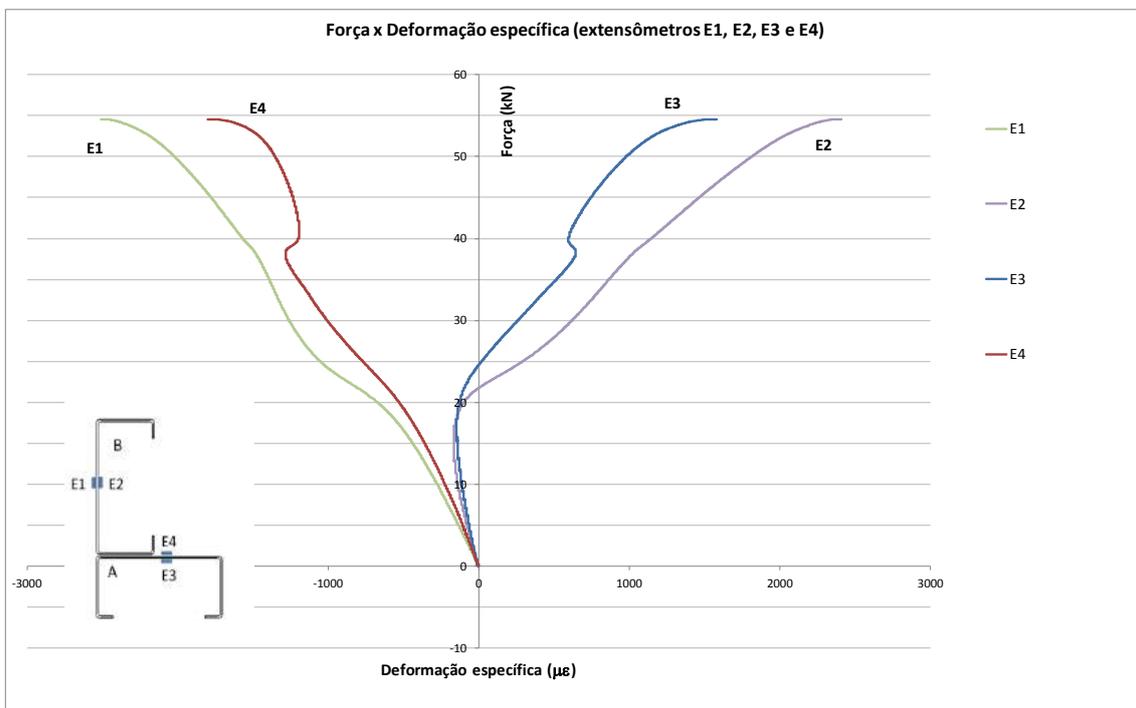
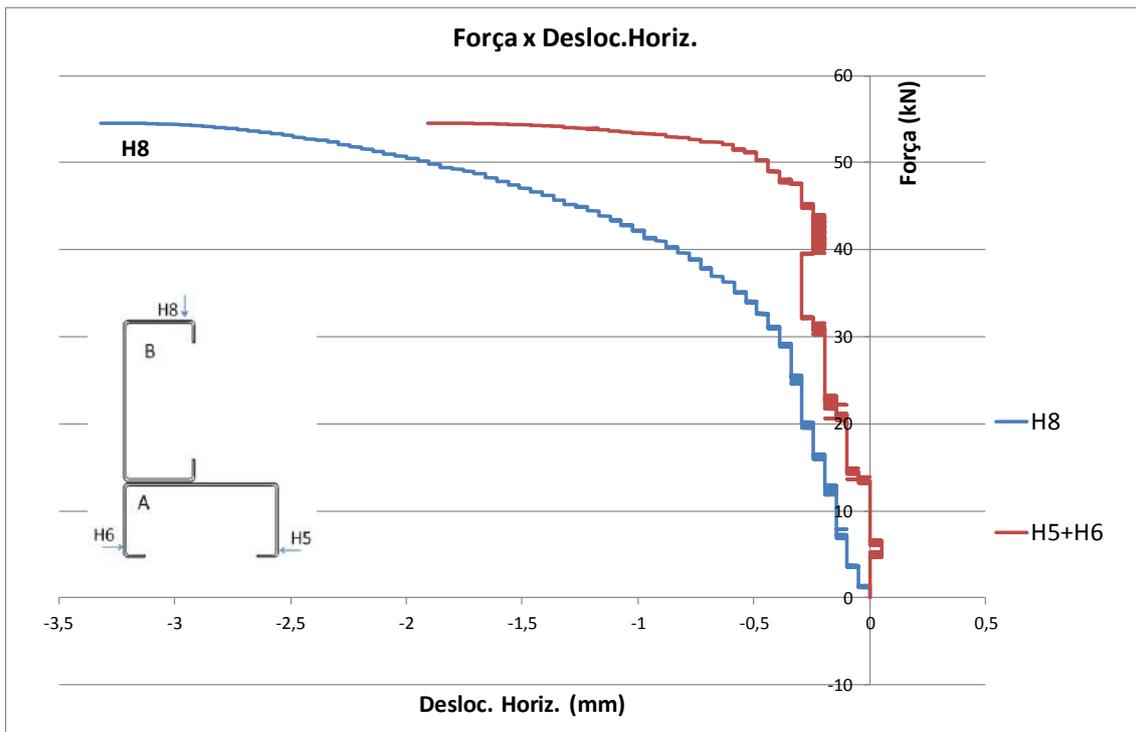
E3 12 kN

E4 13 kN

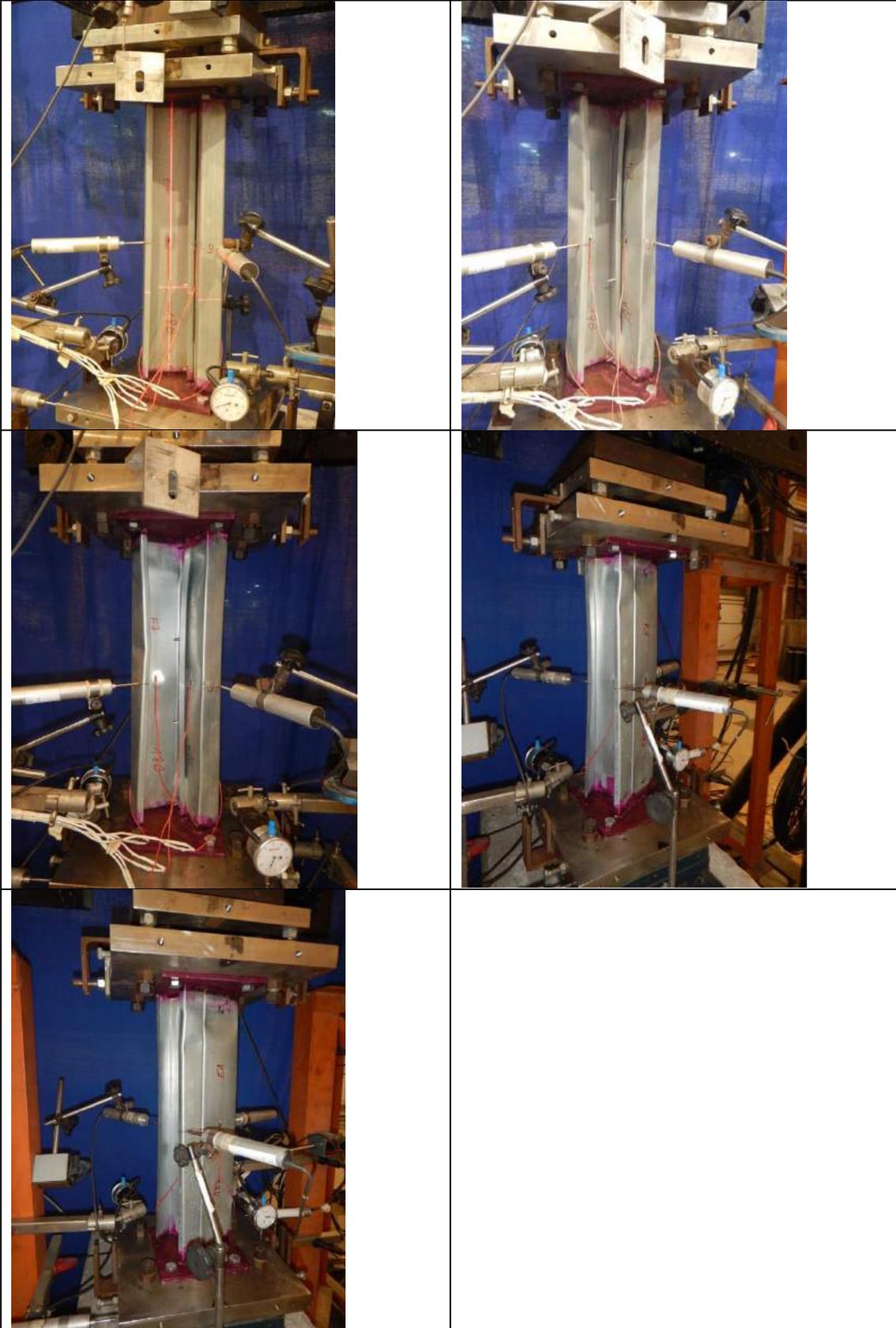
Observações em relação ao resultado do ensaio:

1. A carga máxima atingida foi de 54.55kN (1.0888V).
2. As placas horizontais superior e inferior praticamente não se deslocaram. O maior deslocamento ocorreu na placa inferior transdutor de deslocamento V7=0,34mm.
3. Os extensômetros 1 a 4 seguiram trajetórias separadas desde o início do carregamento.
4. Durante o ensaio foi possível observar ondas de flambagem local na alma do perfil que estava "presa".
5. Ocorreu flambagem local na alma do perfil que estava livre também (onde estavam os extensômetros), mas foi menos visível.
6. As mesas dos dois perfis se fecharam pouco na região da meia altura. Foi mais visível somente no final do ensaio).
7. Mecanismo de colapso ocorreu próximo ao meio do vão no perfil B e próximo à extremidade 2 (superior) nos perfis A e B.
8. Deslocamento total do pistão :3.525mm (0.47V).
9. Os extensômetros E1 a E4 seguiram aproximadamente linear até a carga de 11kN (E2).
10. Os extensômetros E3 e E4 registram deformações inferiores aos demais (E1 e E2).

GRÁFICOS M18P4S:



FOTOS M18P4S



Corpo de Prova M16p3s (3 Parafusos)

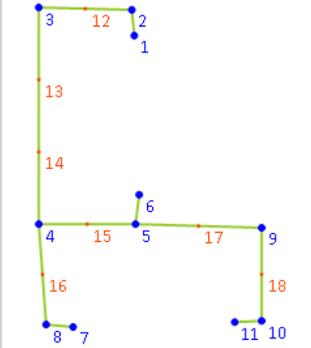
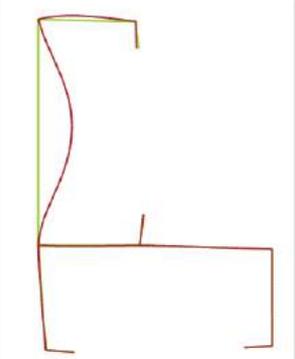
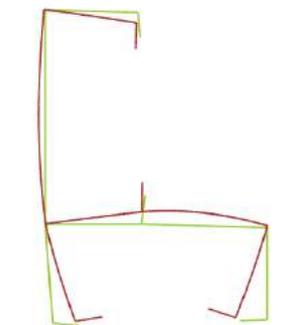
Data do ensaio: 13/09/2018 (tarde)

Quantidade de parafusos: 3.

Com placas soldadas na extremidade.

O perfil ficou aproximadamente alinhado com o laser (desalinhamento apenas em uma das aristas: imperfeição do perfil). O perfil foi soldado às placas de extremidades. As placas das 2 extremidades ficaram torcidas uma em relação a outra. Foi necessário liberar o dispositivo anti-torção e girar ligeiramente a placa inferior para casar a furação.

Propriedades da extremidade 1 do perfil e carga crítica obtida no GBTUL bi-engastado:

| | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|---|--|--------|-------------------|------|------------------|------|------------------|-----|------------------|-----|------------------|--------|------------------|--------|------------------|--------|------------------|--------|-------------------|------|-------------------|------|-------------------|--|--|
|  | <p>Cross-Section Geometrical Properties</p> <table border="0"> <tbody> <tr> <td>A =</td> <td>304.673777756958</td> <td>I2 =</td> <td>232196.267794256</td> </tr> <tr> <td>I1 =</td> <td>561783.367651947</td> <td>J =</td> <td>105.445072588154</td> </tr> <tr> <td>Γ =</td> <td>251920023.809264</td> <td>Y.cg =</td> <td>60.8221577869481</td> </tr> <tr> <td>X.cg =</td> <td>40.1253397107156</td> <td>Y.sc =</td> <td>67.6424746522727</td> </tr> <tr> <td>X.sc =</td> <td>0.536236170891961</td> <td>β2 =</td> <td>-103.350242834178</td> </tr> <tr> <td>β1 =</td> <td>-46.7550920896596</td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table> | A = | 304.673777756958 | I2 = | 232196.267794256 | I1 = | 561783.367651947 | J = | 105.445072588154 | Γ = | 251920023.809264 | Y.cg = | 60.8221577869481 | X.cg = | 40.1253397107156 | Y.sc = | 67.6424746522727 | X.sc = | 0.536236170891961 | β2 = | -103.350242834178 | β1 = | -46.7550920896596 | | |
| A = | 304.673777756958 | I2 = | 232196.267794256 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| I1 = | 561783.367651947 | J = | 105.445072588154 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| Γ = | 251920023.809264 | Y.cg = | 60.8221577869481 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| X.cg = | 40.1253397107156 | Y.sc = | 67.6424746522727 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| X.sc = | 0.536236170891961 | β2 = | -103.350242834178 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| β1 = | -46.7550920896596 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|  | <p>Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)</p> <p>Buckling Load: $P_b = 27766.374$</p> <p>Modal participations (%) of the most important GBT modes:</p> <p>P10=98.44 P13=0.93 P12=0.36 Other=0.27</p> | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|  | <p>Results of the buckling analysis of the member with L=480 (Mode 1)</p> <p>Buckling Load: $P_b = 152368,82$</p> <p>Modal participations (%) of the most important GBT modes:</p> <p>P6=99,99 P5=0,01 P5=0 Other=0</p> | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |

MRD bi-engastado (E1):

$P_u =$ **58,2 kN**

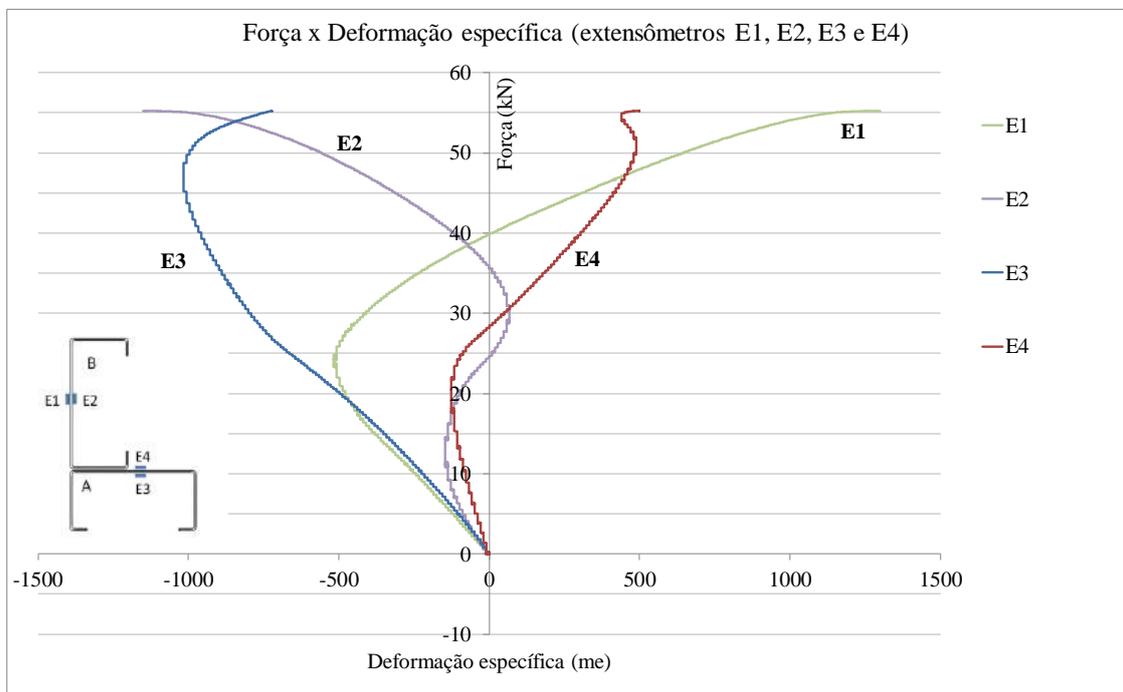
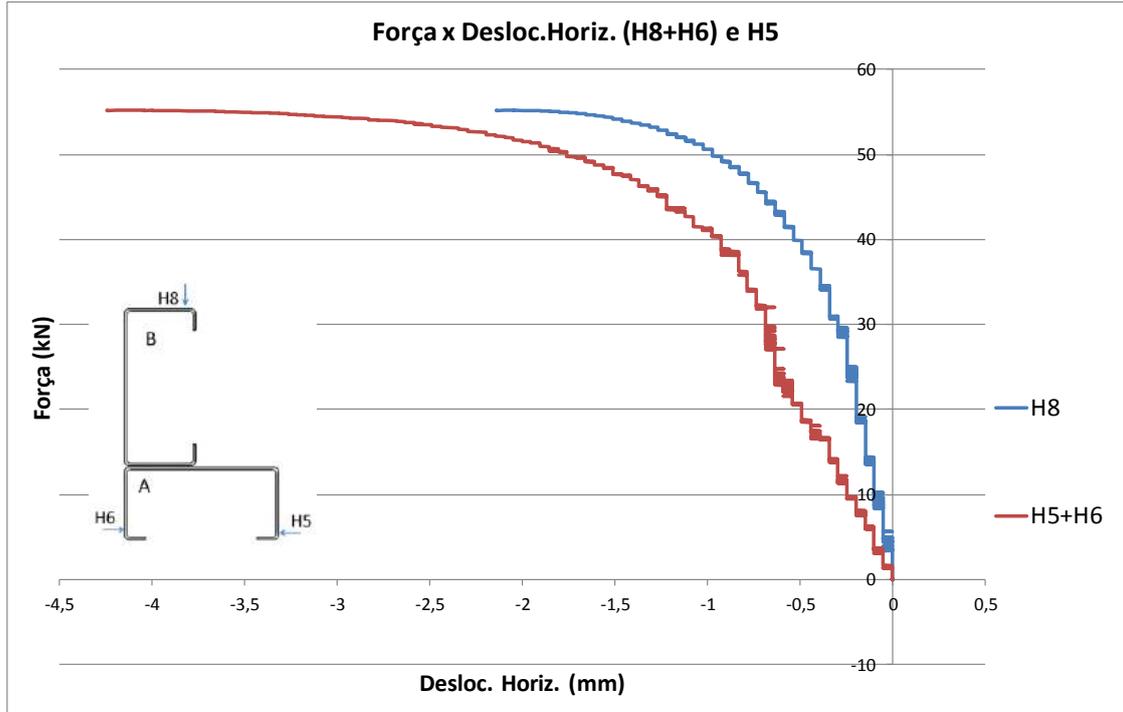
$f_y =$ 370 MPa

Experimental:

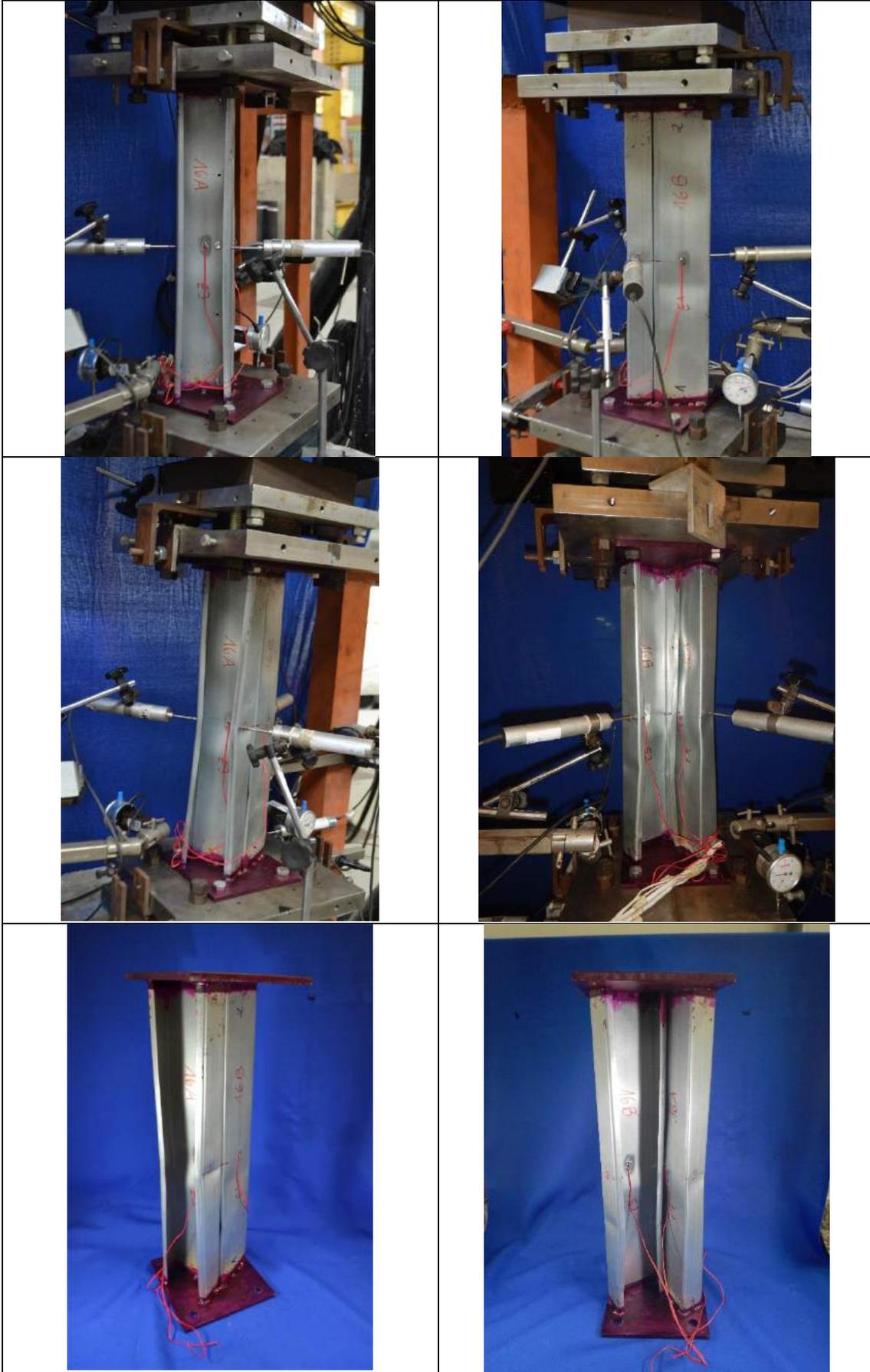
| | | |
|------------------------------|------------|---------------------------|
| $P_u =$ | 55,25 kN | |
| $f_{m\acute{a}x} =$ | 4,2467 mm | (fechamento máximo aba A) |
| $d_{m\acute{a}x} =$ | 2,14371 mm | (deslocam. máximo aba B) |
| (para a carga máxima P_u) | | |
| Início flambagem local: | | |
| E1 | 19 kN | |
| E2 | 13 kN | |
| E3 | 19 kN | |
| E4 | 15 kN | |

1. A carga máxima atingida foi de 55.25kN.
2. As placas horizontais superior e inferior praticamente não se deslocaram. O maior deslocamento ocorreu na placa inferior transdutor de deslocamento V1=0,55mm.
3. O extensômetro 2 registrou um comportamento aproximadamente linear até a carga de 13kN.
4. Mecanismo de colapso ocorreu próximo à extremidade 2 (parte superior) no membro A e a meia altura no membro B .

