

Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

**Avaliação da influência de furos na capacidade resistente de perfis
usados no sistema construtivo *Light Steel Framing***

Bianca Funk Weimer

Porto Alegre
2017

BIANCA FUNK WEIMER

**AVALIAÇÃO DA INFLUÊNCIA DE FUROS NA
CAPACIDADE RESISTENTE DE PERFIS USADOS NO
SISTEMA CONSTRUTIVO *LIGHT STEEL FRAMING***

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul,
como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em
Engenharia

Porto Alegre
2017

BIANCA FUNK WEIMER

**AVALIAÇÃO DA INFLUÊNCIA DE FUROS NA
CAPACIDADE RESISTENTE DE PERFIS USADOS NO
SISTEMA CONSTRUTIVO *LIGHT STEEL FRAMING***

Esta dissertação de mestrado foi julgada adequada para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA, Área de Estruturas, e aprovada em sua forma final pelo professor orientador e pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Porto Alegre, 17 de novembro de 2017.

Prof. Inácio Benvegnu Morsch
Dr. pelo PPGEC/UFRGS
Orientador

Prof. Nilo Cesar Consoli
Coordenador do PPGEC/UFRGS

BANCA EXAMINADORA

Prof. Américo Campos Filho (UFRGS)
Dr. pela EP/USP

Prof. Felipe Schaedler de Almeida (UFRGS)
Dr. pelo PPGEC/UFRGS

Prof. Zacarias Martin Chamberlain Pravia (UPF)
Dr. pela COPPE/UFRJ

Dedico esse trabalho a ti.
Isso mesmo, tu que estás lendo.

AGRADECIMENTOS

Agradeço, sobretudo, ao meu orientador Inácio Benvegnu Morsch que, desde a escolha do tema da dissertação e ao decorrer de todo o mestrado, confiou na minha inteligência e me deu todo o suporte possível, elucidando meus questionamentos e engrandecendo o trabalho com seus conhecimentos. Além de um orientador, o professor Morsch mostrou ser um cortês amigo que compreende, acima de tudo, que professores e alunos também podem ser bons parceiros, o que tornou a caminhada pelo título de mestre mais agradável e equilibrada.

Agradeço aos meus pais que, além dos princípios morais que aprendi ao longo da vida, sendo os meus maiores exemplos desde criança, incentivaram e investiram na minha educação, tornando possível e tranquila a minha mudança de residência de Santa Cruz para Porto Alegre, já na graduação. Será difícil retribuir à altura o tamanho carinho recebido, demonstrado nas suas mais diversas formas, os conselhos, sempre muito valiosos, e toda a compreensão e apoio diante das minhas escolhas.

Agradeço aos meus amigos, em especial àqueles bem próximos, que presenciaram cada uma das minhas evoluções ao longo desse período, que compartilharam tantas das minhas emoções, que muito me ouviram reclamar do trabalho, mas que sempre estiveram ao meu lado na intenção de me fazerem sorrir.

Agradeço aos meus colegas de mestrado por toda a ajuda cedida e pela sempre valiosa troca de conhecimento, principalmente, no início do curso, quando passávamos horas estudando juntos e não raramente virando noites acordados.

Agradeço ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (PPGEC) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS) e à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Ensino Superior (CAPES) pela bolsa de estudos concedida.

Agradeço à empresa Imecon, de Novo Hamburgo – RS, em nome do arquiteto Leandro Daudt, por toda a sua atenção e esforços para providenciar o fornecimento de todos os perfis em *steel frame* para a realização dos meus ensaios em laboratório.

Agradeço ao Laboratório de Ensaios e Modelos Estruturais (LEME) da UFRGS, em nome do professor Jean Marie Désir, por viabilizar a realização dos meus experimentos e,

principalmente aos funcionários e alunos que disponibilizaram do seu tempo para a montagem dos ensaios e aquisição dos dados.

Agradeço, finalmente, por essa oportunidade incrível de poder realizar um curso de pós-graduação em uma universidade federal, experiência a qual me permitiu não só a aquisição de conhecimento técnico, mas, principalmente, proporcionou-me um grande crescimento pessoal. Uma etapa muito importante está sendo concluída agora e, como todo o fim, é um pouco angustiante, já que a caminhada foi incrivelmente marcante e, naturalmente, algumas coisas vão se modificar daqui pra frente. Futuramente, recordar-me-ei com imenso saudosismo dessa época, que foi repleta de momentos memoráveis. Desde já, sou eternamente grata por tudo que vivi e estou vivendo agora.

Não importa onde estamos, nossa mente é o nosso lar.

Oriente

RESUMO

WEIMER, B. F. **Avaliação da influência de furos na capacidade resistente de perfis usados no sistema construtivo *Light Steel Framing***. 2017. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.

O sistema construtivo *Light Steel Framing*, que já é bastante desenvolvido e utilizado no exterior, vem sendo cada vez mais empregado no Brasil. Esse sistema apresenta diversas vantagens, tanto em relação ao uso de madeira quanto às construções tradicionais em alvenaria, destacando-se pela redução no prazo de execução, maior durabilidade das construções e redução de desperdício e perda de materiais. Contudo, verificam-se carências de informações no que diz respeito, principalmente, ao método de dimensionamento dessas estruturas. No âmbito nacional, a principal referência é a norma NBR 14762, mas ela não atende a algumas especificações correspondentes às soluções empregadas no *Light Steel Framing*. Os perfis metálicos utilizados para compor o esqueleto estrutural autoportante são de vários tipos, como as vigas, guias e os montantes, que são utilizados verticalmente para a composição de paredes, sujeitos, portanto, a esforços de compressão. Para que seja possível a passagem de instalações elétricas e hidráulicas, são empregados furos nas almas desses montantes, sendo desconhecidos os efeitos de perda da resistência gerada nos perfis devido a tais furos. O trabalho pretende contribuir com uma indicação normativa para a adequada utilização de montantes através de um estudo desenvolvido sobre as consequências dos furos empregados. O trabalho desenvolve-se em três frentes: revisão bibliográfica, desenvolvimento de um modelo numérico através do método de elementos finitos e ensaio experimental dos montantes com e sem furos, com a posterior comparação dos resultados obtidos pelas abordagens.

Palavras-chave: *Light Steel Framing*; elementos finitos; análise experimental; estruturas de aço.

ABSTRACT

WEIMER, B. F. **Evaluation of the influence of holes in the resistant capacity of profiles used in the *Light Steel Framing* construction system.** 2017. Master's Dissertation (Master of Engineering) – Postgraduate Program in Civil Engineering, Federal University of Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

The Light Steel Framing construction system, which is already well developed and used abroad, has been increasingly used in Brazil. This system has several advantages, both in relation to the use of wood and traditional masonry structures, especially in terms of reduced execution time, longer structure durability and reduction of waste and loss of materials. However, there is a lack of information regarding, mainly, the method of designing these structures. At the national level, the main reference is the standard NBR 14762, but it doesn't meet some specifications corresponding to the solutions used in Light Steel Framing. The metal profiles used to form the self-supporting structural skeleton are of various types, such as beams, guides and wall studs, which are used vertically for the composition of walls, therefore subjected to compression forces. In order to allow the passage of electrical and hydraulic installations, holes are used in the webs of these wall studs, however, the loss of resistance effects caused by holes in the profiles are unknown. This work aims to contribute with a normative indication for the adequate use of wall studs through a study developed on the consequences of the holes used. The work is carried out on three fronts: bibliographic review, development of a numerical model using the finite element method and experimental testing of the wall studs with and without holes, with the subsequent comparison of the results obtained by the approaches.

Keywords: Light Steel Framing; finite element; experimental analysis; steel structures.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Esqueleto estrutural em <i>steel frame</i> (GRAN, 2016)	23
Figura 1.2 – Obra limpa e organizada	23
Figura 1.3 –Passagem de dutos pelos montantes (FLASAN, 2016)	25
Figura 1.4 – Detalhe da passagem de dutos através dos furos nos montante metálicos (FLASAN, 2016).....	25
Figura 2.1 – Aços estruturais especificados por normas brasileiras para uso estrutural ^a (ABNT, 2008).....	29
Figura 2.2 – Chapas finas de aço especificadas por normas brasileiras para uso estrutural ^a (ABNT, 2010).....	31
Figura 2.3 – Painel de perfis de aço formados a frio, à frente, e placa OSB, na lateral esquerda da parede ao fundo (FRAGA, 2016)	34
Figura 2.4 – Nomenclatura dos componentes de um painel estrutural (FRAGA, 2016)	34
Figura 2.5 - Designações dos perfis de aço formados a frio para uso em <i>Light Steel Framing</i> e suas respectivas aplicações (ABNT, 2014)	35
Figura 2.6 – Painel estrutural em <i>steel frame</i>	36
Figura 2.7 – a) composição básica da parede de um painel estrutural empregado em LSF; b) placas OSB empregadas para fechamento vertical e contraventamento (FRAGA, 2016)	37
Figura 2.8 – Efeito de furo circular no coeficiente de flambagem em compressão (YU; LABOUBE, 2010).....	39
Figura 2.9 – Efeito de furo quadrado no coeficiente de flambagem em compressão (YU; LABOUBE, 2010).....	39
Figura 2.10 – Elemento rígido com furos circulares uniformemente comprimido (YU; LABOUBE, 2010).....	40
Figura 2.11 – Alma de perfil U enrijecido, com furos, submetido a um gradiente de tensões.	44
Figura 3.1 – Detalhes do perfil U enrijecido	47
Figura 3.2 – Dimensões (mm) e propriedades geométricas do perfil simplificado.....	48
Figura 3.3 – Flambagem distorcional da seção transversal do tipo U enrijecido (ABNT, 2010)	56
Figura 3.4 – Entrada de dados no CUFSM.....	58
Figura 3.5 – Aplicação de tensão uniforme de compressão no perfil.....	59

Figura 3.6 – Comportamento do perfil submetido à compressão centrada – flambagem local	60
Figura 3.7 – Comportamento do perfil submetido à compressão centrada – flambagem distorcional	61
Figura 3.8 – Geometria padrão do perfil U enrijecido (CC: centro de corte; CG: centro de gravidade)	64
Figura 3.9 – Dados e propriedades da seção transversal do perfil	64
Figura 3.10 – Dados e propriedades da seção transversal do perfil	65
Figura 3.11 – Curva fator de carga pelo semicomprimento de onda do perfil modificado	66
Figura 3.12 – Seção da ligação do perfil.	73
Figura 3.13 – Elemento com enrijecedor simples (AISI, 2007)	76
Figura 3.14 – Elemento não enrijecido submetido a um gradiente de tensões.....	76
Figura 3.15 – Porção de material a ser retirada	77
Figura 3.16 – Dimensões do elemento comprimido.....	79
Figura 4.1 – Elemento com comprimento l (EN, 2006).....	89
Figura 4.2 – Enrijecedor longitudinal com comprimento a (EN, 2006)	90
Figura 4.3 – Painel ou subpainel com vão pequeno a ou b (EN, 2006).....	90
Figura 4.4 – Enrijecedor ou mesa submetida à torção (EN, 2006).....	90
Figura 4.5 – Modelagem do comportamento do material (EN, 2006)	91
Figura 4.6 – Geometria do elemento SHELL181 do ANSYS® (ANSYS, 2013).....	95
Figura 4.7 – Lei constitutiva elasto-plástica trilinear para o aço do perfil	97
Figura 4.8 – Curva tensão $\sigma_{real} \times \epsilon_{real}$ para o modelo elasto-plástico trilinear	98
Figura 4.9 – <i>Keypoints</i> básicos e linhas da seção transversal do perfil	100
Figura 4.10 – Linhas do perfil e linha guia saindo do CG.....	100
Figura 4.11 – Perfil de tamanho $L/2$	101
Figura 4.12 – Perfil inteiro de tamanho L	102
Figura 4.13 – Vista frontal do perfil com furos	103
Figura 4.14 – Bloco de apoio da extremidade esquerda do perfil	103
Figura 4.15 – Malha gerada para o perfil e blocos de apoio	104

Figura 4.16 – Detalhe para a malha gerada na região dos furos.....	104
Figura 4.17 – Condições de contorno no bloco de apoio da esquerda	105
Figura 4.18 – Condições de contorno no bloco de apoio da direita	106
Figura 4.19 – Configuração geral da deformada dos 5 primeiros modos de flambagem dos perfis vistos lateralmente	107
Figura 4.20 – Autovalores para o perfil $t = 0,80 \text{ mm}$ sem furos.....	109
Figura 4.21 – Autovalores para o perfil $t = 0,80 \text{ mm}$ com furos.....	109
Figura 4.22 – Curva força x deslocamento para os modelos dos perfis com $t = 0,80 \text{ mm}$..	110
Figura 4.23 – Autovalores para o perfil $t = 0,95 \text{ mm}$ sem furos.....	110
Figura 4.24 – Autovalores para o perfil $t = 0,95 \text{ mm}$ com furos.....	111
Figura 4.25 – Curva força x deslocamento para os modelos dos perfis com $t = 0,95 \text{ mm}$..	111
Figura 4.26 – Autovalores para o perfil $t = 1,25 \text{ mm}$ sem furos.....	112
Figura 4.27 – Autovalores para o perfil $t = 1,25 \text{ mm}$ com furos.....	112
Figura 4.28 – Curva força x deslocamento para os modelos dos perfis com $t = 1,25 \text{ mm}$..	113
Figura 4.29 – Curva força x deslocamento para os perfis com e sem furos e com uma imperfeição geométrica para o modo de flambagem global.....	114
Figura 4.30 – Curva força x deslocamento para os perfis com e sem furos e com imperfeição geométrica para os 5 primeiros modos de flambagem	114
Figura 4.31 – Distribuição de tensões de von Mises para perfil $t = 0,80 \text{ mm}$ com furos e com fatores de imperfeição geométrica para o modo de flambagem global e local	115
Figura 5.1 – Geometria dos corpos de prova.....	120
Figura 5.2 – Pontos de medição de um perfil.....	120
Figura 5.3– Sistema de fixação inferior dos perfis.....	123
Figura 5.4 – Sistema de fixação superior dos perfis.....	123
Figura 5.5 – Cilindro hidráulico	124
Figura 5.6 – Visão geral do ensaio	124
Figura 5.7 – Curva força x deslocamento para o CP1 ($t = 0,80 \text{ mm}$ com furos).....	125
Figura 5.8 – Curva força x deslocamento para o CP2 ($t = 0,95 \text{ mm}$ sem furos)	126
Figura 5.9 – Curva força x deslocamento para o CP3 ($t = 1,25 \text{ mm}$ sem furos)	126

Figura 5.10 – Curva força x deslocamento para o CP4 ($t = 0,95 \text{ mm}$ com furos).....	127
Figura 5.11 – Curva força x deslocamento para o CP5 ($t = 0,80 \text{ mm}$ sem furos)	127
Figura 5.12 – Modos de falha identificados nos corpos de prova: flambagem global, local e local, respectivamente	128
Figura 5.13 – Modos de falha identificados nos corpos de prova: flambagem global, local e local, respectivamente	129
Figura 5.14 – Comprimento efetivo de flambagem.....	131
Figura 5.15 – Modelo numérico da alma do perfil	133
Figura 5.16 – 1º modo de flambagem para: a) CP5 e b) CP1.....	134
Figura 5.17 – Molas empregadas na montagem da rótula.....	136
Figura 5.18 – a) rótula mecânica na extremidade superior do perfil; b) posição de montagem do LVDT	143
Figura 5.19 – Curva força x deslocamento para o CP02 ($t = 0,80 \text{ mm}$ sem furos)	144
Figura 5.20 – Curva força x deslocamento para o CP03 ($t = 0,80 \text{ mm}$ sem furos)	144
Figura 5.21 – Curva força x deslocamento para o CP04 ($t = 0,80 \text{ mm}$ com furos).....	145
Figura 5.22 – Nova configuração de vinculação para os ensaios	146
Figura 5.23 – Curva força x deslocamento para o CP05 ($t = 0,80 \text{ mm}$ com furos).....	147
Figura 5.24 – Curva força x deslocamento para o CP06 ($t = 0,80 \text{ mm}$ com furos).....	147
Figura 5.25 – Curva força x deslocamento para o CP07 ($t = 0,80 \text{ mm}$ com furos).....	148
Figura 5.26 – Curva força x deslocamento para o CP08 ($t = 0,80 \text{ mm}$ com furos).....	148
Figura 5.27 – Curva força x deslocamento para o CP01 ($t = 0,95 \text{ mm}$ sem furos)	150
Figura 5.28 – Curva força x deslocamento para o CP02 ($t = 0,95 \text{ mm}$ sem furos)	150
Figura 5.29 – Curva força x deslocamento para o CP03 ($t = 0,95 \text{ mm}$ sem furos)	151
Figura 5.30 – Curva força x deslocamento para o CP04 ($t = 0,95 \text{ mm}$ com furos).....	152
Figura 5.31 – Curva força x deslocamento para o CP05 ($t = 0,95 \text{ mm}$ com furos).....	153
Figura 5.32 – Curva força x deslocamento para o CP06 ($t = 0,95 \text{ mm}$ com furos).....	153
Figura 5.33 – Curva força x deslocamento para o CP07 ($t = 0,95 \text{ mm}$ com furos).....	154
Figura 5.34 – Curva força x deslocamento para o CP01 ($t = 1,25 \text{ mm}$ sem furos)	155

Figura 5.35 – Curva força x deslocamento para o CP02 ($t = 1,25 \text{ mm}$ sem furos)	156
Figura 5.36 – Curva força x deslocamento para o CP03 ($t = 1,25 \text{ mm}$ sem furos)	156
Figura 5.37 – Curva força x deslocamento para o CP04 ($t = 1,25 \text{ mm}$ com furos).....	158
Figura 5.38 – Curva força x deslocamento para o CP05 ($t = 1,25 \text{ mm}$ com furos).....	158
Figura 5.39 – Curva força x deslocamento para o CP06 ($t = 1,25 \text{ mm}$ com furos).....	159
Figura 5.40 – Curva força x deslocamento para o CP07 ($t = 1,25 \text{ mm}$ com furos).....	159
Figura 5.41 – Curva força x deslocamento para o CP08 ($t = 1,25 \text{ mm}$ com furos).....	160
Figura 5.42 – Curva força x deslocamento para o CP09 ($t = 1,25 \text{ mm}$ com furos).....	160
Figura 5.43 – Flambagem local e global evidenciada nos perfis durante os ensaios	163

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Tolerância nas formas e dimensões dos perfis obtidos por dobramento (ABNT, 2012).....	32
Tabela 2.2 – Tolerância nas formas e dimensões dos perfis obtidos por conformação contínua (ABNT, 2012).....	32
Tabela 4.1 - Tipos de análises empregando MEF (EN, 2006)	87
Tabela 4.2 – Imperfeições geométricas equivalentes (EN, 2006)	89
Tabela 4.3 – Pontos empregados para a definição do gráfico tensão real \times deformação real ..	98
Tabela 4.4 – Cargas de falha para os perfis $t = 0,80 \text{ mm}$	116
Tabela 4.5 – Redução da carga máxima para os modelos com mais de uma imperfeição geométrica	117
Tabela 5.1 – Controle dimensional dos perfis aferidos por paquímetro digital	121
Tabela 5.2 – Resultados gerais do controle dimensional dos perfis aferidos por paquímetro digital.....	122
Tabela 5.3 – Resultados dos modelos experimentais e numéricos.....	135
Tabela 5.4 – Resultados dos ensaios do CP05 ao CP08 para perfis com $t = 0,80 \text{ mm}$ com furos.....	149
Tabela 5.5 – Resultados dos ensaios do CP01 ao CP03 para perfis com $t = 0,95 \text{ mm}$ sem furos.....	151
Tabela 5.6 – Resultados dos ensaios do CP04 ao CP07 para perfis com $t = 0,95 \text{ mm}$ com furos.....	154
Tabela 5.7 – Resultados dos ensaios do CP01 ao CP03 para perfis com $t = 1,25 \text{ mm}$ sem furos.....	157
Tabela 5.8 – Resultados dos ensaios do CP04 ao CP09 para perfis com $t = 1,25 \text{ mm}$ com furos.....	161
Tabela 5.9 – Cálculo do esforço resistente de cálculo (N_{Rd}) segundo a NBR 14762.....	164
Tabela 6.1 – Quadro resumo de comparação entre a capacidade resistente dos perfis obtida em cada uma das abordagens do trabalho	167

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras maiúsculas romanas

A – área bruta da seção transversal

A_e – área efetiva da seção transversal (AISI)

A_{ef} – área efetiva da seção transversal

A_n – área líquida da seção transversal da barra na região da ligação

A_w – área da porção reta da alma

C_t – coeficiente de redução da área líquida

C_w – constante de empenamento da seção transversal

D – largura nominal do enrijecedor de borda

E – módulo de elasticidade do aço

F_{cr} – tensão crítica de flambagem elástica (AISI)

F_e – tensão mínima de flambagem elástica por flexão, torção e flexo-torção (AISI)

F_n – tensão nominal de flambagem (AISI)

F_v – tensão nominal de corte (AISI)

F_y – resistência ao escoamento do aço (AISI)

G – módulo de elasticidade transversal do aço

I_a – momento de inércia de referência do enrijecedor de borda

I_s – momento de inércia da seção bruta do enrijecedor de borda em relação ao eixo que passa pelo seu centroide, paralelo ao elemento a ser enrijecido

$I_x; I_y$ – momento de inércia da seção bruta em relação aos eixos principais x e y , respectivamente

J – constante de torção

KL – comprimento efetivo de flambagem global

L – comprimento

$L_x; L_y$ – comprimento destravado em relação aos eixos x e y , respectivamente (AISI)

L_t – comprimento destravado para torção (AISI)

$N_{c,Rd}$ – força axial de compressão resistente de cálculo

$N_{c,Rk}$ – valor característico da força axial de compressão resistente

$N_{c,Re}$ – valor característico da força axial de compressão resistente, associado à flambagem global

$N_{c,Rl}$ – valor característico da força axial de compressão resistente, associado à flambagem local

$N_{c,Rdist}$ – valor característico da força axial de compressão resistente, associado à flambagem distorcional

N_{dist} – força axial de flambagem distorcional elástica

N_e – força axial de flambagem global elástica

$N_{ex}; N_{ey}$ – força axial de flambagem global elástica por flexão em relação aos eixos x e y , respectivamente

N_{exz} – força axial de flambagem global elástica por flexo-torção

N_{ez} – força axial de flambagem global elástica por torção

N_l – força axial de flambagem local elástica

$N_{t,Rd}$ – força axial de tração resistente de cálculo

P_n – força axial nominal de compressão resistente (AISI)

P_y – força axial nominal que provoca o escoamento da seção transversal do perfil

V_n – resistência nominal ao corte (AISI)

Letras minúsculas romanas

b – largura do elemento, é dimensão plana sem dobras

b_{ef} – largura efetiva

b_f – largura nominal da mesa

b_w – altura nominal da alma

d – largura do enrijecedor de borda

d_f – dimensão do furo na direção perpendicular à solicitação

$d; d_n$ – diâmetro dos furos circulares (AISI)

d_s – largura efetiva reduzida do enrijecedor de borda

f_y – resistência ao escoamento do aço

f_u – resistência à ruptura do aço

g – espaçamento dos furos na direção perpendicular à sollicitação

h – largura dos furos quadrados (AISI)

– largura da porção reta da alma (AISI)

k – coeficiente de flambagem de chapa (AISI)

– coeficiente de flambagem local do elemento

k_V – coeficiente de flambagem por corte (AISI)

$k_x; k_y$ – coeficiente de flambagem por flexão

k_l – coeficiente de flambagem local da seção completa

n_f – quantidade de furos contidos na linha de ruptura analisada

r – raio de giração

r_i – raio interno de dobramento

$r_x; r_y$ – raio de giração da seção bruta em relação aos eixos principais x e y , respectivamente

r_0 – raio de giração polar

s – espaçamento dos furos na direção da sollicitação

t – espessura do elemento

w – largura plana do elemento (AISI)

Letras gregas minúsculas

γ – coeficiente de ponderação das ações ou das resistências

λ – fator de esbeltez (AISI)

λ_0 – índice de esbeltez reduzido associado à flambagem global

λ_c – fator de esbeltez devido à flambagem global (AISI)

λ_{dist} – índice de esbeltez reduzido associado à flambagem distorcional

λ_l – índice de esbeltez reduzido associado à flambagem local

λ_p – índice de esbeltez reduzido do elemento

λ_{p0} – valor de referência do índice de esbeltez reduzido do elemento

μ – coeficiente de Poisson do aço (AISI)

ν – coeficiente de Poisson do aço

θ – ângulo entre o elemento e o enrijecedor de borda

ρ – fator de redução (AISI)

σ – tensão normal

ϕ_b – fator de resistência para flexão (AISI)

ϕ_c – fator de resistência para forças de compressão concêntricas (AISI)

χ – fator de redução da força axial de compressão resistente, associado à flambagem global

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	22
1.1	JUSTIFICATIVA	26
1.2	OBJETIVOS	26
1.3	ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO.....	27
2	CONSTRUÇÕES EM AÇO	28
2.1	PERFIS FORMADOS A FRIO	30
2.2	TOLERÂNCIAS DE FABRICAÇÃO DE PERFIS FORMADOS A FRIO	31
2.3	A CONSTRUÇÃO <i>LIGHT STEEL FRAMING</i>	33
2.4	PROJETO DE PAINÉIS ESTRUTURAIS.....	35
2.5	A CONSIDERAÇÃO DE FUROS EM PERFIS FORMADOS A FRIO.....	38
2.5.1	Resistência à compressão uniforme de elementos enrijecidos com furos	41
2.5.2	Resistência de almas de perfis U com furos submetidos a gradiente de tensões	43
2.5.3	Resistência ao cisalhamento de almas de perfis U com furos	44
3	RECOMENDAÇÕES NORMATIVAS EXISTENTES.....	46
3.1	O PERFIL	46
3.2	VERIFICAÇÃO À COMPRESSÃO	48
3.2.1	Norma brasileira NBR 14762	48
3.2.1.1	Limitação da esbeltez	49
3.2.1.2	Limitação da relação largura-espessura	49
3.2.1.3	Flambagem global elástica	50
3.2.1.4	Tensão normal de compressão	51
3.2.1.5	Flambagem local – método da largura efetiva (MLE)	51
3.2.1.6	Flambagem local – método da seção efetiva (MSE).....	55
3.2.1.7	Flambagem distorcional	56
3.2.1.8	Método da resistência direta (MRD).....	57
3.2.1.9	Redução da resistência – perfil com furos	63

3.2.2	O PERFIL MODIFICADO	64
3.2.2.1	Norma norte-americana.....	66
3.2.2.2	Redução da resistência – perfil com furos	71
3.3	VERIFICAÇÃO À TRAÇÃO	72
3.3.1	Falha por escoamento da seção bruta	72
3.3.2	Falha por ruptura da seção líquida fora da região de ligação	72
3.3.3	Falha por ruptura da seção líquida na região de ligação.....	73
3.4	VERIFICAÇÃO À FLEXÃO	74
3.4.1	Falha por escoamento da fibra mais afastada	74
3.4.2	Falha por flambagem lateral por torção.....	81
3.5	VERIFICAÇÃO DA ALMA AO CORTE	84
3.6	OBSERVAÇÕES.....	85
4	ANÁLISE NUMÉRICA E MODELAGEM COMPUTACIONAL	87
4.1	NORMA EUROPEIA EN 1993-1-5	87
4.1.1	Modelagem	88
4.1.2	Uso das imperfeições.....	88
4.1.3	Propriedades dos materiais	91
4.1.4	Carregamentos, estado limite e fatores parciais	92
4.2	O PROCEDIMENTO DE ANÁLISE.....	92
4.2.1	Análise pelo método dos elementos finitos	93
4.2.2	Considerações sobre o modelo	93
4.2.3	Tipo de elemento	94
4.2.4	Malha	97
4.2.5	Relações constitutivas do aço.....	97
4.3	DESCRIÇÃO DO MODELO DE ELEMENTOS FINITOS (ANSYS®).....	99
4.3.1	Perfil	99
4.3.2	Apoios e condições de contorno.....	103

4.3.3	Carregamento e análise linear elástica.....	106
4.3.4	Imperfeições geométricas e análise não linear	106
4.3.5	Técnicas de solução numérica	107
4.4	RESULTADOS NUMÉRICOS	108
4.4.1	Perfis $t = 0,80 \text{ mm}$	109
4.4.2	Perfis $t = 0,95 \text{ mm}$	110
4.4.3	Perfis $t = 1,25 \text{ mm}$	112
4.4.4	Demais resultados.....	113
4.5	ANÁLISE DOS RESULTADOS	115
5	ANÁLISE EXPERIMENTAL.....	118
5.1	VERIFICAÇÃO EXPERIMENTAL SEGUNDO A NBR 14762.....	118
5.2	PLANEJAMENTO DOS ENSAIOS	119
5.2.1	Controle dimensional dos perfis	120
5.2.2	Sistema de fixação I.....	123
5.2.3	Ensaio preliminares.....	125
5.2.4	Análise dos resultados – ensaios preliminares	129
5.2.4.1	Perfis sem furo	130
5.2.4.2	Perfis com furos	131
5.2.4.3	Verificação da hipótese de desconsideração dos furos	132
5.2.5	Sistema de fixação II	136
5.3	EXECUÇÃO DOS ENSAIOS	142
5.3.1	Conjunto de ensaios I	142
5.3.2	Análise dos resultados – conjunto de ensaios I	145
5.3.3	Conjunto de ensaios II	146
5.3.3.1	Perfis com espessura $t = 0,80 \text{ mm}$	146
5.3.3.2	Perfis com espessura $t = 0,95 \text{ mm}$	149
5.3.3.3	Perfis com espessura $t = 1,25 \text{ mm}$	155

5.3.4	Análise do resultados – conjunto de ensaios II.....	161
6	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	165
6.1	CONCLUSÕES	165
6.2	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	167
	REFERÊNCIAS	171
	APÊNDICE A – Comparação entre o perfil real e simplificado.....	175

1 INTRODUÇÃO

Por muitos séculos, a madeira foi o principal material utilizado para construções de casas, já que possuía um desempenho satisfatório, abundância e facilidade de obtenção por um preço relativamente baixo. Aliados à preocupação com a qualidade da madeira e às flutuantes variações no seu preço, avanços tecnológicos e diversas pesquisas acerca de métodos construtivos ao longo dos anos fomentaram a busca por produtos alternativos de construção, como o aço (NAHB, 1997).