GRÁFICOS M16P3S:

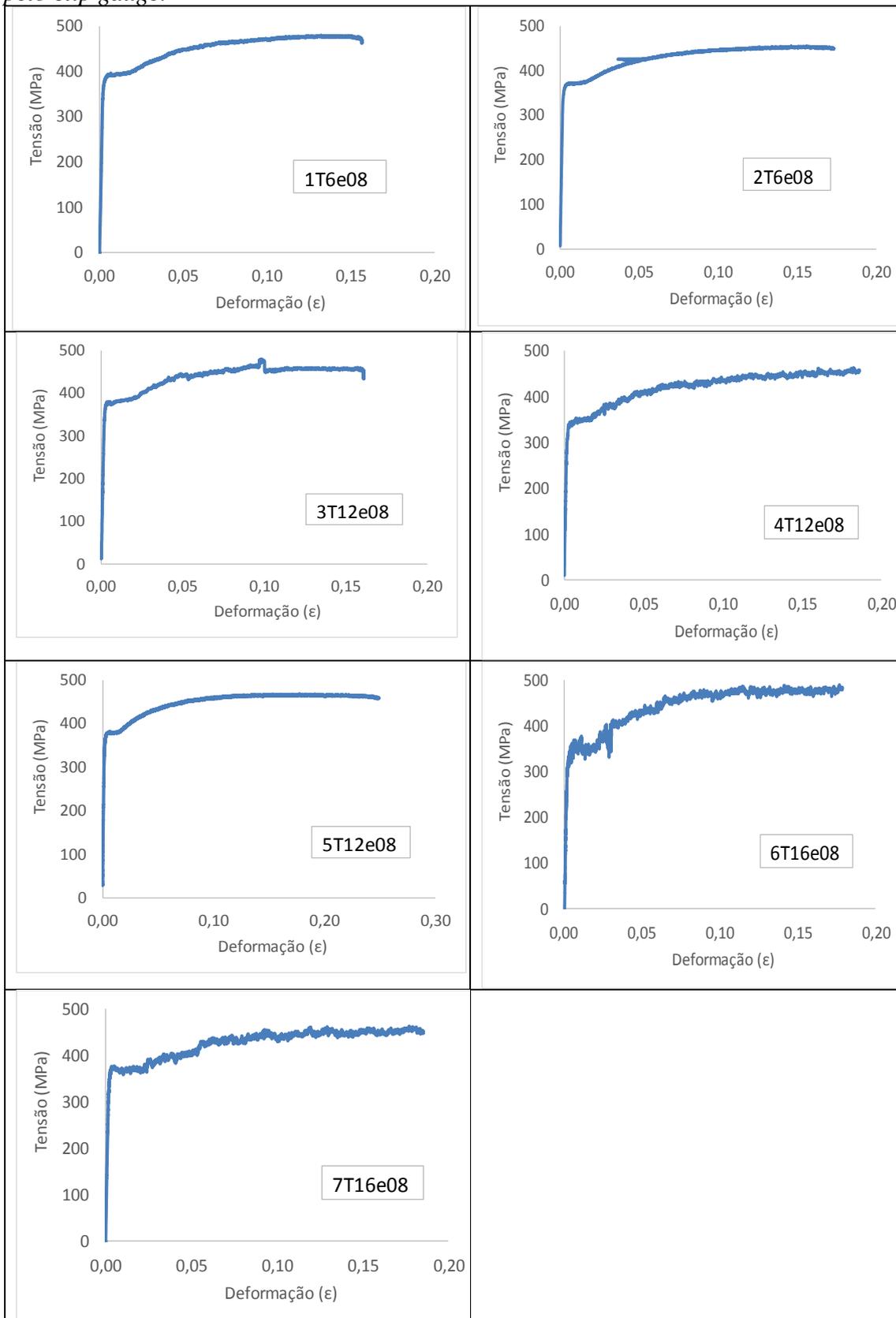


FOTOS M16P3S

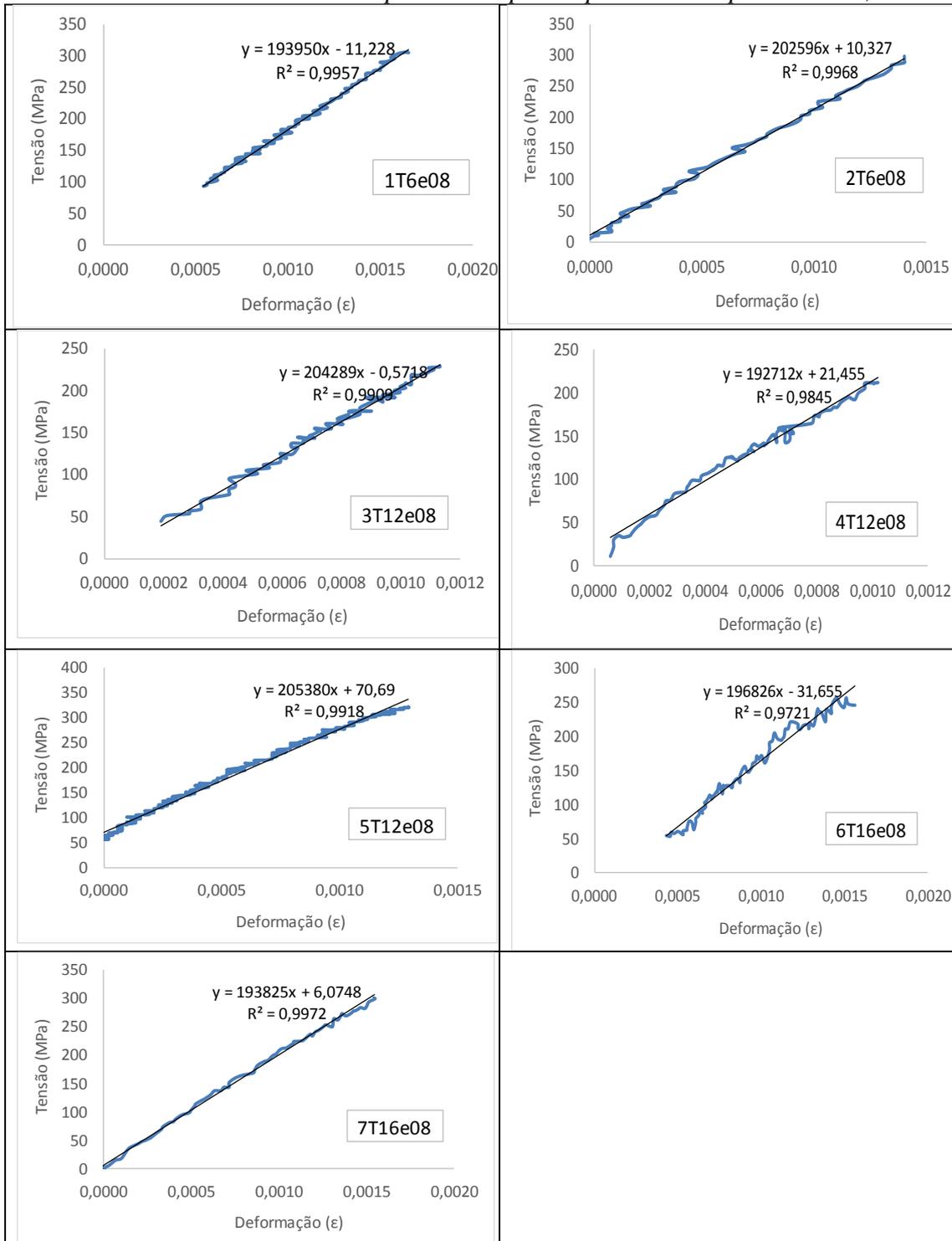


APÊNDICE 4
ENSAIO DE CARACTERIZAÇÃO DO AÇO DAS
COLUNAS TRELIÇADAS

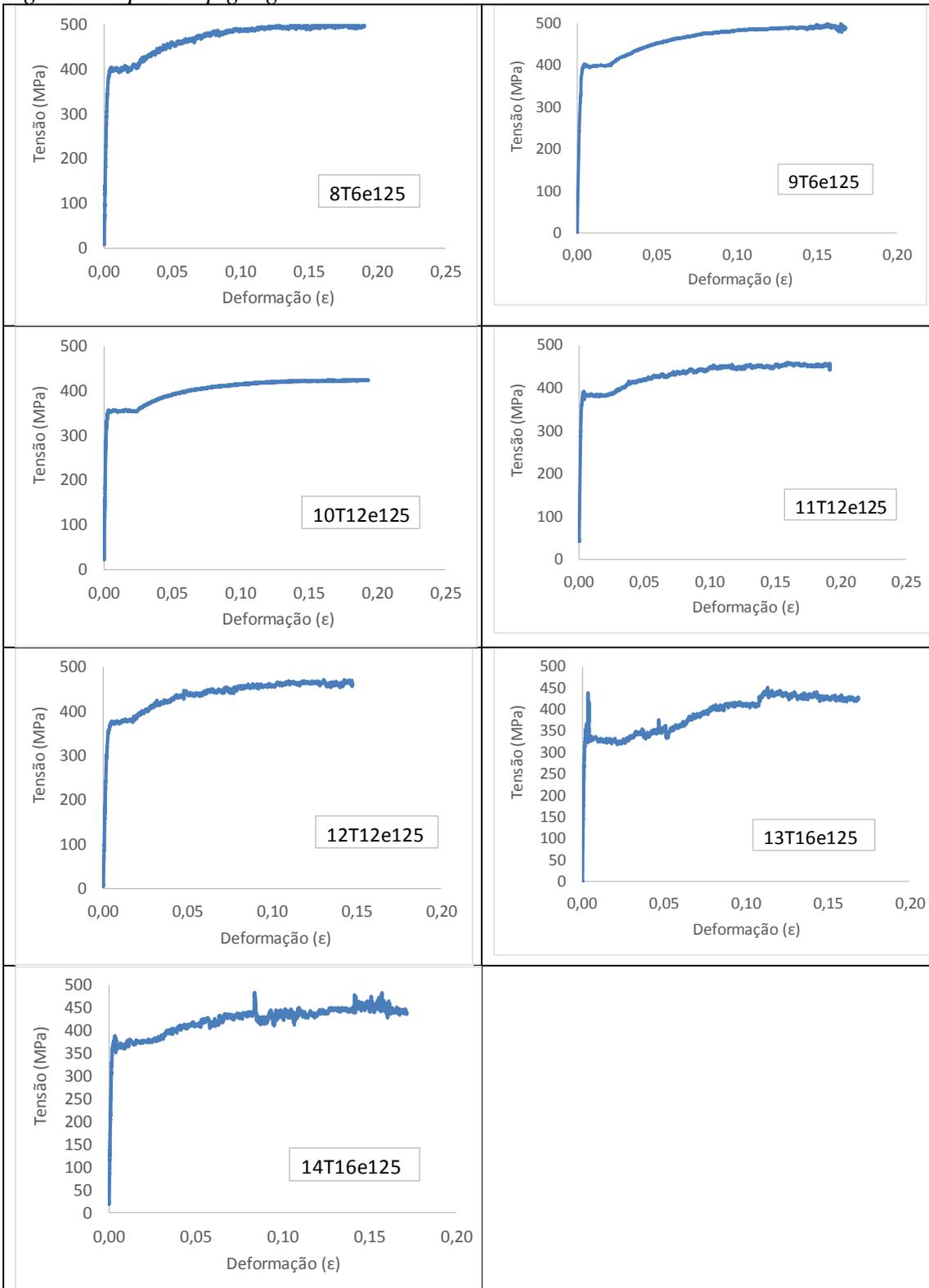
Curvas tensão-deformação para os corpos de prova com espessura de 0,8mm registradas pelo clip gauge.



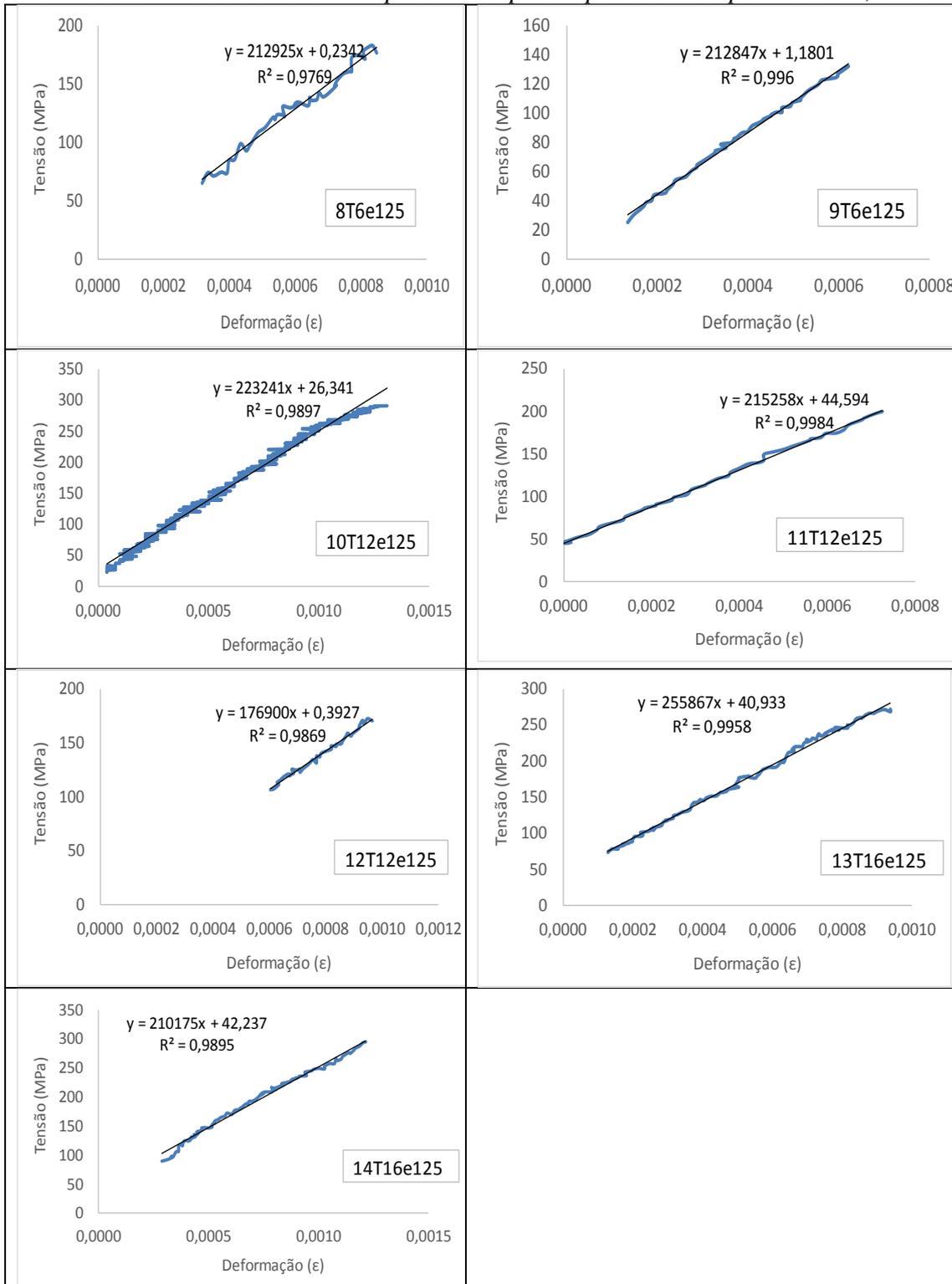
Cálculo do módulo de elasticidade para os corpos de prova com espessura de 0,8mm.



Curvas tensão-deformação para os corpos de prova com espessura de 1,25mm registradas pelo clip gauge.



Cálculo do módulo de elasticidade para os corpos de prova com espessura de 1,25mm.



APÊNDICE 5
RESULTADOS DOS ENSAIOS DE COMPRESSÃO
NAS COLUNAS TRELIÇADAS

A5.1 Ensaio 1: Coluna Treliçada T6x0,8

A primeira treliça foi ensaiada em 12/05/2016 e possuía comprimento total de 6200mm com espessura de 0,8mm (T6x0,8). O ensaio foi realizado sem reforço na cabeça da treliça. Neste ensaio ainda não foram utilizadas as placas de neoprene e a rótula. Portanto existe a possibilidade da carga não ter sido aplicada igualmente nos quatro montantes da treliça.

Durante o ensaio pôde-se observar semi-ondas de flambagem local ao longo da alma dos perfis externos dos montantes, pouco antes do colapso. Não foi registrado nenhum deslocamento lateral significativo pelos transdutores de deslocamentos, portanto, por ser uma treliça relativamente curta, não ocorreu o fenômeno de flambagem global. O colapso ocorreu devido a um mecanismo de esmagamento na cabeça da treliça na extremidade fixa (extremidade do atuador), conforme ilustrado na Figura A5.1. A carga máxima atingida foi de 110kN.



Figura A5.1 Foto do colapso devido ao esmagamento ocorrido na cabeça da coluna treliçada T6x0,8, na extremidade fixa (extremidade do atuador).

A Figura A.5.2 ilustra o gráfico da força aplicada pelo atuador (em kN) *versus* o deslocamento do pistão (em mm). O deslocamento do pistão, descontando-se o alongamento do tirante, corresponde aproximadamente ao encurtamento da coluna treliçada. O deslocamento máximo do pistão (D) foi da ordem de 53mm. O alongamento do tirante pode ser calculado como:

$$\Delta L = \frac{FL}{EA} = \frac{(110000)(6448)}{(200000)(804)} = 4.4mm$$

Onde:

F = carga máxima aplicada pelo pistão = 110000 N;

L = comprimento inicial do tirante entre os pontos fixos = 6448mm;

E = módulo de elasticidade do aço do tirante (200000 MPa);

A = área da seção transversal do tirante com diâmetro de 32mm = 804 mm².

Portanto o encurtamento total da treliça é igual a: $D - \Delta L = (53 - 4.4) = 48.6$ mm.

Observa-se que a partir de 20kN até 110kN a carga seguiu uma trajetória aproximadamente linear em relação ao deslocamento.

Os deslocamentos registrados pelos transdutores de deslocamentos foram muito pequenos. Como se trata de uma coluna treliçada curta, a flambagem global não foi significativa.

Como neste ensaio o colapso ocorreu na cabeça da treliça, na região dos 100mm iniciais que foram criados somente para a aplicação da carga, para evitar que ocorresse colapso nesta região novamente, nas próximas treliças ensaiadas foram instalados reforços na cabeça da treliça.

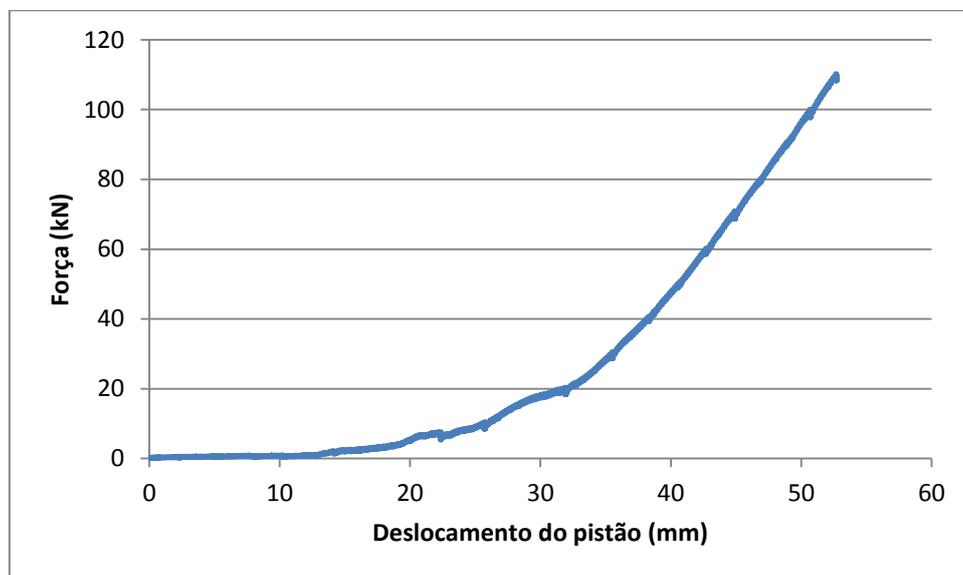


Figura A5.2 Gráfico da força aplicada pelo atuador (em kN) versus o deslocamento do pistão (em mm). Ensaio da treliça de 6m com espessura de 0.8mm.

A5.2 Ensaio 2: Coluna Treliçada T6x1,25

Em 13/06/2016 foi realizado o ensaio da treliça com comprimento total de 6200mm e espessura de 1,25mm (T6x1,25). Para evitar que ocorresse novamente o colapso por flambagem local na cabeça da treliça, foram instalados reforços nas duas extremidades, com perfis U simples de chapa dobrada, conforme ilustrado na Figura A5.3.