Construções metálicas vêm sendo utilizadas há muitos séculos. Inicialmente, eram feitas com ferro fundido, depois com aço forjado e, posteriormente, passaram a ser construídas com aço laminado. Esse material apresentou uma constante evolução em termos de resistência mecânica, ductilidade, soldabilidade e resistência à corrosão (ABDI, 2015). O aço teve seu consumo aumentado ao longo de todo o século XX e, devido a sua evolução para o aço galvanizado e outras ligas, diz-se que esse foi o século do aço. O crescimento da economia dos Estados Unidos pós Segunda Guerra fomentou os processos de fabricação de perfis de aço formados a frio e o consequente aparecimento dos primeiros exemplares de construção em *steel frame* (*steel* = aço; *frame* = estrutura, esqueleto) (CONSUL STEEL, 2002).

O *Light Steel Framing* (LSF) é um sistema construtivo em que perfis leves de aço galvanizado são utilizados para conceber o esqueleto estrutural da edificação. O sistema LSF é composto também por outros componentes, ou subsistemas, como as fundações, o isolamento termoacústico, o acabamento interno e externo e as instalações elétricas e hidráulicas (CBCA, 2012). De acordo com o Centro Brasileiro de Construção em Aço (2006), o emprego do sistema construtivo LSF apresenta inúmeras vantagens, dentre as quais se podem citar:

- a) redução no prazo de execução;
- b) material estrutural mais leve;
- c) maior resistência à corrosão;
- d) maior durabilidade;
- e) maior precisão na montagem de paredes e pisos;
- f) redução de desperdício e perda de materiais;

- g) redução de custo;
- h) material reciclável e incombustível;
- i) qualidade do aço garantida pelas siderúrgicas nacionais.

Somado a essas vantagens, o fato de os componentes construtivos chegarem prontos para serem montados no canteiro – caracterizando um sistema de construção a seco – agrega organização à obra e minimiza o desperdício de material em relação ao sistema construtivo convencional em alvenaria. A Figura 1.1 e a Figura 1.2 corroboram o aspecto limpo das obras em LSF.



Figura 1.1 – Esqueleto estrutural em *steel frame* (GRAN, 2016)



Figura 1.2 – Obra limpa e organizada

Características como estabilidade de preço, qualidade, semelhança ao processo construtivo convencional, melhor desempenho ao fogo em relação à madeira, ao apodrecimento e aos

cupins têm atraído a atenção de vários construtores e projetistas. Contudo, a falta de referências normativas impediu que as construções em aço ganhassem maior aceitação de construtoras e de consumidores (NAHB, 1997).

No Brasil, existem algumas normas disponíveis para o projeto e dimensionamento de estruturas em *steel frame*:

- a) ABNT NBR 14762: 2010 – Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio. Com base no método dos estados-limites, essa norma estabelece os requisitos básicos que devem ser obedecidos no dimensionamento, à temperatura ambiente, de perfis estruturais de aço formados a frio, constituídos por chapas ou tiras de aço-carbono ou aço de baixa liga, conectados por parafusos ou soldas e destinados a estruturas de edifícios (ABNT, 2010);
- b) ABNT NBR 6355: 2012 – Perfis estruturais de aço formados a frio – Padronização. Essa norma estabelece os requisitos exigíveis dos perfis estruturais de aço formados a frio, com seção transversal aberta, e mostra as suas propriedades geométricas (ABNT, 2012);
- c) ABNT NBR 15253: 2014 – Perfis de aço formados a frio, com revestimento metálico, para painéis estruturais reticulados em edificações – Requisitos gerais. Tal norma estabelece os requisitos gerais e métodos de ensaios para os perfis de aço formados a frio, com revestimento metálico, para painéis reticulados utilizados em edificações e destinados à execução de paredes com função estrutural, estruturas de entrelpis, estruturas de telhados e de fachadas das edificações em *Light Steel Framing* (ABNT, 2014).

No contexto internacional, tem-se a norma norte-americana AISI S100 (2007) – *North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members*, a norma australiana e neozelandesa AS/NZS 4600: 2005 – *Cold-formed steel structures* e também a norma europeia EN 1993-1-3 (2006) – *Eurocode 3 – Design of steel structures – Part 1-3: General rules – Supplementary rules for cold-formed members and sheeting*. Além dessas normas, há outras mais específicas tais como a AISI S211-07 (2012) – *North American Standard for Cold-Formed Steel Framing – Wall Stud Design*.

Com relação à concepção e dimensionamento estrutural do LSF, existem vários tipos de perfis metálicos, sendo nomeados de acordo com a localização e função no esqueleto estrutural

autoportante. Os perfis podem ser vigas, montantes, guias, enrijecedores de apoio, bloqueadores, fitas, ombreiras, sanefas, terças, vergas, etc. (CBCA, 2006). Dentre esses elementos, destacam-se os montantes, que são perfis de aço de seção transversal em forma de U (perfis U) utilizados verticalmente para compor os painéis de parede com função estrutural. Os montantes estão submetidos a esforços de tração e/ou compressão quando situados nas paredes internas da construção. Nas paredes externas, esses elementos estão submetidos a flexo-tração e/ou flexo-compressão em função da atuação da carga de vento.

Uma das vantagens da construção LSF é a agilidade na passagem das instalações elétricas e hidráulicas. Para tal, é comum o emprego de montantes com aberturas circulares ao longo da barra. A Figura 1.3 e a Figura 1.4 mostram os dutos passando através dos furos nos montantes.

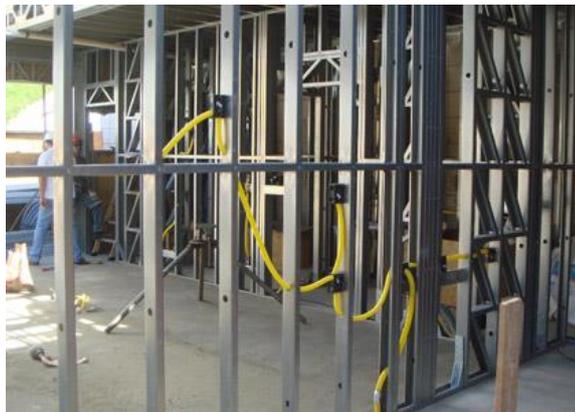


Figura 1.3 – Passagem de dutos pelos montantes (FLASAN, 2016)



Figura 1.4 – Detalhe da passagem de dutos através dos furos nos montante metálicos (FLASAN, 2016)

Para o correto dimensionamento dos montantes é necessário considerar a redução de resistência causada pelas aberturas circulares. Nesse contexto, o dimensionamento de

montantes tracionados é bem documentado. Por outro lado, nenhuma das normas brasileiras faz menção ao dimensionamento à compressão de perfis LSF com furos na alma. Em termos internacionais, a norma AISI S100 e a AS/NZS 4600 apresentam uma consideração a respeito desse detalhe. No entanto, os procedimentos propostos por ambas as normas apresentam limitações para a relação largura/espessura (b/t) da alma do perfil.

1.1 JUSTIFICATIVA

Os perfis de aço adotados no sistema construtivo LSF apresentam como principal característica o emprego de pequenas espessuras. Tabelas com as dimensões e propriedades geométricas dos perfis de séries comerciais são encontradas nas normas, sendo 0,80, 0,95 e 1,25 milímetros as espessuras mais aplicadas. Um dos principais elementos estruturais, o montante, é frequentemente fabricado com furos na alma do perfil, porém tal prática não é prevista na NBR 14762 para barras submetidas a esforços de compressão. Considerando que a presença de furos diminui a capacidade de resistência do perfil, é imprescindível dispor de um procedimento de cálculo normalizado para essa situação. Sendo assim, faz-se necessário que existam mais estudos sobre o dimensionamento de peças para LSF, já que tal sistema construtivo apresenta forte tendência de crescimento.

1.2 OBJETIVOS

O objetivo principal deste trabalho é avaliar a influência de furos na resistência de perfis, mais especificamente montantes, que são empregados nas construções LSF. Pretende-se, portanto, colaborar com as futuras revisões da norma NBR 14762.

Os objetivos secundários deste trabalho são:

- a) o desenvolvimento de um modelo de elementos finitos para análise de perfis de aço formados a frio submetidos à compressão;
- b) realização de ensaios de compressão simples de montantes usualmente empregados nas construções LSF;
- c) estudo de normas associadas ao tema e dos métodos convencionais de dimensionamento.

1.3 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Esse trabalho está organizado em seis capítulos. O capítulo 1 faz uma breve contextualização da construção LSF e apresenta o problema a ser estudado neste trabalho, bem como uma justificativa para este estudo e os objetivos a serem atingidos. O capítulo 2 apresenta uma revisão sobre construções em aço, mas centrado no tema LSF. O capítulo 3 faz uma revisão sobre os métodos normalizados para considerar efeitos de furos na alma de um perfil de chapa dobrada a frio. A formulação existente é apresentada em forma de memorial de cálculo, o que facilita a leitura desse capítulo. O capítulo 4 apresenta os procedimentos a serem aplicados para o desenvolvimento de um modelo numérico para analisar perfis U enrijecidos submetidos à compressão simples e considerando, quando for o caso, o efeito de furos na alma do perfil. O capítulo 5 apresenta os procedimentos relacionados com a análise experimental de perfis U enrijecidos submetidos à compressão simples. O capítulo 6 faz uma análise dos resultados obtidos e traça conclusões a respeito da influência dos furos numa alma de perfis U enrijecidos empregados como montantes numa construção LSF, além de propor sugestões para trabalhos futuros.

2 CONSTRUÇÕES EM AÇO

As estruturas em aço são largamente utilizadas na construção civil, seja na concepção de toda a estrutura/esqueleto estrutural, bem como na execução de apenas alguma parte desta, como pisos, coberturas, fachadas e vedações. Edificações comerciais e residenciais, estruturas de coberturas, estádios esportivos, obras viárias, estruturas industriais, estações, terminais rodoviários e aeroportuários, mezaninos de lojas são alguns dos exemplos do emprego de estruturas metálicas (ABDI, 2015).

O aço é um material que possui inúmeras qualidades do ponto de vista construtivo se comparado ao concreto e à alvenaria. Por apresentar elevada resistência mecânica, é possível executar projetos arquitetônicos modernos que possuam grandes vãos a serem superados. Pelo fato de as peças serem compactas e leves, tem-se um ganho considerável em área útil construída e espaço interno, há a redução de cargas nas fundações e também uma maior facilidade no transporte de materiais para o local de construção. O tempo de execução das obras é consideravelmente reduzido, pois é possível realizar diferentes etapas ao mesmo tempo, como fabricar as peças de aço na indústria e implementar as fundações no canteiro simultaneamente. Além de 100% reciclável, o aço permite alterações e ampliações no caso de uma possível modificação de projeto, reduzindo-se o desperdício de materiais (ABDI, 2015).

Por ser um material versátil, o aço possui diversos tipos e formas diferentes, de maneira atender uma enorme quantidade usos específicos. As variações dos aços estruturais podem ocorrer tanto na sua composição química (quantidade de carbono e de outros elementos químicos), quanto na sua configuração final (perfis, chapas e barras) (ABDI, 2015). De acordo com a NBR 8800, que trata sobre o projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto em edifícios, a Figura 2.1 apresenta os aços especificados por normas brasileiras para uso estrutural. São apresentados os valores nominais mínimos da resistência ao escoamento (f_y) e da resistência à ruptura (f_u).

ABNT NBR 7007			ABNT NBR 6648			ABNT NBR 6649 / ABNT NBR 6650		
Aços-carbono e microligados para uso estrutural e geral			Chapas grossas de aço-carbono para uso estrutural			Chapas finas (a frio/a quente) de aço-carbono para uso estrutural		
Denominação	f_y MPa	f_u MPa	Denominação	f_y MPa	f_u MPa	Denominação	f_y MPa	f_u MPa
MR 250	250	400-560	CG-26	255	410	CF-26	260/260	400/410
AR 350	350	450	CG-28	275	440	CF-28	280/280	440/440
AR 350 COR	350	485				CF-30	---/300	---/490
AR 415	415	520						
ABNT NBR 5000			ABNT NBR 5004			ABNT NBR 5008		
Chapas grossas de aço de baixa liga e alta resistência mecânica			Chapas finas de aço de baixa liga e alta resistência mecânica			Chapas grossas e bobinas grossas, de aço de baixa liga, resistentes à corrosão atmosférica, para uso estrutural		
Denominação	f_y MPa	f_u MPa	Denominação	f_y MPa	f_u MPa	Denominação	f_y MPa	f_u MPa
G-30	300	415	F-32/Q-32	310	410	CGR 400	250	380
G-35	345	450	F-35/Q-35	340	450			
G-42	415	520	Q-40	380	480	CGR 500 e	370	490
G-45	450	550	Q-42	410	520	CGR 500A		
			Q-45	450	550			
ABNT NBR 5920/ABNT NBR 5921				ABNT NBR 8261				
Chapas finas e bobinas finas (a frio/a quente), de aço de baixa liga, resistentes à corrosão atmosférica, para uso estrutural				Perfil tubular, de aço-carbono, formado a frio, com e sem costura, de seção circular ou retangular para usos estruturais				
Denominação	f_y MPa	f_u MPa	Denominação	Seção circular		Seções quadrada e retangular		
				f_y MPa	f_u MPa	f_y MPa	f_u MPa	
CFR 400	---/250	---/380	B	290	400	317	400	
CFR 500	310/370	450/490	C	317	427	345	427	

^a Para limitações de espessura, ver norma correspondente.

Figura 2.1 – Aços estruturais especificados por normas brasileiras para uso estrutural^a (ABNT, 2008)

Ainda de acordo com a NBR 8800, podem-se classificar os aços de uso frequente relacionados pela ASTM¹ de acordo com os limites de escoamento em (ABNT, 2008):

- aços-carbono: $250 \leq f_y \leq 290$ MPa;
- aços de baixa liga e alta resistência mecânica: $290 \leq f_y \leq 345$ MPa;
- aços de baixa liga temperados e auto-revenidos: $345 \leq f_y \leq 450$ MPa.

As estruturas de aço são compostas por, basicamente, dois grupos de elementos estruturais: os perfis laminados e soldados e os perfis formados a frio. Todos os perfis são produzidos usando-se chapas obtidas pelo processo de laminação, tanto no processo à quente quanto a frio. As chapas grossas, com espessura superior a 6 milímetros, são obtidas apenas pelo processo a quente e são geralmente utilizadas como pilares e vigas de pontes, edifícios e

¹American Society for Testing and Materials.

torres; as chapas finas, com espessura variando entre 0,3 e 6 milímetros, podem ser obtidas pelos dois processos e são geralmente utilizadas para a fabricação de perfis para a construção civil (ABDI, 2015).

A proteção do aço contra a corrosão atmosférica pode ser feita de várias maneiras, sendo a aplicação de um revestimento sobre a superfície metálica o método mais consolidado. De modo simplificado, cria-se uma barreira, por meio do uso de pintura ou de galvanização, entre o metal e o ambiente no qual este está exposto (CBCA, 2009). No caso do sistema LSF, os perfis utilizados são de aço galvanizado, fabricados através da conformação a frio de chapas finas de aço previamente submersas em um banho de zinco a temperaturas elevadas, a chamada galvanização a quente (ABDI, 2015).

2.1 PERFIS FORMADOS A FRIO

Segundo a NBR 6355 define-se um perfil estrutural de aço formado a frio como sendo (ABNT, 2012):

perfil obtido por dobramento em prensa dobradeira, de tiras cortadas de chapas ou bobinas, ou por conformação contínua em conjunto de matrizes rotativas, a partir de bobinas laminadas a frio ou a quente, revestidas ou não, sendo ambas as operações realizadas com o aço em temperatura ambiente.

De acordo com a NBR 14762, que trata sobre o dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio, a Figura 2.2 apresenta as chapas finas de aço especificadas por normas brasileiras para uso estrutural. São apresentados os valores nominais mínimos da resistência ao escoamento (f_y) e da resistência à ruptura (f_u). É importante destacar que esse tipo de aço deve apresentar boas condições de trabalho a frio, logo são normalmente aços com baixo teor de carbono.

Especificação	Grau	f_y (MPa)	f_u (MPa)
ABNT NBR 6649 / ABNT NBR 6650 Chapas finas (a frio/a quente) de aço-carbono	CF-26	260/260	400/410
	CF-28	280/280	440/440
	CF-30	--/300	--/490
ABNT NBR 5004 Chapas finas de aço de baixa liga e alta resistência mecânica	F-32/Q-32	310	410
	F-35/Q-35	340	450
	Q-40	380	480
	Q-42	410	520
	Q-45	450	550
ABNT NBR 5920 / ABNT NBR 5921 Chapas finas e bobinas finas (a frio/a quente), de aço de baixa liga, resistentes à corrosão atmosférica	CFR 400	--/250	--/380
	CFR 500	310/370	450/490
ABNT NBR 7008 / ABNT NBR 7013 / ABNT NBR 14964 Chapas finas e bobinas finas com revestimento metálico ^b	ZAR 250	250	360
	ZAR 280	280	380
	ZAR 320	320	390
	ZAR 345	345	430
	ZAR 400	400	450
^a A faixa de espessura disponível varia de acordo com o produtor de aço.			
^b Graus conforme ABNT NBR 7008.			

Figura 2.2 – Chapas finas de aço especificadas por normas brasileiras para uso estrutural^a (ABNT, 2010)

2.2 TOLERÂNCIAS DE FABRICAÇÃO DE PERFIS FORMADOS A FRIO

Embora um perfil de chapa dobrada a frio possa ser fabricado através de uma prensa simples, sendo até possível fazê-lo em um canteiro de obras, não é desse modo que se trabalha no contexto do LSF. Nesse caso, o processo de fabricação é normalmente automatizado, já que esse tipo de construção passa a ser vantajosa quando há sistematização no processo construtivo. Logo, o estabelecimento de tolerâncias de fabricação é extremamente importante, não somente pela potencial influência na resistência mecânica do perfil, mas também por aspectos relacionados com a montagem da estrutura e sua aparência.

A norma NBR 6355, “Perfis de aço formado a frio – Padronização”, tem como finalidade designar as exigências dos perfis estruturais de aço formados a frio de seção transversal aberta. A tabela 1 da norma apresenta as séries comerciais mais comuns dos perfis de aço formados a frio, como cantoneira, perfis U, dentre outros. As tabelas 2 e 3, por sua vez, apresentam as tolerâncias nas formas e dimensões dos perfis obtidos por dobramento e por conformação contínua, respectivamente. Tais tabelas foram adaptadas e estão apresentadas na Tabela 2.1 e na Tabela 2.2 a seguir. É importante destacar que as tolerâncias devem ser verificadas em qualquer seção transversal do perfil, distante no mínimo 100 milímetros das extremidades (ABNT, 2012).

Tabela 2.1 – Tolerância nas formas e dimensões dos perfis obtidos por dobramento (ABNT, 2012)

Tipo	Variável	Parâmetro	Tolerância
Dimensões da seção transversal	b_f ou b_w	$t_n \leq 4,75$ mm $t_n > 4,75$ mm	$\pm 1,5$ mm $\pm 2,0$ mm
	D	$t_n \leq 4,75$ mm $t_n > 4,75$ mm	$\pm 2,0$ mm $\pm 3,0$ mm
Espessura da parte plana	t_n	Conforme norma aplicável: NBR 7013 ou NBR 11888	
Ângulo formado por elementos adjacentes	α	Qualquer	$\pm 2^\circ$
Comprimento do perfil padrão	L	Qualquer	+10 mm ou 0
Comprimento do perfil ajustado	L	$t_n \leq 4,75$ mm $t_n > 4,75$ mm	+ 3 mm ou 0 + 5 mm ou 0
Flecha do perfil	Plano da alma Plano da mesa ou aba	Qualquer	L/1000
Torção do perfil	θ	Qualquer	1° /metro
Esquadro de extremidade	Plano da alma Plano das mesas ou abas	Qualquer	$\pm b_f/100$ $\pm b_w/100$

Tabela 2.2 – Tolerância nas formas e dimensões dos perfis obtidos por conformação contínua (ABNT, 2012)

Tipo	Variável	Parâmetro	Tolerância
Dimensões da seção transversal	b_f ou b_w	b_f ou $b_w < 150$ mm: $t_n \leq 3,0$ mm $3,0 \text{ mm} < t_n \leq 4,75$ mm $t_n > 4,75$ mm	$\pm 1,0$ mm $\pm 1,25$ mm $\pm 1,50$ mm
	D	b_f ou $b_w \geq 150$ mm: $t_n \leq 3,0$ mm $3,0 \text{ mm} < t_n \leq 4,75$ mm $t_n > 4,75$ mm $D \geq 5 t_n$	$\pm 1,24$ mm $\pm 1,50$ mm $\pm 1,75$ mm $\pm 1,0$ mm
Espessura da parte plana	t_n	Conforme norma aplicável: NBR 7013 ou NBR 11888	
Ângulo formado por elementos adjacentes	α	Qualquer	$\pm 2^\circ$
Comprimento do perfil (padrão)	L	Qualquer	+10 mm ou 0
Comprimento do perfil (ajustado)	L	Qualquer	+ 5mm ou 0
Flecha do perfil	Plano da alma Plano da mesa ou aba	Qualquer	L/1000
Torção do perfil	θ	Qualquer	1° /metro
Esquadro de extremidade	Plano da alma Plano das mesas/abas	Qualquer	$\pm b_f/100$ $\pm b_w/100$

A norma NBR 11888, “Bobinas e chapas finas a frio e a quente de aço-carbono e de aço de alta resistência e baixa liga – Requisitos gerais”, estabelece os requisitos gerais para encomenda, fabricação e fornecimento de bobinas e chapas finas. Considerando-se as espessuras usuais das chapas dos perfis empregados na construção LSF (0,80, 0,95 e 1,25 mm) observa-se que, para as espessuras nominais de 0,80 mm e 0,95 mm, tem-se uma tolerância de 0,06 mm para largura nominal da chapa menor ou igual a 1200 mm. Para uma largura nominal da chapa entre 1200 e 1500 mm, a tolerância é de 0,08 mm. Já para a espessura nominal do aço de 1,25 mm, a tolerância varia de 0,10 a 0,11 mm, para largura os mesmos valores de largura nominal (ABNT, 2015).

2.3 A CONSTRUÇÃO *LIGHT STEEL FRAMING*

Segundo Crasto (2005), o *Light Steel Framing* pode ser definido como um sistema construtivo de concepção racional, com estrutura formada por perfis formados a frio de aço galvanizado, empregados para compor painéis estruturais e não-estruturais, vigas de piso, vigas secundárias, tesouras de telhado e dentre outros componentes. Por ser um sistema industrializado e de construção a seco (dispensa o uso de cimento) possui grande rapidez de execução.

As paredes do sistema LSF são todas autoportantes, sendo formadas por painéis estruturais que são constituídos de perfis de aço formados a frio, conforme ilustrado na Figura 2.3. No projeto estrutural são definidas as distâncias entre os montantes, para os quais se usam perfis U enrijecidos, geralmente separados entre si de 40 a 60 cm. Muitas vezes, para otimizar custos e mão-de-obra, os painéis são padronizados. Sempre que o projeto permitir isto deve ser feito, pois economiza tempo, tanto no projeto, quanto na montagem. As cargas atuantes na estrutura são distribuídas nos painéis de maneira uniforme, até chegarem à fundação. Dos inúmeros materiais existentes para fechamento, os mais utilizados atualmente para a parte interna da parede são as chapas de gesso acartonado e externamente as placas OSB ou placas cimentícias (CRASTO, 2005). A placa OSB – *Oriented Strand Board* – é uma placa estrutural composta por lâminas de madeira e pode ser vista na Figura 2.3, na lateral esquerda da parede ao fundo.

Os perfis de aço formados a frio mais aplicados no LSF são os que possuem seção transversal com formato em “C” ou “U” enrijecido. Os componentes da estrutura são os montantes e as vigas que suportam as cargas, mas as guias são usadas como base e topo dos painéis e

geralmente não transmitem nem absorvem esforços (o travamento horizontal é realizado com perfil C, entre os montantes) (CRASTO, 2005). Na Figura 2.4 apresentam-se os perfis de aço que são usuais e sua aplicação conforme a NBR 15253 e na Figura 2.5 apresenta-se a nomenclatura dos componentes de um painel estrutural.



Figura 2.3 – Painel de perfis de aço formados a frio, à frente, e placa OSB, na lateral esquerda da parede ao fundo (FRAGA, 2016)



Figura 2.4 – Nomenclatura dos componentes de um painel estrutural (FRAGA, 2016)

SEÇÃO TRANSVERSAL	SÉRIE Designação NBR6355:2003 ¹⁾	Utilização
	U simples U $b_w \times b_f \times t_n$	Guia Ripa Bloqueador Sanefa
	U enrijecido Ue $b_w \times b_f \times D \times t_n$	Bloqueador Enrijecedor de alma Montante Verga Viga
	Cartola Cr $b_w \times b_f \times D \times t_n$	Ripa
	Cantoneira de abas desiguais L $b_{f1} \times b_{f2} \times t_n$	Cantoneira

Figura 2.5 - Designações dos perfis de aço formados a frio para uso em *Light Steel Framing* e suas respectivas aplicações (ABNT, 2014)

2.4 PROJETO DE PAINÉIS ESTRUTURAIS

A norma americana AISI S211 – 07 (2012), *North American Standard for Cold-Formed Steel Framing - Wall Stud Design*, trata, de forma específica, o projeto e a instalação de perfis formados a frio em painéis estruturais empregados em edificações. As disposições da norma AISI S100 podem ser empregadas desde que não sejam modificadas ou suplementadas pelas disposições da AISI S211-07. Alternativamente, os elementos formados a frio empregados em painéis estruturais para edificações podem ser projetados apenas com base na AISI S100.

Define-se *wall stud* como um elemento vertical, com uma seção transversal pequena em relação ao seu comprimento, de um painel estrutural de uma edificação. Os *wall studs*, portanto, são os montantes. A Figura 2.6 ilustra um painel estrutural em *steel frame* contendo diversos montantes (*wall studs*).



Figura 2.6 – Pannel estrutural em *steel frame*

De acordo com a AISI S211-07, os montantes de um painel estrutural devem ser projetados pelo procedimento denominado *All Steel Design* ou pelo procedimento denominado *Sheathing Braced Design* (AISI, 2012):

- a) *All Steel Design*: os conjuntos de montantes devem ser projetados negligenciando o travamento estrutural e/ou a contribuição da ação composta pelos revestimentos anexados ao painel estrutural;
- b) *Sheathing Braced Design*: os conjuntos de montantes devem ser projetados assumindo-se que revestimentos idênticos são anexados em ambos os lados do montante e conectados nos membros horizontais (guias) inferiores e superiores do painel para fornecer suporte lateral e torcional ao montante ao longo do plano do painel. No caso de painéis que não possuam revestimentos idênticos nos dois lados, deve-se projetar os montantes considerando como se o revestimento mais fraco estivesse em ambos os lados.

As almas dos perfis dos montantes podem ser sólidas ou terem furos, desde que sejam satisfeitas as disposições da AISI S100. A Figura 2.7 apresenta um exemplo de fechamento vertical de painéis estruturais do sistema LSF, no qual são utilizadas as placas OSB em cada um dos lados dos perfis de aço (montantes). Tais placas podem ser consideradas no projeto

dos painéis estruturais, servindo de contraventamento, caso se opte por usar o método *Sheathing Braced Design*.

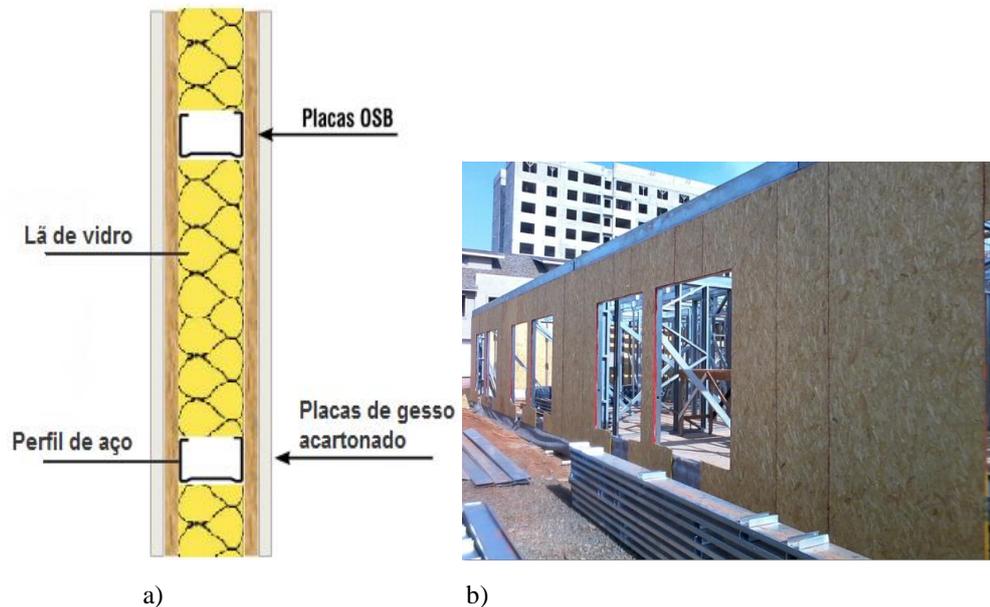


Figura 2.7 – a) composição básica da parede de um painel estrutural empregado em LSF; b) placas OSB empregadas para fechamento vertical e contraventamento (FRAGA, 2016)

Para o caso de peças submetidas à carga axial, tem-se que os dois extremos desta devem ser conectados para que a rotação em relação ao eixo longitudinal e o deslocamento horizontal perpendicular ao seu eixo sejam restritos. Montantes em compressão pelo método *All Steel Design* têm sua resistência axial definida nas seções C4 e D4(a) da AISI S100. O comprimento efetivo (kL) deve ser determinado por análise racional e/ou por teste experimental. Na falta dessas informações, os coeficientes de flambagem k_x , k_y e k_t devem ser considerados como unitários. O comprimento destravado com relação ao eixo de maior inércia, L_x , deve ser tomado como a distância entre os suportes do elemento, enquanto que os comprimentos destravados, L_y e L_t , devem ser considerados como as distâncias entre os travamentos. Pelo método *Sheathing Braced Design*, a resistência axial deve ser determinada de acordo com as disposições da seção B1.2 da AISI S211. A resistência axial deve ser calculada de acordo com a seção C4 da AISI S100, considerando que o comprimento destravado com relação ao eixo de maior inércia (L_x) deve ser tomado como a distância entre os suportes de extremidade da viga. O comprimento destravado com relação ao eixo de menor inércia (L_y) e o comprimento destravado para torção (L_t) devem ser tomados como duas

vezes a distância entre os conectores do revestimento. Os coeficientes de flambagem k_x , k_y e k_t devem ser considerados como unitários (AISI, 2012).

Para o caso de peças submetidas à flexão, a seção C3.1.2.1 da AISI S100 deve ser usada para definir a resistência a flexão pelo método *All Steel Design*. Para o método *Sheathing Braced Design*, desprezando qualquer restrição rotacional provida pelo revestimento, deve-se aplicar a seção C3.1.1 da mesma norma para determinar a resistência a flexão (AISI, 2012).

Para o caso de peças submetidas a esforço cortante, tanto pelo método *All Steel Design* quanto para o *Sheathing Braced Design*, a resistência ao corte de projeto deve ser determinada de acordo com a seção C3.2 da AISI S100 (AISI, 2012).

Para o caso de peças submetidas à carga axial e flexão, tanto pelo método *All Steel Design* quanto para o *Sheathing Braced Design*, a resistência axial requerida e a resistência a flexão deve satisfazer as equações de interação da seção C5 da AISI S100 (AISI, 2012).

No caso da verificação ao corrugamento da alma (*web crippling*), tem-se que, tanto pelo método *All Steel Design* quanto para o *Sheathing Braced Design*, a resistência isolada ao corrugamento da alma deve ser determinada de acordo com a seção C3.4 da AISI S100 ou de acordo com a seção B2.2 da AISI S211 (AISI, 2012).

Ainda de acordo com a AISI S211, fica estipulado que quando o método *Sheathing Braced Design* é empregado, os montantes devem ser avaliados sem considerar o travamento causado pelo revestimento para as cargas permanentes e para as cargas da etapa construtiva (AISI, 2012).

2.5 A CONSIDERAÇÃO DE FUROS EM PERFIS FORMADOS A FRIO

No sistema construtivo LSF é usual empregar elementos com furos na alma para passagens de dutos tal como ilustrado na Figura 1.3 e na Figura 1.4. A presença destes furos pode resultar numa redução da resistência de um elemento individual do perfil ou de todo o perfil, dependendo do tamanho, da forma e do arranjo dos furos. Além disso, a geometria do perfil e o material empregado também têm influência nessa questão. Realizar uma análise exata e fazer o projeto de seções transversais com elementos com furos são procedimentos complexos, em particular quando a forma e o arranjo dos furos não são usuais (YU; LABOUBE, 2010).

Perfis de aço formados a frio que apresentam furos na alma têm a sua capacidade de carga geralmente governada pelo comportamento de flambagem e pela resistência pós flambagem dos elementos que compõem o perfil. Segundo Yu e Laboube (2010), a carga de flambagem crítica para placas perfuradas e membros tem sido estudada por vários pesquisadores, entre os quais se pode citar: Yu e Davis (1973), Schuster (1992), Eiler et al. (1997), Davies et al. (1997), Shanmugam et al. (1999), Dhanalakshmi (2001), Kathage et al. (2006), Paik (2007).

O efeito de furos nos coeficientes de flambagem de placas pode ser exemplificado pela Figura 2.8 e pela Figura 2.9. Nestas figuras k , k_c e k_s são os coeficientes de flambagem para placas quadradas sem furos, com furo circular e com furo quadrado, respectivamente. Nas mesmas figuras, d é o diâmetro dos furos circulares, h é a largura dos furos quadrados e w é a largura da placa. A curva superior da Figura 2.9 foi calculada pelo método dos elementos finitos (YU; LABOUBE, 2010).

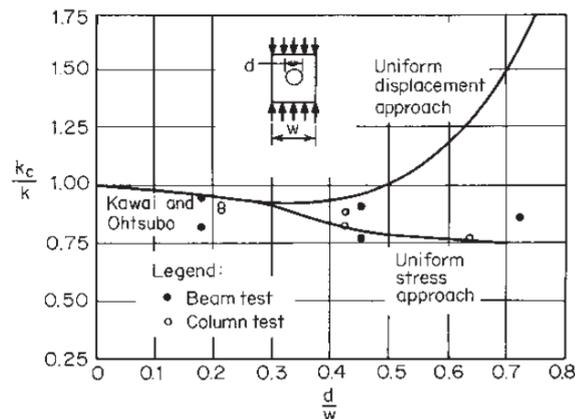


Figura 2.8 – Efeito de furo circular no coeficiente de flambagem em compressão (YU; LABOUBE, 2010)

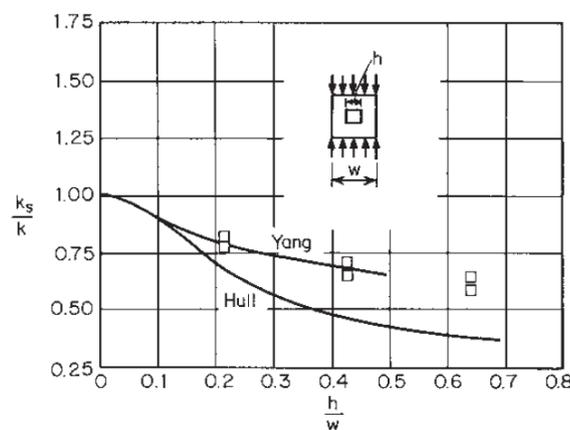


Figura 2.9 – Efeito de furo quadrado no coeficiente de flambagem em compressão (YU; LABOUBE, 2010)

A resistência pós flambagem de elementos perfurados sob compressão foi estudada também por Yu e Davis (1973). Descobriu-se que a equação de Winter, que define a largura efetiva para uma placa sólida, pode ser modificada pela determinação da largura efetiva de elementos rígidos perfurados. Verificou-se que, embora a carga de flambagem seja mais afetada por furos quadrados do que circulares, a resistência pós-flambagem de elementos com furos quadrados e circulares é praticamente a mesma se o diâmetro do círculo for igual à largura do furo quadrado (YU; LABOUBE, 2010).

Segundo Yu e Laboube (2010), a norma AISI inclui desde 1986 limitações de projeto para perfis formados a frio com furos. A norma AISI S100 inclui disposições para a determinação da largura efetiva de elementos rígidos com furos circulares uniformemente comprimidos que serão apresentadas no item 2.5.1 desse trabalho. A Figura 2.10 auxilia na interpretação das variáveis envolvidas.

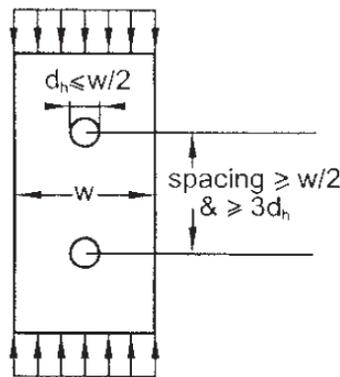


Figura 2.10 – Elemento rígido com furos circulares uniformemente comprimido (YU; LABOUBE, 2010)

Os montantes internos de uma construção em LSF apresentam esforços de compressão e/ou tração. O caso de perfis tracionados com furos é abordado de modo similar nas normas NBR 14762, AISI S100 e AS/NZS 4600, ficando as diferenças apenas com relação aos ponderadores de resistência. Tomando como base a NBR 14762, os modos de falha considerados são: falha da seção bruta do perfil por escoamento, falha da seção líquida do perfil (na região do furo) por ruptura e falha do perfil na região de ligação. As expressões correspondentes aos modos de falha por esforços de tração, citados anteriormente, podem ser obtidas diretamente no item 9.6.2 da NBR 14762. A determinação da largura efetiva para o caso de esforços de compressão é apresentada no item 2.5.1 desse trabalho.

Os montantes externos de uma construção em LSF apresentam esforços de flexo-compressão e/ou flexo-tração. Nessas situações, as normas NBR 14762, AISI S100, AS/NZS 4600 e Eurocode abordam cada uma das solicitações de modo isolado e depois combinam os seus efeitos. Portanto, com relação às solicitações de flexão simples, observa-se que a NBR 14762 não apresenta um procedimento de verificação para considerar o efeito de furos na alma de um perfil submetido a um gradiente de tensões. Segundo Yu e Laboube (2010), tendo como base os resultados da pesquisa de Shan et.al (1994 e 1996), foram incluídas disposições na seção B2.4 da AISI S100 para determinação da altura efetiva da alma de um perfil U com furos e submetido a um gradiente de tensões. A determinação da largura efetiva para essa situação é apresentada no item 2.5.2.

A alma de um perfil formado a frio também deve ser verificada em detalhe. Os modos de falha nesse caso são: flexão, cisalhamento, combinação entre cisalhamento e flexão, corrugamento da alma e combinação entre corrugamento da alma (*web crippling*) e flexão. Considerando o caso de alma com furos, a norma AISI S100 apresenta procedimentos específicos para os casos de cisalhamento e corrugamento da alma. Considerando a aplicação específica de LSF, observa-se que os furos não são realizados nas regiões de aplicação de carga concentrada, logo essa verificação deve ser feita apenas para a seção bruta. A verificação de combinação de cisalhamento e flexão também não apresenta sentido no caso dos montantes. Desse modo, apresenta-se o procedimento de verificação ao cisalhamento da alma do perfil no item 2.5.3.

Os itens 2.5.1, 2.5.2 e 2.5.3 a seguir apresentam a metodologia utilizada para a consideração do efeito dos furos na resistência da alma do perfil U, para esforços de compressão, gradiente de tensões e esforços de cisalhamento, respectivamente. O capítulo 3 abordará mais detalhadamente, com exemplos, as equações apresentadas.

2.5.1 Resistência à compressão uniforme de elementos enrijecidos com furos

A largura efetiva para determinação da resistência de um elemento enrijecido com furos submetido à compressão uniforme é apresentada na seção B2.2 da AISI S100. Para que a abordagem da norma possa ser aplicada deve-se verificar que $0,5 \geq d_h/w \geq 0$, que $w/t \leq 70$ e que a distância entre os centros dos furos seja maior que $0,50w$ e que $3d_h$, sendo w a altura da alma, d_h o diâmetro dos furos e t a espessura do perfil.

Verificadas as limitações, a largura efetiva (b) deve ser calculada de acordo com pelas equações a seguir. Tem-se, para $\lambda \leq 0,673$, a Equação (2.1) e para $\lambda > 0,673$, a Equação (2.2) (AISI, 2007):

$$b = w - d_h \quad (2.1)$$

$$b = \frac{w \left[1 - \frac{0,22}{\lambda} - \frac{0,8d_h}{w} + \frac{0,085d_h}{w\lambda} \right]}{\lambda} \quad (2.2)$$

em que w é a largura plana do elemento (sem raios), t é a espessura do elemento, d_h é o diâmetros dos furos e λ é o fator de esbeltez.

Para todos os casos, $b \leq w - d_h$. Na Equação (2.2), o fator de esbeltez do elemento λ é dado pela Equação (2.3), na qual F_{cr} é a tensão crítica de flambagem elástica de chapa é definida pela Equação (2.4) e F_n é a tensão nominal de flambagem definida pela Equação (2.5) (AISI, 2007).

$$\lambda = \sqrt{\frac{F_n}{F_{cr}}} \quad (2.3)$$

$$F_{cr} = k \frac{\pi^2 E}{12(1 - \mu^2)} \left(\frac{t}{w} \right)^2 \quad (2.4)$$

$$F_n = \left[\frac{0,877}{\lambda_c^2} \right] F_y \quad (2.5)$$

em que k é o coeficiente de flambagem de chapa, μ é o coeficiente de Poisson do aço, λ_c é o fator de esbeltez devido à flambagem global e F_y é a tensão de escoamento do aço.

O fator de esbeltez devido à flambagem global (λ_c) é definido pela Equação (2.6), na qual F_e é a mínima tensão de flambagem elástica por flexão, torção e flexo-torção.

$$\lambda_c = \sqrt{\frac{F_y}{F_e}} \quad (2.6)$$

A norma australiana e neozelandesa, AS/NZS 4600, também apresenta, no item 2.2.2, o procedimento para considerar o efeito de furos na alma de perfis submetidos à compressão simples. No entanto, as disposições são iguais às daquelas da AISI S100, com exceção da Equação (2.2) que é substituída pela Equação (2.7).

$$b = \frac{w \left[1 - \frac{0,22}{\lambda} - \frac{0,8d_h}{w} \right]}{\lambda} \quad (2.7)$$

2.5.2 Resistência de almas de perfis U com furos submetidos a gradiente de tensões

A largura efetiva para determinação da resistência de um elemento enrijecido com furos submetido a gradiente de tensões é apresentada na seção B2.4 da AISI S100. Para que a abordagem da norma possa ser aplicada deve-se verificar que (AISII, 2007):

- a) $d_h/t < 0,7$;
- b) $h/t \leq 200$;
- c) furos centrados na metade da profundidade da alma;
- d) distância livre entre furos ≥ 457 mm;
- e) raio de curvatura de furos não circulares $\geq 2t$;
- f) furos não circulares com $d_h/t \leq 64$ mm e $L_h/t \leq 114$ mm;
- g) diâmetro de furos circulares ≤ 152 mm;
- h) $d_h \geq 14$ mm.

A Figura 2.11 ilustra as variáveis envolvidas, em que h é a altura da porção reta da alma do perfil, d_h é a altura do furo da alma do perfil, t é a espessura da alma do perfil e L_h é o comprimento do furo da alma do perfil. Verificados os limites anteriores, a AISI S100 apresenta as disposições a seguir quanto à resistência do perfil.

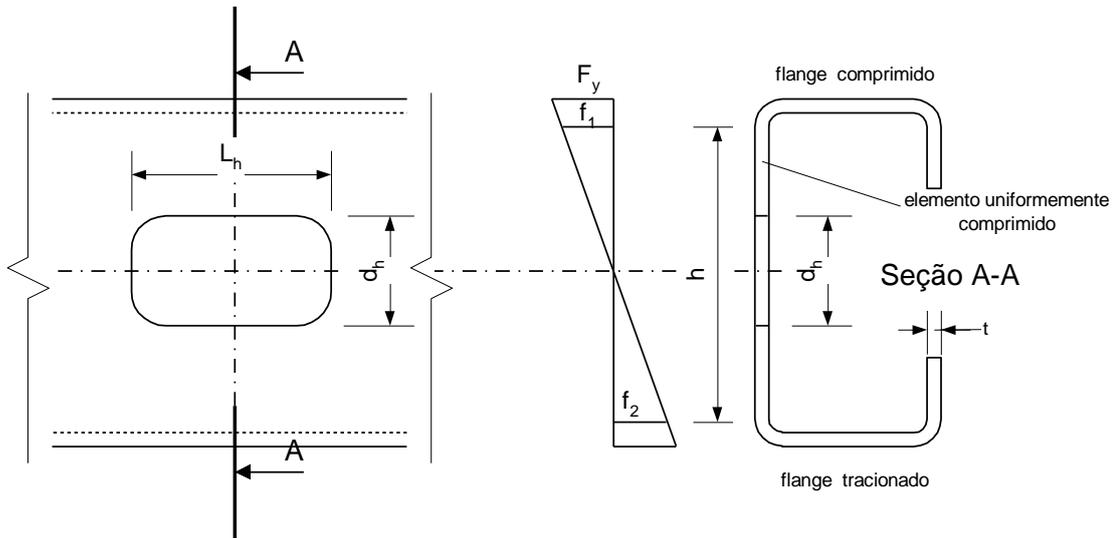


Figura 2.11 – Alma de perfil U enrijecido, com furos, submetido a um gradiente de tensões.

Quando $d_h/t < 0,38$, as larguras b_1 e b_2 devem ser determinadas através de procedimento convencional associado à alma ou elemento enrijecido submetido a um gradiente de tensões assumindo que não existem furos na alma (seção B2.3 da AISI S100). Quando $d_h/t \geq 0,38$, a largura efetiva deve ser determinada através de procedimento convencional associado a um elemento em compressão simples assumindo que a porção comprimida da alma corresponde a um elemento não enrijecido adjacente ao furo com tensão de compressão f_1 (seção B3.1 da AISI S100). A norma AS/NZS 4600 apresenta, na seção 2.2.4, disposições idênticas às da AISI S100. É importante destacar que essas disposições se aplicam aos modos de falha de escoamento da fibra mais afastada e de flambagem lateral por torção.

As expressões correspondentes aos dois processos de cálculo da AISI S100 (com e sem furos) serão apresentadas, diretamente, em uma memória de cálculo associada ao perfil em estudo no capítulo 3.

2.5.3 Resistência ao cisalhamento de almas de perfis U com furos

A seção C3.2.1 da norma AISI S100 apresenta as disposições para o dimensionamento da alma do perfil sem furos ao corte. Para:

$$h/t \leq \sqrt{k_v E / F_y} \rightarrow F_v = 0,6 F_y A_w \quad (2.8)$$

$$\sqrt{k_v E / F_y} < h/t \leq 1,51 \sqrt{k_v E / F_y} \rightarrow F_v = \frac{0,6 \sqrt{E k_v F_y}}{(h/t)} \quad (2.9)$$

$$h/t > 1,51 \sqrt{k_v E / F_y} \rightarrow F_v = \frac{0,904 E k_v}{(h/t)^2} \quad (2.10)$$

em que k_v é o coeficiente de flambagem por corte, A_w é a área da porção reta da alma, ou seja, $A_w = h \cdot t$ e F_v é a tensão de corte nominal. A Equação (2.8) corresponde à falha pelo escoamento por corte e a Equação (2.9) corresponde à falha pela flambagem não elástica por corte. Já a Equação (2.10) corresponde à falha por flambagem por corte. No caso da construção LSF não é usual empregar almas de perfis reforçadas por enrijecedores, logo para esse caso $k_v = 5,34$.

A resistência nominal ao corte é dada pela Equação (2.11) e o ponderador correspondente é $\phi_v = 0,95$.

$$V_n = A_w F_v \quad (2.11)$$

A seção C3.2.2 da AISI S100 apresenta o procedimento de verificação da alma com furo ao corte. O processo de cálculo consiste em obter um fator de redução q_s a ser aplicado ao cálculo anterior. Para:

$$c/t \geq 54 \rightarrow q_s = 1 \quad (2.12)$$

$$5 \leq c/t < 54 \rightarrow q_s = c/54t \quad (2.13)$$

em que

$$c = h/2 - d_h/2,83 \quad \text{para furo circular} \quad (2.14)$$

$$c = h/2 - d_h/2 \quad \text{para furo não circular} \quad (2.15)$$

Esse formulário somente é válido se respeitadas as mesmas limitações impostas à aplicação do formulário para alma com furo submetida a um gradiente de tensões.

3 RECOMENDAÇÕES NORMATIVAS EXISTENTES

Os perfis formados a frio que são empregados numa construção do tipo LSF, considerando normas nacionais, devem ser dimensionados de acordo com a NBR 14762. Entre as normas internacionais, destacam-se a AISI S100 (norma americana), o Eurocode 3 (norma europeia) e a AS/NZS 4600 (norma australiana). Focando o estudo na verificação de perfis U enrijecidos, com e sem furos na alma, usados como montantes do sistema LSF, destacam-se as normas americana e australiana.

A simples apresentação dos procedimentos de cálculo de cada uma destas normas resultaria em um texto repetitivo e extenuante, o qual contribuiria pouco para o discernimento entre as mesmas e o real conhecimento do assunto. Nesse sentido, a abordagem de cada norma é apresentada através de um memorial de cálculo comentado que tem como objetivo determinar a capacidade resistente do perfil usualmente empregado como montante nas construções LSF, o qual também foi ensaiado experimentalmente.

3.1 O PERFIL

Trata-se de um perfil U enrijecido, ilustrado na figura 3.1a, com 89 mm de altura nominal da alma (b_w), 41 mm de largura nominal da mesa inferior (b_{f1}), 39 mm de largura nominal da mesa superior (b_{f2}), 11 mm de largura nominal do enrijecedor de borda (D) e 0,95 milímetros de espessura (t). Tais dimensões foram adotadas mediante uma consulta prévia a vários catálogos comerciais de empresas brasileiras que fabricam peças de montantes para LSF, consistindo, portanto, em medidas usuais de seção transversal de um perfil comercial nacional. A diferença de 2 mm entre as mesas inferior e superior se deve a questões de montagem. Cabe destacar que as espessuras de 0,8 mm e 1,25 mm também são empregadas. Na falta de informações práticas, por se tratar de uma chapa de espessura pequena, adotou-se um raio interno de dobramento (r_i) de $1,5 t$.

Segundo a informação passada pela empresa Imecon (Novo Hamburgo – RS), a qual doou todos os corpos de prova para o ensaio experimental, o perfil com alma de 89 mm e espessura de 0,80 mm é o mais utilizado, sendo empregado em estruturas de telhados, paredes e vigas de piso treliçadas.

O comprimento padrão dos perfis empregados em montantes é de 2,6 metros. É usual fazer aberturas circulares nas almas desses perfis, sendo comum o diâmetro de 35 milímetros. As posições das furações indicadas na Figura 3.1b.

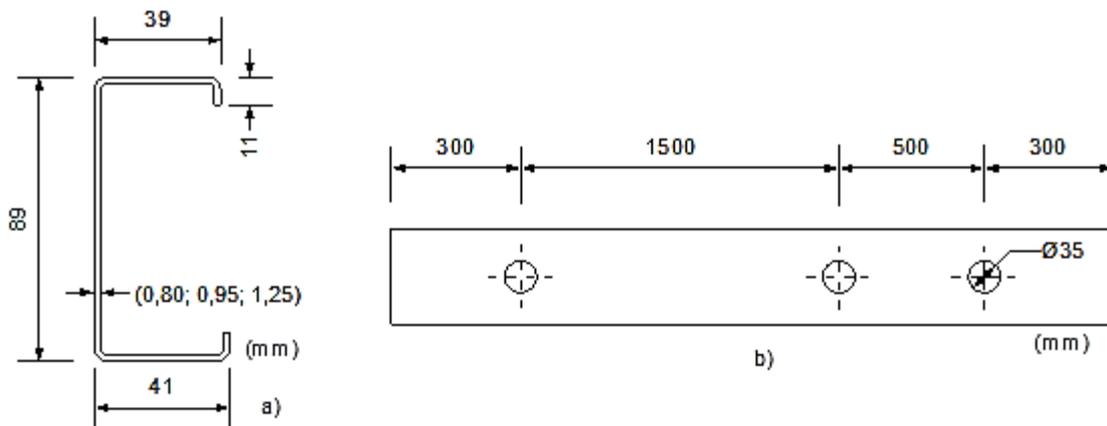


Figura 3.1 – Detalhes do perfil U enrijecido

O material empregado no perfil apresenta tensão de escoamento de 280 MPa (aço de grau ZAR²-280, conforme NBR 7008-3) e tensão de ruptura mínima de 380 MPa. Tomando como base a norma NBR 14762 foram adotadas as seguintes propriedades mecânicas: módulo de elasticidade (E) de 200.000 MPa, coeficiente de Poisson (ν) de 0,3 e módulo de elasticidade transversal (G) de 77.000 MPa.

Para facilitar o processo de cálculo a ser desenvolvido em diferentes normas, considera-se que ambas as mesas do perfil são iguais a 41 mm. No Apêndice A, ao se comparar o perfil real com o perfil simplificado, demonstra-se que a consideração das mesas com dimensões de 41 mm e 39 mm não produz uma alteração significativa nos resultados obtidos.

Independentemente da norma a ser considerada, o primeiro procedimento consiste em calcular-se as dimensões retas de cada aba do perfil, bem como as propriedades geométricas do mesmo. Através de uma planilha programada no *software* Excel[®], realizaram-se os cálculos considerando a influência dos raios de curvatura, embora, do ponto de vista prático, a mesma

²ZAR, sigla utilizada para denominar os aços zincados de alta resistência, “[...] são aços ligados que podem apresentar altos valores de resistência mecânica, porém reduzida capacidade de conformação [...]” (ABNT, 2012, p. 1). O número que sucede a sigla representa o valor nominal mínimo da resistência ao escoamento.

possa ser desprezada. A Figura 3.2 apresenta as dimensões da linha média e as propriedades geométricas do perfil para cálculo.

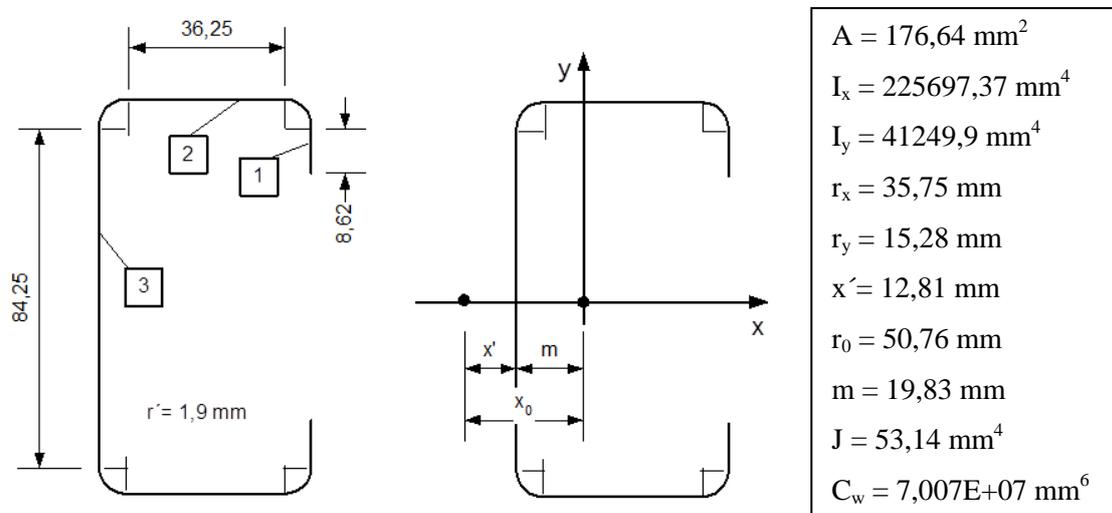


Figura 3.2 – Dimensões (mm) e propriedades geométricas do perfil simplificado

Para fins de cálculo, considera-se que o perfil é rotulado nos seus extremos. Quanto às solicitações atuantes no perfil, embora os montantes atuem em conjunto (parede), o seu cálculo usual verifica o perfil isoladamente. Nesse contexto, os perfis que compõe paredes internas devem ser verificados a compressão e/ou tração. Já os perfis que compõe as paredes externas devem ser verificados a flexo-compressão e/ou flexo-tração. Dessas situações, a que necessita ser mais bem detalhada é a da compressão, que é apresentada no item 3.2. As demais solicitações são abordadas, de modo resumido, de acordo com o procedimento da NBR 14762.

3.2 VERIFICAÇÃO À COMPRESSÃO

Apresenta-se o procedimento de verificação de perfis U enrijecidos submetidos à compressão de acordo com as normas NBR 14762, AISI S100 e AS/NZS 4600.