Figura A5.3 Reforços nas extremidades da treliça.

Neste ensaio ainda não foram utilizadas as placas de neoprene nas extremidades e a rótula. Portanto existe a possibilidade da carga não ter sido aplicada igualmente nos quatro montantes da treliça.

A flambagem local iniciou nos montantes internos, próximo a extremidade da rótula. Ocorreu na região da chegada da diagonal no montante, justamente onde ocorre a redução da seção transversal devido à supressão dos enrijecedores de borda do perfil do montante (vide Figura A5.4). Este ensaio foi diferente do ensaio anterior, da treliça de 6m com espessura de 0,8mm, onde a flambagem local iniciou longitudinalmente ao longo da alma dos montantes da treliça externa. De acordo com as medições realizadas após o colapso, a espessura dos montantes da treliça interna estão com 0,8mm ao invés de 1,25mm, o que explicaria o fato da flambagem local ter iniciado no montante interno.



Figura A5.4 Flambagem local no montante interno próximo a extremidade da rótula, onde existe a redução da seção devido a supressão dos enrijecedores de borda .

O colapso ocorreu devido a um mecanismo formado no montante externo, próximo a extremidade da rótula, na região da chegada do travamento horizontal no montante, onde ocorre a redução da seção transversal do perfil do montante devido a supressão dos enrijecedores (vide Figura A5.5). A carga máxima atingida foi de 136,7kN (2,733V). Aparentemente o reforço nas cabeças da treliça foi efetivo, pois houve mudança na forma da flambagem e o colapso não ocorreu mais na cabeça da treliça.



Figura A5.5 Mecanismo de colapso devido à flambagem local no montante externo próximo a extremidade da rótula, na seção onde ocorre a supressão dos enrijecedores.

O ensaio foi iniciado com a velocidade do pistão de 0.002mm/s, quando a força atingiu 5kN esta taxa foi aumentada para 0.004mm/s e depois aumentada para 0.02mm/s.

A Figura A5.6 ilustra o gráfico da força aplicada pelo atuador (em kN) *versus* o deslocamento do pistão (em mm). O alongamento do tirante pode ser calculado como:

$$\Delta L = \frac{FL}{EA} = \frac{(137000)(6448)}{(200000)(804)} = 5.5mm$$

Como o deslocamento máximo do pistão (D) foi da ordem de 49mm, o encurtamento total da treliça é igual a: $D - \Delta L = (49-5.5)=43.5mm$.

Observa-se que a partir de 20kN até 136kN a carga seguiu uma trajetória aproximadamente linear em relação ao deslocamento.

Os deslocamentos registrados pelos transdutores de deslocamentos foram muito pequenos. Como se trata de uma coluna treliçada curta, a flambagem global não foi significativa.

Como foi identificado que um dos montantes estava com espessura errada (0,8mm ao invés de 1,25mm), os resultados do ensaio desta coluna treliçada não foram computados nas Tabelas de resultados dessa tese. Já que ficou comprovado que a coluna com 6200mm de comprimento não sofre flambagem global, não foi necessário repetir esse ensaio.

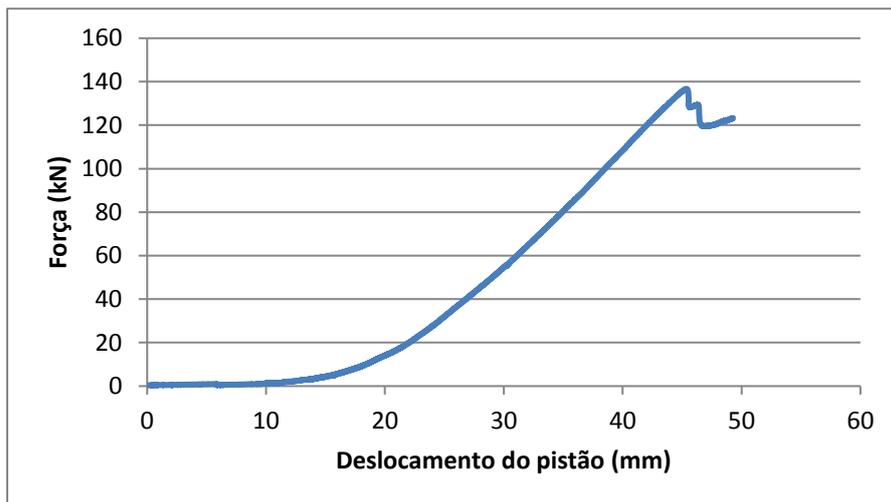


Figura A5.6 Gráfico da força aplicada pelo atuador (em kN) versus o deslocamento do pistão (em mm). Ensaio da treliça de 6m com espessura de 1.25mm.

A5.3 Ensaio 3: Coluna Treliçada T12x 1,25mm

Em 01/11/2016 foi realizado o ensaio da coluna treliçada com comprimento total de 12200mm e espessura de 1,25mm (T12x1,25). Foram instalados os mesmos reforços ilustrados na Figura A5.3 nas duas extremidades, para evitar que ocorresse o colapso por esmagamento na cabeça da treliça. Este foi o primeiro ensaio em que foi utilizada a rótula na extremidade oposta ao atuador, e que foram colocadas placas de neoprene de espessura de 10mm nas duas extremidades, com o objetivo de auxiliar na aplicação da carga igualmente nos quatro montantes da treliça. Como foi identificado que um dos montantes estava com espessura errada (0,8mm ao invés de 1,25mm), foi necessário repetir esse ensaio com uma nova coluna treliçada. Como o ensaio foi repetido, os resultados, fotos e gráficos desse ensaio realizado em 01/11/2016 não serão apresentados nessa tese, mas os mesmos constam do texto da qualificação apresentado em 22/05/2017.

Nessa tese será apresentado os resultados, fotos e gráficos do ensaio realizado em 01/06/2017, na nova coluna treliçada com comprimento total de 12200mm e espessura de 1,25mm (T12x1,25). Foram instalados os mesmos reforços nas cabeças da coluna, as placas de neoprene nas duas extremidades e a rótula na extremidade oposta ao atuador.

Não foram utilizados roletes como apoios da treliça no piso. No início do ensaio toda a treliça estava elevada (desencostada do piso), apoiadas em cunhas. O ensaio foi realizado com a velocidade do pistão de 0.02mm/s. Inicialmente o carregamento foi realizado até 30kN. Com 30kN as cunhas foram retiradas, pois a coluna já não estava encostando mais na mesma. Continuou-se o carregamento até 60kN. Depois descarregou-se até 30kN e carregou-se novamente até 60kN. Este procedimento foi realizado 2 vezes para permitir melhor acomodação da treliça.

A Figura A5.7 ilustra o gráfico da força aplicada pelo atuador (em kN) *versus* o deslocamento do pistão (em mm). O deslocamento máximo do pistão (D) foi da ordem de 94mm. O alongamento do tirante pode ser calculado como:

$$\Delta L = \frac{FL}{EA} = \frac{(230950)(12448)}{(200000)(804)} = 17.9mm$$

Portanto o encurtamento total da treliça é igual a: $D - \Delta L = (94-17.9)=76.1mm$.

Observa-se que a partir de 30kN até 230kN a carga seguiu uma trajetória aproximadamente linear em relação ao deslocamento.

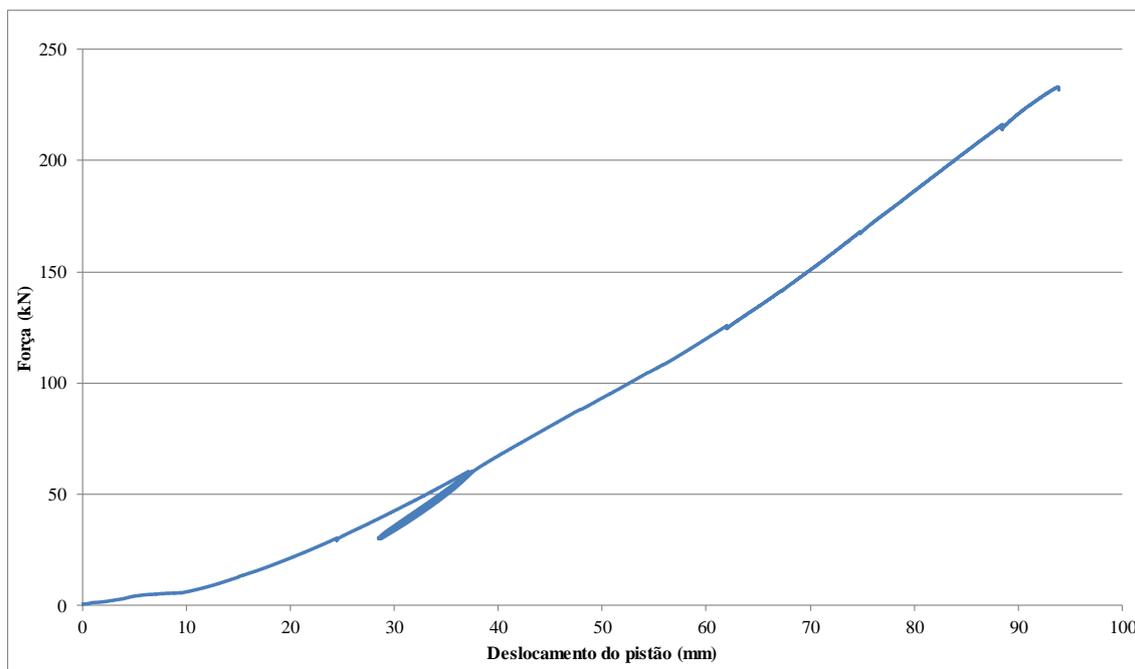


Figura A5.7 Gráfico da força aplicada pelo atuador (em kN) versus o deslocamento do pistão para a coluna treliçada com T12x1,25mm.

Foram utilizados os 4 transdutores de deslocamentos, 2 em cada extremidade da treliça, para medição da rotação da cabeça da treliça. Foram utilizadas hastes de madeira nas cabeças da treliça para servir de afastador entre os 2 transdutores de deslocamentos. Além disso, foram adicionados 2 transdutores de deslocamentos nos quartos do vão (DT-9H e DT-10H) para medir o deslocamento horizontal e auxiliar no traçado da deformada (conforme Figuras 3.20 e 3.21). Portanto neste ensaio foram instalados o total de 10 transdutores de deslocamentos, sendo (Figuras 3.18 e 3.19):

- DT-1V e DT-2H instalados próximos à extremidade fixa (extremidade do atuador), para medir deslocamentos verticais e horizontais respectivamente;
- DT-3V e DT-4H instalados na metade do comprimento da treliça, para medir deslocamentos verticais e horizontais respectivamente;
- DT-5H e DT-6H instalados na haste de madeira próximo à extremidade do atuador (lado da extremidade fixa), para medir a rotação da cabeça de treliça nessa extremidade;
- DT-7H e DT-8H instalados na haste de madeira próximo à extremidade da rótula (lado com extremidade com encurtamento livre), para medir a rotação da cabeça de treliça nessa extremidade;
- DT-9H = instalado próximo ao quarto do vão da treliça (lado da extremidade fixa), para medir o deslocamento horizontal;

- DT-10H = instalado próximo ao quarto do vão da treliça (lado com extremidade com encurtamento livre), para medir o deslocamento horizontal.

Foram utilizados doze extensômetros, quatro em cada extremidade da treliça e quatro no meio do vão, sendo um em cada face externa do montante, conforme ilustrado na Figura 3.22. No meio do vão foram instalados apenas os extensômetros na face externa dos montantes (SG-9LE, SG-10RE, SG-11LE e SG-12RE). Os extensômetros SG-9LI, SG-10RI, SG-11LI e SG-12RI (na face interna das almas) só foram instalados nas colunas treliçadas com comprimento de 16200mm. Portanto para efeito desta treliça esses extensômetros serão chamados apenas de SG-9L, SG-10R, SG-11L e SG-12R, para facilitar.

Foi possível observar a olho nú o início da flambagem local com leve amassamento no montante externo superior da treliça próximo ao módulo 11, entre os extensômetros SG-2R e SG-10R (o meio do vão da treliça fica entre os módulos 15 e 16), a partir da carga aproximada de 80kN. A Figura A5.8 ilustra o gráfico para os doze extensômetros instalados. Para facilitar a visualização, foram separados em 3 gráficos: extensômetros do meio do vão (Figura A5.9), os extensômetros instalados na extremidade fixa (extremidade do atuador, Figura A.5.10), extensômetros instalados na extremidade com encurtamento livre (extremidade da rótula, Figura A5.11). O extensômetro SG-10R, que corresponde à linha roxa dos gráficos das Figuras A5.8 e A.5.9, registrou o início da flambagem local com a carga aproximada de 80kN, coerente com o que foi observado durante o ensaio. Este extensômetro registrou uma inversão no valor das deformações específicas, ocasionada devido à flambagem local, que gerou uma flexão na chapa. Pode-se observar também que esse extensômetro registrou um comportamento linear até a carga aproximada de 80kN. Os demais extensômetros em geral registraram um comportamento linear até a carga aproximada de 100 kN (vide Figuras A5.8 a A5.11).

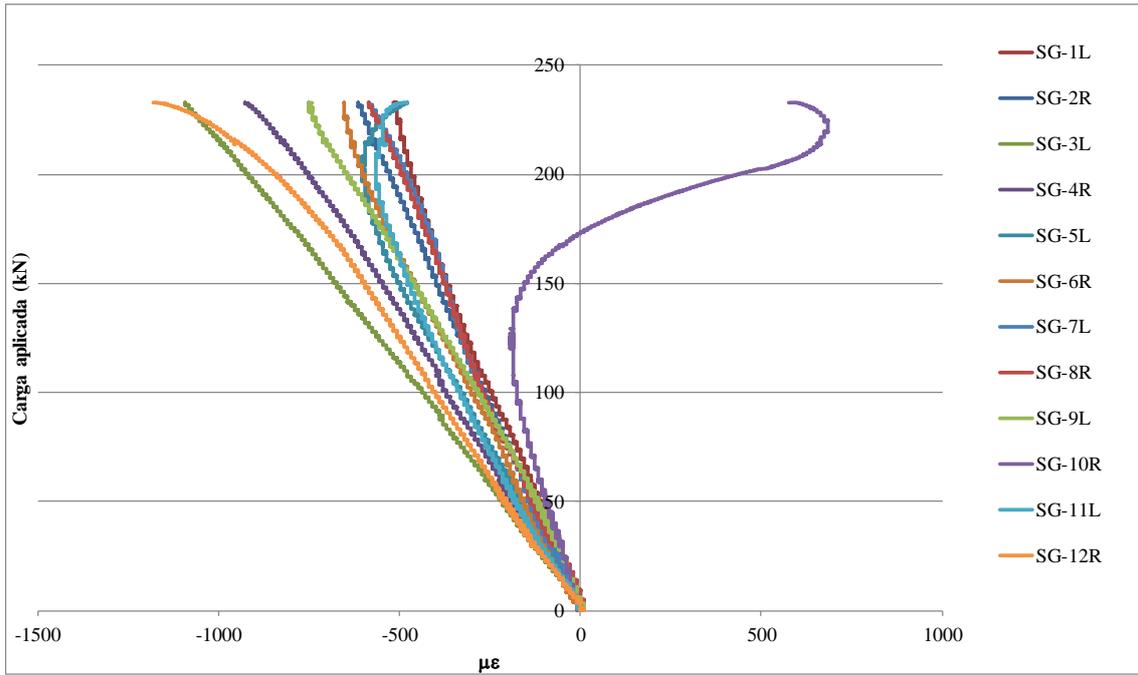


Figura A5.8 Carga aplicada (kN) versus a deformação específica ($\mu\epsilon$) para cada extensômetro, coluna treliçada T12x1,25.

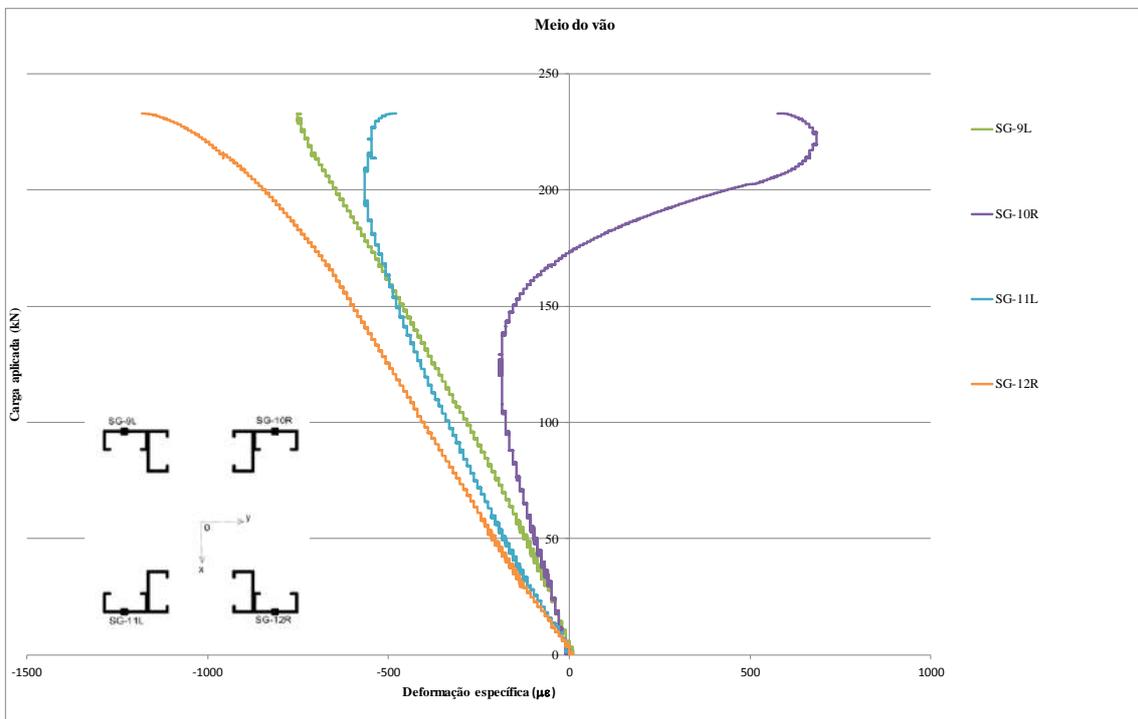


Figura A5.9 Carga aplicada (kN) versus a deformação específica ($\mu\epsilon$) para cada extensômetro do meio do vão, coluna treliçada T12x1,25.

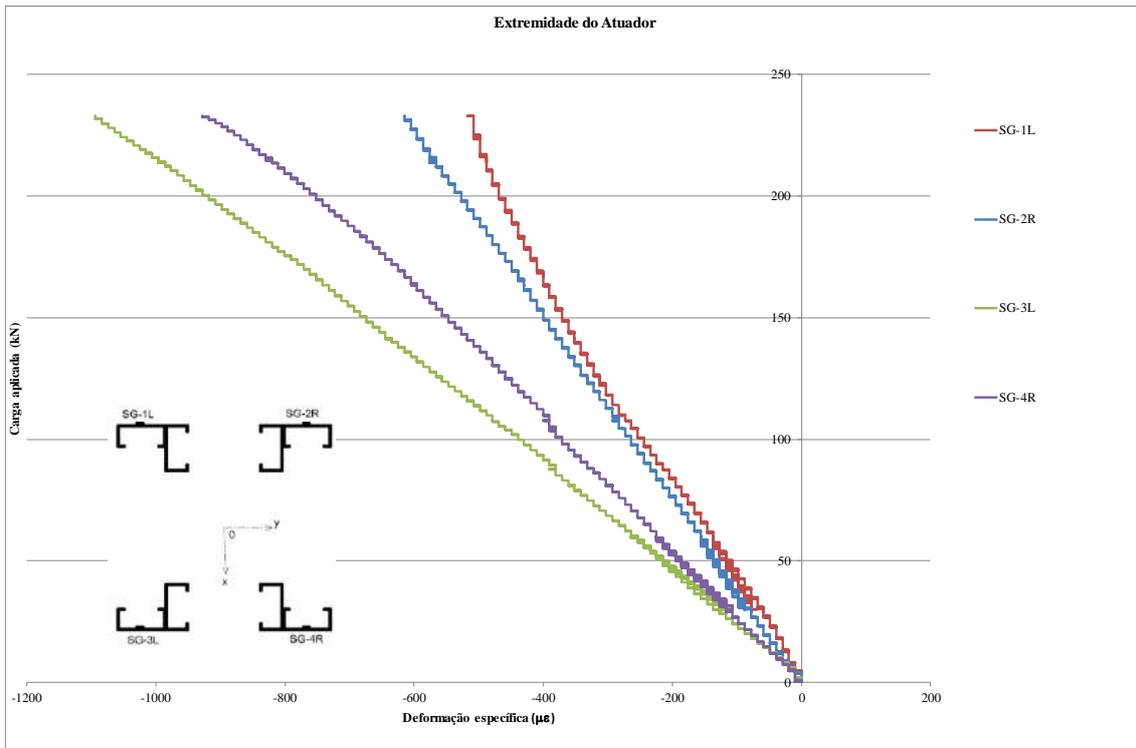


Figura A5.10 Carga aplicada (kN) versus a deformação específica ($\mu\epsilon$) para cada extensômetro da extremidade do atuador, coluna treliçada T12x1,25.

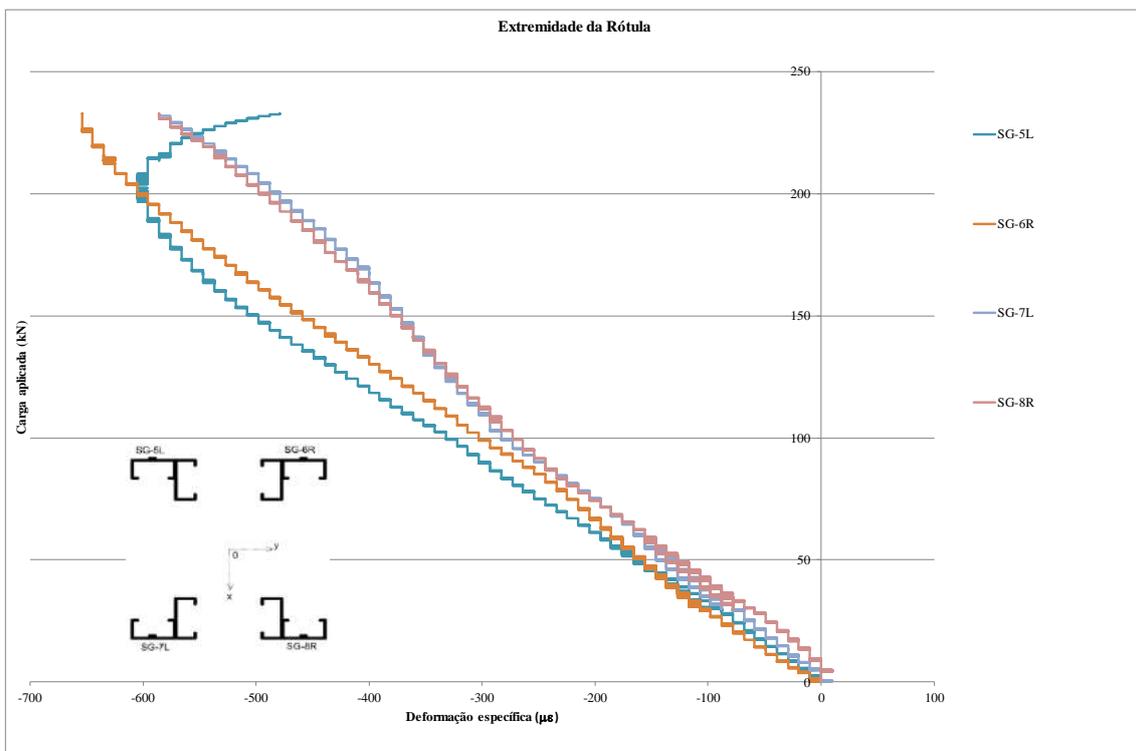


Figura A5.11 Carga aplicada (kN) versus a deformação específica ($\mu\epsilon$) para cada extensômetro da extremidade da rótula, coluna treliçada T12x1,25.

Com a carga de 230kN (próximo do valor da carga de colapso) pode-se observar semi-ondas de flambagem local ao longo do montante, conforme ilustrado na Figura A5.12.



Figura A5.12 Semi-ondas de flambagem local ao longo da alma do montante para a carga de 230kN (próximo ao colapso).

O colapso ocorreu devido a um mecanismo formado próximo ao meio do vão no montante interno (entre os módulos 14 e 15, o meio do vão é entre os módulos 15 e 16), conforme ilustrado na Figura A5.13. A carga máxima atingida foi de 233kN (4.66V).



Figura A5.13 Mecanismo de colapso próximo ao meio do vão. Carga máxima de 233kN.

A coluna treliçada de 12200mm de comprimento com espessura de 1.25mm (T12x1,25) sofreu flambagem global, como pode ser observado no gráfico do transdutor

de deslocamento horizontal DT-4H, posicionado no meio do vão da treliça. Este transdutor de deslocamento registrou deslocamentos significantes a partir de 88kN. Porém somente com a carga 180kN começou a ficar visível o efeito da flambagem global a olho nú. A Figura A5.14 ilustra as fotos da flambagem global na coluna treliçada.



(a)

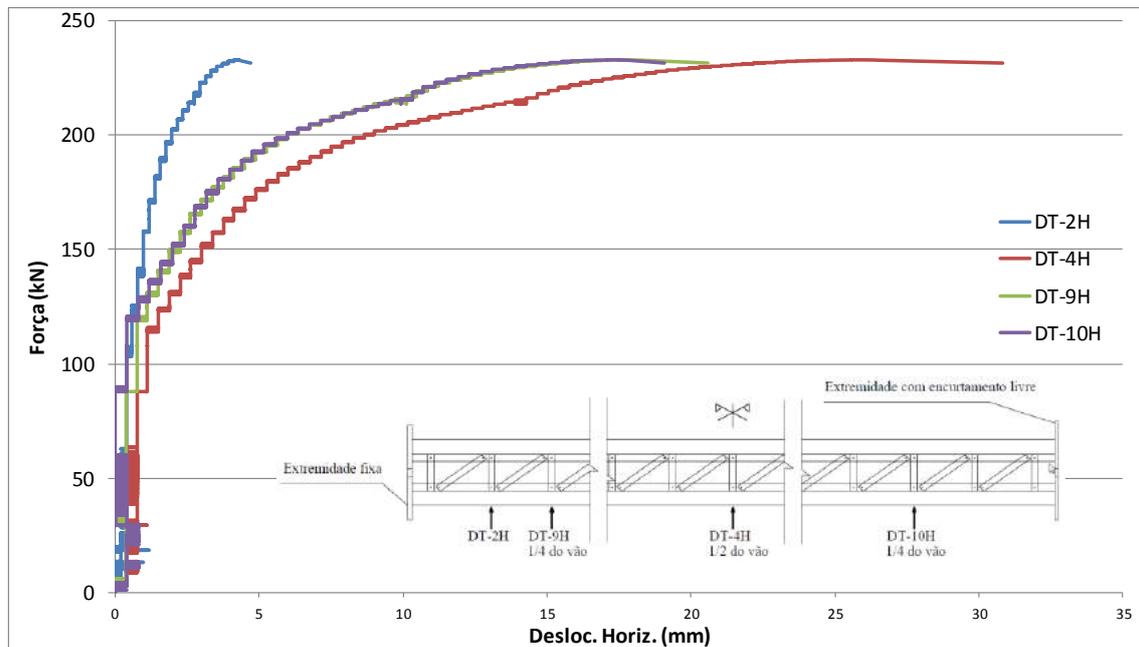
(b)

Figura A5.14 Flambagem global na coluna T12x1,25: (a) Carga de 180kN. (b) Carga de 205kN.

A Figura A5.15 mostra o gráfico dos deslocamentos horizontais registrados pelos transdutores de deslocamentos DT-4H (posicionado no meio do vão da treliça), DT-2H (posicionado próximo à extremidade fixa da treliça), DT-9H e DT-10H (posicionados nos quartos do vão da treliça). O deslocamento máximo registrado pelo transdutor de deslocamentos DT-4H foi de 25,93mm, para a carga de colapso 232,95kN. O

deslocamento total de 25,93mm corresponde a aproximadamente L/480 (considerando o valor de L entre os centros de rotações de 12448mm).

Figura A5.15 Gráfico força (kN) x Deslocamento Horizontal (mm) para os transdutores



de deslocamentos DT-2H, DT-4H, DT-9H e DT-10H.

Como os deslocamentos verticais foram muito pequenos, não foram apresentados os gráficos dos transdutores de deslocamentos DT-1V e DT-3V. O valor dos deslocamentos máximos registrados por estes transdutores de deslocamentos foi da ordem de 5mm.

A partir dos deslocamentos registrados pelos transdutores de deslocamentos DT-5H e DT-6H foi possível calcular a rotação da cabeça da treliça na extremidade do atuador. Considerando que a distância entre os transdutores de deslocamentos DT-5H e DT-6H era de 978mm, a rotação pode ser calculada através da expressão abaixo:

$$\text{Rotação } 1 = \text{ARC TAN} (\text{DT-6H} - \text{DT-5H}) / 978$$

O valor obtido para a rotação 1 (extremidade do atuador) para a carga de colapso (P=232,95kN) foi de -0,00166 radianos. Para a carga de 100kN a rotação 1 foi de -0,00016 radianos.

Da mesma forma, a partir dos deslocamentos registrados pelos transdutores de deslocamentos DT-7H e DT-8H foi possível calcular a rotação da treliça na extremidade da rótula. Considerando que a distância entre os transdutores de deslocamentos DT-7H e DT-8H era de 928mm, a rotação pode ser calculada através da expressão abaixo:

$$\text{Rotação 2} = \text{ARC TAN} (\text{DT-8H} - \text{DT-7H}) / 928$$

O valor obtido para a rotação 2 (extremidade do atuador) para a carga de colapso ($P=232,95\text{kN}$) foi de 0,00471 radianos. Para a carga de 100kN a rotação 2 foi de 0,00029 radianos. Ou seja, os valores das rotações na extremidade da rótula foram superiores aos das rotações na extremidade do atuador.

A Figura A5.16 mostra o gráfico da força x rotação da cabeça da treliça nas extremidades da rótula e do atuador. Observa-se que os valores das rotações são pequenos até a carga de 200kN. Para esta carga a rotação 2 (extremidade da rótula) começa a aumentar e a rotação 1 (extremidade do atuador) vai diminuindo até ocorrer uma inversão de sinal.

Para a coluna bi-rotulada perfeita de Euler, a equação da linha elástica pode ser aproximada para uma senoide dada por: $y = w \text{sen} \frac{\pi x}{L}$

$$\text{Portanto a rotação nos apoios (x=0 e x=L), é dada por: } \textit{rotação} = \frac{dy}{dx} = \frac{w\pi}{L}$$

Considerando o deslocamento no meio da coluna como sendo $w=31\text{mm}$ (deslocamento máximo obtido no ensaio), e L como sendo 12448mm (que é distância entre os centros de rotação da coluna treliçada), o valor de rotação da coluna bi-rotulada perfeita é dado por: $\textit{rotação} = \frac{dy}{dx} = \frac{31\pi}{12448} = 0.0078$ radianos

Comparando-se o valor obtido para a rotação nos apoios da coluna bi-rotulada perfeita de Euler com os valores das rotações 1 e 2 obtidos anteriormente, pode-se concluir que as condições de apoio nas extremidades da treliça são semi-rotuladas. O valor da rotação 2 (extremidade onde foi colocada a rótula) é maior do que o valor da rotação 1 (extremidade do atuador), porém ambos são inferiores ao valor da rotação da coluna bi-rotulada perfeita.

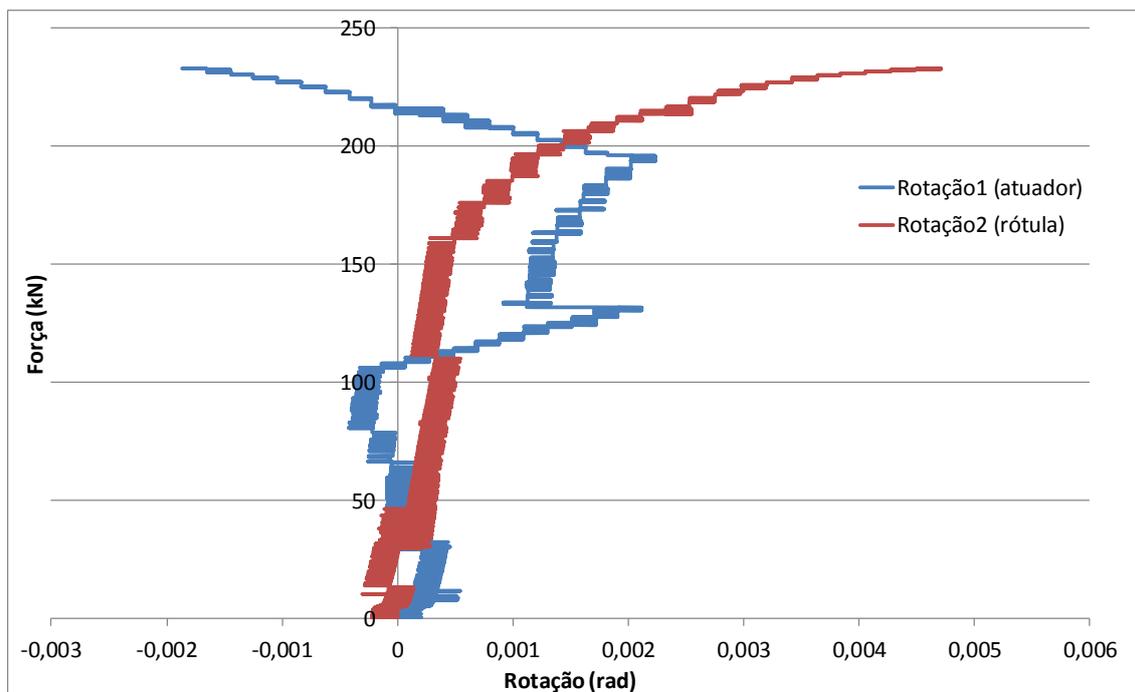


Figura A5.16 Gráfico da força (em kN) versus a rotação (rad) da cabeça da treliça nas extremidades da rótula e do atuador.

A Figura A5.17 mostra o efeito de flexão registrado na coluna T12x1,25, para cinco níveis de carga aplicada (foram adotadas curvas polinomiais de interpolação). A deformada foi obtida com os registros dos transdutores de deslocamento DT-4H (meio do vão) e DT-9H e DT-10H (quartos do vão). O modo de flambagem global não foi significativo até o nível de carga de 150kN, com relação $L/w > 4000$ (comprimento / deformação). O efeito de amplificação da flambagem global é observado para níveis de carga de 200kN, 225kN e 233kN. A carga de colapso registrada da coluna T12x1,25 foi de 233kN, correspondente a $L / w = 480$.

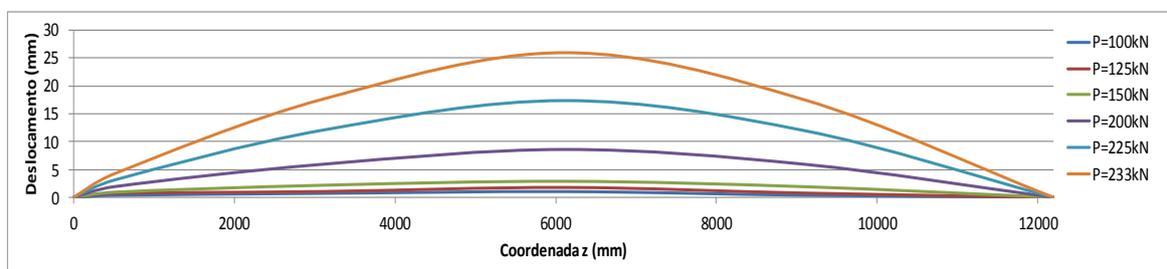


Figura A5.17: Deformada da flambagem global durante o teste da coluna treliçada T12x1,25.

Com o objetivo de se avaliar a tensão atuante em cada montante durante a fase elástica, na Tabela A5.1 se encontram os valores das deformações específicas e das tensões atuantes em cada montante para a carga de 100kN (nos gráficos das Figuras A5.10 e A5.11, os extensômetros ainda estavam apresentando um comportamento linear para

esta carga). Os valores das tensões em MPa foram encontrados multiplicando-se os valores das deformações específicas registradas pelos extensômetros para a carga de 100kN, pelo valor do módulo de elasticidade aproximado de $E=215000\text{MPa}$ obtido no ensaio de tração direta dos corpos de prova (Tabela 3.4). Observa-se que os valores das tensões ainda estão muito inferiores ao valor da tensão de escoamento do aço, que é da ordem de 375 MPa. O extensômetro SG-3L localizado na extremidade do atuador, foi o que registrou as maiores tensões. Já no meio do comprimento da coluna treliçada, a maior tensão foi registrada pelo extensômetro SG-12R.

Tabela A5.1 – Tensões atuantes nos montantes para a carga de 100kN

| | Extensom. | $\mu\epsilon$ | Tensão (Mpa) |
|---|-----------|---------------|--------------|
| Tensões nos montantes na extremidade do atuador | SG-1L | 244 | 52 |
| | SG-2R | 264 | 57 |
| | SG-3L | 439 | 94 |
| | SG-4R | 371 | 80 |
| Tensões nos montantes na extremidade da rótula | SG-5L | 332 | 71 |
| | SG-6R | 303 | 65 |
| | SG-7L | 283 | 61 |
| | SG-8R | 273 | 59 |
| Tensões nos montantes no meio do vão | SG-9L | 283 | 61 |
| | SG-10R | 176 | 38 |
| | SG-11L | 332 | 71 |
| | SG-12R | 400 | 86 |

A5.4 Ensaio 4: Coluna Treliçada de 12m com espessura de 0,8mm

Em 08/12/2016 foi realizado o ensaio da coluna treliçada com comprimento total de 12200mm e espessura de 0,8mm (T12x0,8). Foram instalados os mesmos reforços ilustrados na Figura A5.3 nas duas extremidades, para evitar que ocorresse o colapso por esmagamento na cabeça da treliça. Foi utilizada a rótula na extremidade oposta ao atuador, e foram colocadas placas de neoprene de espessura de 10mm nas duas extremidades, com o objetivo de auxiliar na aplicação da carga igualmente nos quatro montantes da treliça. Como foi identificado que um dos montantes estava com espessura errada (1,25mm ao invés de 0,8mm), foi necessário repetir esse ensaio com uma nova coluna treliçada. Como o ensaio foi repetido, os resultados, fotos e gráficos desse ensaio realizado em 08/12/2016 não serão apresentados nessa tese, mas os mesmos constam do texto da qualificação apresentado em 22/05/2017.

Nessa tese será apresentado os resultados, fotos e gráficos do ensaio realizado em 22/06/2017, na nova coluna treliçada com comprimento total de 12200mm e espessura de 0,8mm (T12x0,8). Foram instalados reforços nas cabeças da coluna, as placas de neoprene nas duas extremidades e a rótula na extremidade oposta ao atuador. Antes do início do ensaio foram identificados alguns defeitos iniciais nessa coluna treliçada, amassamentos localizados devido ao fato da chapa ser muito fina (0,8mm). A Figura A5.19 mostra algumas fotos dos principais defeitos.

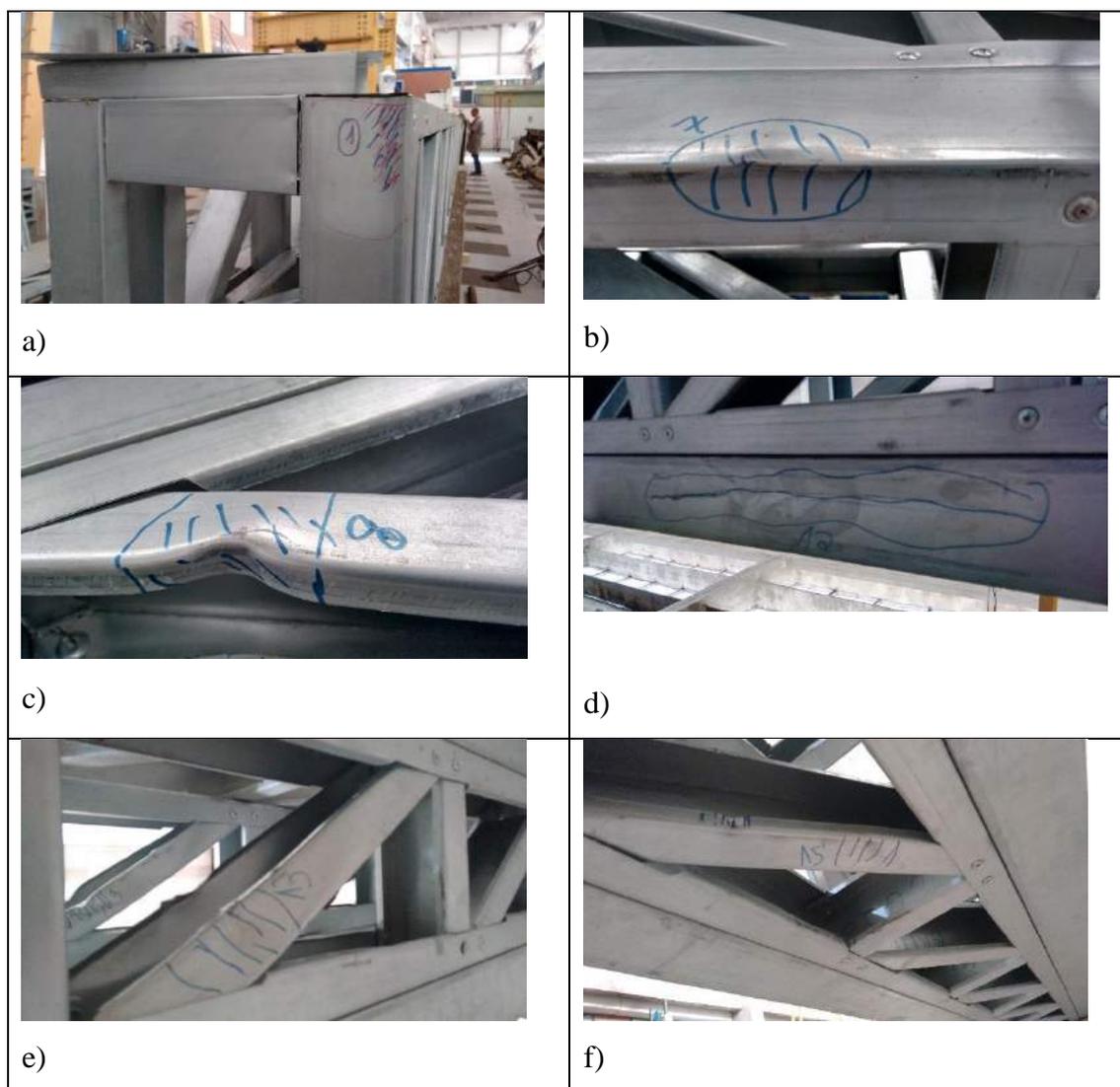


Figura A5.19 Fotos dos principais defeitos da coluna treliçada T12x0,8: a) pequenos amassamentos localizados nas cabeças das treliças; b) amassamento no montante externo, na dobra entre a mesa e a alma, na região do meio do comprimento da coluna treliçada (próximo ao extensômetro SG-10R); c) amassamento grave na diagonal mais curta, na região do meio do comprimento da coluna treliçada (entre os extensômetro SG-9L e SG-10R); d) longo risco com amassamento na alma do montante do módulo 17 (contado a

partir da extremidade do atuador), próximo ao extensômetro SG-12R; e) grande amassamento da diagonal do módulo 16 (contado a partir da extremidade do atuador), próximo ao extensômetro SG-11L; f) amassamento da diagonal do módulo 14 (contado a partir da extremidade do atuador), próximo aos extensômetros SG-11L e SG-12R.

Não foram utilizados roletes como apoios da treliça no piso. No início do ensaio toda a treliça estava elevada (desencostada do piso), apoiadas em cunhas. O ensaio foi realizado inicialmente com a velocidade do pistão de 0.04mm/s e depois foi reduzida para 0.02mm/s quando a carga atingiu 42kN. Inicialmente o carregamento foi realizado até 30kN e foi realizado um primeiro descarregamento até 20kN. Com 25kN as cunhas foram retiradas, pois a coluna já não estava encostando mais na mesma. Carregou-se novamente de 20kN até 30kN. Depois descarregou-se até 20kN e carregou-se novamente até 30kN. Este procedimento foi realizado 2 vezes para permitir melhor acomodação da treliça. O carregamento foi paralisado quando a carga atingiu 79,5kN para acerto do curso dos transdutores de deslocamentos DT-4H, DT-9H, DT-10H, DT-3V e DT-11V. O carregamento foi paralisado novamente quando a carga atingiu 84,9kN para retirada do calço da placa. Neste momento os deslocamentos horizontais dos transdutores de deslocamentos DT-4H, DT-9H e DT-10H sofreram um acréscimo entre 2 e 3mm.