3.2.1 Norma brasileira NBR 14762

O item 9 da NBR 14762 trata do dimensionamento de estruturas de aço compostas de perfis formados a frio e prevê a existência de três métodos para o dimensionamento de barras submetidas a ações estáticas: método da largura efetiva (MLE), método da seção efetiva (MSE) e o método da resistência direta (MRD). O MLE é considerado o método padrão (é

aplicado em todas as normas internacionais para dimensionamento de perfis formados a frio), enquanto o MSE é praticado apenas pela norma brasileira.

3.2.1.1 Limitação da esbeltez

De acordo com o item 9.7.4 da norma, índice de esbeltez (λ) não deve exceder o valor de 200:

$$kl_x/r_x = 2600/35,75 = 72,7 \quad kl_y/r_y = 2600/15,28 = 170,1$$

sendo k o coeficiente de flambagem de barras comprimidas, l é comprimento destravado da barra e r é o raio de giração. De acordo com a NBR 8800, o coeficiente de flambagem por flexão (k_x e k_y) para uma barra birrotulada nos extremos vale 1.

3.2.1.2 Limitação da relação largura-espessura

Como condição geral, uma relação largura-espessura do elemento máxima deve ser respeitada de acordo com a tabela 4 da norma. Para o caso de perfis U enrijecidos tem-se:

- a) alma do perfil (elemento comprimido com ambas as bordas vinculadas a elementos AA³);

$$(b/t)_{\max} = 500 \rightarrow b_3/t = 84,25/0,95 = 88,7 \rightarrow \text{ok}$$

sendo b = largura do elemento, t = espessura do elemento. A norma recomenda que, para evitar deformações excessivas $(b/t)_{\max} = 250$. O valor obtido atende a essa limitação.

- b) mesas do perfil (elemento comprimido AA⁴ com uma borda vinculada a alma e a outra ao enrijecedor de borda).

$$(b/t)_{\max} = 60 \rightarrow b_2/t = 38,1 \rightarrow \text{ok}$$

A norma recomenda para evitar deformações excessivas $(b/t)_{\max} = 30$. O valor obtido não atende a essa limitação, porém, por se tratar de uma sugestão, tal limitação não é mandatória.

³ Um elemento com bordas vinculadas (elemento AA) é um “elemento plano com as duas bordas vinculadas a outros elementos na direção longitudinal do perfil” (ABNT, 2010, p. 3).

⁴idem

3.2.1.3 Flambagem global elástica

A norma NBR 14762 baseia a verificação de perfis comprimidos na determinação das cargas de flambagem global elástica, sendo o mesmo procedimento empregado nas normas internacionais anteriormente citadas. O procedimento a seguir, focado para um perfil U enrijecido, está de acordo com o item 9.7.2.1 da NBR 14762. As seguintes expressões são comuns a várias normas e suas deduções podem ser encontradas em Timoshenko (1961).

Força axial de flambagem global elástica por flexão em relação ao eixo principal x (N_{ex}):

$$N_{ex} = \frac{\pi^2 EI_x}{(k_x L_x)^2} = 65,9 \text{ kN}$$

Força axial de flambagem global elástica por flexão em relação ao eixo principal y (N_{ey}):

$$N_{ey} = \frac{\pi^2 EI_y}{(K_y L_y)^2} = 12,04 \text{ kN}$$

Força axial de flambagem global elástica por torção (N_{ez}):

$$N_{ez} = \frac{1}{r_0^2} \left[\frac{\pi^2 EC_w}{(K_z L_z)^2} + GJ \right] = 9,53 \text{ kN}$$

Nas expressões acima I_x e I_y são os momentos de inércia da seção bruta em relação aos eixos principais x e y ; os termos $K_x L_x$ e $K_y L_y$ são os comprimentos efetivos de flambagem global por flexão em relação aos eixos x e y ; o termo $K_z L_z$ é o comprimento efetivo de flambagem global por torção. De modo usual, considera-se que não há garantia de impedimento ao empenamento, logo $K_z = 1$. O termo C_w é a constante de empenamento da seção transversal; J é a constante de torção da seção e r_0 é o raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de torção dado por:

$$r_0 = [r_x^2 + r_y^2 + x_0^2]^{0,5} = 50,76 \text{ mm}$$

sendo r_x e r_y os raios de giração da seção bruta em relação aos eixos principais de inércia x e y , x_0 é a distância do centro de torção ao centróide na direção do eixo x e y .

Por se tratar de um perfil com seção monossimétrica cujo eixo de simetria é o eixo x , o valor da força axial de flambagem global elástica (N_e) é o menor valor obtido entre N_{ey} e a força axial de flambagem por flexo-torção (N_{exz}) dada por:

$$N_{exz} = \frac{N_{ex} + N_{ez}}{2[1 - (x_0/r_0)^2]} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{4N_{ex}N_{ez}[1 - (x_0/r_0)^2]}{(N_{ex} + N_{ez})^2}} \right] = 8,95 \text{ kN}$$

Como $N_{exz} < N_{ey}$, tem-se que $N_e = 8,95 \text{ kN}$.

Com esse valor, obtém-se o índice de esbeltez reduzido devido à flambagem global (λ_0):

$$\lambda_0 = \left(\frac{Af_y}{N_e} \right)^{0,5} = \left(\frac{176,64 \cdot 280}{8,95 \times 10^3} \right)^{0,5} = 2,35$$

sendo A a área bruta da seção transversal da barra.

3.2.1.4 Tensão normal de compressão

Para o estado-limite último de instabilidade de barra submetida à compressão, deve-se considerar um fator de redução da força axial de compressão resistente (χ), associado à flambagem global, a qual depende de λ_0 . Para $\lambda_0 > 1,5$, tem-se:

$$\chi = \frac{0,877}{\lambda_0^2} = \frac{0,877}{2,35^2} = 0,16$$

Finalmente, a tensão normal de compressão (σ) é obtida:

$$\sigma = \chi f_y = 0,1586 \cdot 280 = 44,42 \text{ MPa}$$

3.2.1.5 Flambagem local – método da largura efetiva (MLE)

A largura efetiva de cada um dos elementos do perfil U é calculada separadamente conforme os itens 9.2.2 e 9.2.3 da norma. São obtidas larguras efetivas para: alma, mesas e enrijecedores.

Largura efetiva da alma

A alma de um perfil U (elemento AA⁵) submetida a esforços de compressão deve ter um coeficiente de flambagem local $k = 4$, de acordo com a tabela 5 da norma. Com isso, calcula-se o índice de esbeltez reduzido do elemento (λ_p):

$$\lambda_p = \frac{b/t}{0,95(kE/\sigma)^{0,5}} = \frac{88,7}{0,95 \cdot (4 \cdot 2 \times 10^5 / 44,42)^{0,5}} = 0,696$$

Para $\lambda_p > 0,673$ tem-se que a largura efetiva (b_{ef}) da alma é:

$$b_{ef} = b(1 - 0,22/\lambda_p) / \lambda_p = 84,25(1 - 0,22/0,696) / 0,696 = 82,79 \text{ mm}$$

Largura efetiva das mesas

As mesas de um perfil U submetidas a esforços de compressão, por possuírem enrijecedores de borda em um dos seus extremos, são calculados de modo diferente ao da alma. Primeiramente, obtém-se o valor de referência do índice de esbeltez reduzido do elemento (λ_{p0}) ligado ao enrijecedor (mesa):

$$\lambda_{p0} = \frac{b/t}{0,623(E/\sigma)^{0,5}} = \frac{38,1}{0,623 \cdot (2 \times 10^5 / 44,42)^{0,5}} = 0,913$$

Para $\lambda_{p0} > 0,673$, é necessário que sejam calculados os momentos de inércia referentes ao enrijecedor. O momento de inércia da seção bruta do enrijecedor em relação ao eixo que passa pelo seu centroide e é paralelo ao elemento enrijecido, não considerando a parte curva entre o enrijecedor e o elemento a ser enrijecido (I_s) é:

$$I_s = \frac{(td^3 \text{sen}^2 \theta)}{12} = \frac{(0,95 \cdot 8,625^3 \text{sen}^2 90)}{12} = 50,79 \text{ mm}^4$$

sendo d a largura do enrijecedor de borda e θ é o ângulo formado pelo elemento e o enrijecedor de borda. O momento de inércia de referência do enrijecedor de borda (I_a) é dado por:

⁵Um elemento com bordas vinculadas (elemento AA) é um “elemento plano com as duas bordas vinculadas a outros elementos na direção longitudinal do perfil [...]” (ABNT, 2010, p. 3).

$$I_a = 399t^4(0,487\lambda_{p0} - 0,328)^3 \leq t^4(56\lambda_{p0} + 5)$$

$$I_a = 399 \cdot 0,95^4(0,487 \cdot 0,913 - 0,328)^3 \leq 0,95^4(56 \cdot 0,913 + 5)$$

$$I_a = 0,516 \text{ mm}^4 \leq 45,72 \text{ mm}^4$$

$$I_s/I_a > 1 \rightarrow I_s/I_a = 1$$

A relação entre a dimensão nominal do enrijecedor (D) e a largura da mesa (b) é:

$$D/b = 11/36,25 = 0,303$$

Para $0,25 < D/b \leq 0,8$, o coeficiente de flambagem local (k) é dado por:

$$k = (4,82 - 5 D/b)(I_s/I_a)^n + 0,43 \leq 4$$

em que:

$$n = (0,582 - 0,122\lambda_{p0}) \geq 1/3$$

$$n = 0,470 \geq 0,333$$

portanto:

$$k = (4,82 - 5 \cdot 0,303)(1)^{0,47} + 0,43 \leq 4$$

$$k = 3,735 \leq 4$$

Com o valor de k , finalmente calcula-se o índice de esbeltez reduzido do elemento:

$$\lambda_p = \frac{38,1}{0,95 \cdot (3,735 \cdot 2 \times 10^5 / 44,42)^{0,5}} = 0,31$$

Para $\lambda_p \leq 0,673$, tem-se que a largura efetiva (b_{ef}) das mesas é:

$$b_{ef} = b = 36,25 \text{ mm}$$

Largura efetiva dos enrijecedores de borda

Os enrijecedores de borda de um perfil U (elementos AL⁶) submetidos a esforços de compressão devem ter um coeficiente de flambagem local (k) igual a 0,43, de acordo com a tabela 6 da norma. Com isso, calcula-se λ_p como:

$$\lambda_p = \frac{8,625/0,95}{0,95 \cdot (0,43 \cdot 2 \times 10^5 / 44,42)^{0,5}} = 0,217$$

Para $\lambda_p \leq 0,673$, tem-se que a largura efetiva do enrijecedor de borda (d_{ef}) é:

$$d_{ef} = d = 8,625 \text{ mm}$$

No caso dos enrijecedores, calcula-se ainda a largura efetiva reduzida (d_s) a ser usada no cálculo das propriedades da seção efetiva do perfil. Como o valor de referência do λ_{p0} do elemento ligado ao enrijecedor é maior que 0,673, tem-se que:

$$d_s = (I_s/I_a)d_{ef} = 1 \cdot 8,625 = 8,625 \text{ mm}$$

Força axial de compressão - MLE

Para calcular a força axial de compressão resistente de cálculo $N_{c,Rd}$, deve-se obter a área efetiva:

$$A_{ef} = 0,95(82,79 + 2 \cdot 36,25 + 2 \cdot 8,625 + 4 \cdot 1,571 \cdot 1,9) = 175,25 \text{ mm}^2$$

$$N_{c,Rd} = \frac{\chi A_{ef} f_y}{\gamma} = \frac{0,1586 \cdot 175,25 \cdot 280}{1,20} = 6485 \text{ N} = 6,49 \text{ kN}$$

sendo $N_{c,Rd}$ a força axial de compressão resistente de cálculo, A_{ef} é a área efetiva da seção transversal da barra (conforme o MLE para flambagem local) e γ é o coeficiente de ponderação da resistência do aço (1,20).

⁶Um elemento com borda livre (elemento AL) é um “elemento plano vinculado a outro elemento em apenas uma borda na direção longitudinal do perfil [...]” (ABNT, 2010, p. 4).

3.2.1.6 Flambagem local – método da seção efetiva (MSE)

O método da seção efetiva apresentado no item 9.7.2 da norma NBR 14762, está baseado na obtenção um valor único para a flambagem local do perfil, e não de cada elemento, como no MLE. Tal método é baseado em expressões e tabelas obtidas a partir de sucessivas aplicações do método das faixas finitas para um conjunto de perfis padrão.

Força axial de flambagem local elástica

Através da relação entre a largura nominal da mesa (b_f) e altura nominal da alma (b_w), encontra-se o coeficiente de flambagem local para a seção completa (k_l) do perfil. Esse valor pode ser obtido tanto pela tabela 9 quanto pela tabela 10 da norma. O valor da relação (η) é:

$$\eta = b_f / b_w = 41 / 89 = 0,461$$

De acordo com a tabela 9, para perfis com seção U enrijecidos e para $0,1 \leq \eta \leq 1,0$ e $0,1 \leq D/b_w \leq 1,0$ (sendo $D/b_w = 0,122$), o valor do coeficiente de flambagem local (k_l) é:

$$k_l = 6,8 - 5,8\eta + 9,2\eta^2 - 6,0\eta^3 = 5,49$$

A força axial de flambagem local elástica (N_l) é:

$$N_l = k_l \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)(b_w/t)^2} A = 19985 N = 19,985 kN$$

Índice de esbelteza reduzido da seção completa

O fator de redução da força axial de compressão resistente (χ), associado à flambagem global, anteriormente calculado é utilizado para o cálculo do índice de esbelteza reduzido (λ_p), agora, da seção completa:

$$\lambda_p = \left(\frac{\chi A f_y}{N_l} \right)^{0,5} = \left(\frac{0,1586 \cdot 176,64 \cdot 280}{19985} \right)^{0,5} = 0,626$$

Força axial de compressão - MSE

Para $\lambda_p \leq 0,776$, tem-se que a área efetiva da seção transversal (A_{ef}) é a própria área bruta da seção transversal (A). Portanto a força axial de compressão resistente de cálculo vale:

$$N_{c,Rd} = \frac{0,1586 \cdot 176,64 \cdot 280}{1,20} = 6537 \text{ N} = 6,54 \text{ kN}$$

3.2.1.7 Flambagem distorcional

O perfil U enrijecido pode apresentar flambagem distorcional conforme ilustrado na Figura 3.3. Como esse tipo de flambagem não foi considerada nos cálculos anteriores, a mesma deve ser verificada.

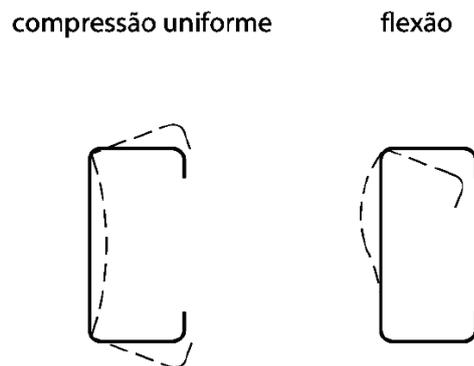


Figura 3.3 – Flambagem distorcional da seção transversal do tipo U enrijecido (ABNT, 2010)

Nesse sentido, a abordagem da norma NBR 14762 é limitada quando se refere aos métodos da largura efetiva e da seção efetiva. Basicamente, a norma se limita a verificar se a consideração da flambagem distorcional pode ser dispensada ou não e comenta que “[...] o cálculo dos esforços críticos de flambagem elástica distorcional pode ser feito com base na teoria da estabilidade elástica, ou conforme formulação direta aproximada, desde que esteja garantida a correlação adequada com os resultados teóricos.” (ABNT, 2010, p. 32).

O item 9.7.3 dessa norma, com base na relação D/b_w , define se a verificação da flambagem distorcional pode ser dispensada. A tabela 11 da norma apresenta os valores mínimos dessa relação. Os dados para entrada são

$$\eta = b_f/b_w = 41/89 = 0,461$$

$$b_w/t = 89/0,95 = 93,7$$

Interpolando esses valores na tabela 11 obtém-se $(D/b_w)_{\min} = 0,0405$. Como para o perfil em questão tem-se $D/b_w = 0,123$, a verificação pode ser dispensada.

A verificação da flambagem distorcional pelo MLE é possível de ser realizada, constando, inclusive, na norma norte-americana AISI S100, mas uma rotina de cálculo trabalhosa e com limitações de aplicação. Já pelo MSE, não há formulação para a flambagem distorcional. Esse contexto serviu de motivação para pesquisas que resultaram no método da resistência direta.

3.2.1.8 Método da resistência direta (MRD)

A NBR 14762 também permite empregar o método da resistência direta (MRD) no lugar do MLE e do MSE, sem as limitações de aplicação indicadas na AISI S100. A flambagem global, local e a distorcional são calculadas de acordo com o Anexo C da norma, por meio de análise de estabilidade elástica via aplicação do método dos elementos finitos ou do método das faixas finitas.

Vários autores recomendam empregar o métodos das faixas finitas apenas para determinar as cargas de flambagem local e distorcional, devendo as cargas de flambagem global serem determinadas de modo analítico. Essa recomendação se justifica, principalmente, em função das condições de contorno nos extremos da barra, já que no método das faixas finitas convencional as mesmas correspondem a uma barra birrotulada. Nesse trabalho, optou-se por empregar o *software* livre CUF⁷ que está baseado no método das Faixas Finitas. Para maiores detalhes sobre esse *software*, recomenda-se a leitura de Schafer (2006) e dos manuais de usuário disponíveis no site para *download*.

Apresenta-se, na sequência, uma descrição da aplicação do CUF⁷ na análise do perfil em questão. A Figura 3.4 ilustra a tela principal de entrada de dados do CUF⁷ na qual constam as coordenadas dos nós empregados para modelar a seção transversal do perfil, que foi modelada com dois elementos nos enrijecedores de borda, quatro elementos nas mesas e oito elementos na alma do perfil. É necessário destacar que as porções curvas do perfil não são modeladas por simplicidade e também por que estas não influenciam no resultado de modo significativo (CHOUDRAI, 2006), ainda mais em função das dimensões envolvidas, e que as coordenadas indicadas correspondem à linha média do perfil. O CUF⁷ também realiza o cálculo das propriedades geométricas do perfil, mas estas diferem um pouco com relação aos valores calculados anteriormente por planilha, já que foram levados em conta os raios de

⁷ O *download* do *software* está disponível em <http://www.ce.jhu.edu/bschafer/cufsm/>.

curvatura nesse caso. Os valores das principais propriedades são: $A = 177,83 \text{ mm}^2$, $I_x = 228067,49 \text{ mm}^4$, $I_y = 40249 \text{ mm}^4$, $x_c = 12,53 \text{ mm}$, $J = 53,5 \text{ mm}^4$, $C_w = 6,66 \times 10^7 \text{ mm}^6$.

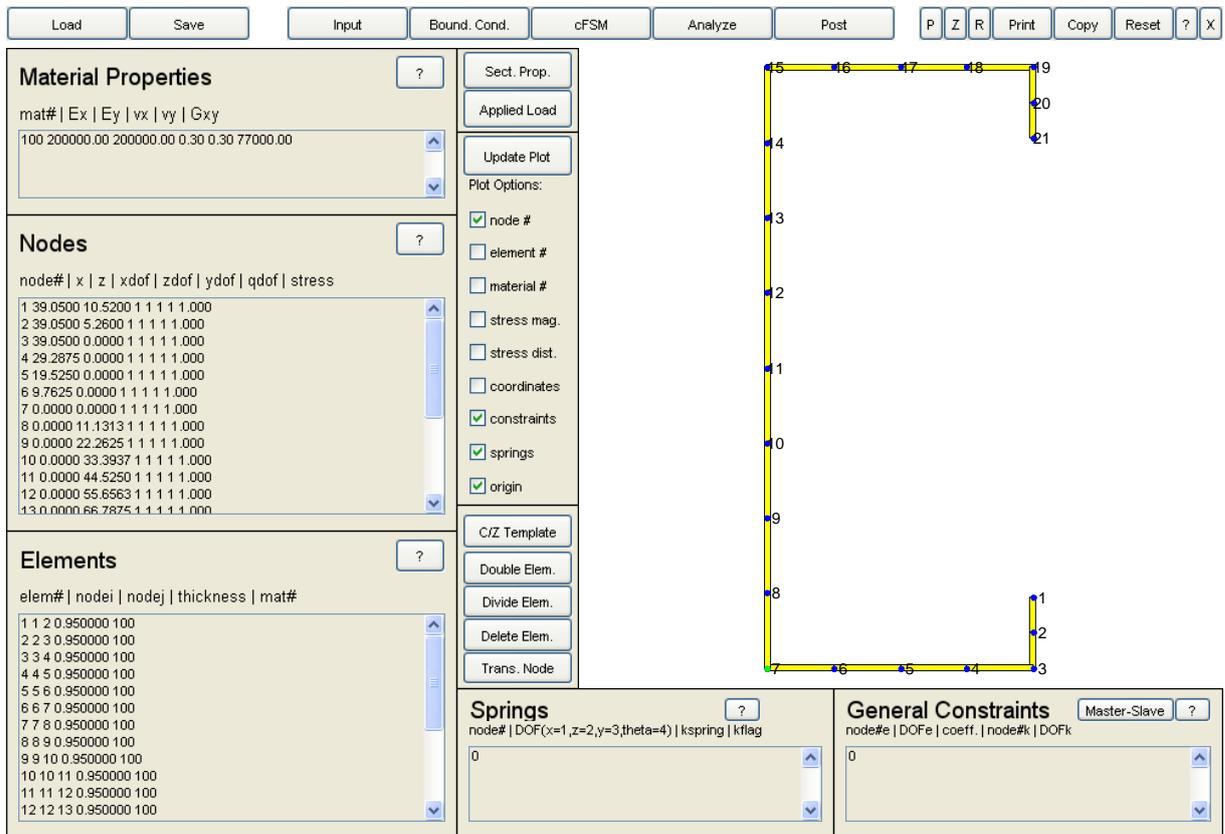


Figura 3.4 – Entrada de dados no CUFSM

Salienta-se que, no método das faixas finitas, apenas a seção transversal do perfil é modelada. Tanto a seção transversal quanto as condições de contorno e carregamento permanecem constantes ao longo do comprimento do perfil. No quadro *Nodes* da Figura 3.4 as variáveis *xdof*, *zdof* e *ydof* são especificadas iguais a 1 para cada um dos nós do modelo da seção transversal. Isso significa que nesses nós esses graus de liberdade estão livres. Deve-se lembrar que, no método das faixas finitas convencional (que corresponde ao usado neste problema), as condições de contorno correspondentes a uma barra birrotulada são introduzidas de modo natural na formulação.

Para fins de análise, aplica-se um carregamento uniforme correspondente a tensão de escoamento do material (280 MPa) atuando em todo o perfil, conforme ilustrado na Figura 3.5. Os resultados obtidos são fatores que multiplicam essa carga.

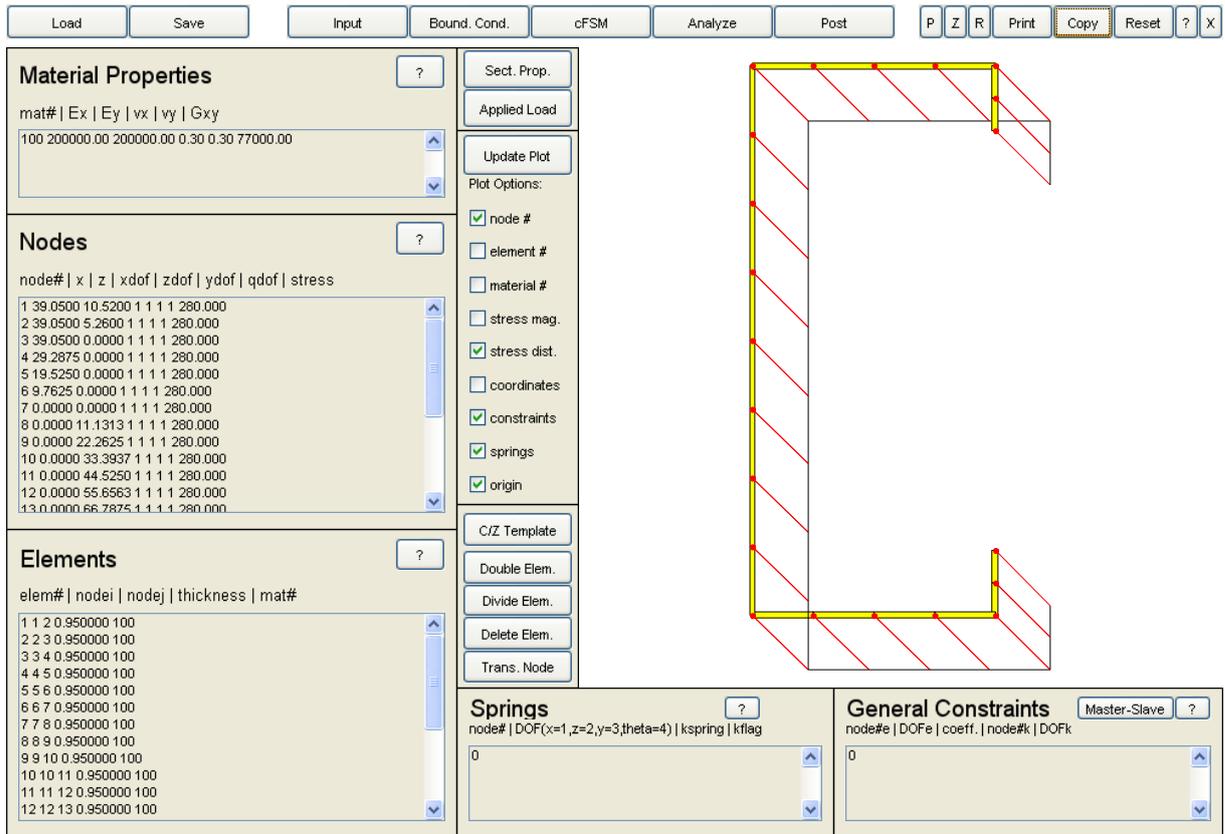


Figura 3.5 – Aplicação de tensão uniforme de compressão no perfil

No próximo passo, estabelece-se um conjunto de meios comprimentos de onda para os quais é feita a análise. É importante destacar que um meio comprimento de onda, que corresponde à flambagem local deve ser da ordem de grandeza da maior dimensão dentre os elementos do perfil, no caso da alma. Em vista disso, deve-se considerar um número maior de meios comprimentos de onda nessa região de modo a discretizar melhor a resposta.

A Figura 3.6 apresenta os resultados obtidos após a análise. O gráfico ilustrado representa o comportamento do *loadfactor* em função do meio comprimento de onda, expresso em milímetros. O *loadfactor* é um fator que varia entre 0 e 1, o qual multiplica a força que provoca o escoamento da seção transversal do perfil. No caso essa força vale:

$$P_y = A \cdot f_y = 177,83 \cdot 280 = 49792 \text{ N}$$

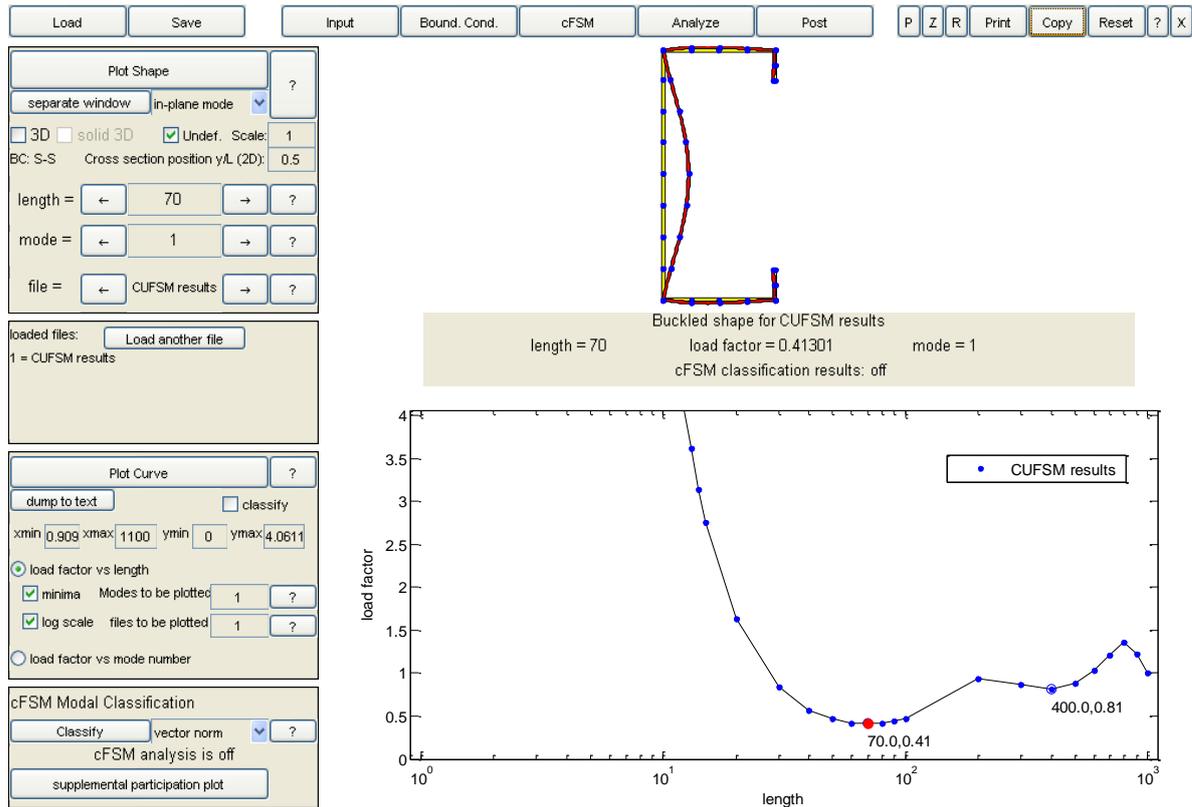


Figura 3.6 – Comportamento do perfil submetido à compressão centrada – flambagem local

Esse gráfico é usualmente usado para encontrar a carga correspondente à flambagem local e à flambagem distorcional do perfil. A ilustração do perfil U enrijecido em questão corresponde à posição em que se encontra o ponto vermelho de marcação sobre o gráfico. A identificação do modo de flambagem, numa análise simplificada, deve ser feita pela forma da configuração deformada, mas nem sempre esse procedimento é simples de ser feito (GRIGOLETTI, 2008). No caso de um perfil U enrijecido, essa interpretação não é complicada. Para aprofundar esse assunto recomenda-se a leitura do capítulo 3 de Hancock (2001).

O primeiro vale do gráfico da Figura 3.6 corresponde a um meio comprimento de onda de 70 milímetros e a um *loadfactor* de 0,41301, que equivale a uma carga de 20565 N. Essa carga representa a flambagem local elástica (N_l) do perfil, mais especificamente da alma. Cabe salientar que o meio comprimento de onda (70 mm) foi da ordem de grandeza da largura da alma (está de acordo com observações de Hancock (2001)), que é de 88 milímetros. Observa-se ainda que apenas a alma do perfil apresenta uma deformada aparente e não há rotação das mesas do perfil.

Posicionando-se o ponto vermelho sobre o segundo vale, obtém-se uma nova configuração deformada do perfil, como pode ser visto na Figura 3.7. Percebe-se que há uma deformação aparente da alma do perfil, diferentemente das mesas, as quais sofreram uma rotação em que os ângulos entre a alma e as mesas se mantiveram em praticamente 90° . Tanto as mesas quanto os enrijecedores de borda sofreram uma rotação de corpo rígido. Tal aspecto da configuração deformada do perfil nesse ponto é característico da flambagem distorcional (HANCOCK, 2001). Nota-se que a flambagem distorcional ocorre para um meio comprimento de onda de 400 milímetros e um *loadfactor* de 0,80692, que equivale a uma carga de 40178 N, que representa a flambagem distorcional elástica (N_{dist}) do perfil. Pelo gráfico da Figura 3.7, nota-se que, se o perfil tivesse um comprimento de 800 milímetros, o mesmo falharia por flambagem local.

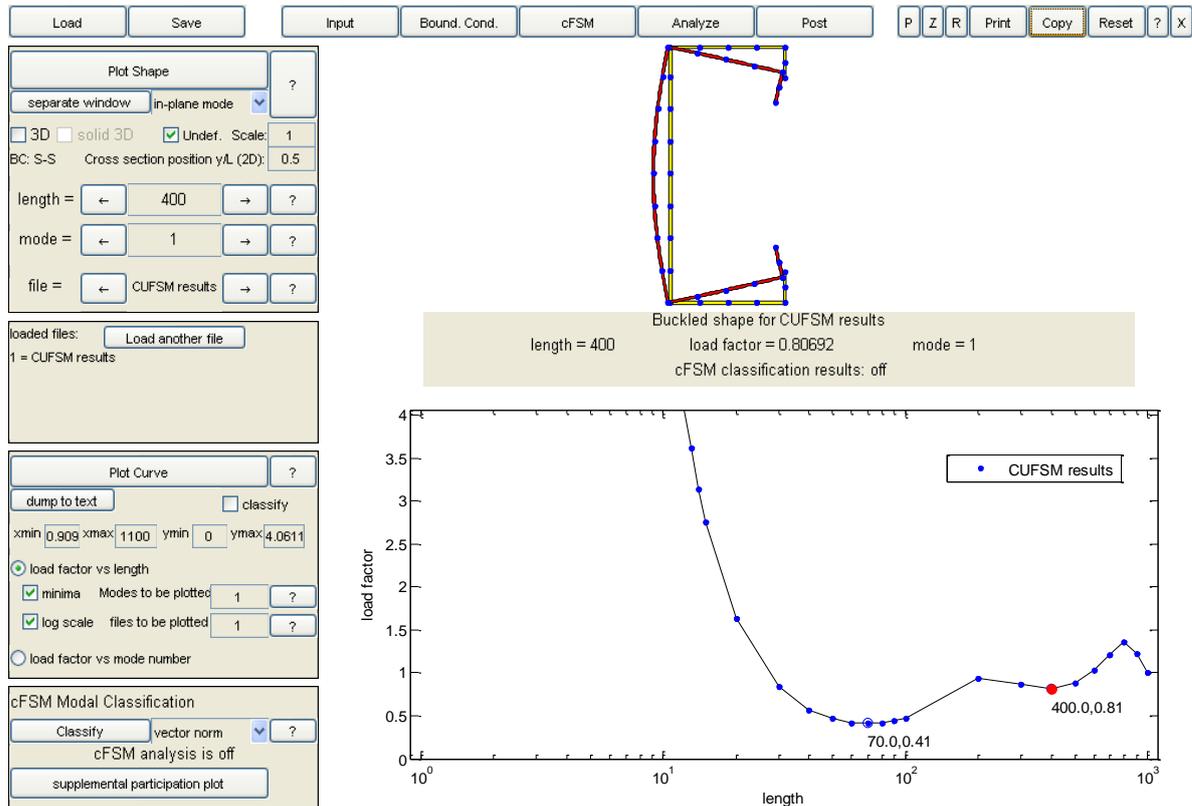


Figura 3.7 – Comportamento do perfil submetido à compressão centrada – flambagem distorcional

Para a obtenção da carga de flambagem global, pode-se continuar a trabalhar sobre o gráfico anterior ou pode-se, simplesmente, empregar as expressões conhecidas para determinar a força axial de flambagem global elástica (N_e). Adotam-se os mesmos valores já calculados na análise da norma brasileira, embora exista uma pequena diferença nos valores das propriedades do perfil em função da não consideração dos trechos curvos pelo CUFSM. A

diferença nos resultados das cargas é da ordem de 1% por essa aproximação. Portanto, a carga de flambagem global elástica (N_e), que corresponde à flambagem por flexo-torção, é igual a 8950 N (item 3.2.1.3). Com esses valores, aplica-se o procedimento encontrado no Anexo C da NBR 14762 para o método da resistência direta (MRD).

Flambagem global

O índice de esbeltez reduzido associado à flambagem global (λ_0) é:

$$\lambda_0 = \left(\frac{Af_y}{N_e} \right)^{0,5} = \left(\frac{177,83 \cdot 280}{8950} \right)^{0,5} = 2,359$$

Para $\lambda_0 > 1,5$, o valor característico da força axial de compressão resistente, associado à flambagem global ($N_{c,Re}$) é:

$$N_{c,Re} = \left(\frac{0,877}{\lambda_0^2} \right) Af_y = \left(\frac{0,877}{2,359^2} \right) 177,83 \cdot 280 = 7847 \text{ N} = 7,85 \text{ kN}$$

Flambagem local

O índice de esbeltez reduzido associado à flambagem local (λ_l) é:

$$\lambda_l = \left(\frac{N_{c,Re}}{N_l} \right)^{0,5} = \left(\frac{7847}{20565} \right)^{0,5} = 0,618$$

Para $\lambda_l \leq 0,776$, o valor característico da força axial de compressão resistente, associado à flambagem local é ($N_{c,RI}$) é:

$$N_{c,RI} = N_{c,Re} = 7847 \text{ N} = 7,85 \text{ kN}$$

Flambagem distorcional

O índice de esbeltez reduzido associado à flambagem distorcional (λ_{dist}) é:

$$\lambda_{dist} = \left(\frac{Af_y}{N_{dist}} \right)^{0,5} = \left(\frac{49792}{40178} \right)^{0,5} = 1,113$$

Para $\lambda_{dist} > 0,561$, o valor característico da força axial de compressão resistente, associado à flambagem distorcional é ($N_{c,Rdist}$) é:

$$N_{c,Rdist} = \left(1 - \frac{0,25}{\lambda_{dist}^{1,2}}\right) \frac{Af_y}{\lambda_{dist}^{1,2}} = \left(1 - \frac{0,25}{1,113^{1,2}}\right) \frac{49792}{1,113^{1,2}} = 34162 \text{ N} = 34,16 \text{ kN}$$

Força axial de compressão – MRD

O valor característico da força axial de compressão resistente ($N_{c,Rk}$) é o menor dos valores entre $N_{c,Re}$, $N_{c,Rl}$ e $N_{c,Rdist}$, logo $N_{c,Rk} = 7847 \text{ N}$. A força axial de compressão resistente de cálculo ($N_{c,Rd}$) vale:

$$N_{c,Rd} = \frac{N_{c,Rk}}{\gamma} = \frac{7847}{1,2} = 6539 \text{ N} = 6,54 \text{ kN}$$

3.2.1.9 Redução da resistência – perfil com furos

A NBR 14762 não considera a influência dos furos para o caso de perfis comprimidos, apenas para tracionados. De acordo com a Associação Brasileira de Normas Técnicas (2014), a NBR 15253 apresenta uma breve exigência sobre as dimensões e as distâncias entre os furos:

- a) aberturas sem reforços não devem exceder 115 milímetros de comprimento e 38 milímetros de largura, com o maior eixo da abertura correspondendo com o eixo longitudinal central da alma do perfil;
- b) a distância entre furos sucessivos deve ser no mínimo 600 milímetros,
- c) a distância entre o centro do furo e a extremidade do perfil deve ser no mínimo 300 milímetros;
- d) a distância entre a face lateral de apoio de uma viga e a extremidade de uma abertura deve ser no mínimo 250 milímetros.

As informações apresentadas são apenas de caráter de fabricação, não havendo abordagem alguma no que diz respeito à avaliação da perda de resistência do perfil.

O item B2.2 da AISI S100 apresenta uma abordagem para tratar de perfis comprimidos com furos na alma. Para que seja aplicável o procedimento de cálculo para esses perfis, é necessário que a relação entre a largura plana (b na norma brasileira ou w na norte-americana) da alma e a espessura seja menor ou igual a 70. Como $w/t = 84,25/0,95 = 88,7$, a condição não é satisfeita. A espessura mínima, que permite a aplicação da norma pode ser obtida como

$84,25/t_{\min} \leq 70$, que corresponde a $t_{\min} \geq 1,2 \text{ mm}$, portanto foi adotada a espessura comercial de $t = 1,25 \text{ mm}$.

3.2.2 O PERFIL MODIFICADO

Para que seja possível avaliar a redução da carga resistente gerada pela presença de furos na alma do perfil, considera-se o mesmo perfil da Figura 3.1, mas com mesas iguais a 41 mm e com espessura de chapa de 1,25 mm. O procedimento de cálculo apresentado nos itens 3.2.1.1 a 3.2.1.5 (MLE) foi programado numa planilha no *software* Excel[®]. A Figura 3.8 define as variáveis geométricas, que são empregadas na planilha e a Figura 3.9 apresenta os valores das variáveis de entrada e as correspondentes propriedades geométricas da seção transversal do perfil obtidas pela planilha.

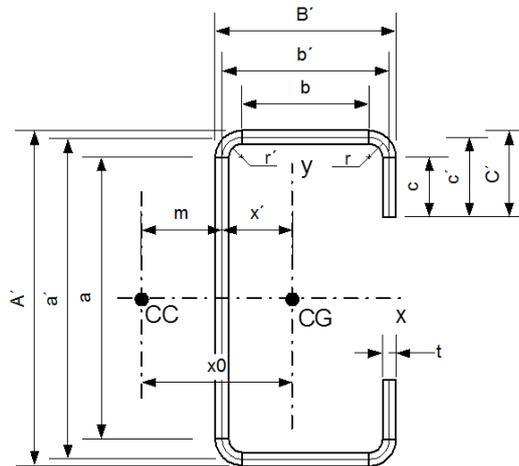


Figura 3.8 – Geometria padrão do perfil U enrijecido (CC: centro de corte; CG: centro de gravidade)

Dados de Entrada												
Dimensões					Comprimento			E	G	f_y	γ	$N_{c,Rd}$
A'	B'	C'	t	r'	Kx.Lx	Ky.Ly	Kz.Lz					
mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	MPa	MPa	MPa	-	kN
89	41	11	1,25	1,875	2600	2600	2600	200000	77000	280	1,2	50

r	a	b	c	a'	b'	c'	u
mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm
Parâmetros Básicos							
2,5	82,75	34,75	7,875	87,75	39,75	10,375	3,925

x'	Área	Ix	Iy	rx	ry	ro	m	xo	J	Cw
mm	mm ²	mm ⁴	mm ⁴	mm	mm	mm	mm	mm	mm ⁴	mm ⁶
12,63	229,63	290245,99	52381,07	35,55	15,10	50,44	19,81	32,44	119,60	8,878E+07

Figura 3.9 – Dados e propriedades da seção transversal do perfil

A Figura 3.10 apresenta os resultados obtidos pela planilha, que corresponde ao MLE. Nota-se que, ao se alterar a espessura, todo perfil fica efetivo.

Relação b/t		Limitação da Esbeltez		Flambagem Global							
b/t(mesa)	b/t(alma)	K.L/tx	K.L/ry	Nex	Ney	Nez	Nexz	Ne	λ_0	χ	σ
OK 1	OK 1	OK	OK	kN	kN	kN	kN	kN	-	-	MPa
27,80	66,20	73,13	172,15	84,75	15,30	13,81	12,86	12,86	2,24	0,1754	49,11

Enrijecedor de borda							
λ_{po}	Nec.. Enrijecedor	Is	Ia	Is/Ia	D/b	n	k
0,6992192	Necessário	50,8721924	0,00191162	1	0,31654676	0,4966953	3,6672662

Enrijecedor		Mesas		Alma		Área Efetiva	
λ_p	bef	λ_p	bef	λ_p	bef	Aef	$N_{c,Rd}$
	mm		mm		mm	mm ²	kN
0,158	7,875	0,239	34,75	0,546	82,75	229,63	9,40

Figura 3.10 – Dados e propriedades da seção transversal do perfil

O MLE apenas se justifica como procedimento de projeto se for programado em planilha, já o MSE é eficiente no cálculo analítico. Como as relações que definem o coeficiente de flambagem local (k_l) são as mesmas, aplicando-se o MSE tem-se $k_l = 5,49$ e $N_l = 44952 N$. Com isso, o índice de esbeltez reduzido da seção completa vale $\lambda_p = 0,5$, que corresponde a toda área como efetiva, logo, tem-se $N_{c,Rd} = 9,4 kN$.

Modelando-se o perfil modificado no CUFSM se obtêm, para um semicomprimento de onda de 70 mm, o modo de flambagem local correspondente a uma carga de 47,15 kN; para um semicomprimento de onda de 350 mm, obtêm-se o modo de flambagem distorcional correspondente a uma carga de 71,73 kN, com tais valores obtidos através da expressão: $carga = load\ factor \times A \times f_y$. Nessa expressão, a área da seção transversal do perfil A é a área calculada pelo CUFSM, apresentando uma diferença de 2,3% em relação ao valor indicado na Figura 3.9. A Figura 3.11 ilustra a curva do fator de carga pelo semicomprimento de onda, com a deformada correspondente ao modo de flambagem local. Aplicando-se o MRD, tem-se: $N_e = 12,86 kN$, $\lambda_0 = 2,236$, $N_{c,Re} = 11,28 kN$ (global); $\lambda_l = 0,489$, $N_{c,Rl} = 11,28 kN$ (local); $\lambda_{dist} = 0,947$, $N_{c,Rdis} = 68,64 kN$ (distorcional) e $N_{c,Rd} = 9,40 kN$. Portanto, os três métodos chegam ao mesmo resultado, o que não é comum acontecer.

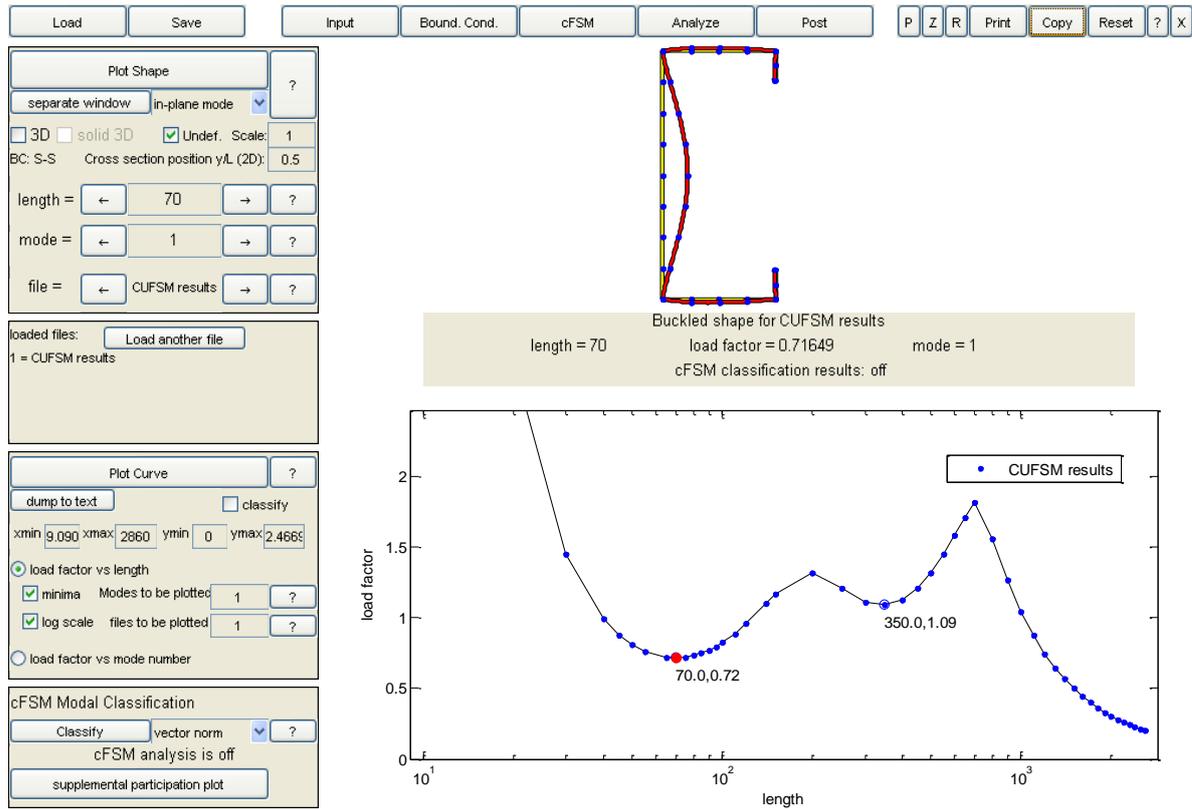


Figura 3.11 – Curva fator de carga pelo semicomprimento de onda do perfil modificado

3.2.2.1 Norma norte-americana

O processo de cálculo da AISI S100 é similar ao da NBR 14762, existindo apenas algumas pequenas diferenças na denominação das variáveis, ponderadores e em algumas expressões. A norma norte-americana apresenta muitas de suas equações em função de tensão e não de força, como na brasileira. Portanto, o valor da força axial de flambagem global elástica (N_e), encontrada no item 3.2.2 desse trabalho, representa a mínima tensão de flambagem elástica por flexão, torção e flexo-torção (F_e) de:

$$F_e = \frac{N_e}{A} = \frac{12860}{229,63} = 56,0 \text{ MPa}$$

Flambagem global

As verificações seguem o mesmo procedimento da norma brasileira. O fator de esbeltez devido à flambagem global (λ_c) vale:

$$\lambda_c = \sqrt{\frac{F_y}{F_e}} = \sqrt{\frac{280}{56,0}} = 2,236$$

sendo F_y a resistência ao escoamento do aço e F_e é a tensão de flambagem elástica. Para $\lambda_c > 1,5$, tem-se que a tensão nominal de flambagem (F_n) é:

$$F_n = \left[\frac{0,877}{\lambda_c^2} \right] F_y = \left[\frac{0,877}{2,236^2} \right] \cdot 280 = 49,11 \text{ MPa}$$

Flambagem local –larguras efetivas

A largura efetiva da alma do perfil U é calculada, considerando o coeficiente de flambagem de chapa (k) igual a 4, através do procedimento a seguir apresentado:

$$F_{cr} = k \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{w} \right)^2 = 4 \cdot \frac{\pi^2 \cdot 200000}{12(1 - 0,3^2)} \cdot \left(\frac{1,25}{82,75} \right)^2 = 164,99 \text{ MPa}$$

sendo F_{cr} a tensão crítica de flambagem elástica de chapa, w a largura plana do elemento sem raios, t a espessura do elemento e μ o coeficiente de Poisson do aço.

O fator de esbeltez do elemento (λ) é:

$$\lambda = \sqrt{\frac{F_n}{F_{cr}}} = \sqrt{\frac{49,11}{164,99}} = 0,546$$

Para $\lambda \leq 0,673$, tem-se que a largura efetiva (b) da alma é $w = 82,75 \text{ mm}$.

Para verificar as mesas do perfil é necessário verificar se os enrijecedores são efetivos. O procedimento a seguir é similar ao da NBR 14762. Tem-se o cálculo do parâmetro (S):

$$S = 1,28\sqrt{E/F_n} = 1,28\sqrt{200000/49,11} = 81,68$$

A relação largura-espessura da mesa é $w/t = 82,75/1,25 = 66,2$ e $0,328S = 26,79$. Como $w/t > 0,328S$, os enrijecedores de borda são necessários nas mesas, portanto se deve verificar a efetividade dos mesmos. O momento de inércia da seção bruta do enrijecedor em vale $I_s = 50,87 \text{ mm}^4$ (calculado do mesmo modo que na NBR 14762).

O momento de inércia adequado do enrijecedor (I_a) é:

$$I_a = 399t^4 \left(\frac{w/t}{S} - 0,328 \right)^3 \leq t^4 \left(115 \frac{w/t}{S} + 5 \right)$$

$$I_a = 1,84 \times 10^{-3} mm^4 \leq 107,8 mm^4$$

A relação entre a dimensão global do enrijecedor (D) e a largura plana (w) da mesa vale $D/w = 0,316$. Para $0,25 < D/w \leq 0,8$, o valor do o coeficiente de flambagem de chapa (k) é dado por:

$$k = \left(4,82 - \frac{5D}{w} \right) (I_s/I_a)^n + 0,43 \leq 4$$

em que:

$$n = \left(0,582 - \frac{w/t}{4S} \right) \geq 1/3$$

que resulta em $k = 3,67 \leq 4$. A relação I_s/I_a só é considerada no procedimento acima se o valor for menor ou igual a 1. Com isso, calcula-se a F_{cr} da mesa:

$$F_{cr} = 3,67 \cdot \frac{\pi^2 \cdot 200000}{12(1 - 0,3^2)} \left(\frac{1,25}{34,75} \right)^2 = 858,4 MPa$$

O fator de esbeltez do elemento vale $\lambda = 0,239$, ou seja a mesa é efetiva e $w = 34,75 mm$.

Para verificar a largura efetiva dos enrijecedores de borda considera-se $k = 0,43$. Com isso obtém-se:

$$F_{cr} = 0,43 \cdot \frac{\pi^2 \cdot 200000}{12(1 - 0,3^2)} \left(\frac{1,25}{7,875} \right)^2 = 1958,4 MPa$$

que corresponde a um fator de esbeltez do elemento $\lambda = 0,158$. Para $\lambda \leq 0,673$, tem-se que a largura efetiva do enrijecedor vale $d'_s = w = 7,875 mm$. No caso dos enrijecedores, calcula-se ainda a largura efetiva reduzida (d_s) a ser usada no cálculo das propriedades da seção global do perfil. Como $w/t > 0,328S$, tem-se que:

$$d_s = (I_s/I_a)d'_s = 7,875 mm$$

lembrando que $I_s/I_a = 1$.

A força axial nominal de compressão resistente (P_n) é definida como:

$$P_n = \phi_c A_e F_n = 0,85 \cdot 229,63 \cdot 49,11 = 9586 \text{ N} = 9,59 \text{ kN}$$

em que ϕ_c é o fator de resistência para forças de compressão concêntricas, A_e é a área efetiva sob tensão e F_n é a tensão nominal de flambagem.

Flambagem distorcional

A norma AISI S100 apresenta um procedimento de cálculo para a consideração da flambagem distorcional. Para maiores fundamentos, recomenda-se a leitura do item 5.6 de Yu e Laboube (2010). Os autores também apresentam um roteiro de cálculo, em que há duas abordagens analíticas, no item C.4.2. A primeira abordagem é uma disposição simplificada para perfis C e Z com enrijecedores simples. Esses perfis não devem apresentar restrições rotacionais dos seus flanges (mesas) e devem estar dentro dos limites dimensionais indicados no formulário. A segunda abordagem é genérica e se aplica a perfis C, Z, cartola ou outra seção transversal com flanges enrijecidos. Apresenta-se a seguir apenas a 1ª abordagem, que corresponde ao caso do perfil em estudo.

Verifica-se que todos os limites dimensionais são atendidos:

$$50 \leq h_0/t \leq 200 \rightarrow h_0/t = 89/1,25 = 71,2$$

$$25 \leq b_0/t \leq 100 \rightarrow b_0/t = 41/1,25 = 32,8$$

$$6,25 \leq D/t \leq 50 \rightarrow D/t = 11/1,25 = 8,8$$

$$45^\circ \leq \theta \leq 90^\circ \rightarrow \theta = 90^\circ$$

$$2 \leq h_0/b_0 \leq 8 \rightarrow h_0/b_0 = 89/41 = 2,17$$

$$0,04 \leq \frac{D \sin \theta}{b_0} \leq 0,5 \rightarrow \frac{D \sin \theta}{b_0} = \frac{11}{41} = 0,27$$

sendo h_0 a altura da alma de fora a fora (equivale ao b_w da NBR 14762) e b_0 é a largura do flange de fora a fora (equivale ao b_f da NBR 14762). As demais variáveis tem o mesmo significado empregado na NBR 14762.

A tensão de flambagem distorcional (F_d) é calculada como:

$$F_d = \alpha k_d \frac{\pi^2 E}{12(1-\mu^2)} \left(\frac{t}{b_0} \right)^2 = \alpha k_d \frac{\pi^2 2 \times 10^5}{12(1-0,3^2)} \left(\frac{1,2}{41} \right)^2 = 154,85 \alpha k_d$$

sendo α um valor que representa o benefício de um comprimento destravado L_m menor que o comprimento crítico L_{cr} e é definido, de modo conservador, pela Equação (3.1), e k_d é o coeficiente de flambagem de placa para flambagem distorcional definido pela Equação (3.3).

$$\begin{aligned} \alpha &= 1 \quad \text{para } L_m \geq L_{cr} \\ \alpha &= \left(L_m / L_{cr} \right)^{\ln(L_m / L_{cr})} \quad \text{para } L_m < L_{cr} \end{aligned} \quad (3.1)$$

em que L_m é a distância entre travamentos discretos que restringem a flambagem distorcional e L_{cr} é definido como:

$$L_{cr} = 1,2h_0 \left(\frac{b_0 D \sin \theta}{h_0 t} \right)^{0,6} \leq 10h_0 \quad (3.2)$$

$$k_d = 0,1 \left(\frac{b_0 D \sin \theta}{h_0 t} \right)^{1,4} \quad \text{sendo } 0,05 \leq k_d \leq 8 \quad (3.3)$$

Considerando $L_m = 2600$ mm (travamento apenas nos extremos do perfil) e empregando-se as expressões (3.2) e (3.3) tem-se $L_{cr} = 247,3$ mm e $k_d = 0,71$. Portanto $\alpha = 1$ e $F_d = 119,29$ MPa. O fator de esbeltez associado à flambagem por distorção é calculado como:

$$\lambda_d = \sqrt{f_y / F_d} = \sqrt{280 / 119,29} = 1,53$$

Como $\lambda_d > 0,561$ a força axial resistente nominal é dada por:

$$P_n = \left(1 - 0,25 \left(\frac{F_d}{f_y} \right)^{0,6} \right) \cdot \left(\frac{F_d}{f_y} \right)^{0,6} A_g f_y \quad (3.4)$$

em que A_g é a área bruta da seção transversal e F_y é a tensão de escoamento do aço do perfil. No caso $P_n = 32,76$ kN. A força axial resistente admissível vale $0,85P_n = 27,8$ kN.

O MRD aplicado pela AISI S100 é similar ao aplicado pela NBR 14762. A diferença entre as duas normas está nos ponderadores de resistência usados e nos expoentes de algumas equações, os quais não alteram de modo significativo os resultados obtidos. Observando-se a solução do MRD (NBR 14762) para o caso em estudo nota-se $N_{CRdis} = 68,64$ kN e que a grandeza equivalente, pelo processo analítico simplificado da AISI S100 vale $P_n = 32,76$ kN.