A Figura A5.20 ilustra o gráfico da força aplicada pelo atuador (em kN) *versus* o deslocamento do pistão (em mm). O deslocamento máximo do pistão (D) foi da ordem de 58mm. O alongamento do tirante pode ser calculado como:

$$\Delta L = \frac{FL}{EA} = \frac{(89150)(12448)}{(200000)(804)} = 6,9mm$$

Portanto o encurtamento total da treliça é igual a: $D - \Delta L = (58-6,9) = 51,1mm$.

Observa-se que a partir de 20kN até 89kN a carga seguiu uma trajetória aproximadamente linear em relação ao deslocamento.

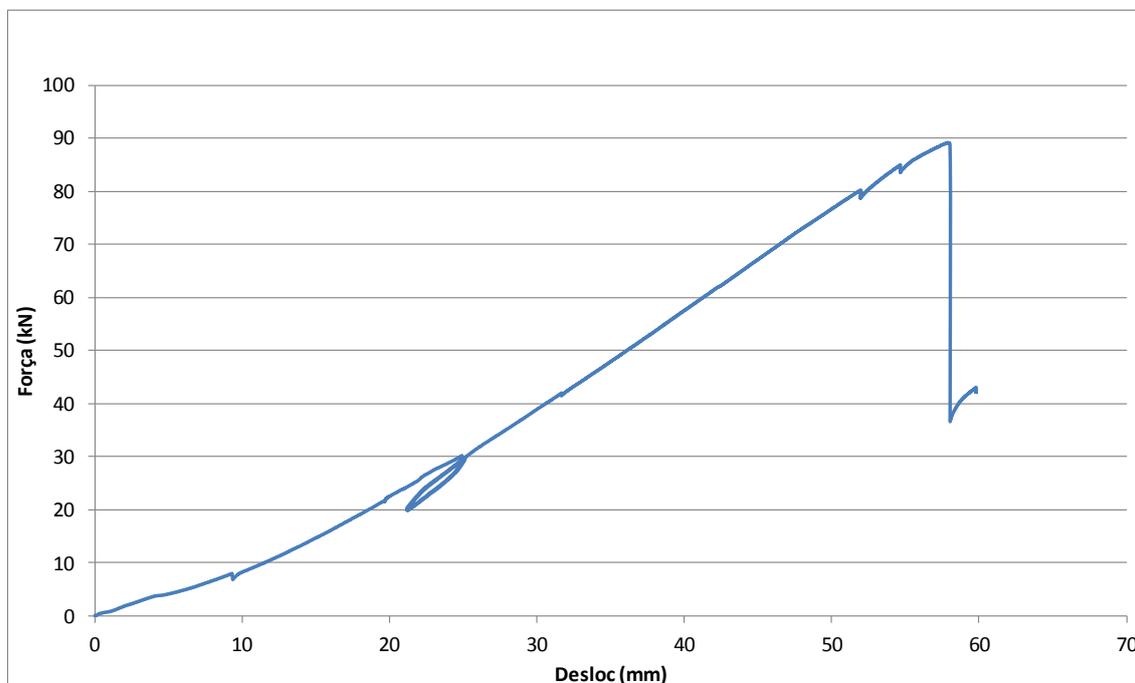


Figura A5.20 Gráfico da força aplicada pelo atuador (em kN) versus o deslocamento do pistão para a coluna treliçada com T12x0,8mm.

Foram utilizados os 4 transdutores de deslocamentos, 2 em cada extremidade da treliça, para medição da rotação da cabeça da treliça. Foram utilizadas hastes de madeira nas cabeças da treliça para servir de afastador entre os 2 transdutores de deslocamentos. Foram utilizados os 2 transdutores de deslocamentos nos quartos do vão (DT-9H e DT-10H) para medir o deslocamento horizontal e auxiliar no traçado da deformada (conforme Figuras 3.20 e 3.21). Além disso, foi adicionado um transdutor de deslocamento DT-11V para medir o deslocamento vertical no meio do vão, fazendo par com o transdutor de deslocamento DT-3V. O objetivo deste transdutor de deslocamento foi registrar a torção da treliça. Portanto neste ensaio foram instalados o total de 11 transdutores de deslocamentos, sendo (Figuras 3.18 e 3.19):

- DT-1V e DT-2H instalados próximos à extremidade fixa (extremidade do atuador), para medir deslocamentos verticais e horizontais respectivamente;
- DT-3V, DT-11V e DT-4H instalados na metade do comprimento da treliça, para medir deslocamentos verticais e horizontais respectivamente;
- DT-5H e DT-6H instalados na haste de madeira próximo à extremidade do atuador (lado da extremidade fixa), para medir a rotação da cabeça de treliça nessa extremidade;
- DT-7H e DT-8H instalados na haste de madeira próximo à extremidade da rótula (lado com extremidade com encurtamento livre), para medir a rotação da cabeça de treliça nessa extremidade;

- DT-9H = instalado próximo ao quarto do vão da treliça (lado da extremidade fixa), para medir o deslocamento horizontal;
- DT-10H = instalado próximo ao quarto do vão da treliça (lado com extremidade com encurtamento livre), para medir o deslocamento horizontal.

Foram utilizados doze extensômetros, quatro em cada extremidade da treliça e quatro no meio do vão, sendo um em cada face externa do montante, conforme ilustrado na Figura 3.22. No meio do vão foram instalados apenas os extensômetros na face externa dos montantes (SG-9LE, SG-10RE, SG-11LE e SG-12RE). Os extensômetros SG-9LI, SG-10RI, SG-11LI e SG-12RI (na face interna das almas) só foram instalados nas colunas treliçadas com comprimento de 16200mm. Portanto para efeito desta treliça esses extensômetros serão chamados apenas de SG-9L, SG-10R, SG-11L e SG-12R, para facilitar.

Foi possível observar a olho nú o início da flambagem local com leve amassamento na alma do montante externo superior da treliça, se estendendo praticamente por todo comprimento do montante, a partir da carga aproximada de 42kN. A Figura A5.21 ilustra o gráfico para os doze extensômetros instalados. Para facilitar a visualização, foram separados em 3 gráficos: extensômetros do meio do vão (Figura A5.22), os extensômetros instalados na extremidade fixa (extremidade do atuador, Figura A.5.23), extensômetros instalados na extremidade com encurtamento livre (extremidade da rótula, Figura A5.24). O extensômetro SG-11L, que corresponde à linha azul dos gráficos das Figuras A5.21 e A.5.22 registrou o início da flambagem local com a carga aproximada de 42kN, coerente com o que foi observado durante o ensaio. Este extensômetro registrou uma inversão no valor das deformações específicas, ocasionada devido à flambagem local, que gerou uma flexão na chapa. Pode-se observar também que esse extensômetro registrou um comportamento linear até a carga aproximada de 42kN.

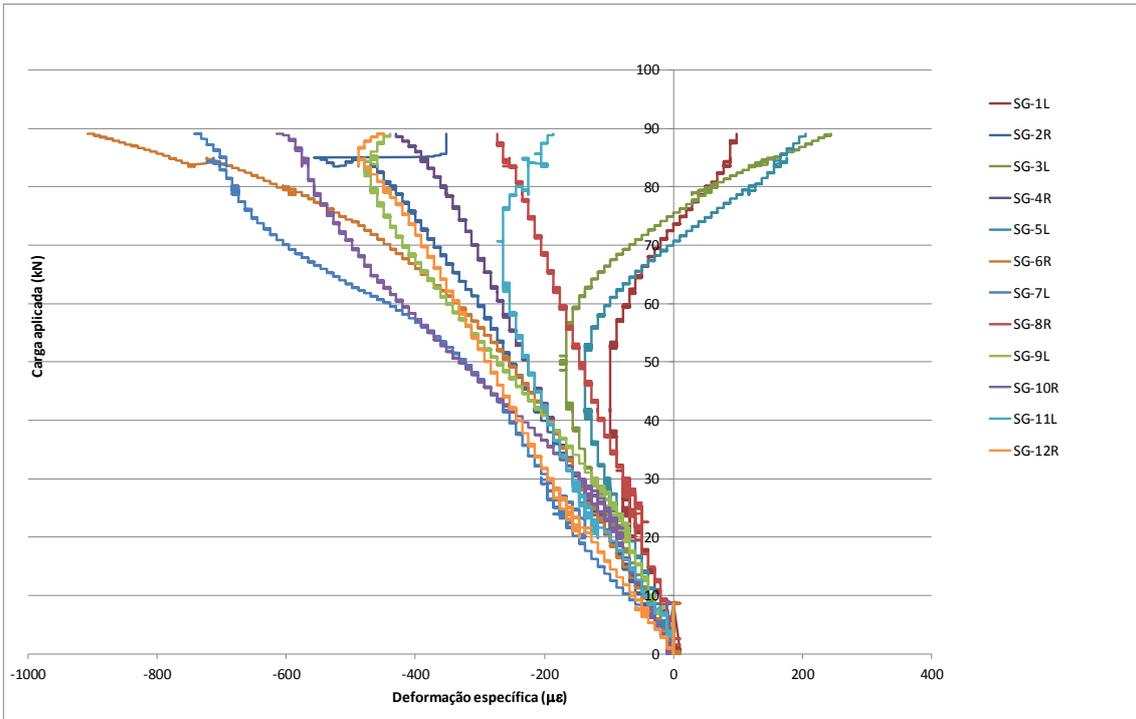


Figura A5.21 Carga aplicada (kN) versus a deformação específica ($\mu\epsilon$) para cada extensômetro, coluna treliçada T12x0,8.

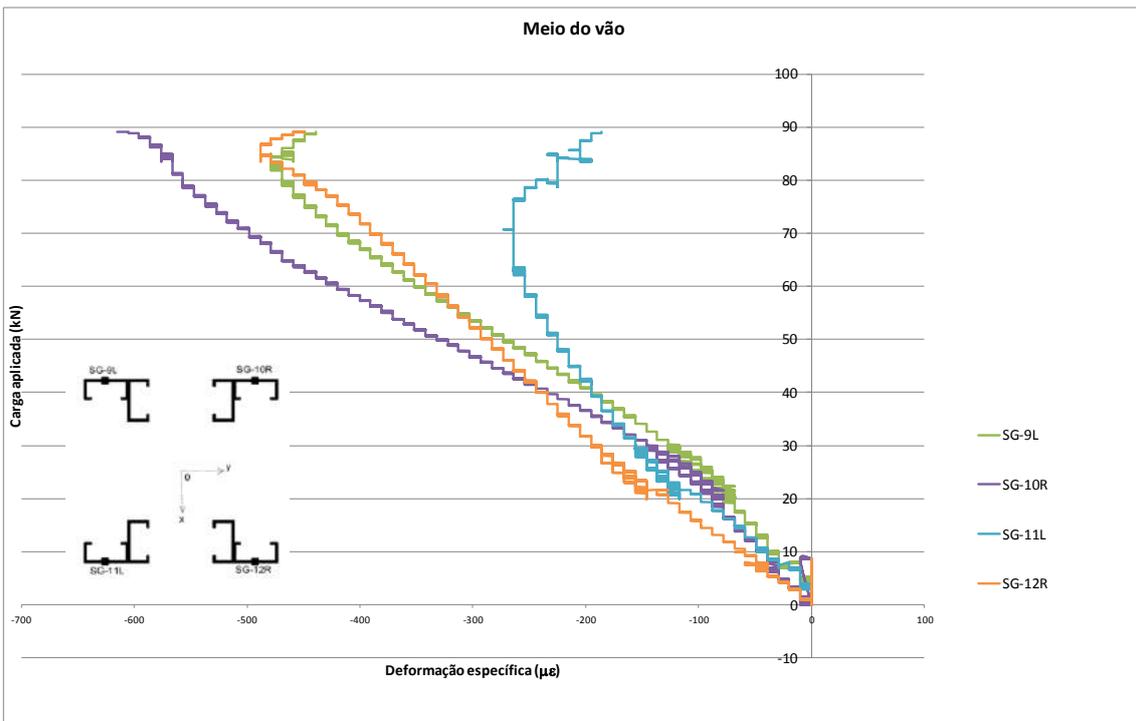


Figura A5.22 Carga aplicada (kN) versus a deformação específica ($\mu\epsilon$) para cada extensômetro do meio do vão, coluna treliçada T12x0,8.

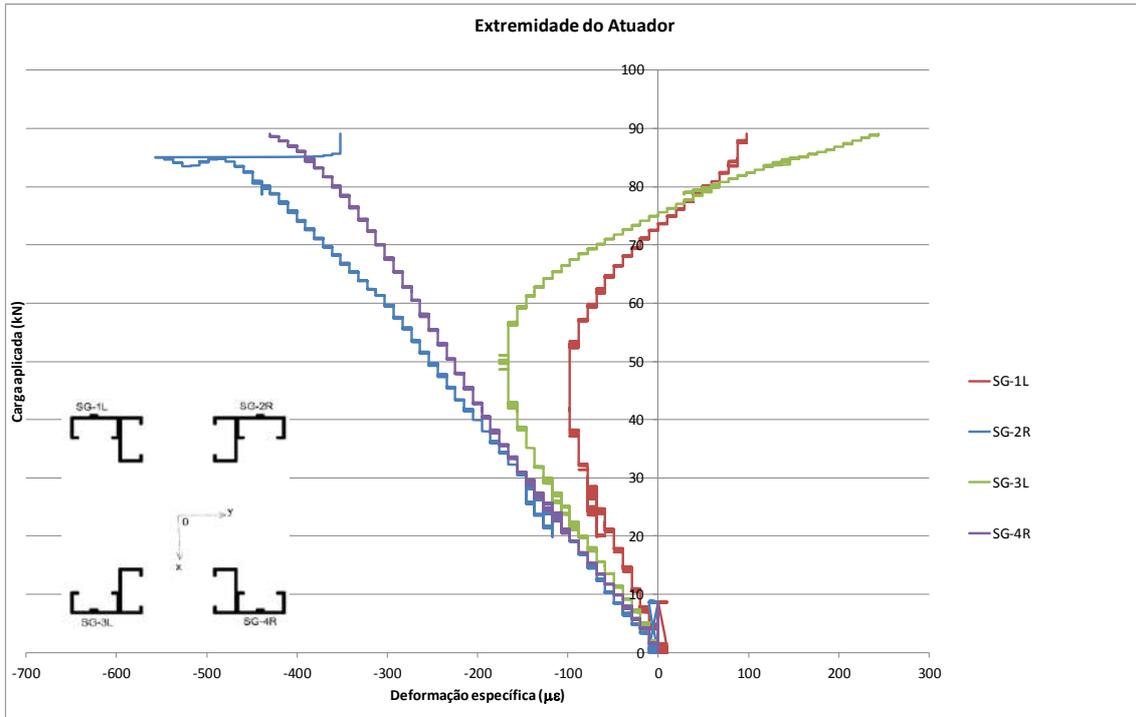


Figura A5.23 Carga aplicada (kN) versus a deformação específica ($\mu\epsilon$) para cada extensômetro da extremidade do atuador, coluna treliçada T12x0,8.

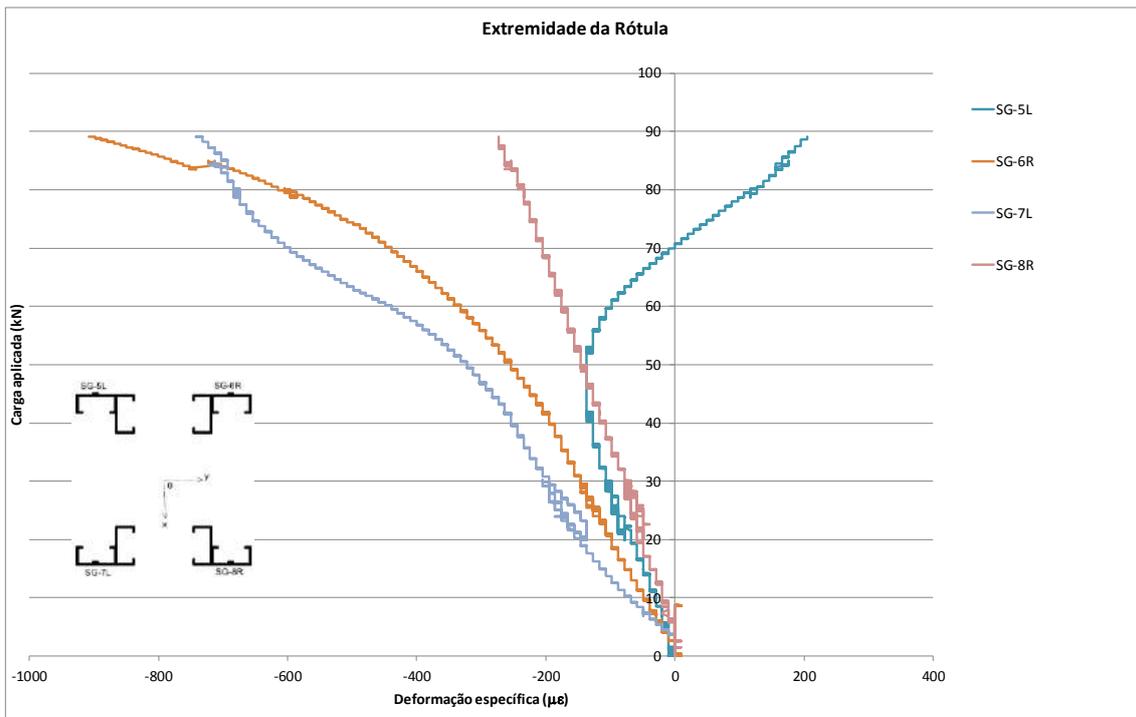


Figura A5.24 Carga aplicada (kN) versus a deformação específica ($\mu\epsilon$) para cada extensômetro da extremidade da rótula, coluna treliçada T12x0,8.

Com a carga de 80kN (próximo do valor da carga de colapso) pode-se observar semi-ondas de flambagem local ao longo do montante, conforme ilustrado na Figura

A5.25. O colapso ocorreu devido a um mecanismo formado próximo ao meio do vão no módulo 15 (o meio do vão é entre os módulos 15 e 16), na região onde existia o defeito 7 (Figura A5.19b). O mecanismo de colapso está ilustrado na Figura A5.26. A carga máxima atingida foi de 89,15kN (7,97V).

A coluna treliçada de 12200mm de comprimento com espessura de 0,8mm (T12x0,8) sofreu flambagem global, como pode ser observado no gráfico do transdutor de deslocamento horizontal DT-4H, posicionado no meio do vão da treliça. Este transdutor de deslocamento registrou deslocamentos significantes (superiores a 1mm) a partir de 10kN. Porém somente com a carga 68kN (deslocamento de 12mm) começou a ficar visível o efeito da flambagem global a olho nú. A Figura A5.27 ilustra as fotos da flambagem global na coluna treliçada.

A Figura A5.28 mostra o gráfico dos deslocamentos horizontais registrados pelos transdutores de deslocamentos DT-4H (posicionado no meio do vão da treliça), DT-2H (posicionado próximo à extremidade fixa da treliça), DT-9H e DT-10H (posicionados nos quartos do vão da treliça). O deslocamento máximo registrado pelo transdutor de deslocamentos DT-4H foi de 45,48mm, para a carga de colapso 89,15kN. O deslocamento total de 45,48mm corresponde a aproximadamente $L/274$ (considerando o valor de L entre os centros de rotações de 12448mm).



Figura A5.25 Semi-ondas de flambagem local ao longo da alma do montante para a carga de 80kN (próximo ao colapso).

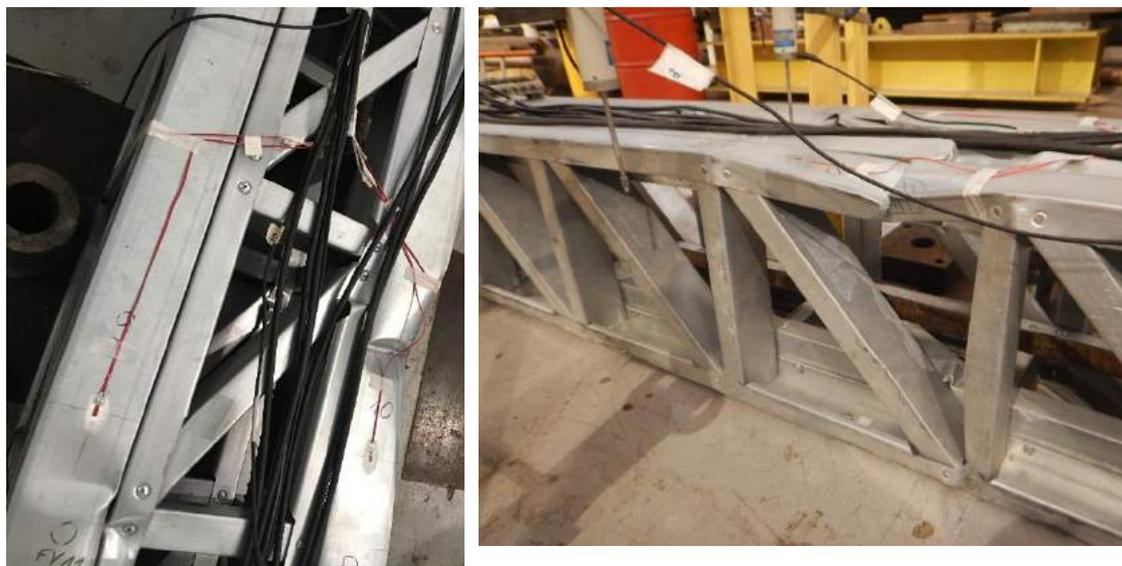


Figura A5.26 Mecanismo de colapso próximo ao meio do vão. Carga máxima de 89,15kN.



(a)

(b)

(c)

Figura A5.27 Flambagem global na coluna T12x1,25: (a) Carga de 20kN. (b) Carga de 68kN. (c) Carga de 89,15kN (após o colapso).