Esse resultado está de acordo com uma observação de Yu e Laboube (2010), indicando que o método simplificado da AISI S100 resulta numa abordagem conservadora.

3.2.2.2 Redução da resistência – perfil com furos

O item C4.1 da norma AISI S100 deve ser aplicado para verificar a necessidade dos efeitos dos furos serem considerados ou não na determinação da área efetiva (A_e) da seção. Caso o número de furos na região do comprimento efetivo do perfil multiplicado pelo diâmetro dos furos (d_h) e dividido pelo comprimento efetivo do perfil não exceder o valor de 0,0015, pode-se desconsiderar o efeito dos furos. Para o perfil U em questão, tem-se:

$$3 \text{ furos} \times 35 \text{ mm} / 2600 \text{ mm} = 0,0404$$

Como o valor obtido é maior que o limite permitido, não é possível determinar a área efetiva ignorando os furos. O item B2.2 da norma contém o procedimento para encontrar a largura efetiva de elementos enrijecidos uniformemente comprimidos contendo furos circulares ou não circulares. Antes, faz-se necessária a verificação da aplicabilidade da norma através das seguintes relações que devem ser verificadas:

$$0,5 \geq d_h/w \geq 0 \rightarrow d_h/w = 35/82,75 = 0,423$$

$$w/t \leq 70 \rightarrow w/t = 82,75/1,25 = 66,2$$

A distância entre os centros dos furos também deve ser verificada como:

$$\text{distância} \geq 0,5w \text{ e } \text{distância} \geq 3d_h \rightarrow 0,5w = 41 \text{ mm e } 3d_h = 105 \text{ mm}$$

De acordo com a Figura 3.1b, a distância mínima entre os furos é de 300 milímetros, logo o procedimento normalizado pode ser empregado. O fator de esbeltez (λ) da alma já foi previamente determinado e vale 0,574. Para $\lambda \leq 0,673$, tem-se que a largura efetiva (b) vale:

$$b = w - d_h = 82,75 - 35 = 47,75 \text{ mm}$$

A análise da efetividade dos demais elementos, mesa e enrijecedor, já foi realizada e os seus resultados não são alterados pelo cálculo em curso. Logo, a nova área efetiva (A_e) é dada por:

$$A_e = \left(2 \cdot 34,75 + 2 \cdot 7,875 + 47,75 + 4 \cdot 2,5 \cdot \frac{\pi}{2} \right) 1,25 = 185,88 \text{ mm}^2$$

Como F_n já foi previamente calculado, a força axial nominal de compressão resistente é:

$$P_n = \phi_c A_e F_n = 0,85 \cdot 185,88 \cdot 49,11 = 7759 \text{ N} = 7,76 \text{ kN}$$

A redução da força resistente com a presença de 3 furos de 35 milímetros de diâmetro foi de:

$$1 - 7,76/9,59 = 0,191 \cong 19\%$$

Como a influência dos furos ocorre no nível de flambagem local, não é inesperado que a redução da resistência em perfis com menor espessura seja mais severa. No caso, a norma AS/NZS 4600 chega ao mesmo resultado.

3.3 VERIFICAÇÃO À TRAÇÃO

Um perfil de aço formado a frio pode falhar por tração devido a três modos de falha: escoamento da seção transversal bruta, ruptura da seção transversal líquida fora da região de ligação e ruptura da seção transversal líquida na região da ligação. Portanto, a existência de furos na alma do perfil U apenas introduz mais um modo de falha a ser verificado. Nota-se que esse procedimento é praticamente padrão em todas as normas. Embora seja uma formulação simplificada, o emprego de elementos finitos nesse caso não introduz vantagem significativa na verificação da peça até porque os furos apresentam um afastamento adequado entre os mesmos. Apresenta-se a seguir o procedimento de verificação tomando como base o perfil U já estudado com 1,25 mm de espessura de chapa e aplicando a NBR 14762.

3.3.1 Falha por escoamento da seção bruta

$$N_{tRd} = A \cdot f_y / \gamma = 229,63 \cdot 280 / 1,1 = 58451 \text{ N} = 58,4 \text{ kN}$$

sendo N_{tRd} é a força axial de tração resistente de cálculo e γ é um ponderador de resistência.

3.3.2 Falha por ruptura da seção líquida fora da região de ligação

$$N_{tRd} = A_{n0} \cdot f_u / \gamma = 185,88 \cdot 380 / 1,35 = 52322 \text{ N} = 52,3 \text{ kN}$$

sendo A_{n0} a área líquida da seção transversal da barra fora da região da ligação. No caso, para se obter essa área, basta descontar a área de um furo da área bruta, ou seja, $35 \cdot 1,25 = 43,75 \text{ mm}^2$.

3.3.3 Falha por ruptura da seção líquida na região de ligação

A ligação típica empregada nos montantes usados numa construção com o sistema LSF é composta por parafusos auto-atarraxantes sendo usual empregar dois parafusos em cada seção de ligação. Cada um destes parafusos é disposto numa das mesas do perfil U conforme ilustrado na Figura 3.12a. O primeiro passo do cálculo é obter a área líquida da seção transversal da barra na região da ligação:

$$A_n = 0,9 \left(A - n_f d_f t + \sum ts^2 / 4g \right) = 0,9 (229,63 - 2 \cdot 7,6 \cdot 1,25) = 189,57 \text{ mm}^2$$

em que n_f é a quantidade de furos contidos na linha de ruptura analisada, d_f é a dimensão do furo na direção perpendicular à solicitação (adotou-se um diâmetro de 6,8 mm para o parafuso, mas de acordo com a tabela 15 da NBR 14762 deve-se acrescentar 0,8 mm ao diâmetro do furo como folga de montagem), s é o espaçamento dos furos na direção da solicitação (no caso $s = 0$) e g é o espaçamento dos furos na direção perpendicular à solicitação. A determinação de g é feita a partir de um esquema da chapa do perfil retificada conforme ilustrado na Figura 3.12b.

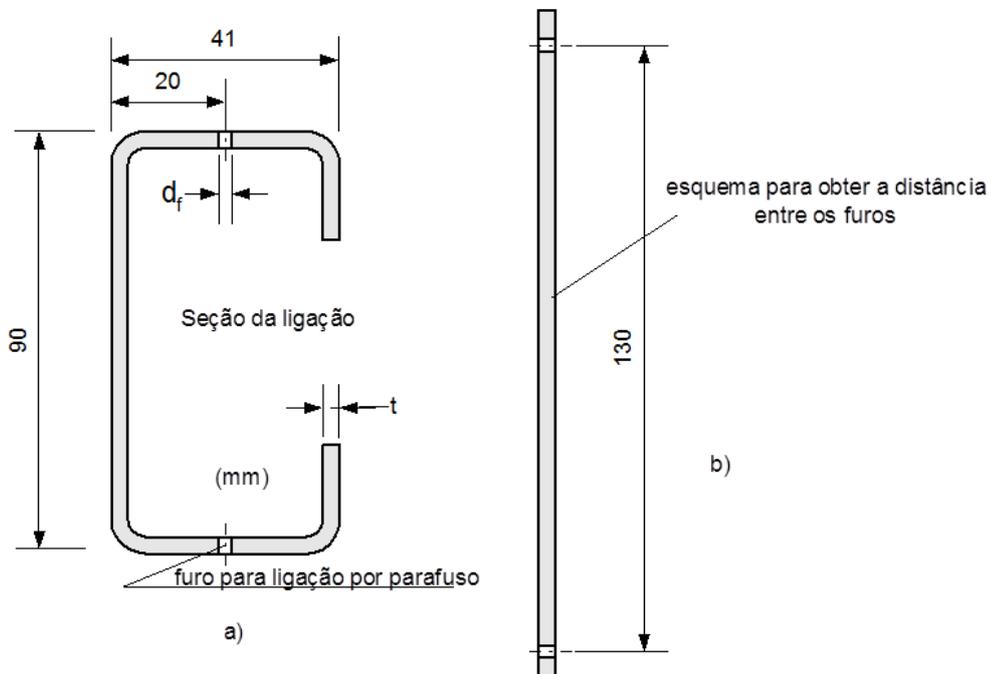


Figura 3.12 – Seção da ligação do perfil.

O segundo passo é determinar o coeficiente de redução da área líquida que está definido no item 9.6.2 da NBR 14762. No caso tem-se que todos os parafusos da ligação estão contidos em uma única seção transversal, logo:

$$C_t = 2,5(d/g) \leq 1 \rightarrow C_t = 2,5(6,8/129) = 0,132$$

em que d é o diâmetro nominal do parafuso. Finalmente calcula-se N_{tRd} como:

$$N_{tRd} = C_t A_n \cdot f_u / \gamma = 0,132 \cdot 189,57 \cdot 380 / 1,65 = 5763 \text{ N} = 5,76 \text{ kN}$$

Nota-se que os furos na alma do perfil causam uma redução de aproximadamente 10% na capacidade de resistência do mesmo. No entanto, esse comportamento não é relevante já que a capacidade de resistência do perfil é definida pela ligação do mesmo. Observa-se que esse comportamento se mantém para os demais valores de espessura normalmente empregados numa construção LSF. Embora o tipo de ligação possa ser trocado, empregando-se mais parafusos ou aumentando o diâmetro dos mesmos, a seção da ligação vai continuar governando a capacidade resistente do perfil. Uma opção não usual seria empregar uma chapa de reforço na região da ligação.

3.4 VERIFICAÇÃO À FLEXÃO

Conforme apresentado na seção 2.5, o dimensionamento de um elemento (montante) de um painel estrutural pode ser feito pelos procedimentos *All Steel Design* e *Sheathing Braced Design*. No primeiro caso o modo de falha a ser verificado é o da flambagem lateral por torção. Já no segundo caso o modo de falha a ser verificado é o escoamento da fibra mais afastada da linha neutra.

3.4.1 Falha por escoamento da fibra mais afastada

Comentou-se no capítulo 2 que a norma NBR 14762 não apresenta um procedimento de verificação para o caso de um perfil formado a frio com furos na alma. Esse procedimento pode ser encontrado na AISI S100 e na AS/NZS 4600. Apresenta-se na sequência o procedimento da AISI S100 para o perfil U já estudado, com e sem furos na alma, e com 1,25 mm de espessura de chapa. Para acompanhar o cálculo, recomenda-se verificar os dados expostos na Figura 3.8 e na Figura 3.9.

Largura efetiva do flange enrijecido

A verificação a seguir está de acordo com a seção B4 da AISI S100. Em resumo, o objetivo deste cálculo é obter o coeficiente de flambagem de placa k correspondente ao flange, o qual é função do enrijecedor de borda.

Relação largura do flange/ espessura: $w/t = 34,75/1,25 = 27,8$

$$S = 1,28 \sqrt{\frac{E}{f}} = 1,28 \sqrt{\frac{2 \times 10^5}{280}} = 34,21 \rightarrow 0,328S = 11,22$$

$$w/t > 0,328S \rightarrow b < w$$

A relação acima indica que a largura do flange não é efetiva. A seguir calcula-se a relação entre a medida total do enrijecedor D e a porção reta do flange w . De acordo com esse valor estabelece-se a expressão que define k .

$$D/w = 11/34,75 = 0,317$$

$$0,25 < D/w \leq 0,8 \rightarrow k = (4,82 - 5D/w) \cdot (R_t)^n + 0,43 \leq 4$$

Momento de inércia adequado do enrijecedor:

$$I_a = 399 \cdot t^4 \left(\frac{w/t}{S} - 0,328 \right)^3 \leq t^4 \left(115 \frac{w/t}{S} + 5 \right)$$

$$I_a = 399 \cdot 1,25^4 \left(\frac{27,8}{34,21} - 0,328 \right)^3 \leq 1,25^4 \left(115 \frac{27,8}{34,21} + 5 \right) \rightarrow I_a = 110,9 \text{ mm}^4 \leq 240,4 \text{ mm}^4$$

Momento de inércia da seção bruta do enrijecedor:

$$I_s = \frac{1,25 \cdot 7,875^3}{12} = 50,87 \text{ mm}^4 \rightarrow R_t = I_s / I_a = 0,459$$

$$n = \left(0,582 - \frac{w/t}{4S} \right) \geq \frac{1}{3} \rightarrow n = \left(0,582 - \frac{27,8}{4 \cdot 34,21} \right) = 0,379$$

$$k = (4,82 - 5 \cdot 0,317) \cdot 0,459^{0,379} + 0,43 = 2,84$$

Cálculo do fator de esbeltez do elemento:

$$\lambda = \frac{1,052}{\sqrt{k}} \left(\frac{w}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} = \frac{1,052}{\sqrt{2,84}} 27,8 \sqrt{\frac{280}{2 \times 10^5}} = 0,649 < 0,673$$

Portanto, a largura do flange é efetiva, ou seja $w = 34,75$ mm. Caso o flange não fosse efetivo deveria ser calculada a largura efetiva b , sendo esta dividida nas larguras efetivas parciais b_1 e b_2 definidas na Figura 3.13.

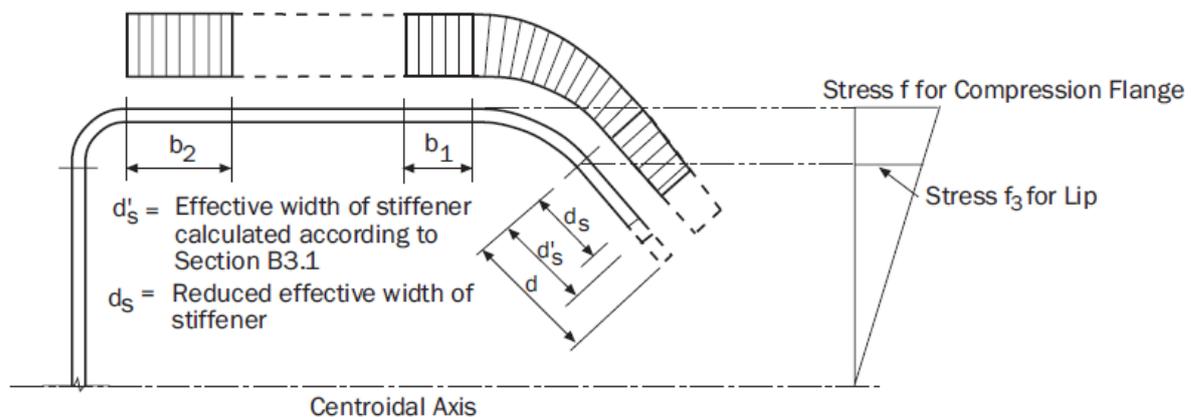


Figura 3.13 – Elemento com enrijecedor simples (AISI, 2007)

Largura efetiva reduzida do enrijecedor

O procedimento a seguir está de acordo com a seção B3.2 da AISI S100.

$$k = \frac{0,578}{\psi + 0,34} = 0,503 \quad \psi = \left| \frac{f_2}{f_1} \right| = \frac{213,8}{264} = 0,81$$

em que f_2 e f_1 são as tensões de compressão nos pontos extremos da porção reta do enrijecedor conforme ilustrado na Figura 3.14.

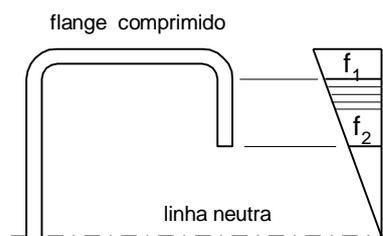


Figura 3.14 – Elemento não enrijecido submetido a um gradiente de tensões

Sabendo que $d/t = 7,875/1,25 = 6,3$, tem-se:

$$\lambda = \frac{1,052}{\sqrt{k}} \left(\frac{w}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} = \frac{1,052}{\sqrt{0,503}} 6,3 \sqrt{\frac{264}{2 \times 10^5}} = 0,34 < 0,673$$

Portanto a largura do enrijecedor é efetiva, ou seja :

$$\rho = 1 \quad d_{s'} = d = 7,875 \text{ mm}$$

Largura efetiva reduzida do enrijecedor:

$$d_s = d_s \cdot R_l = 7,875 \cdot 0,459 = 3,61 \text{ mm}$$

Largura efetiva da alma

O procedimento a seguir está de acordo com a seção B2.3 da AISI S100. Para a localização do eixo central, assume-se toda a alma como efetiva. A porção de material a ser retirada está ilustrada na Figura 3.15.

Enrijecedor: $7,875 - 3,61 = 4,27 \text{ mm} \rightarrow A_r = 1,25 \cdot 4,27 = 5,34 \text{ mm}^2$

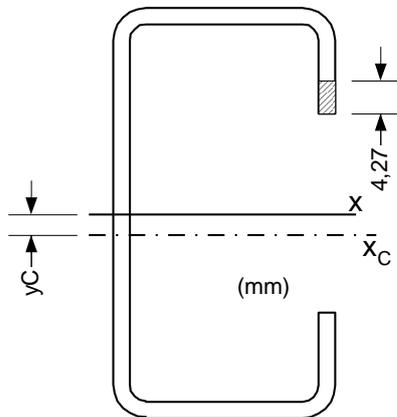


Figura 3.15 – Porção de material a ser retirada

Momento estático de 1ª ordem no eixo x central original:

$$S_x = -5,34 \cdot 35,63 = -190,3 \text{ mm}^3$$

$$y_c = -190,3 / (229,63 - 5,34) = -0,85 \text{ mm}$$

Cálculo das tensões f_1 e f_2 conforme Figura 2.11:

$$f_1 = 280 \cdot 42,2 / 44,7 = 264,3 \text{ MPa (compressão)}$$

$$f_2 = 280 \cdot 40,52 / 43,02 = 263,8 \text{ MPa (tração)}$$

$$\psi = \left| \frac{f_2}{f_1} \right| = 0,998$$

Relação entre a altura total do perfil (h_0) e a largura total da mesa (b_0):

$$h_0/b_0 = 89/41 = 2,171$$

Coefficiente de flambagem de placa:

$$k = 4 + 2(1 + \psi)^3 + 2(1 + \psi) = 23,948$$

$$h/t = 82,75/1,25 = 66,2$$

$$\lambda = \frac{1,052}{\sqrt{k}} \left(\frac{h}{t} \right) \sqrt{\frac{f_1}{E}} = \frac{1,052}{\sqrt{23,948}} 66,2 \sqrt{\frac{264,3}{2 \times 10^5}} = 0,517 < 0,673$$

Portanto, a altura da alma é efetiva, ou seja, $b_e = 82,75 \text{ mm}$.

Momento de inércia da seção efetiva no eixo x central da seção bruta:

$$I_x = 287018,4 - \left(0,384 \cdot 44,4^2 + \frac{1,2 \cdot 4,58^3}{12} + 5,5 \cdot 36,29^2 \right) = 279008,5 \text{ mm}^4$$

Momento de inércia da seção efetiva no eixo x central da seção bruta:

$$I_x = 290245,99 - \left(\frac{1,25 \cdot 4,27^3}{12} + 5,34 \cdot 35,63^2 \right) = 283458,8 \text{ mm}^4$$

Momento de inércia no eixo central da seção efetiva:

$$283458,8 = I_{xc} + 224,29 \cdot 0,85^2 \rightarrow I_{xc} = 283297 \text{ mm}^4$$

Módulo resistente à flexão:

$$W_x = I_{xc} / y = 283297 / 44,72 = 6334,9 \text{ mm}^3$$

Momento nominal resistente:

$$M_n = W_x f_y = 6334,9 \cdot 280 = 1773774 \text{ Nmm}$$

Momento resistente ponderado:

$$\phi_b M_n = 0,95 M_n = 1685085 \text{ Nmm} = 1,685 \text{ kNm}$$

Cálculo da seção considerando o furo na alma

O procedimento de verificação se mantém o mesmo com relação ao enrijecedor e mesa. O que muda é o procedimento de verificação da efetividade da alma, que foi apresentado no item 2.4 desse trabalho. Verifica-se que:

$$d_h/h = 35/82,75 = 0,423 > 0,38$$

Portanto, o procedimento de cálculo cai numa situação especial. Deve-se verificar a efetividade da porção comprimida da alma, considerando que a mesma está uniformemente comprimida.

Relação largura/espessura do elemento comprimido:

$$w/t = \frac{(41,375 - 35/2)}{1,25} = 19,1$$

Os valores empregados no cálculo anterior são esclarecidos pela Figura 3.16.

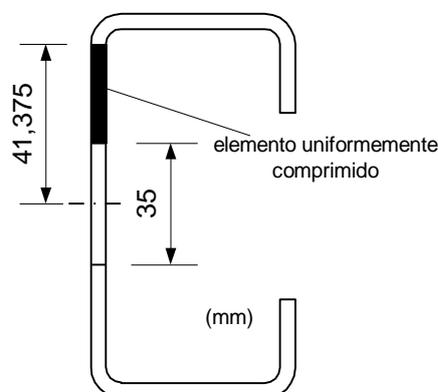


Figura 3.16 – Dimensões do elemento comprimido

Para o cálculo do fator de esbeltez deve-se considerar o elemento como não enrijecido, ou seja, com $k = 0,43$:

$$\lambda = \frac{1,052}{\sqrt{k}} \left(\frac{w}{t} \right) \sqrt{\frac{f_1}{E}} = \frac{1,052}{\sqrt{0,43}} 19,1 \sqrt{\frac{264,23}{2 \times 10^5}} = 1,114 > 0,673$$

Portanto, a porção comprimida da alma não é efetiva, logo, tem-se:

$$b = \rho w = \left(\frac{1 - 0,22/\lambda}{\lambda} \right) w = \left(\frac{1 - 0,22/1,114}{1,114} \right) 23,875 = 17,2 \text{ mm}$$

Porção de material a retirar da alma:

$$23,875 - 17,2 = 6,675 \text{ mm} \rightarrow A_r = 1,25 \cdot 6,675 = 8,34 \text{ mm}^2.$$

Localização do eixo central da seção efetiva

A norma AISI S100 e a AS/NZS 4600 não especificam se no cálculo da seção com furo devem ser consideradas as propriedades da seção bruta ou da seção líquida (descontando o furo). Mesmo no YU (2010) não se encontra recomendações quanto a este ponto. Por outro lado, como o furo é centrado no meio da alma a influência do mesmo no valor do momento de inércia I_x não é significativa. Portanto, ambas abordagens vão produzir resultados da mesma ordem de grandeza. Nesse caso optou-se por considerar as propriedades correspondentes à seção transversal líquida, o que a priori é o mais lógico.

Propriedades geométricas da seção líquida:

$$A_L = 229,63 - 1,25 \cdot 35 = 185,88 \text{ mm}^2$$

$$I_{xL} = 290245,99 - \frac{1,25 \cdot 35^3}{12} = 285779,8 \text{ mm}^4$$

Cabe destacar que, no cálculo anterior, empregou-se o momento de inércia da seção bruta.

Localização do eixo central da seção líquida efetiva:

$$A_{Le} = 185,88 - 5,34 - 8,52 = 172,02 \text{ mm}^2$$

Momento estático de 1ª ordem no eixo x central original da seção líquida:

$$S_x = -190,3 - 8,52 \cdot 20,41 = -364,19 \text{ mm}^3$$

No cálculo anterior, considerou-se o mesmo valor de momento estático de 1ª ordem a ser retirado, que corresponde a parte não efetiva do enrijecedor.

$$y_c = -364,19/172,02 = -2,12 \text{ mm}$$

Nesse ponto, cabe uma observação: a rigor, o procedimento de cálculo deveria ser refeito já que houve uma alteração da posição do eixo central já que uma parte da alma comprimida não é efetiva. No entanto observa-se que a verificação da mesa não é afetada neste processo. Por outro lado, a verificação do enrijecedor em teoria sofre efeito, mas no caso todo enrijecedor é efetivo e há uma folga considerável neste resultado. Somado a isto, a alteração do eixo central é de 2,12 mm em comparação com a posição do eixo central da seção bruta, o que não vai afetar os resultados obtidos. Portanto, o processo iterativo pode ser dispensado.

Momento de inércia da seção líquida efetiva no eixo x central original da seção líquida:

$$I_{xLe} = 285779,8 - \left(\frac{1,25 \cdot 6,815^3}{12} + 8,52 \cdot 20,41^2 + \frac{1,25 \cdot 4,27^3}{12} + 5,34 \cdot 35,63^2 \right) = 275410,5 \text{ mm}^4$$

Momento de inércia da seção líquida efetiva em relação ao seu eixo central:

$$275410,5 = I_{xcLe} + 172,02 \cdot 2,12^2 \rightarrow I_{xcLe} = 274637,4 \text{ mm}^4$$

$$W_x = 274637,4 / (43,875 + 2,12) = 5971 \text{ mm}^3$$

$$M_n = W_x \cdot f_y = 5971 \cdot 280 = 1671887 \text{ Nmm}$$

$$\phi_b M_n = 0,95 M_n = 1588293 \text{ Nmm} = 1,588 \text{ kNm}$$

A consideração dos furos na alma provoca uma redução de 5,7% no momento fletor resistente do perfil.

3.4.2 Falha por flambagem lateral por torção

O procedimento de verificação da falha por flambagem lateral por torção é praticamente o mesmo em todas as normas de perfis formados a frio que são empregadas nesse trabalho, as quais tem como base a teoria apresentada em Timoshenko (1961).

Tensão de flambagem por flexão em torno do eixo de menor inércia (σ_{ey}):

$$\sigma_{ey} = \frac{\pi^2 E}{(k_y L_y / r_y)^2} = \frac{\pi^2 2 \times 10^5}{(2600/15,1)^2} = 66,58 \text{ MPa}$$

Tensão de flambagem por torção (σ_t):

$$\sigma_t = \frac{1}{A \cdot r_0^2} \left[GJ + \frac{\pi^2 E \cdot C_w}{(k_t L_t)^2} \right] = \frac{1}{229,63 \cdot 50,44^2} \left[77000 \cdot 119,6 + \frac{\pi^2 2 \times 10^5 \cdot 8,878 \times 10^7}{(2600)^2} \right]$$

$$\sigma_t = 60,14 \text{ MPa}$$

A teoria relativa à flambagem lateral por torção apresentada em Timoshenko (1961) considera uma viga submetida a um momento uniforme. Para adequar a distribuição de momento real à formulação teórica aplica-se um fator de correção C_b definido por:

$$C_b = \frac{12,5M_{\max}}{2,5M_{\max} + 3M_A + 4M_B + 3M_C} = 1,136$$

em que M_{\max} é o momento máximo na viga (entre travamentos), M_A é o momento em $1/4$ do vão entre travamentos, M_B é o momento na metade do vão entre travamentos e M_C é o momento em $3/4$ do vão entre travamentos. O valor obtido na expressão anterior corresponde ao caso de travamentos no extremo da viga ($L = 2600$ mm) e carga uniformemente distribuída sobre a viga.

Tensão crítica de flambagem elástica por torção:

$$F_e = \frac{C_b r_0 A \sqrt{\sigma_{ey} \sigma_t}}{S_f} = \frac{1,136 \cdot 50,44 \cdot 229,63 \sqrt{66,58 \cdot 60,14}}{6615,29} = 125,9 \text{ MPa}$$

em que S_f é o módulo resistente elástico da seção bruta em relação a fibra externa mais comprimida.

Como $0,56F_y = 156,8 \text{ MPa} \rightarrow F_e < 0,56F_y$ tem-se:

$$F_c = F_e = 125,9 \text{ MPa}$$

A partir desse ponto aplica-se o mesmo procedimento empregado para o caso de falha por escoamento da fibra mais afastada, que foi apresentado no item 3.2.1, mas substituindo-se a tensão de escoamento pelo valor de F_c . Procedendo-se desse modo se verifica que toda a área do perfil é efetiva, logo

$$M_n = S_c f_c = 6615,29 \cdot 125,9 = 832865 \text{ Nmm} = 0,833 \text{ kNm}$$

Cálculo da seção considerando o furo na alma

A consideração da influência dos furos na alma do perfil segue o mesmo procedimento do item 3.2.1. É necessário calcular o valor proporcional da tensão f_c , novo valor f_1 calculado como indicado na Figura 2.11.

$$f_1 = 125,9 \cdot \frac{82,75}{87,75} = 118,7 \text{ MPa}$$

O procedimento de verificação se mantém o mesmo com relação ao enrijecedor e mesa, que apresentam as suas larguras de paredes totalmente efetivas.

Para a verificação da efetividade da alma tem-se:

$$d_n/h = 35/82,75 = 0,423 > 0,38$$

Portanto, deve-se verificar a efetividade da porção comprimida da alma, considerando que a mesma está uniformemente comprimida.

Relação largura/espessura do elemento comprimido:

$$w/t = \frac{(41,375 - 35/2)}{1,25} = 19,1$$

Para o cálculo do fator de esbeltez deve-se considerar o elemento como não enrijecido, ou seja, com $k = 0,43$:

$$\lambda = \frac{1,052}{\sqrt{k}} \left(\frac{w}{t} \right) \sqrt{\frac{f_1}{E}} = \frac{1,052}{\sqrt{0,43}} 19,1 \sqrt{\frac{118,7}{2 \times 10^5}} = 0,746 > 0,673$$

Portanto, a porção comprimida da alma não é efetiva, logo tem-se:

$$b = \rho w = \left(\frac{1 - 0,22/\lambda}{\lambda} \right) w = \left(\frac{1 - 0,22/0,746}{0,746} \right) 23,875 = 22,6 \text{ mm}$$

Porção de material a retirar: $23,875 - 22,6 = 1,275 \text{ mm}$.