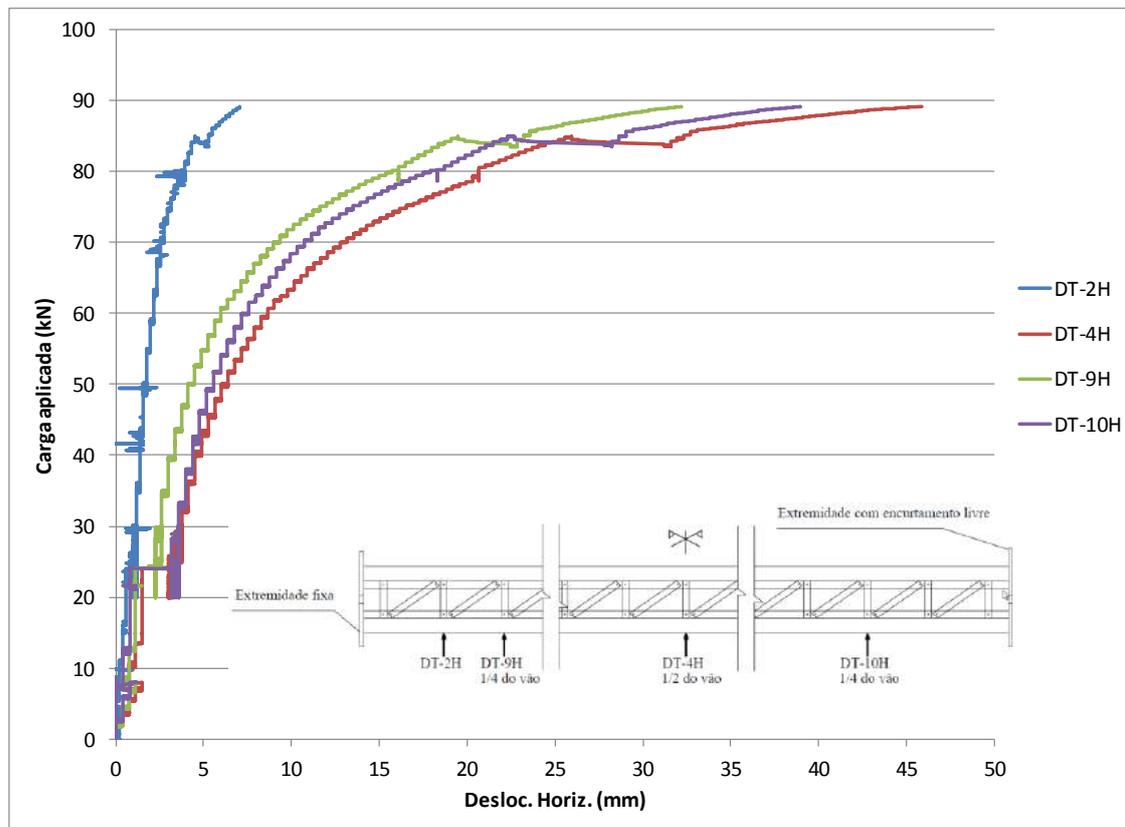


Figura A5.28 Gráfico força (kN) x Deslocamento Horizontal (mm) para os transdutores de deslocamentos DT-2H, DT-4H, DT-9H e DT-10H.

Com 80kN a treliça encostou no chão do lado do DT-3V, e com 89kN encostou no chão no lado do DT-11V. A partir da carga de 80kN a treliça já estava quase encostada no chão próximo ao transdutor de deslocamento DT-4H, logo conclui-se que a treliça sofreu torção. Pelos gráficos dos transdutores de deslocamento DT-1V, DT-3V e DT-11V, pode-se observar que até 20kN a treliça não sofreu torção. De 20kN a 40kN a treliça torceu para um lado. E de 40kN a 80kN a treliça torceu para o outro lado.

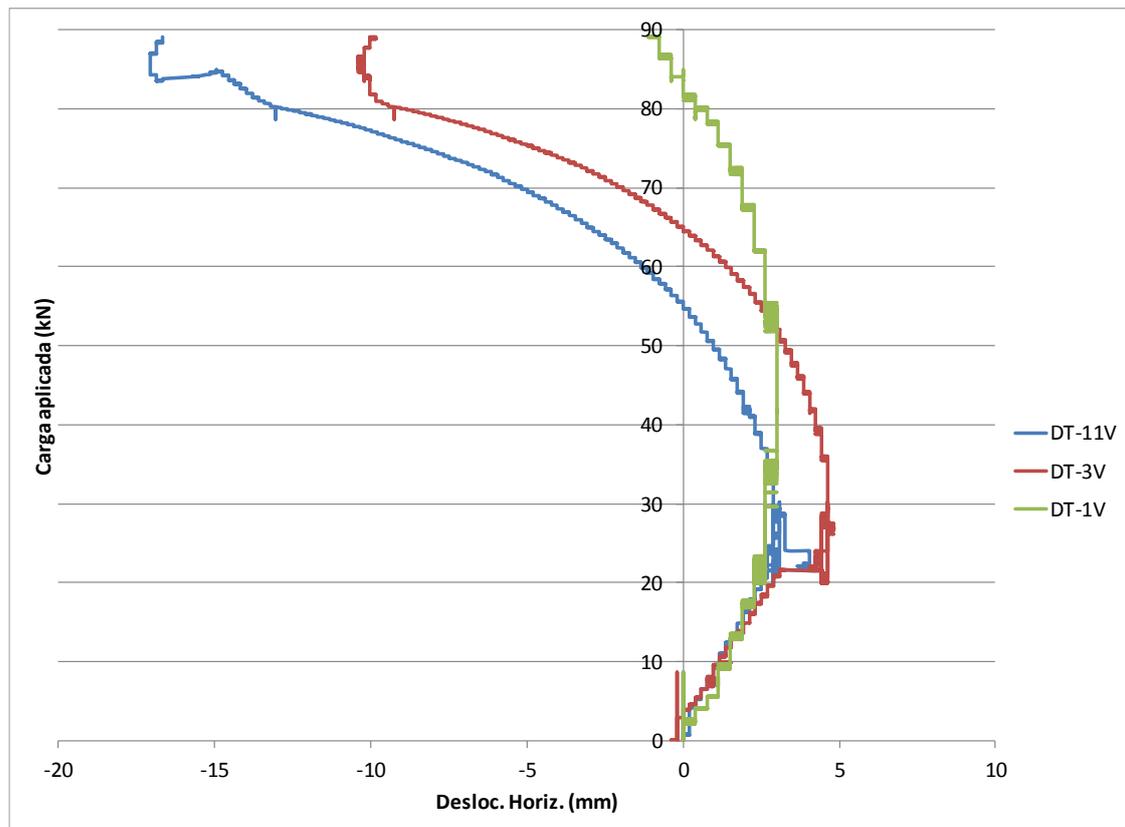


Figura A5.29 Gráfico Carga aplicada (kN) x Deslocamento Vertical (mm) para os transdutores de deslocamentos DT-3V e DT-11V posicionados no meio do vão, e DT-1V posicionado próximo à extremidade do atuador.

A partir dos deslocamentos registrados pelos transdutores de deslocamentos DT-5H e DT-6H foi possível calcular a rotação da cabeça da treliça na extremidade do atuador. A rotação da cabeça da treliça na extremidade da rótula foi similar à da extremidade do atuador para a carga de até 80kN.

Considerando que a distância entre os transdutores de deslocamentos DT-5H e DT-6H era de 884mm, a rotação pode ser calculada através da expressão abaixo:

$$\text{Rotação 1} = \text{ARC TAN} (\text{DT-6H} - \text{DT-5H}) / 884$$

O valor obtido para a rotação 1 (extremidade do atuador) para a carga de colapso (P=89,15kN) foi de 0,00381 radianos. Para a carga de 35kN a rotação 1 foi de -0,00026 radianos.

Da mesma forma, a partir dos deslocamentos registrados pelos transdutores de deslocamentos DT-7H e DT-8H foi possível calcular a rotação da treliça na extremidade da rótula. Considerando que a distância entre os transdutores de deslocamentos DT-7H e DT-8H era de 930mm, a rotação pode ser calculada através da expressão abaixo:

$$\text{Rotação 2} = \text{ARC TAN} (\text{DT-8H} - \text{DT-7H}) / 930$$

O valor obtido para a rotação 2 (extremidade do atuador) para a carga de colapso (P=89,15kN) foi de 0,00761 radianos. Para a carga de 35kN a rotação 2 foi de 0,000061 radianos. Ou seja, os valores das rotações na extremidade da rótula foram superiores aos das rotações na extremidade do atuador.

A Figura A5.30 mostra o gráfico da força x rotação da cabeça da treliça nas extremidades da rótula e do atuador. Observa-se que os valores das rotações são pequenos até a carga de 50kN. Para esta carga a rotação 2 (extremidade da rótula) e a rotação 1 (extremidade do atuador) começam a aumentar.

Para a coluna bi-rotulada perfeita de Euler, a equação da linha elástica pode ser aproximada para uma senoide dada por: $y = w \operatorname{sen} \frac{\pi x}{L}$

Portanto a rotação nos apoios (x=0 e x=L), é dada por: $\text{rotação} = \frac{dy}{dx} = \frac{w\pi}{L}$

Considerando o deslocamento no meio da coluna como sendo w=45,48mm (deslocamento máximo obtido no ensaio), e L como sendo 12448mm (que é distância entre os centros de rotação da coluna treliçada), o valor de rotação da coluna bi-rotulada perfeita é dado por: $\text{rotação} = \frac{dy}{dx} = \frac{45,48\pi}{12448} = 0.01148$ radianos

Comparando-se o valor obtido para a rotação nos apoios da coluna bi-rotulada perfeita de Euler com os valores das rotações 1 e 2 obtidos anteriormente, pode-se concluir que as condições de apoio nas extremidades da treliça são semi-rotuladas. O valor da rotação 2 (extremidade onde foi colocada a rótula) é maior do que o valor da rotação 1 (extremidade do atuador), porém ambos são inferiores ao valor da rotação da coluna bi-rotulada perfeita.

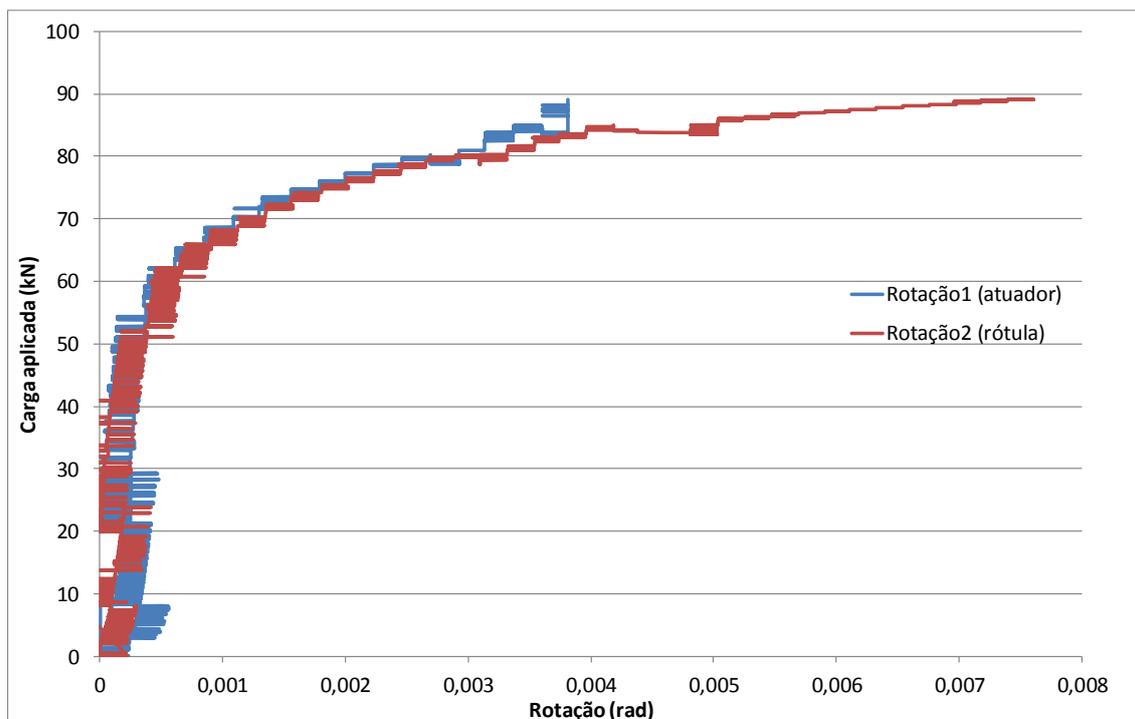


Figura A5.30 Gráfico da força (em kN) versus a rotação (rad) da cabeça da treliça nas extremidades da rótula e do atuador.

A Figura A5.31 mostra o efeito de flexão registrado na coluna T12x0,8, para cinco níveis de carga aplicada (foram adotadas curvas polinomiais de interpolação). A deformada foi obtida com os registros dos transdutores de deslocamento DT-4H (meio do vão) e DT-9H e DT-10H (quartos do vão). O modo de flambagem global não foi significativo até o nível de carga de 70kN, com relação $L/w > 1400$ (comprimento / deformação). O efeito de amplificação da flambagem global é observado para níveis de carga de 70kN, 80kN e 89kN. A carga de colapso registrada da coluna T12x0,8 foi de 89kN, correspondente a $L / w = 274$.

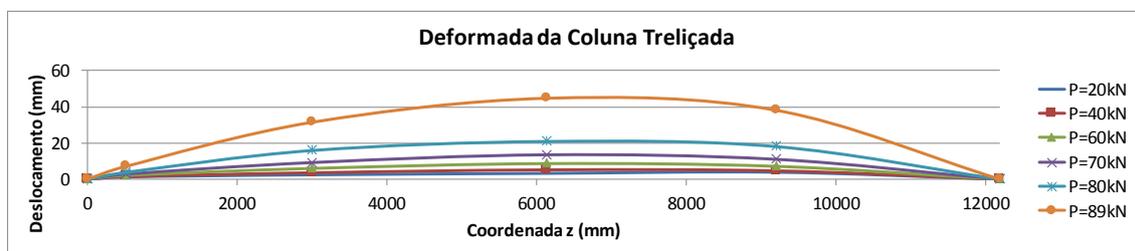


Figura A5.31: Deformada da flambagem global durante o teste da coluna treliçada T12x0,8.

Com o objetivo de se avaliar a tensão atuante em cada montante durante a fase elástica, na Tabela A5.2 se encontram os valores das deformações específicas e das tensões atuantes em cada montante para a carga de 35kN (nos gráficos da Figura A5.21, os extensômetros ainda estavam apresentando um comportamento linear para esta carga).

Os valores das tensões em MPa foram encontrados multiplicando-se os valores das deformações específicas registradas pelos extensômetros para a carga de 35kN, pelo valor do módulo de elasticidade aproximado de $E=198000\text{MPa}$ obtido no ensaio de tração direta dos corpos de prova (Tabela 3.4). Observa-se que os valores das tensões ainda estão muito inferiores ao valor da tensão de escoamento do aço, que é da ordem de 370 MPa. O extensômetro SG-7L localizado na extremidade da rótula, foi o que registrou a maior tensão (45MPa). Já no meio do comprimento da coluna treliçada, as tensões registradas pelos 4 extensômetros (SG-9L, SG-10R, SG-11L SG-12R) foram bem próximas, da ordem de 35MPa.

Tabela A5.2 – Tensões atuantes nos montantes para a carga de 35kN

| Tensões nos montantes | Extensom. | $\mu\epsilon$ | Tensão (Mpa) |
|------------------------|-----------|---------------|--------------|
| Extremidade do atuador | SG-1L | -88 | -17 |
| | SG-2R | -176 | -35 |
| | SG-3L | -137 | -27 |
| | SG-4R | -166 | -33 |
| Extremidade da rótula | SG-5L | -117 | -23 |
| | SG-6R | -166 | -33 |
| | SG-7L | -225 | -45 |
| | SG-8R | -98 | -19 |
| Meio do vão | SG-9L | -156 | -31 |
| | SG-10R | -186 | -37 |
| | SG-11L | -176 | -35 |
| | SG-12R | -176 | -35 |

A5.5 Ensaio 5: Coluna Treliçada de 16m com espessura de 1,25mm

Em 17/03/2017 foi realizado o ensaio da treliça com comprimento total de 16200mm e espessura de 1,25mm (T16x1,25). Foram instalados os reforços ilustrados na Figura A5.33 nas duas extremidades, para evitar que ocorresse o colapso por flambagem local na cabeça da treliça. Foi utilizada a rótula na extremidade oposta ao atuador e foram colocadas placas de neoprene de espessura de 10mm nas duas extremidades.



Figura A5.33 Reforços com chapas aparafusadas instalados nas cabeças da treliça.

Neste ensaio também foram instalados os oito extensômetros, quatro em cada extremidade da treliça, sendo um em cada face externa do montante. Adicionalmente foram instalados 8 extensômetros na região do meio da vão da treliça, sendo 2 extensômetros em cada montante externo da treliça, um colado na face externa da alma do perfil e outro na face interna, conforme ilustrado na Figura 3.22.

O ensaio foi realizado com a velocidade do pistão de 0.02mm/s constante até o final. A Figura A5.34 ilustra o gráfico da força aplicada pelo atuador (em kN) *versus* o deslocamento do pistão (em mm).

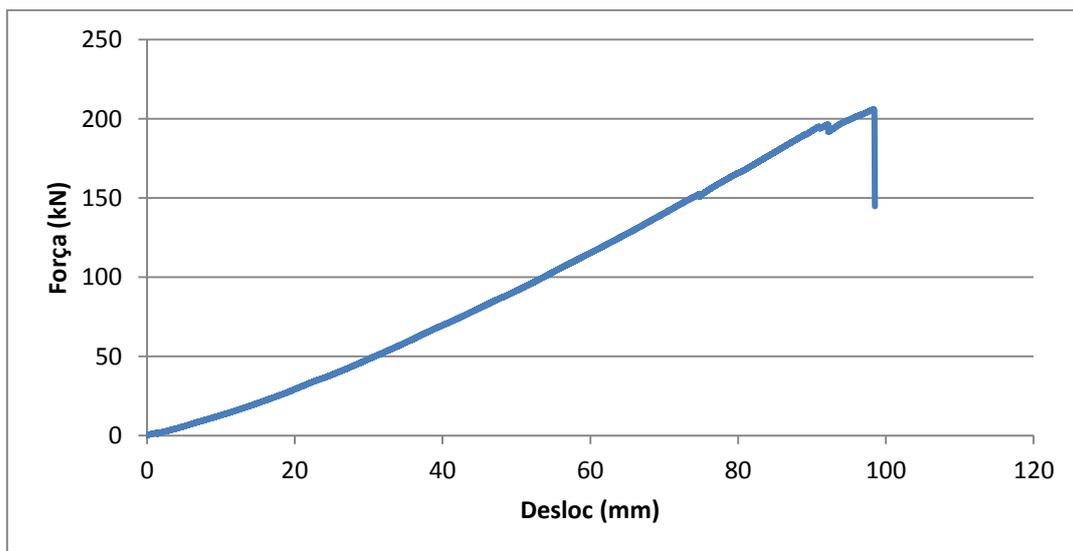


Figura A5.34 Gráfico da força aplicada pelo atuador (em kN) versus o deslocamento do pistão para a coluna treliçada com T16x1,25.

O deslocamento máximo do pistão (D) foi 98,3mm. O alongamento do tirante pode ser calculado como:

$$\Delta L = \frac{FL}{EA} = \frac{(206050)(16448)}{(200000)(804)} = 21,1mm$$

Portanto o encurtamento total da treliça é igual a $D - \Delta L = (98,3 - 21,1) = 77,2mm$.

Observa-se que a partir de 20kN até 190kN a carga seguiu uma trajetória aproximadamente linear em relação ao deslocamento do pistão.

Os extensômetros registraram um comportamento linear até a carga aproximada de 150kN, conforme mostrado no gráfico da Figura A5.35. A Figura A5.36 mostra o gráfico da força x deformação específica para os extensômetros do meio do vão, ilustrando os pares de extensômetros da face interna e da face externa da alma de cada montante, para melhor visualização. A partir de 150kN as deformações específicas registradas pelos extensômetros SG-12RI e SG-10RE começaram a crescer muito, e os extensômetros SG-9LE e SG-11LE começaram a registrar uma diminuição nos valores das deformações específicas.

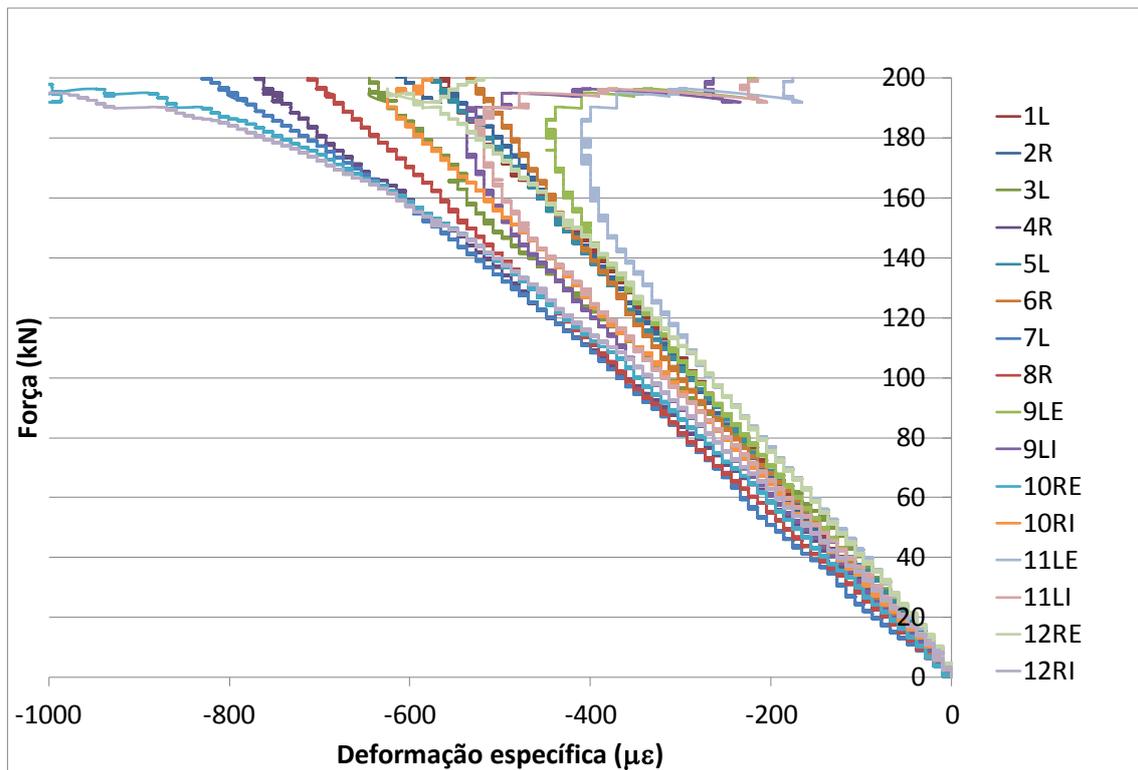


Figura A5.35 Gráfico da força (em kN) versus a deformação específica ($\mu\epsilon$) para todos os extensômetros, para a coluna treliçada T16x1,25.

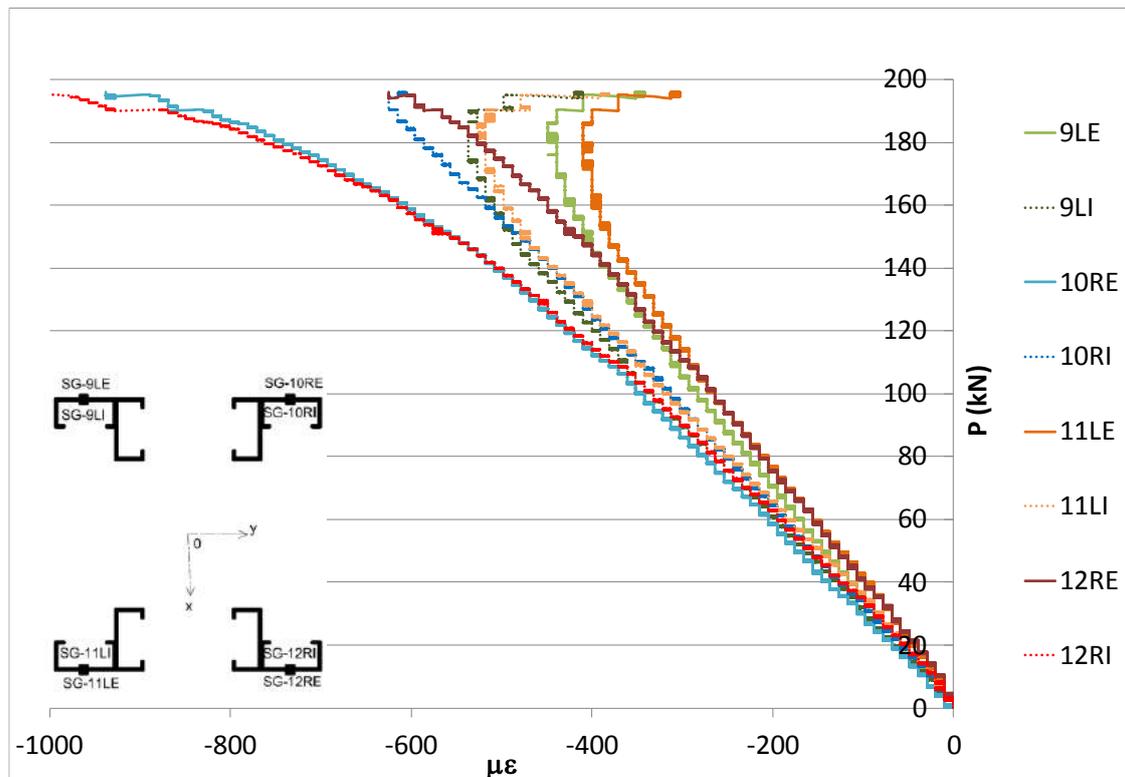


Figura A5.36 Gráfico da força (em kN) versus a deformação específica ($\mu\epsilon$) os extensômetros do meio do vão, para a coluna treliçada T16x1,25.

A coluna treliçada de 16m de comprimento com espessura de 1,25mm sofreu flambagem global. O transdutor de deslocamento DT-4H (posicionado no meio do vão) registrou deslocamentos laterais significantes (acima de 1mm) a partir de 110kN, porém somente a partir de 176kN ficou visível os efeitos da flambagem global. A Figura A5.37 ilustra fotos da flambagem global na coluna treliçada ao longo do ensaio.

A Figura A5.38 mostra o gráfico dos deslocamentos horizontais registrados pelos transdutores de deslocamentos DT-4H (posicionado no meio do vão da treliça) e DT-2H (posicionado próximo à extremidade da treliça). Observa-se no gráfico do transdutor de deslocamento DT-4H um patamar para a carga aproximada de 196kN. Durante a realização do ensaio houve um problema de atrito do tirante com a chapa do pórtico de extremidade, ocasionando uma aplicação súbita da carga de 206kN, que levou a treliça a um colapso imediato. Portanto, para efeito deste estudo, será considerada a carga de colapso da treliça como sendo 196kN, que corresponde ao patamar do gráfico do transdutor de deslocamento DT-4H. O deslocamento máximo registrado pelo transdutor de deslocamento DT-4H foi de 93mm, porém o deslocamento correspondente ao final do patamar do gráfico do DT-4H é de 71mm. Este será considerado o deslocamento no meio do vão da treliça para a carga de colapso (que equivale aproximadamente a $L/230$,

considerando L a distância entre os centros de rotação). O transdutor de deslocamento DT-2H registrou o deslocamento aproximado de 6mm para a carga de colapso de 196kN.

Como os deslocamentos verticais foram muito pequenos, não foram apresentados os gráficos dos transdutores de deslocamentos DT-1V e DT-3V. O valor dos deslocamentos máximos registrados por estes transdutores de deslocamentos foram inferiores a 3mm.

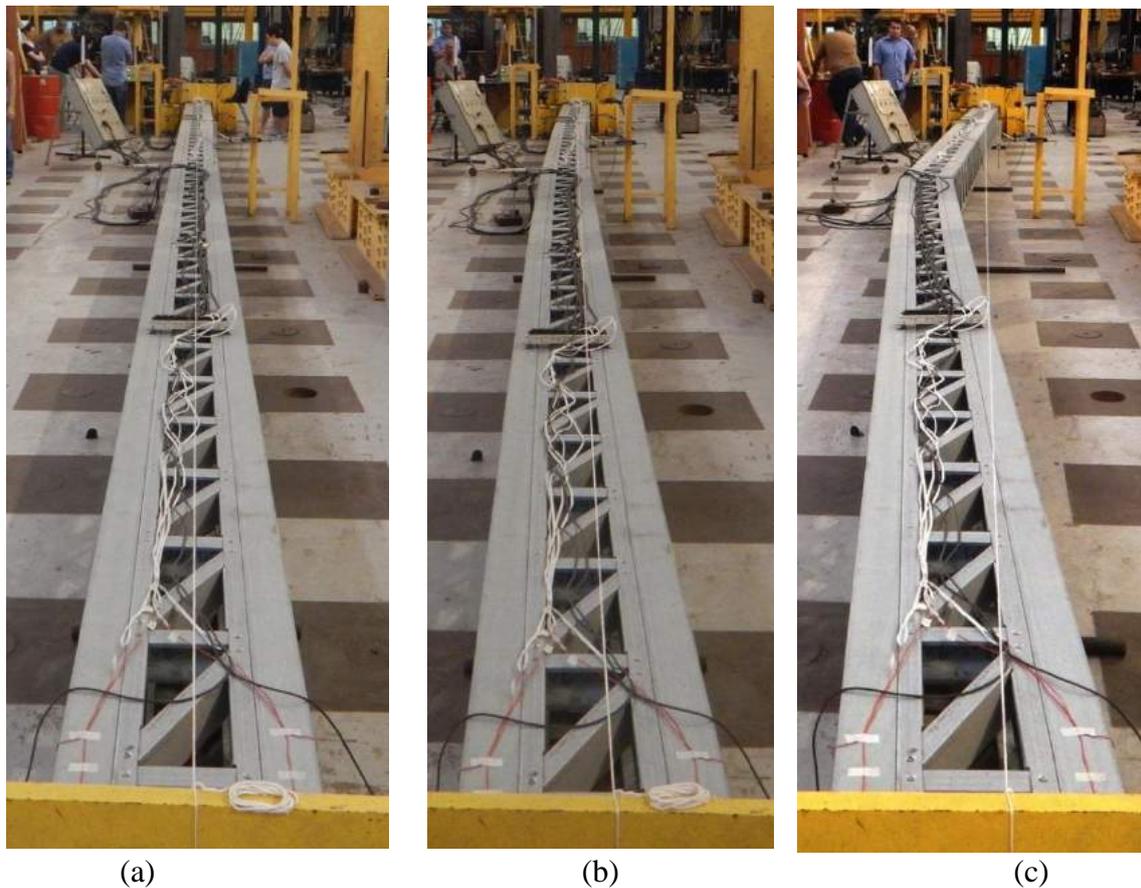


Figura A5.37 Flambagem Global na Coluna treliçada T16x1,25. (a) Para a carga de 176kN (b) Para a carga de 204kN (c) Após o colapso.

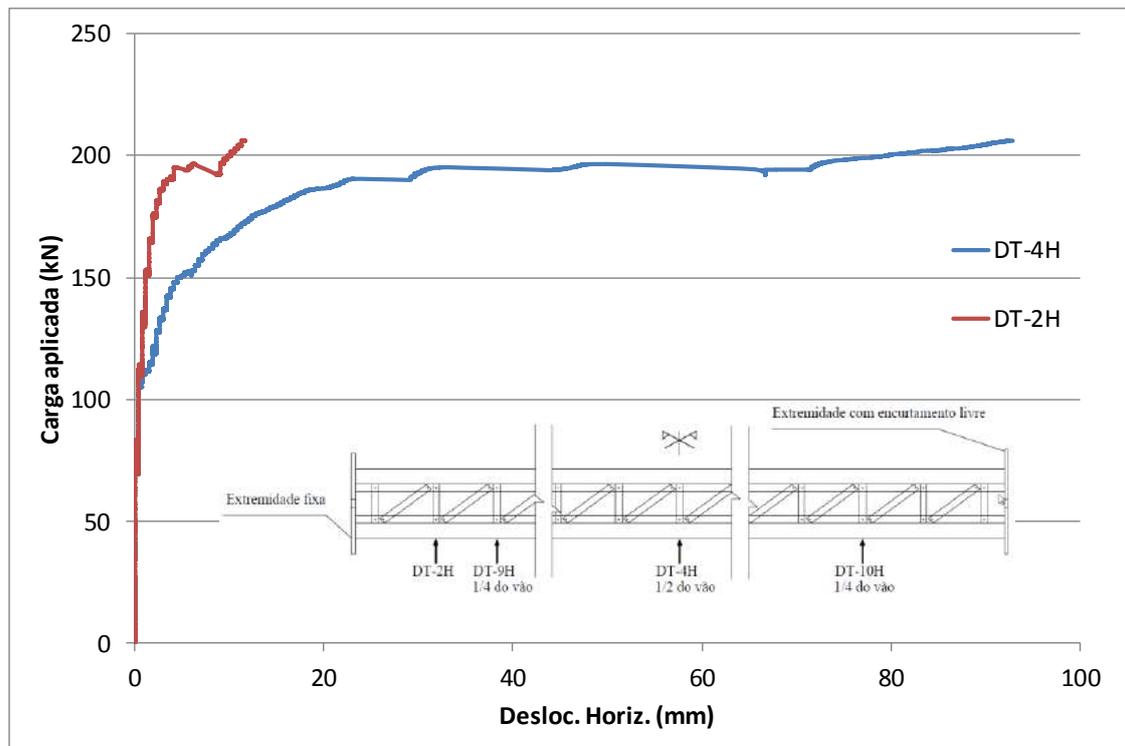


Figura A5.38 Gráfico força (kN) x Deslocamento Horizontal (mm) para os transdutores de deslocamentos DT-4H e DT-2H, para a coluna treliçada T16x1,25.

A partir dos deslocamentos registrados pelos transdutores de deslocamentos DT-5H e DT-6H foi possível calcular a rotação da cabeça da treliça na extremidade do atuador. Considerando que a distância entre os transdutores de deslocamentos DT-5H e DT-6H era de 977mm, a rotação pode ser calculada através da expressão abaixo:

$$\text{Rotação 1} = \text{ARC TAN} (\text{DT-6H} - \text{DT-5H}) / 977$$

O valor máximo obtido para a rotação 1 (extremidade do atuador) foi de 0,00159 radianos. Para a carga de 150kN a rotação 1 foi de 0,00096 radianos.

Da mesma forma, a partir dos deslocamentos registrados pelos transdutores de deslocamentos DT-7H e DT-8H foi possível calcular a rotação da treliça na extremidade da rótula. Considerando que a distância entre os transdutores de deslocamentos DT-7H e DT-8H era de 944mm, a rotação pode ser calculada através da expressão abaixo:

$$\text{Rotação 2} = \text{ARC TAN} (\text{DT-8H} - \text{DT-7H}) / 944$$

O valor máximo obtido para a rotação 2 (extremidade da rótula) foi de 0.00237 radianos. Para a carga de 150kN a rotação 2 foi de 0,00171 radianos.

Para a coluna bi-rotulada perfeita de Euler, a equação da linha elástica pode ser aproximada para uma senoide dada por: $y = w \text{sen} \frac{\pi x}{L}$

Portanto a rotação nos apoios ($x=0$ e $x=L$), é dada por: $\text{rotação} = \frac{dy}{dx} = \frac{w\pi}{L}$

Considerando o deslocamento no meio da coluna como sendo $w=93\text{mm}$ (deslocamento máximo obtido no ensaio), e L como sendo 16448mm (que é distância entre os centros de rotação da coluna treliçada), o valor de rotação da coluna bi-rotulada perfeita é dado por: $rotação = \frac{dy}{dx} = \frac{93\pi}{16448} = 0,01757$ radianos

Comparando-se o valor obtido para a rotação nos apoios da coluna bi-rotulada perfeita de Euler com os valores das rotações 1 e 2 obtidos anteriormente, pode-se concluir que as condições de apoio nas extremidades da treliça são semi-rotuladas. O valor da rotação 2 (extremidade onde foi colocada a rótula) é maior do que o valor da rotação 1 (extremidade do atuador), porém ambos são bem inferiores ao valor da rotação da coluna bi-rotulada perfeita.

O colapso ocorreu devido a um mecanismo formado entre os módulos 22 e 23, (não é exatamente o meio do vão, que seria entre os módulos 20 e 21). A Figura A5.40 ilustra o mecanismo formado nesta região da treliça. A carga máxima atingida foi de 206kN ($1,579\text{V}$). Porém, conforme mencionado anteriormente, para efeito deste estudo, será considerada a carga de colapso da treliça como sendo 196kN , que corresponde ao patamar do gráfico do transdutor de deslocamento DT-4H.

Com o objetivo de se avaliar a tensão atuante em cada montante durante a fase elástica, na Tabela A5.3 se encontram os valores das deformações específicas e das tensões atuantes em cada montante para a carga de 150kN (no gráfico da Figura A5.35, os extensômetros ainda estavam apresentando um comportamento linear para esta carga). Os valores das tensões em MPa foram encontrados multiplicando-se os valores das deformações específicas registradas pelos extensômetros para a carga de 150kN , pelo valor do módulo de elasticidade de $E=215000\text{MPa}$ obtido no ensaio de tração direta dos corpos de prova. Observa-se que os valores das tensões ainda estão muito inferiores ao valor da tensão de escoamento do aço, que é da ordem de 375MPa . O extensômetro SG-7L localizado na extremidade da rótula, foi o que registrou as maiores tensões. Já na extremidade do atuador, a maior tensão foi registrada pelo extensômetro SG-4R. No meio do vão as maiores tensões foram registradas pelos extensômetros SG-10RE e SG-12RI.



Figura A5.40 Mecanismo de colapso próximo ao meio do vão da coluna treliçada T16x1,25, entre os módulos 22 e 23 da treliça. Carga de colapso de 196kN.

Tabela A5.3 – Tensões atuantes nos montantes para a carga de 150kN

| Tensões nos montantes | Extensom. | $\mu\epsilon$ | Tensão (Mpa) |
|------------------------|-----------|---------------|--------------|
| Extremidade do atuador | SG-1L | -420 | -90 |
| | SG-2R | -420 | -90 |
| | SG-3L | -508 | -109 |
| | SG-4R | -557 | -120 |
| Extremidade da rótula | SG-5L | -430 | -92 |
| | SG-6R | -420 | -90 |
| | SG-7L | -566 | -122 |
| | SG-8R | -537 | -115 |
| Meio do vão | SG-9LE | -410 | -88 |
| | SG-9LI | -488 | -105 |
| | SG-10RE | -557 | -120 |
| | SG-10RI | -479 | -103 |
| | SG-11LE | -381 | -82 |
| | SG-11LI | -479 | -103 |
| | SG-12RE | -410 | -88 |
| | SG-12RI | -557 | -120 |

A5.6 Ensaio 6: Coluna Treliçada de 16m com espessura de 0,8mm

Em 11/04/2017 foi realizado o ensaio da treliça com comprimento total de 16200mm e espessura de 0,8mm (T16x0,8). Da mesma forma que no ensaio anterior, foram instalados os reforços ilustrados na Figura A5.33 nas duas extremidades, para evitar que ocorresse o colapso por flambagem local na cabeça da treliça. Também foi utilizada a rótula na extremidade oposta ao atuador e foram colocadas placas de neoprene de espessura de 10mm nas duas extremidades.

Antes do início do ensaio foram identificados alguns defeitos iniciais nessa coluna treliçada, amassamentos localizados devido ao fato da chapa ser muito fina (0,8mm). A Figura A5.41 mostra algumas fotos dos principais defeitos.



Figura A5.41 Fotos dos defeitos na coluna treliçada T16x0,8: (a) amassamento na alma do montante no meio do vão próximo ao extensômetro SG-10R (defeito 1); (b) amassamento na mesa do montante no meio do vão próximo ao extensômetro SG-10R (defeito 1); (c) amassamento do montante no meio do vão próximo ao extensômetro SG-12R (defeito 2); (d) amassamentos de diagonais e barras horizontais (defeitos 3 e 4).

Neste ensaio também foram instalados os oito extensômetros, quatro em cada extremidade da treliça, sendo um em cada face externa do montante e os 8 extensômetros na região do meio da vão da treliça, sendo 2 extensômetros em cada montante externo da treliça, um colado na face externa da alma do perfil e outro na face interna, conforme ilustrado na Figura 3.22.

O ensaio foi realizado com a velocidade do pistão de 0.04mm/s constante até a carga aproximada de 60kN e depois esta velocidade foi diminuída para 0.02mm/s, para se observar o fenômeno da flambagem local e global. A Figura A5.42 ilustra o gráfico da força aplicada pelo atuador (em kN) *versus* o deslocamento do pistão (em mm). A carga máxima atingida foi de 84,9kN.

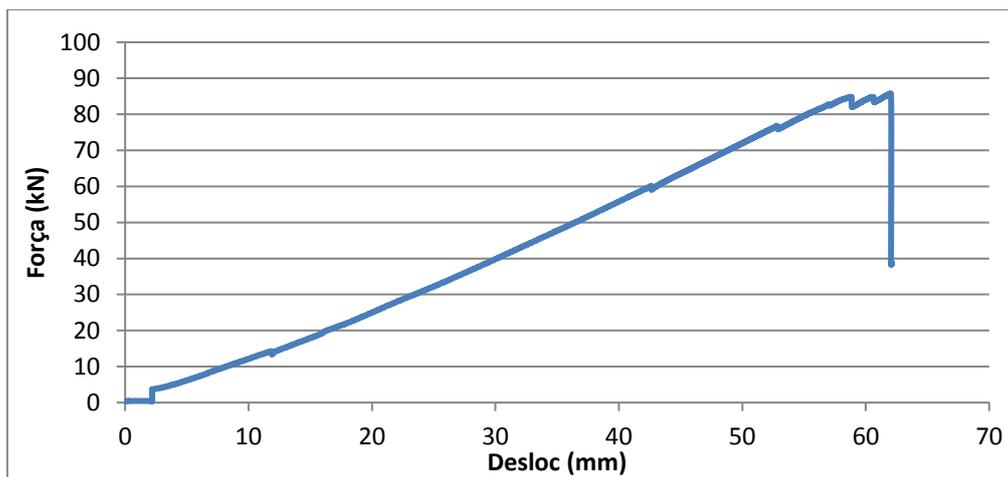


Figura A5.42 Gráfico da força aplicada pelo atuador (em kN) versus o deslocamento do pistão para a coluna treliçada com 16m #0.8mm.

O deslocamento máximo do pistão (D) foi 58,8mm. O alongamento do tirante pode ser calculado como:

$$\Delta L = \frac{FL}{EA} = \frac{(84850)(16448)}{(200000)(804)} = 8,7mm$$

Portanto o encurtamento total da treliça é igual a $D - \Delta L = (58,8 - 8,7) = 50,1mm$.

Observa-se que a partir de 5kN até 84kN a carga seguiu uma trajetória aproximadamente linear em relação ao deslocamento do pistão.

Os extensômetros registraram um comportamento linear até a carga aproximada de 40kN, conforme mostrado no gráfico da Figura A5.43. A Figura A5.44 mostra o gráfico da força x deformação específica para os extensômetros do meio do vão, ilustrando os pares de extensômetros da face interna e da face externa da alma de cada montante, para melhor visualização (os extensômetros internos estão com linha pontilhada no gráfico). A partir de 40kN as deformações específicas registradas pelos extensômetros SG-11LI e SG-12RE começaram a crescer muito, e os extensômetros SG-

9LI e SG-12RI começaram a registrar uma diminuição nos valores das deformações específicas.