Área a retirar: $1,275 \cdot 1,25 = 1,59 \text{ mm}^2$.

A alteração na posição do CG é desprezível, logo o cálculo do novo valor do momento de inércia vai ser feito em relação ao eixo central da seção transversal bruta.

$$I_x = 285779,8 - \frac{1,25 \cdot 1,275^3}{12} - 1,59 \cdot (17,5 + 1,275/2)^2 = 285256 \text{ mm}^4$$

$$M_n = 285256 / (87,75/2) \cdot 125,9 = 818546 \text{ Nmm} = 0,818 \text{ kNm}$$

Tem-se, portanto, uma redução da ordem de 1,8%. No caso da viga apresentar algum travamento lateral, sendo usual em painéis estruturais travar na metade da viga, a influência dos furos vai ser limitada pelo valor encontrado no item 3.2.1. Sendo assim, verifica-se que a influência dos furos na resistência a flexão do perfil é pequena.

3.5 VERIFICAÇÃO DA ALMA AO CORTE

Relação largura de parede/espessura: $h/t = 82,75/1,25 = 66,2$

Coefficiente de flambagem de placas ao corte: $k_v = 5,34$ (almas não reforçadas)

Verificação do caso para dimensionamento:

$$\sqrt{\frac{k_v \cdot E}{F_y}} = \sqrt{\frac{5,34 \cdot 2 \times 10^5}{280}} = 61,76$$

Como $61,76 < h/t \leq 1,51 \cdot 61,76$ tem-se que a tensão nominal de corte é dada por:

$$F_v = \frac{0,6 \sqrt{E k_v f_y}}{h/t} = \frac{0,6 \sqrt{2 \times 10^5 \cdot 5,34 \cdot 280}}{66,2} = 156,7 \text{ MPa}$$

Área da alma: $A_w = h \cdot t = 82,75 \cdot 1,25 = 103,4 \text{ mm}^2$

Resistência nominal ao corte: $V_n = A_w F_v = 103,4 \cdot 156,7 = 16203 \text{ N}$

Resistência ponderada ao corte: $V_d = 0,95 \cdot 16203 = 15393 \text{ N}$

Considerando a influência dos furos: o formulário a seguir empregado somente é válido se o perfil verificar os mesmos limites impostos para o formulário de dimensionamento de alma com furos submetida a um gradiente de tensões, o que já foi realizado no cálculo anterior.

$$c = h/2 - d_n/2,83 = 82,75/2 - 35/2,83 = 29 \quad c/t = 29/1,25 = 23,2$$

Logo $5 \leq c/t < 54$, o que corresponde a um fator de redução:

$$q_s = \frac{c}{54t} = \frac{23,2}{54 \cdot 1,25} = 0,344$$

$$V_d = 0,381 \cdot 15393 = 5865 \text{ N}$$

Sendo assim, há uma redução de 65,6% na capacidade de resistência ao corte do perfil com furos na alma.

3.6 OBSERVAÇÕES

Os cálculos realizados para um perfil padrão empregado nos montantes de um painel estrutural do tipo LSF permitem observar que os furos na alma de montante apresentam maior influência na resistência axial à compressão (19% de redução) e na resistência ao corte (65,6% de redução). No procedimento de verificação *All Steel Design*, o critério de falha por flexão está associado à flambagem lateral por torção e, nesse caso, a influência dos furos na alma de um montante é desprezível (redução de 1,8% no momento resistente do perfil). Já no procedimento *Sheathing Braced Design*, o critério de falha por flexão está associado ao escoamento da fibra mais afastada e, nesse caso, a influência dos furos na alma de um montante é pequena (redução de 5,7% no momento resistente do perfil). No caso de um montante submetido a um esforço axial de tração, a redução na resistência axial de tração é de 10% devido aos furos na alma. No entanto, essa redução não é relevante, já que nesse caso a resistência axial do perfil é definida pela ligação e não pela resistência do perfil em si. Destaca-se que os cálculos aqui apresentados correspondem a um montante com espessura de 1,25 mm. No caso dos montantes com espessuras de chapa menores (0,8 e 0,95 mm), o

formulário anteriormente empregado não se aplica. Nesses casos, a priori se espera que a influência dos furos aumente devido ao aumento da relação entre a altura da alma e espessura.

4 ANÁLISE NUMÉRICA E MODELAGEM COMPUTACIONAL

O capítulo aborda a fundamentação teórica e os aspectos práticos relativos à aplicação do método dos elementos finitos para analisar um conjunto de perfis U enrijecidos, que são empregados como montantes nas construções do tipo LSF. As análises procuraram avaliar o efeito dos furos na alma do montante, uma vez que a formulação disponível nas normas internacionais não pode ser aplicada para os perfis com espessura menor (0,8 mm e 0,95 mm, por exemplo).

Constata-se, conforme as conclusões apresentadas no final do capítulo 3, que a solicitação essencial na análise do efeito dos furos em peças de montante é a compressão axial, sendo essa a solicitação considerada no modelo numérico desenvolvido. Serão abordadas análises pelo método dos elementos finitos (MEF) através do *software* ANSYS® (versão 17.1), com alguns tópicos baseados na norma europeia, já que tanto a norma brasileira quanto a norte-americana não apresentam informações sobre o tema.

4.1 NORMA EUROPEIA EN 1993-1-5

A norma EN 1993-1-5 (2006) – *Eurocode 3 – Design of steel structures – Part 1-5: Plated structural elements* fornece os requerimentos para projeto de placas enrijecidas e não enrijecidas submetidas a forças contidas no seu plano. O anexo C apresenta as diretrizes para o uso do método dos elementos finitos (MEF) para as verificações de estado limite último (ELU), estado limite de serviço ou de fadiga de estruturas de placas. A escolha do tipo de análise a ser feita empregando o MEF depende do tipo de problema a ser estudado e a mesma está baseada nas considerações apresentadas na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 - Tipos de análises empregando MEF (EN, 2006)

Nº	Comportamento do material	Comportamento da geometria	Imperfeições	Exemplo de uso
1	linear	linear	não	efeito elástico do <i>shear lag</i> , resistência elástica
2	não linear	linear	não	resistência plástica em ELU
3	linear	não linear	não	carga crítica de flambagem de placa
4	linear	não linear	sim	resistência a flambagem elástica de placa
5	não linear	não linear	sim	resistência elasto-plástica em ELU

A aplicação do MEF em projetos requer atenção especial para os seguintes itens: a modelagem do componente estrutural e as suas condições de contorno, a escolha do *software* a ser utilizado, o uso de imperfeições, a modelagem das propriedades do material, a modelagem das cargas, a modelagem do critério de estados limite e a definição dos coeficientes parciais a serem aplicados (EN, 2006).

4.1.1 Modelagem

De acordo com a norma, a escolha do modelo de elementos finitos e o tamanho da malha determina a precisão dos resultados, que devem ser validados através de uma análise de sensibilidade empregando sucessivos refinamentos de malha. As condições de contorno para os apoios, interfaces e cargas aplicadas devem ser escolhidas de modo a se obter resultados conservadores. Os valores nominais das propriedades geométricas devem ser usados na modelagem. Todas as imperfeições empregadas na análise devem estar baseadas na forma e nas amplitudes definidas no item C.5 do anexo da norma EN 1993-1-5 (2006) e as propriedades dos materiais devem estar de acordo com o item C.6 do anexo da mesma norma (EN, 2006). Os itens 4.1.2 e 4.1.3 desse trabalho, respectivamente, apresentam as definições contidas na norma.

O *software* adotado deve ser adequado para a tarefa e comprovadamente confiável, o que pode ser verificado através de testes de *benchmark*⁸. O problema deve poder ser reproduzido por terceiros, logo todos os dados de entrada, bem como os resultados obtidos, devem ser devidamente documentados (EN, 2006).

4.1.2 Uso das imperfeições

Quando imperfeições precisam ser introduzidas no modelo de elementos finitos, estas devem incluir tanto imperfeições geométricas quanto estruturais. A não ser que uma análise mais refinada das imperfeições geométricas e estruturais seja realizada, podem-se empregar imperfeições geométricas equivalentes (EN, 2006).

As imperfeições geométricas podem ser baseadas na forma dos modos críticos de flambagem de placa, com as amplitudes dadas pelo *National Annex*. Outra referência que pode ser

⁸ *Benchmark*, no âmbito computacional, é uma ação que visa comparar o desempenho relativo de um objeto através da execução de um conjunto de programas de computador.

consultada é a norma EN-1090-2 (2008) - *Execution of steel structures and aluminium structures – Part 2: Technical requirements for steel structures*, na qual o item 11 trata de tolerâncias geométricas. No caso, devem ser consideradas as tolerâncias essenciais, as quais estão relacionadas com a resistência mecânica e estabilidade de uma estrutura completa. A norma EN 1993-1-5 (2006) recomenda considerar 80% de tolerância da fabricação geométrica.

As imperfeições estruturais em termos de tensões residuais podem ser representadas por uma tensão padrão do processo de fabricação com amplitude equivalente ao valor médio da tensão. A direção da aplicação da imperfeição deve ser tal que a menor resistência seja obtida.

As imperfeições geométricas equivalentes podem ser aplicadas de acordo com a tabela C.2 da norma EN 1993-1-5 (2006), a qual fornece a magnitude da imperfeição de acordo com cada componente, podendo ser do tipo global e local. A Tabela 4.2 apresenta as imperfeições geométricas equivalentes, sendo complementada pela Figura 4.1, Figura 4.2, Figura 4.3 e Figura 4.4.

Tabela 4.2 – Imperfeições geométricas equivalentes (EN, 2006)

Tipo de imperfeição	Componente	Forma	Magnitude
global	elemento com comprimento l	arco	ver EN 1993-1-1
global	enrijecedor longitudinal com comprimento a	arco	mín ($a/400$, $b/400$)
local	painel ou subpainel com pequeno vão a ou b	modo de flambagem	mín ($a/200$, $b/200$)
local	enrijecedor ou flange submetido à torção	arco torsional	1/50

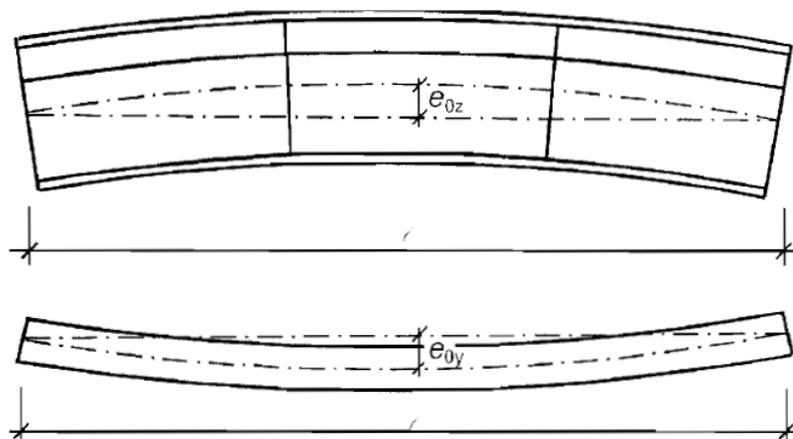


Figura 4.1 – Elemento com comprimento l (EN, 2006)

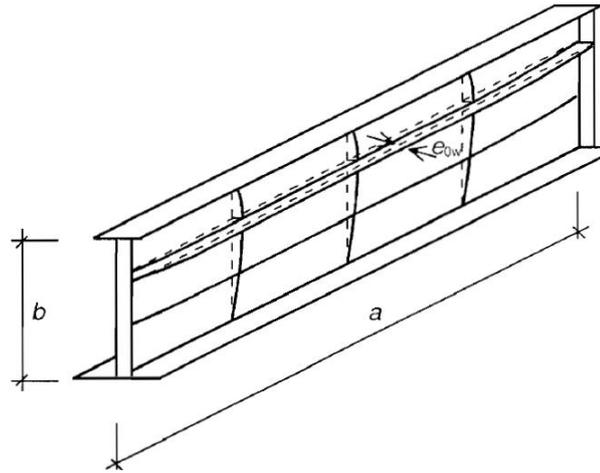


Figura 4.2 – Enrijecedor longitudinal com comprimento a (EN, 2006)

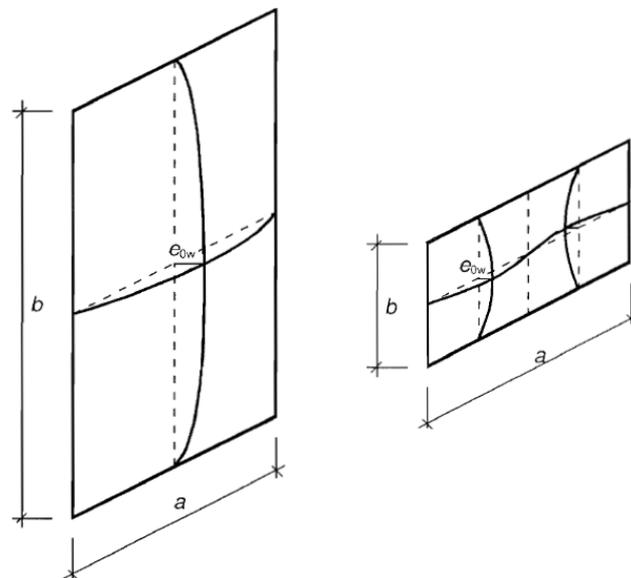


Figura 4.3 – Painel ou subpainel com vão pequeno a ou b (EN, 2006)

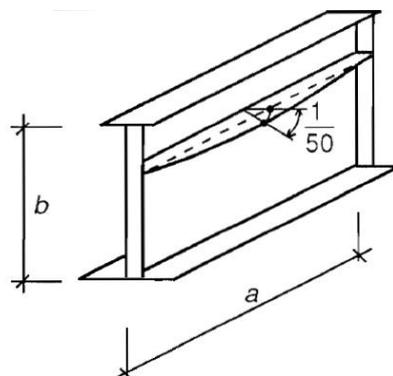


Figura 4.4 – Enrijecedor ou mesa submetida à torção (EN, 2006)

Ao combinar imperfeições, uma imperfeição principal precisa ser escolhida e as demais imperfeições podem ter seus valores reduzidos para 70%. É possível substituir as

imperfeições geométricas equivalentes por forças fictícias apropriadas atuando no elemento a ser analisado (EN, 2006).

4.1.3 Propriedades dos materiais

As propriedades dos materiais devem ser tomadas de acordo com os valores característicos das mesmas. Dependendo da precisão e da deformação admissível requerida para a análise, as seguintes considerações para representar o comportamento do material podem ser utilizadas, as quais estão ilustradas na Figura 4.5 (EN, 2006):

- a) elastoplástico sem encruamento;
- b) elastoplástico com patamar de inclinação nominal;
- c) elastoplástico com encruamento linear;
- d) curva de tensão-deformação real modificada a partir dos resultados do teste de acordo com:

$$\sigma_{real} = \sigma(1 + \varepsilon)$$

$$\varepsilon_{real} = \ln(1 + \varepsilon)$$

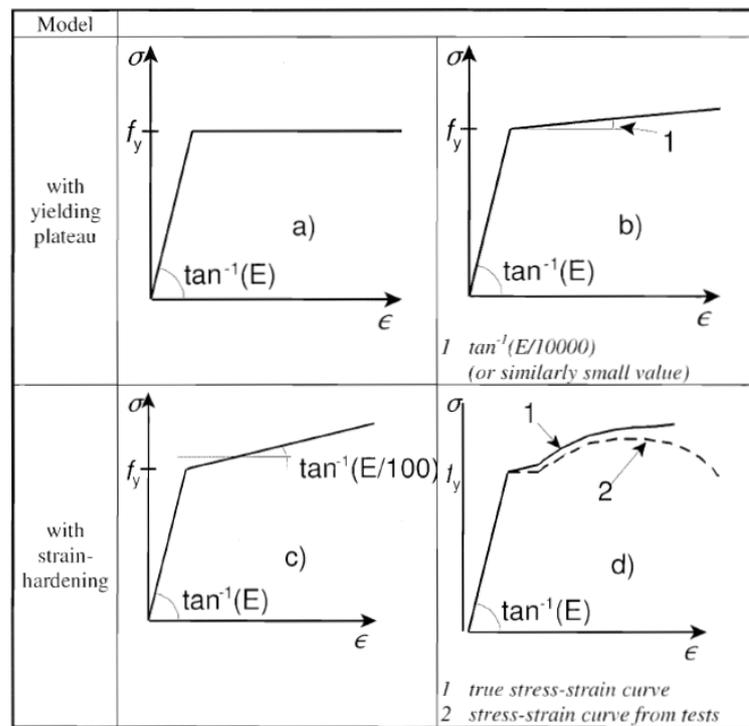


Figura 4.5 – Modelagem do comportamento do material (EN, 2006)

4.1.4 Carregamentos, estado limite e fatores parciais

O carregamento aplicado nas estruturas deve incluir coeficientes relevantes de carga e combinações de coeficientes de carga. Por simplicidade, a norma recomenda empregar um único multiplicador, α , para as cargas (EN, 2006).

O critério de estado limite último deve ser usado do seguinte modo: em estruturas suscetíveis à flambagem, deve-se obter a carga máxima; em regiões submetidas a tensões de tração, deve-se obter o valor limite da deformação principal de membrana (EN, 2006).

O fator de ampliação da carga (α_u) para o estado limite último deve ser suficiente para alcançar a estabilidade necessária, podendo ser dividido dois outros fatores:

- a) α_1 para cobrir o modelo de incerteza do MEF usado, com o valor obtido por avaliações de teste de calibração;
- b) α_2 para cobrir a dispersão dos modelos de carga e de resistência sendo que $\alpha_u > \alpha_1 \cdot \alpha_2$.

4.2 O PROCEDIMENTO DE ANÁLISE

Os perfis formados a frio empregados em construções do tipo LSF têm a seção transversal composta por elementos com paredes muito finas e, por isso, são propensos aos fenômenos de instabilidade estrutural, tais como: flambagem global, local e distorcional, bem como da interação entre estes modos. Devido a isso, a determinação da força resistente desse tipo de perfil está diretamente relacionada com a análise de estabilidade do mesmo, sendo essencial que se identifique os modos críticos de flambagem e se calcule as suas respectivas forças críticas. Por outro lado, verifica-se que os procedimentos de cálculo prescritos pelas normas atuais para o dimensionamento de barras submetidas aos modos de flambagem local e distorcional são complexos e apresentam limitações. Segundo Grigoletti (2008), o método da resistência direta (MRD) foi desenvolvido com o objetivo de superar essas dificuldades.

A análise de flambagem elástica, necessária para aplicar o MRD, é usualmente realizada empregando-se ou método das faixas finitas ou o método dos elementos finitos (MEF). Nesse contexto, a solução mais comum é utilizar o método das faixas finitas devido à facilidade do procedimento associado. Um dos *softwares* de faixas finitas disponível é o CUFSM,

apresentado no capítulo 3, que permite fazer a análise de estabilidade elástica de perfis de parede fina submetidos a qualquer distribuição de tensões normais nas extremidades, não sendo permitida, ao longo do comprimento, a aplicação de carregamentos, variação da seção e das condições de contorno. Essas são condições intrínsecas ao método das faixas finitas. Como o objetivo deste trabalho é verificar a influência dos furos usualmente empregados na alma dos montantes, não é possível utilizar o método das faixas finitas, restando apenas o método dos elementos finitos.

4.2.1 Análise pelo método dos elementos finitos

Segundo Grigoletti (2008), os programas computacionais de elementos finitos têm recursos que permitem estudar problemas com não linearidades físicas e geométricas, sendo possível analisar perfis formados a frio que apresentem os efeitos de pós-flambagem local e distorcional. A simulação pelo MEF para análises lineares de estabilidade e não lineares de pós-flambagem consiste em duas etapas:

- 1) Análise linear de flambagem elástica por autovalores (*eigenvalue buckling*): o objetivo dessa análise é obter os modos de flambagem e a força crítica correspondente; essa análise indica os possíveis modos de flambagem da estrutura e esses modos podem ser utilizados para acrescentar imperfeições geométricas iniciais que são empregadas na análise não linear física e geométrica;
- 2) Análise não linear física e geométrica usando o método de Newton-Raphson: nessa análise as imperfeições geométricas obtidas na etapa anterior e as deformações plásticas são incluídas para que se obtenha a força de colapso de um perfil formado a frio submetido à compressão.

4.2.2 Considerações sobre o modelo

Para modelar um perfil formado a frio empregando elementos finitos a solução usual é empregar elementos de casca. A alternativa a essa abordagem seria a utilização de elementos hexaedros lineares, o que seria viável apenas para elementos com um único ponto de integração. Por não se verificar trabalhos que usem essa abordagem, empregaram-se elementos de casca, sendo as seções transversais dos perfis devendo ser desenhadas com base na linha média.

A representação ou não dos raios de curvatura do perfil formado a frio causados pelo dobramento das chapas de aço é um ponto a ser avaliado. Como as espessuras de chapa consideradas são pequenas (0,80; 0,95 e 1,25 mm), conseqüentemente os raios de curvatura também são. Além disso, não se possuía as informações sobre o dobramento das chapas utilizadas no ensaio experimental, portanto, por simplicidade, considerou-se não modelar as porções curvas dos perfis. Cabe salientar que, nos processos de cálculo analíticos, é comum desprezar o efeito das porções curvas para pequenos raios de dobramento ($r < 10t$). Somado a isso, há pesquisadores que indicam que raios de dobramento na faixa de duas a quatro vezes o valor da espessura não influenciam os resultados de modo significativo (CHODRAUI, 2006).

Outra questão relevante é a consideração da alteração das propriedades mecânicas devido à conformação a frio e a consideração das tensões residuais. Sabe-se que as propriedades mecânicas dos perfis de aço formados a frio não são as mesmas das chapas de aço antes do dobramento, já que a operação de conformação a frio eleva a resistência ao escoamento do aço e também a resistência à ruptura, diminuindo sua ductilidade. Por outro lado, tensões residuais são aquelas existentes nos perfis e chapas antes mesmo destes serem colocados em uso, pois o elemento estrutural apresenta um estado inicial de tensões ao qual se superpõem as tensões originárias das ações externas. Chodraui (2006) destaca que, ao efeito das tensões residuais, pode ser superposto o efeito do aumento da resistência ao escoamento devido ao trabalho a frio. Portanto, deve haver coerência ao se assumir, nos modelos numéricos, o efeito do trabalho a frio nas regiões dos cantos da seção, a fim de se considerar também a elevação das tensões residuais nesses locais, ou não se considerar nenhum dos efeitos. Logo, por simplicidade e devido à falta de informações, ambos os efeitos não são considerados no modelo numérico proposto.

4.2.3 Tipo de elemento

Para a modelagem do perfil, foi usado o elemento SHELL181, que é adequado para analisar estruturas de casca fina a moderadamente espessa. O elemento possui quatro nós com seis graus de liberdade por nó: translações nos eixos x , y e z e rotações em torno dos eixos x , y e z , sendo bem adequado tanto para análises lineares quanto para não lineares de grande rotação e/ou deformação, na qual é considerada a variação da espessura. No domínio do elemento, a integração completa e a reduzida são suportadas e a formulação do mesmo é baseada nas medidas de deformação logarítmica e de tensão verdadeira. O manual do ANSYS® referencia

esse elemento através do trabalho de Dvorkin (1984). A Figura 4.6 apresenta a geometria do elemento SHELL181, sendo os pontos I, J, K e L referentes aos quatro nós.

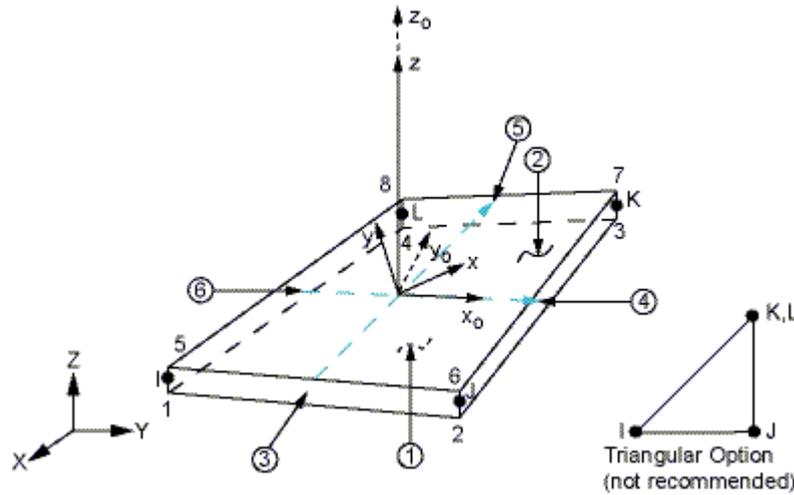


Figura 4.6 – Geometria do elemento SHELL181 do ANSYS® (ANSYS, 2013)

Ao contrário da deformação e tensão nominais/de engenharia, a deformação real e a tensão real se referem à geometria instantânea da peça, ou seja:

$$d\varepsilon_{real} = \frac{dl}{l} \rightarrow \varepsilon_{real} = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} \rightarrow \varepsilon_{real} = \ln \frac{l}{l_0} \therefore e^{\varepsilon_{real}} = \frac{l}{l_0}$$

Sabe-se que a deformação nominal é dada por:

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_0} = \frac{(l - l_0)}{l_0} = \frac{l}{l_0} - 1 \therefore \frac{l}{l_0} = 1 + \varepsilon$$

Portanto, as deformações real e nominal podem ser relacionadas pela Equação (4.1), previamente apresentada no item 4.1.3:

$$\varepsilon_{real} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (4.1)$$

A tensão nominal é definida pela relação entre a força e a área inicial:

$$\sigma = F/A_0$$

A tensão real é definida pela relação entre a força e a área instantânea:

$$\sigma_{real} = F/A$$

Considerando que há conservação de volume, a multiplicação da área e comprimento iniciais e em qualquer instante são iguais:

$$V = A \cdot l = A_0 \cdot l_0$$

Desse modo, pode-se escrever:

$$\frac{l}{l_0} = \frac{A_0}{A} \rightarrow \ln \frac{l}{l_0} = \ln \frac{A_0}{A}$$

Sabendo-se que:

$$\varepsilon_{real} = \ln \frac{l}{l_0} = \ln \frac{A_0}{A} \therefore e^{\varepsilon_{real}} = \frac{A_0}{A}$$

Igualando-se as forças de cada uma das expressões da tensão tem-se que:

$$\sigma_{real} \times A = \sigma \times A_0 \rightarrow \sigma_{real} = \sigma \cdot \frac{A_0}{A} \therefore \sigma_{real} = \sigma \cdot e^{\varepsilon_{real}}$$

Portanto, as tensões real e nominal podem ser relacionadas pela Equação (4.2), previamente apresentada no item 4.1.3:

$$\sigma_{real} = \sigma(1 + \varepsilon) \tag{4.2}$$

Para deformações no regime elástico, as deformações real e nominal são aproximadamente iguais. Como exemplo, considera-se uma peça de comprimento inicial l_0 que é, em um 1º passo, tracionada até atingir um comprimento final $1,2 l_0$. Em um 2º passo, a peça é comprimida até atingir novamente o comprimento final l_0 . A deformação final, nesse caso deve ser zero, no entanto, pelo conceito da deformação nominal, tem-se uma deformação final de 0,033, que não existe quando se emprega o conceito da deformação real.

Para a modelagem dos apoios, utilizou-se o elemento SOLID92, o qual possui 10 nós com 3 graus de liberdade por nó: translações nos eixos x , y e z . O elemento admite plasticidade, fluência, endurecimento, grande deflexão e grandes capacidades de deformação.

4.2.4 Malha

Para a geração da malha de elementos finitos de um perfil sem furos, considerou-se uma malha retangular cujos lados de um elemento não ultrapassem 10 mm. Essa foi a discretização empregada por Grigoletti (2008) e usada também por outros autores citados por ele.

Fez-se uma análise de sensibilidade de malha, considerando elementos com tamanho máximo de 15 mm, 10 mm e 5 mm, a qual foi realizada para o perfil com e sem furos de espessura 0,80 mm para a condição de contorno analisada. Optou-se por utilizar o tamanho de 10 mm, já que a malha apresentou-se satisfatória para o modelo em questão.

4.2.5 Relações constitutivas do aço

O aço é modelado como um material homogêneo e isotrópico. A análise de flambagem elástica é feita através da solução do problema de autovalor (*Eigen buckling* no ANSYS®) e se considera uma lei constitutiva elástica linear para o material. Para a análise de pós-flambagem, adota-se uma lei constitutiva elasto-plástica trilinear, conforme ilustrado na Figura 4.7. A parcela plástica considera encruamento isotrópico e superfície de escoamento de von Mises. Admitindo-se que as deformações sejam pequenas, pode-se empregar diretamente esse gráfico. Para o aço do perfil, ZAR-280, os três pontos que caracterizam esse gráfico são:

- 1) 196 MPa, 0,001;
- 2) 280 MPa, 0,005;
- 3) 380 MPa, 0,2.