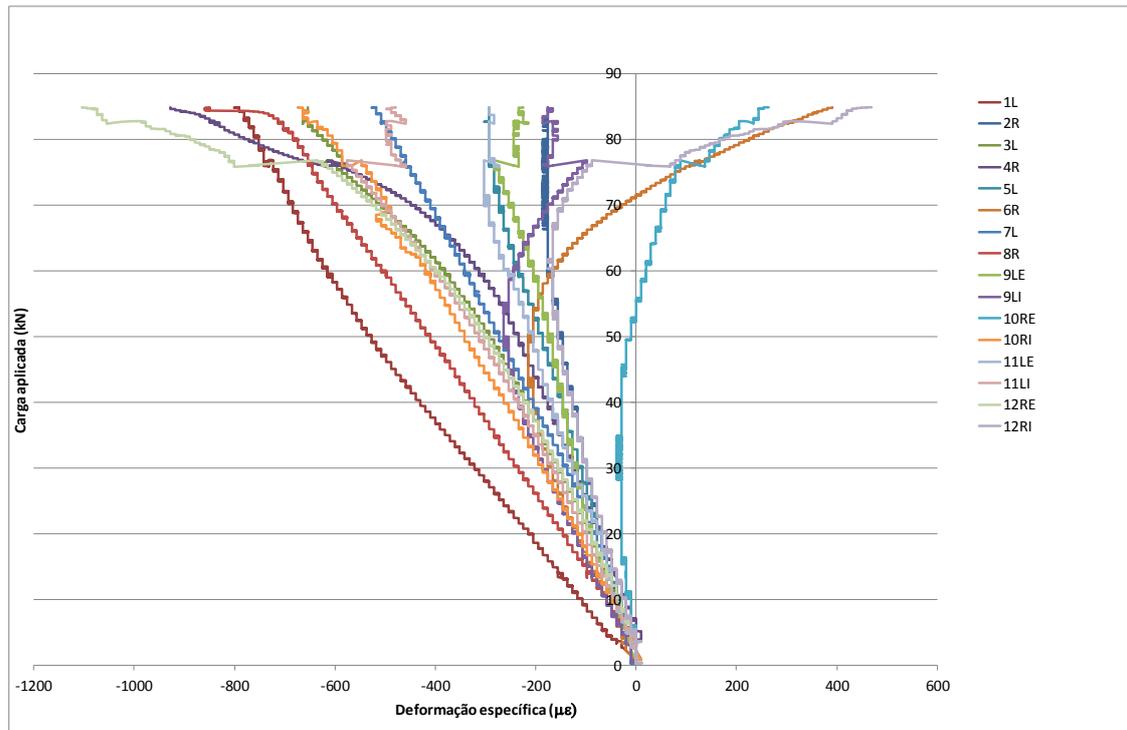


Figura A5.43 Gráfico da força (em kN) versus a deformação específica ($\mu\epsilon$) para todos os extensômetros, para a coluna treliçada T16x0,8.

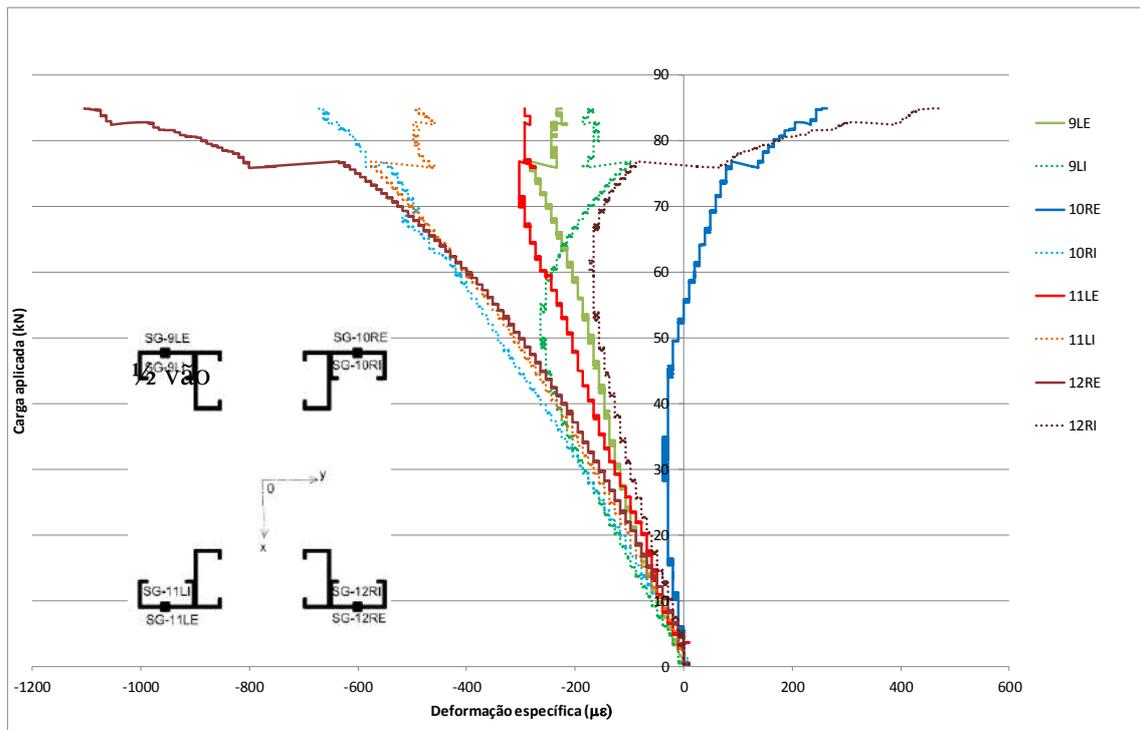


Figura A5.44 Gráfico da força (em kN) versus a deformação específica ($\mu\epsilon$) os extensômetros do meio do vão, para a coluna treliçada T16x0,8.

A coluna treliçada de 16m de comprimento com espessura de 0,8mm sofreu flambagem global. O transdutor de deslocamento DT-4H (posicionado no meio do vão) registrou deslocamentos laterais significantes (acima de 1mm) a partir de 54kN, porém somente a partir de 76,8kN ficou visível os efeitos da flambagem global. Durante a realização do ensaio houve um problema de atrito da treliça com o rolete que havia sido colocado para apoiar o meio do vão, para diminuir o efeito do peso próprio da treliça. Com a carga de 76.8kN o transdutor de deslocamento 4 registrou um salto no deslocamento, que passou de 2,26mm para 12,38mm, quando o atrito conseguiu ser vencido. A Figura A5.45 ilustra fotos da flambagem global na coluna treliçada ao longo do ensaio.

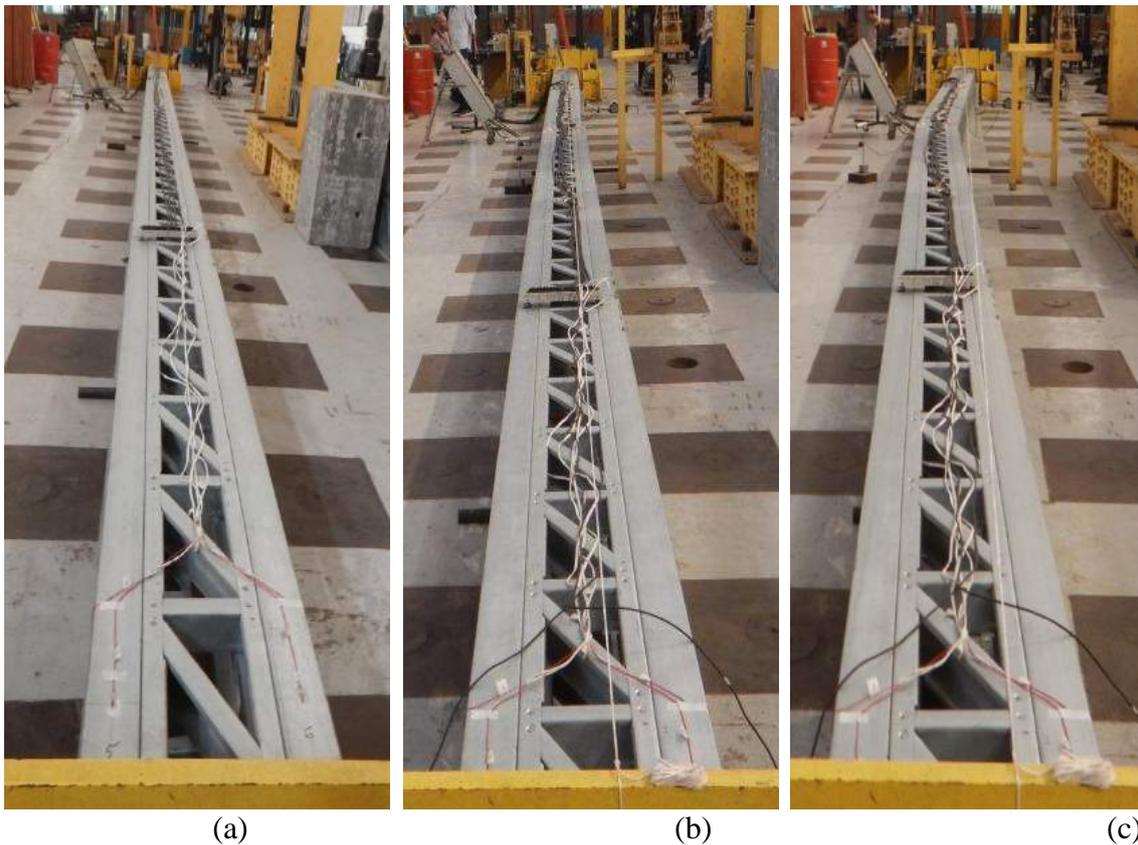


Figura A5.45 Flambagem Global na Coluna. (a) Antes do início do ensaio (b) Para a carga de 80kN (c) Após o colapso.

A Figura A5.46 mostra o gráfico dos deslocamentos horizontais registrados pelos transdutores de deslocamentos DT-4H (posicionado no meio do vão da treliça) e DT-2H (posicionado próximo à extremidade da treliça). Observa-se no gráfico do transdutor de deslocamento DT-4H o “salto” no valor do deslocamento lateral para a carga de 76,8kN (devido ao atrito no rolete mencionado acima). Após este “salto” os deslocamentos

laterais cresceram lentamente até atingir o valor de 31mm para a carga aproximada de 84,9kN, quando ocorreu um outro “salto” e o deslocamento subiu para 59mm (que equivale aproximadamente a L/280, considerando L a distância entre os centros de rotação). O transdutor de deslocamento DT-2H registrou o deslocamento máximo de 2mm.

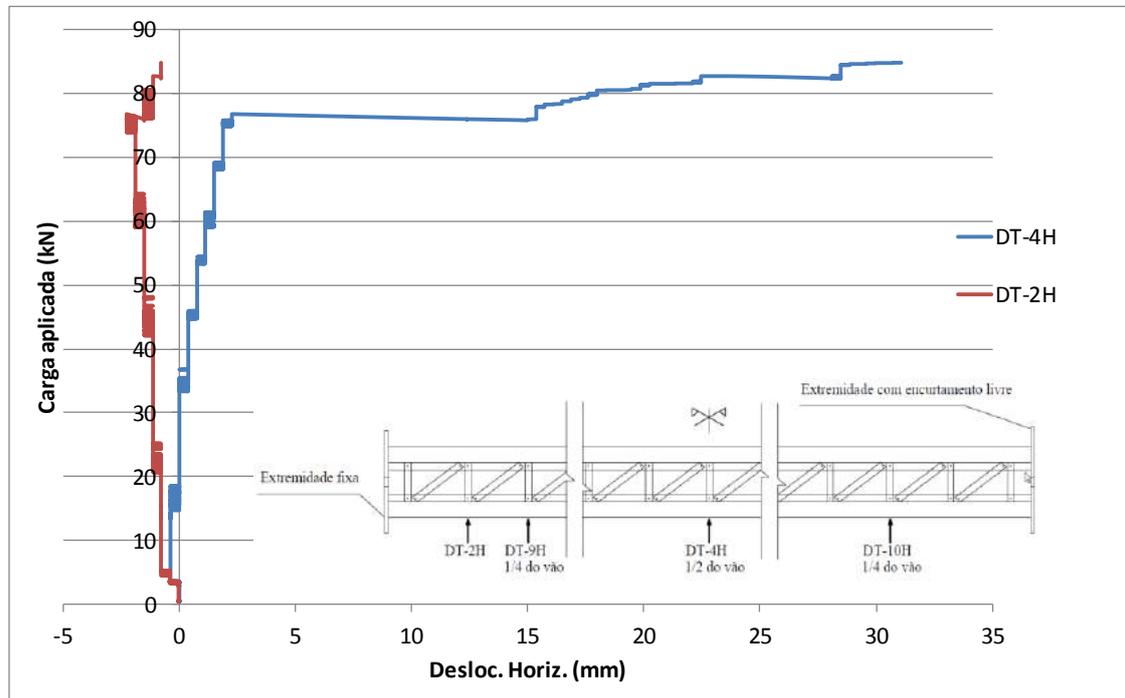


Figura A5.46 Gráfico força (kN) x Deslocamento Horizontal (mm) para os transdutores de deslocamentos DT-4H e DT-2H. Os patamares no gráfico de DT-4H mostram os “saltos” nos deslocamentos devido ao atrito entre o rolete e a treliça.

Como os deslocamentos verticais foram muito pequenos, não foram apresentados os gráficos dos transdutores de deslocamentos DT-1V e DT-3V.

A partir dos deslocamentos registrados pelos transdutores de deslocamentos DT-5H e DT-6H foi possível calcular a rotação da cabeça da treliça na extremidade do atuador. Considerando que a distância entre os transdutores de deslocamentos DT-5H e DT-6H era de 885mm, a rotação pode ser calculada através da expressão abaixo:

$$\text{Rotação 1} = \text{ARC TAN} (\text{DT-6H} - \text{DT-5H}) / 885$$

O valor obtido para a rotação 1 (extremidade do atuador) para a carga de colapso (P=84,9kN) foi de 0,0009 radianos. Para a carga de 40kN a rotação 1 foi de -0,0008 radianos.

Da mesma forma, a partir dos deslocamentos registrados pelos transdutores de deslocamentos DT-7H e DT-8H foi possível calcular a rotação da treliça na extremidade

da rótula. Considerando que a distância entre os transdutores de deslocamentos DT-7H e DT-8H era de 945mm, a rotação pode ser calculada através da expressão abaixo:

$$\text{Rotação 2} = \text{ARC TAN} (\text{DT-8H} - \text{DT-7H}) / 945$$

O valor máximo obtido para a rotação 2 (extremidade da rótula) foi de 0,009 radianos. Para a carga de 40kN a rotação 2 foi de 0,0015 radianos. Ou seja, os valores das rotações na extremidade da rótula foram superiores aos das rotações na extremidade do atuador.

A Figura A5.47 mostra o gráfico da força x rotação da cabeça da treliça nas extremidades da rótula e do atuador. Observa-se que os valores das rotações seguem uma tendência linear até a carga de 76,8kN. Para esta carga ocorre um “salto” no valor da rotação, inclusive ocorrendo uma inversão de sinal no caso da rotação 1 (extremidade do atuador). Este “salto” ocorreu devido ao problema do atrito entre a treliça e o rolete, mencionado anteriormente. Para a carga de 84,9kN ocorre um outro “salto”, pelo mesmo motivo.

Para a coluna bi-rotulada perfeita de Euler, a equação da linha elástica pode ser aproximada para uma senoide dada por: $y = w \text{sen} \frac{\pi x}{L}$

$$\text{Portanto a rotação nos apoios (x=0 e x=L), é dada por: } \textit{rotação} = \frac{dy}{dx} = \frac{w\pi}{L}$$

Considerando o deslocamento no meio da coluna como sendo $w=59\text{mm}$ (deslocamento máximo obtido no ensaio), e L como sendo 16448mm (que é distância entre os centros de rotação da coluna treliçada), o valor de rotação da coluna bi-rotulada perfeita é dado por: $\textit{rotação} = \frac{dy}{dx} = \frac{59\pi}{16448} = 0,011$ radianos

Comparando-se o valor obtido para a rotação nos apoios da coluna bi-rotulada perfeita de Euler com os valores das rotações 1 e 2 obtidos anteriormente, pode-se concluir que as condições de apoio nas extremidades da treliça são semi-rotuladas. O valor da rotação 2 (extremidade onde foi colocada a rótula) é maior do que o valor da rotação 1 (extremidade do atuador), porém ambos são bem inferiores ao valor da rotação da coluna bi-rotulada perfeita.

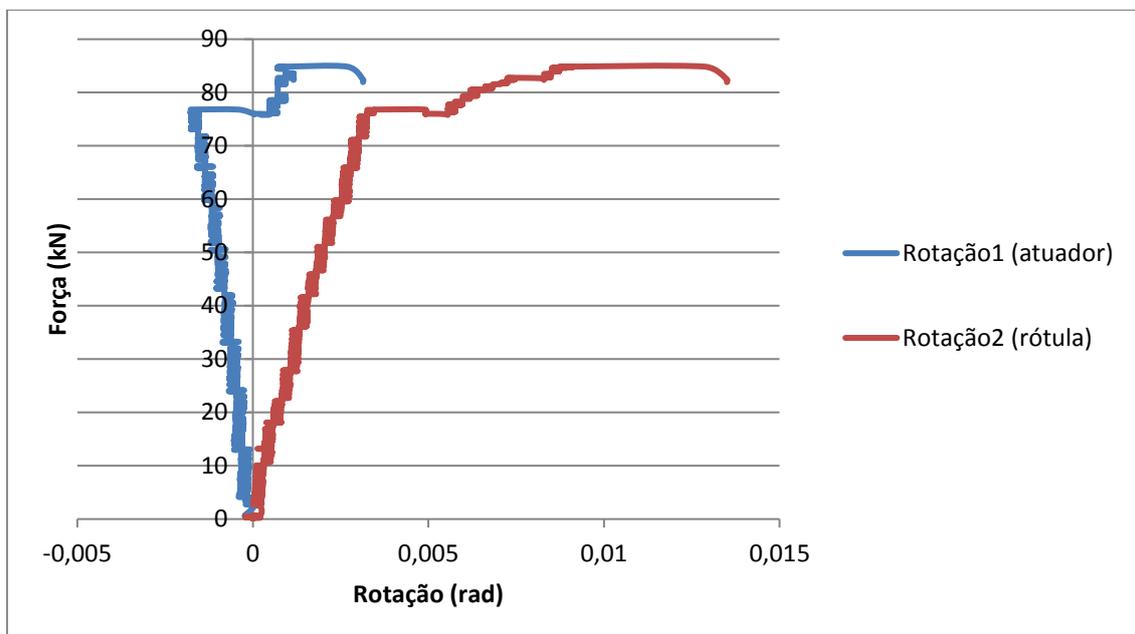


Figura A5.47 Gráfico da força (em kN) versus a rotação (rad) da cabeça da treliça nas extremidades da rótula e do atuador.

Durante o ensaio observou-se que, a partir da carga de 65kN, apareceram semi-ondas de flambagem local ao longo das almas dos montantes externos, estendendo-se ao longo do terço central da treliça, conforme ilustrado na Figura A5.49. Nesta Figura está ilustrado também o rolete colocado no meio do vão da treliça, que gerou o atrito que dificultou o deslocamento lateral da treliça.

O colapso ocorreu devido a um mecanismo formado no meio do vão, exatamente onde existiam imperfeições iniciais (Figura.A5.50). Neste trecho do meio do vão, o montante externo estava levemente amassado e, à medida que a carga foi sendo aplicada, esta imperfeição foi se agravando até levar ao colapso. A Figura A5.51 ilustra o mecanismo formado nesta região da treliça. A Figura A5.52 ilustra a flambagem local ocorrendo na região da chegada das diagonais nos montantes, onde ocorre a supressão dos enrijecedores de borda da seção transversal do montante. A carga máxima atingida foi de 84,9kN (1,698V).



Figura A5.49 Semi-ondas de flambagem local ao longo das almas dos montantes externos para a carga aproximada de 65kN. Rolete posicionado embaixo da treliça.



Figura A5.50 Imperfeições iniciais nos montantes superior e inferior (amassamentos marcados com caneta vermelha com os números 1 e 2).



Figura A5.51 Mecanismo de colapso no meio do vão da treliça, na região onde existiam as imperfeições iniciais (marcadas com caneta vermelha). Carga aproximada de colapso:



85kN.

Figura A5.52 Flambagem local na região da chegada das diagonais nos montantes, onde ocorre a supressão dos enrijecedores de borda da seção transversal do montante.

Na Tabela A5.4 se encontram os valores das deformações específicas e das tensões atuantes em cada montante para a carga de 40kN (o comportamento ainda era linear para esta carga). Observa-se que os valores das tensões ainda estão muito inferiores ao valor da tensão de escoamento do aço. O extensômetro SG-1L localizado na extremidade do atuador, foi o que registrou as maiores tensões. Já na extremidade da rótula, as maiores tensões foram registradas pelo extensômetro SG-8R. As menores tensões foram registradas pelos extensômetros SG-2R e SG-12RI (aproximadamente 1/3 das maiores tensões). No meio do vão as tensões registradas pelos extensômetros apresentaram valores mais próximos entre si do que nas extremidades. Os valores registrados pelo extensômetro SG-10RE foram desconsiderados pois estavam muito pequenos (provavelmente ocorreu algum problema com esse extensômetro).

Tabela A5.4 – Tensões atuantes nos montantes para a carga de 40kN

| Tensões nos montantes | Montante | $\mu\epsilon$ | Tensão (MPa) |
|------------------------|----------|---------------|--------------|
| Extremidade do atuador | 1L | -430 | -85 |
| | 2R | -127 | -25 |
| | 3L | -215 | -43 |
| | 4R | -176 | -35 |
| Extremidade da rótula | 5L | -146 | -29 |
| | 6R | -205 | -41 |
| | 7L | -205 | -41 |
| | 8R | -322 | -64 |
| Meio do vão | 9LE | -146 | -29 |
| | 9LI | -234 | -46 |
| | 10RI | -264 | -52 |
| | 11LE | -166 | -33 |
| | 11LI | -234 | -46 |
| | 12RE | -215 | -43 |
| | 12RI | -127 | -25 |

A.5.7 Resumo dos Resultados dos Ensaios das Colunas Treliçadas

Na Tabela A5.5 se encontra um resumo dos resultados obtidos nos ensaios das colunas treliçadas.

Tabela A5.5 – Resumo dos resultados dos ensaios das colunas treliçadas

| Descrição | Data do ensaio | Carga de colapso (kN) | Deslocamento horiz. meio do vão (mm) | Encurtam .(mm) |
|-------------------------|-----------------------|------------------------------|---|-----------------------|
| Treliça com 6m #0,8mm | 12/05/2016 | 110kN | <0.1 | 49 |
| Treliça com 12m #1,25mm | 01/06/2017 | 233kN | 26 | 76 |
| Treliça com 12m #0,8mm | 22/06/2017 | 89kN | 45 | 51 |
| Treliça com 16m #1,25mm | 17/03/2017 | 196kN | 71 | 77 |
| Treliça com 16m #0,8mm | 11/04/2017 | 85kN | 59 | 50 |