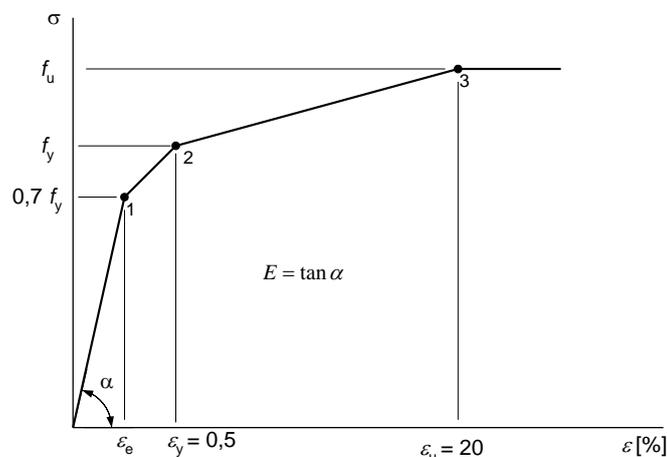


Figura 4.7 – Lei constitutiva elasto-plástica trilinear para o aço do perfil

Admitindo-se que as deformações sejam significativas, deve-se trabalhar com deformação real e tensão real. A partir do gráfico da Figura 4.7, foi gerado um conjunto de pontos (valores nominais) que foram convertidos pelas equações (4.1) e (4.2). A curva resultante foi definida por 15 pontos, sendo ilustrada na Figura 4.8, que também apresenta os pontos empregados para definir o gráfico. Pela simplicidade do gráfico resultante, nota-se que poderiam ser empregados menos pontos para definir a curva tensão real \times deformação real. Tal fato ocorre porque a curva apenas adapta o modelo elasto-plástico trilinear.

Tabela 4.3 – Pontos empregados para a definição do gráfico tensão real \times deformação real

ε_l (%)	σ (MPa)	ε_{real} (%)	σ_{real} (MPa)
0	0,00	0,00	0,00
0,1	196,00	0,10	196,20
0,3	238,00	0,30	238,71
0,5	280,00	0,50	281,40
1	282,56	1,00	285,39
2	287,69	1,98	293,45
4	297,95	3,92	309,87
6	308,21	5,83	326,70
8	318,46	7,70	343,94
10	328,72	9,53	361,59
12	338,97	11,33	379,65
14	349,23	13,10	398,12
16	359,49	14,84	417,01
18	369,74	16,55	436,30
20	380,00	18,23	456

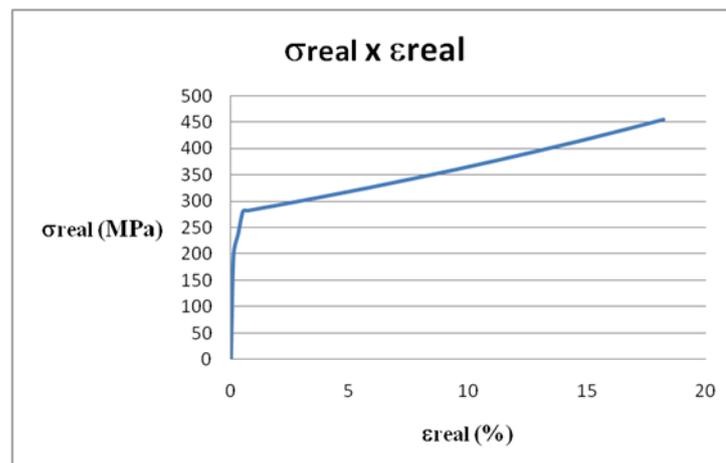


Figura 4.8 – Curva tensão $\sigma_{real} \times \varepsilon_{real}$ para o modelo elasto-plástico trilinear

4.3 DESCRIÇÃO DO MODELO DE ELEMENTOS FINITOS (ANSYS®)

As análises numéricas foram realizadas com o *software* ANSYS® (versão 17.1). Descreveu-se, de modo sucinto, o processo de modelagem do perfil U enrijecido, apresentando a sequência de dados inseridos no programa bem como algumas imagens e comandos pertinentes com intuito de elucidar o procedimento utilizado.

O modelo foi criado de acordo com o que seria ensaiado experimentalmente. As dimensões do perfil e posição dos furos utilizada são correspondentes aos valores nominais fornecidos pela empresa Imecon, que doou os corpos de prova para teste. Os apoios e condições de contorno foram definidos de modo a representar a situação que se buscava reproduzir no laboratório.

4.3.1 Perfil

Foram inseridos o comprimento L e as dimensões nominais da seção transversal do perfil (tamanho da alma, mesas, enrijecedores e espessura), o qual se desconsiderou os raios de curvatura referentes ao dobramento do perfil formado a frio. Para que se obtivessem as dimensões da linha média, subtraiu-se o valor da espessura das dimensões nominais.

Definiram-se as propriedades do material dito tipo 1, referentes ao perfil: aço galvanizado ZAR-280, com tensão de escoamento de 280 MPa e de ruptura de 380 MPa, coeficiente de Poisson de 0,3 e módulo de elasticidade de 200000 MPa, sendo utilizadas 3 valores de espessuras: 0,80, 0,95 e 1,25 milímetros. Também foram definidas as propriedades do material tipo 2, infinitamente rígido, referentes aos apoios, com coeficiente de Poisson 0,3.

Optou-se por trabalhar com a seção transversal do perfil contida no plano yz , com o comprimento variando ao longo do eixo x . Definiram-se as coordenadas dos *keypoints* básicos para a criação do perfil, com a origem fixada no extremo inferior esquerdo do perfil U (*keypoint* 4). Uniram-se os *keypoints* do perfil através de linhas, conforme a Figura 4.9.

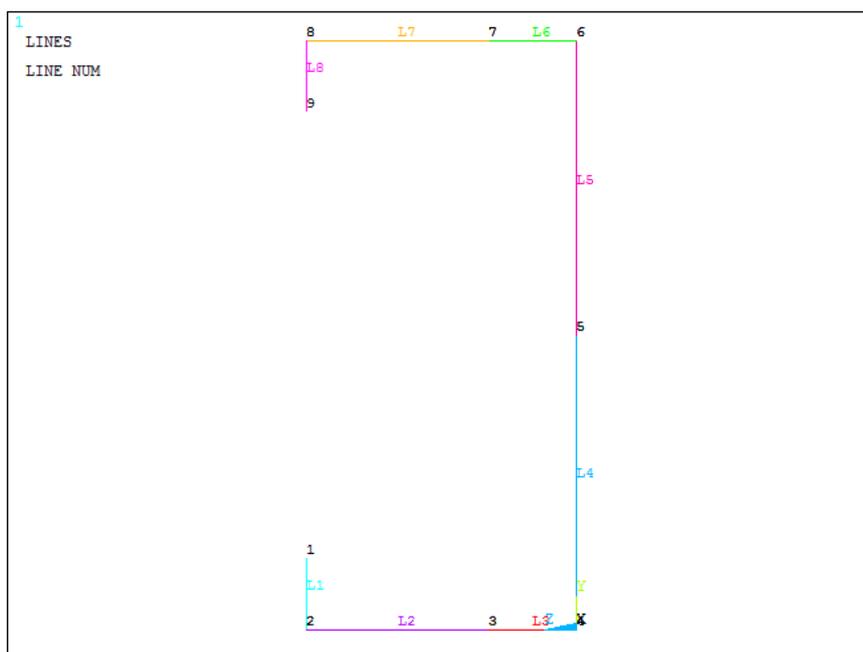


Figura 4.9 – Keypoints básicos e linhas da seção transversal do perfil

Calculou-se a posição do centroide, ou centro de gravidade (CG), em relação à linha média, localizado no *keypoint* 10. Definiu-se outro *keypoint* localizado no CG, mas a uma distância $x = L/2$ (metade do comprimento total do perfil) para gerar uma linha guia para realizar a extrusão do perfil. A Figura 4.10 mostra as linhas do perfil e a linha guia saindo do CG (*keypoint* 10) até a coordenada $x = L/2$.

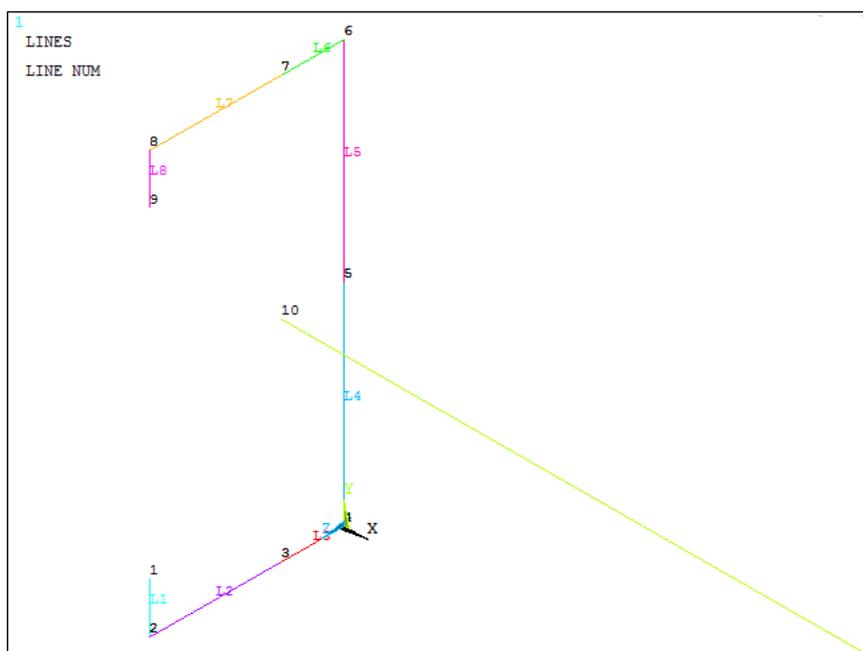


Figura 4.10 – Linhas do perfil e linha guia saindo do CG

Através do comando ADRAG foram geradas áreas do perfil arrastando-se as linhas da seção transversal ao longo do caminho de uma linha guia. O comando utilizado no *script* teve que ser escrito em duas partes; a primeira parte do comando executa o arrastamento as linhas 1, 2, 3 e 4 ao longo da linha 9 (linha guia) e a segunda parte faz o arrastamento das linhas 5, 6, 7 e 8 ao longo da mesma linha 9:

```
ADRAG,1,2,3,4,,,9
```

```
ADRAG,5,6,7,8,,,9
```

A Figura 4.11 mostra o perfil gerado após o comando acima ser executado. Utilizou-se o comando AGLUE para gerar uma nova área através das áreas menores que foram geradas.

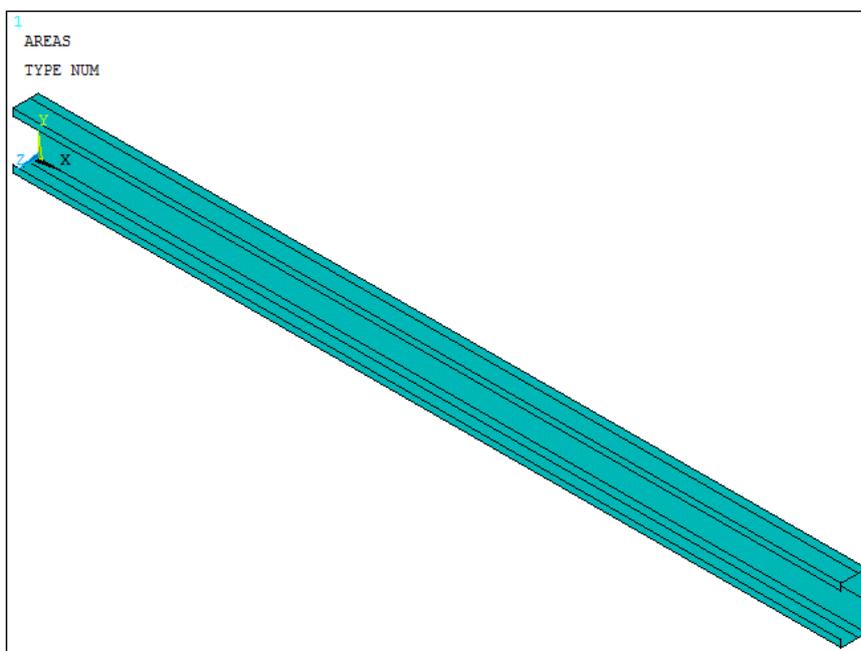


Figura 4.11 – Perfil de tamanho $L/2$

O próximo passo foi copiar as áreas geradas até a metade do comprimento e geraram-se novas áreas a partir de $x = L/2$ até $x = L$. Com o comando ASEL, selecionaram-se todas as áreas localizadas no eixo x desde a coordenada $x = 0$ até a coordenada $x = L/2$:

```
ASEL,s,10c,x,0,L/2
```

Com o comando AGEN, foram geradas as novas áreas através de uma cópia das áreas existentes e da consolidação da cópia com a original, em $x = L/2$:

```
AGEN,2,a11,,,L/2,,,0,1,0
```

O comando AGLUE é utilizado novamente para unir todas as áreas. O perfil inteiro é mostrado na Figura 4.12.

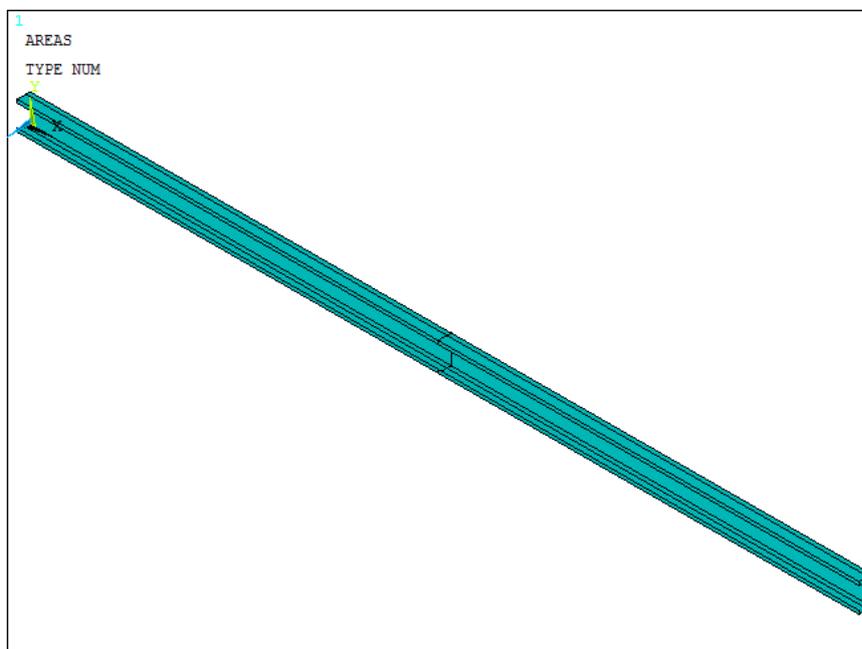


Figura 4.12 – Perfil inteiro de tamanho L

Até esse ponto, o procedimento para geração do modelo físico é o mesmo também para o perfil com furos. Os 3 furos são gerados com centro na metade da altura da alma (valor de y do CG) nas coordenadas $x = 300$, $x = 500$ e $x = 2300$ (milímetros). Com o diâmetro de cada furo definido, emprega-se o comando CYL4, no qual círculos são gerados, para depois utilizar o comando ASBA, que subtrai a área dos círculos gerados da área da alma do perfil. A Figura 4.13 ilustra o perfil com furos.

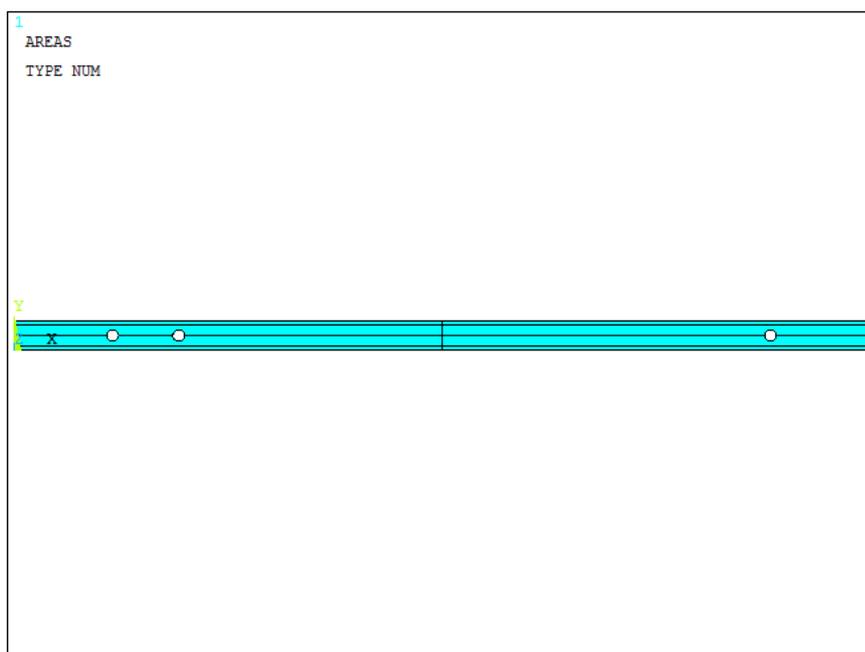


Figura 4.13 – Vista frontal do perfil com furos

4.3.2 Apoios e condições de contorno

Para a criação dos apoios, criaram-se *keypoints* auxiliares em $x = 0$, bem como linhas, áreas e também o volume, através do comando VOFFST. A Figura 4.14 mostra o volume gerado referente ao bloco de apoio, com espessura de 2,5 polegadas (63,5 milímetros), localizado junto à extremidade esquerda do perfil U, no sentido negativo do eixo x .

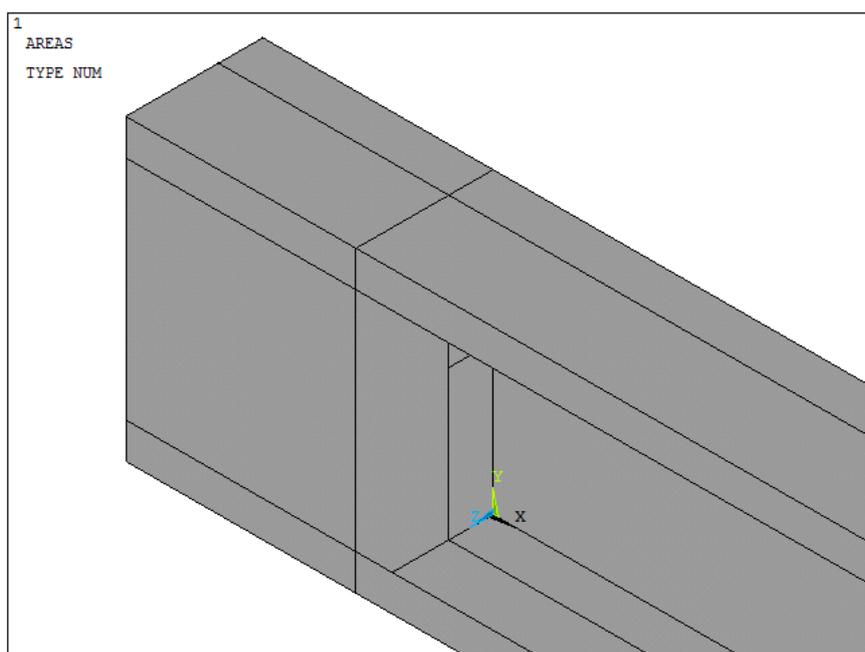


Figura 4.14 – Bloco de apoio da extremidade esquerda do perfil

Copiou-se o volume gerado e gerou-se um novo na outra extremidade do perfil, exatamente igual. Gerou-se a malha nas áreas do perfil, utilizando o elemento tipo 1 (SHELL181), material 1 e constantes reais 1 e também a malha nos volumes nos apoios, utilizando o elemento tipo 2 (SOLID92), material 2 (bem mais rígido que o material 1). A Figura 4.15 e a mostra a malha gerada para o perfil e blocos de apoio e a Figura 4.16 mostra a malha em detalhe na região dos furos.

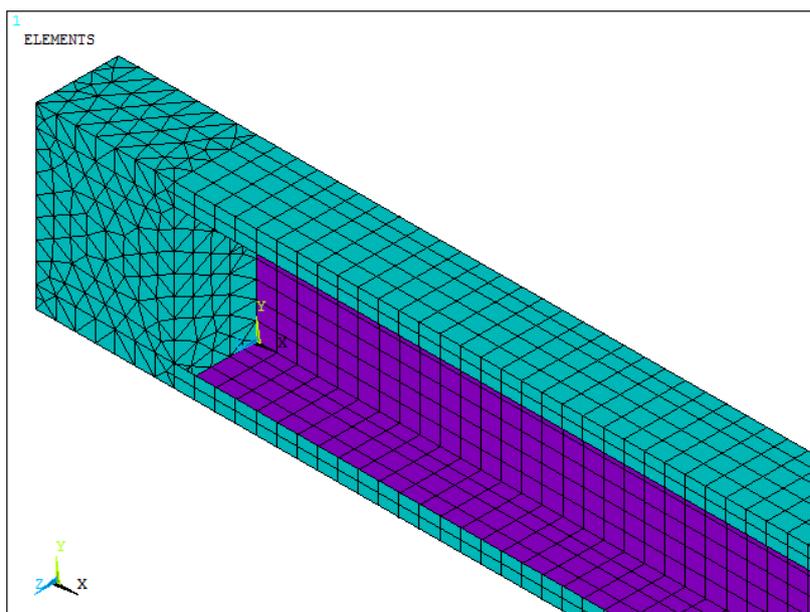


Figura 4.15 – Malha gerada para o perfil e blocos de apoio

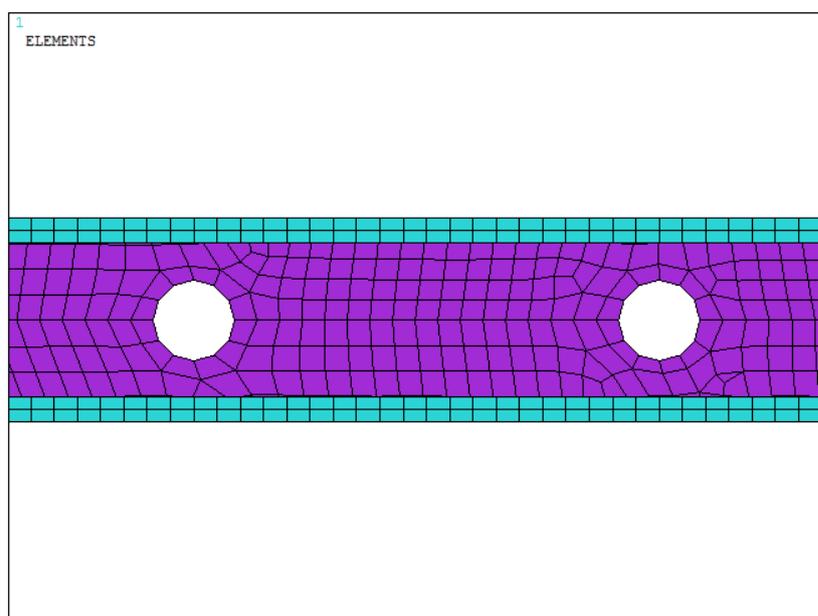


Figura 4.16 – Detalhe para a malha gerada na região dos furos

As condições de contorno foram aplicadas através da restrição de nós. Selecionaram-se todos os nós localizados na linha vertical que passa pelo CG, no plano yz , nas faces externa dos blocos de apoio da esquerda e da direita (lado de aplicação da carga). Na extremidade da esquerda, o deslocamento foi restringido em todas as direções (x , y e z) e as rotações restringidas apenas em torno do eixo x e z . Na extremidade direita, onde a carga é aplicada, os nós foram acoplados de modo a possuírem o mesmo deslocamento ao longo do eixo x (eixo de aplicação da carga) e foram restringidos apenas os deslocamentos nas direções y e z e as rotações em torno dos eixos x e z . As condições de contorno foram as mesmas utilizadas por Grigoletti (2008). A Figura 4.17 mostra as condições de contorno no apoio da extremidade esquerda do modelo e a Figura 4.18 mostra as condições de contorno no apoio da extremidade direita.

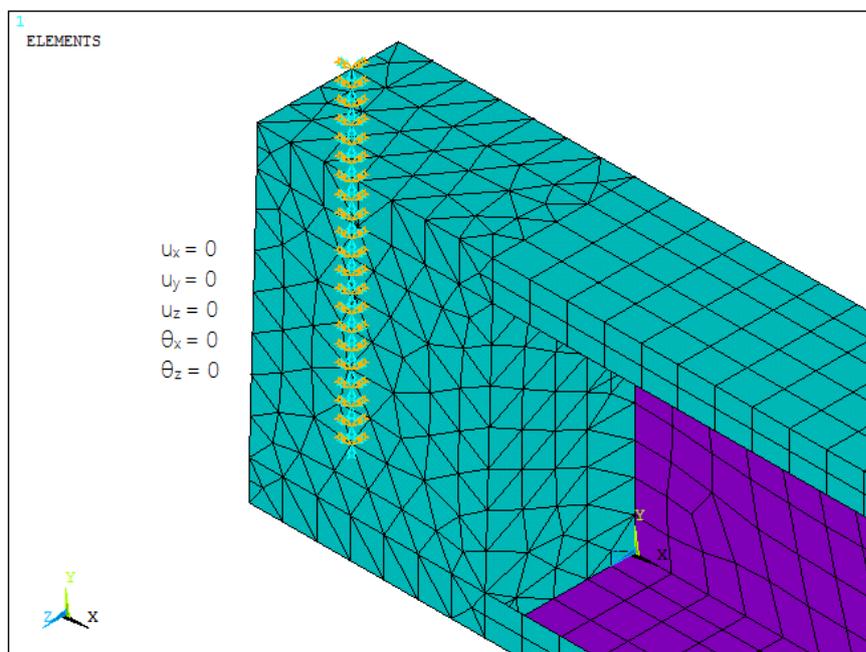


Figura 4.17 – Condições de contorno no bloco de apoio da esquerda

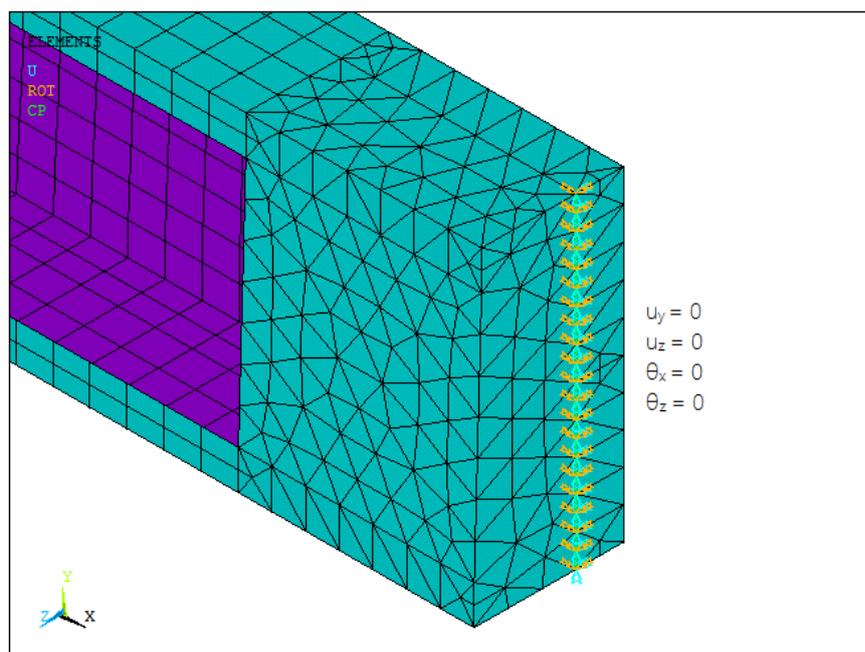


Figura 4.18 – Condições de contorno no bloco de apoio da direita

4.3.3 Carregamento e análise linear elástica

Uma força de compressão foi aplicada no nó correspondente ao CG do perfil, na face externa do bloco de apoio da direita. Utilizou-se uma carga de referência de 1 N para se realizar a análise estática da estrutura e a obtenção dos esforços iniciais e dos autovalores. Os autovalores correspondem aos fatores de carga que, multiplicados pela carga de referência, resultam diretamente nas cargas críticas de flambagem elástica. Cada autovalor está associado a um modo de flambagem (autovetor) da peça. Ao se observar a deformada correspondente a cada um dos modos, pode-se inferir se a flambagem é global ou local.

Uma estrutura pode possuir infinitos modos de flambagem (e fatores de carga associados), por isso se optou por utilizar apenas os 5 primeiros modos de cada um dos perfis analisados. Nessa etapa, é importante que o comando PSTRESS do programa seja ativado para que a matriz de rigidez geométrica seja calculada e possa ser utilizada na obtenção dos autovalores.

4.3.4 Imperfeições geométricas e análise não linear

A análise de flambagem elástica por autovalores é conservadora, pois não considera irregularidades de fabricação e construção. A partir dela, os modos de flambagem foram obtidos e identificados e foi iniciada a análise de pós-flambagem (análise não linear geométrica). O primeiro modo de flambagem, para todos os perfis, foi identificado como

global e os quatro modos seguintes como flambagem local, conforme pode ser verificado na Figura 4.19 para um dos exemplos avaliados. Essas configurações deformadas (modos de flambagem) foram então amplificadas e superpostas através da combinação linear dos modos para se obter a geometria atualizada do modelo (nós da malha com novas coordenadas).

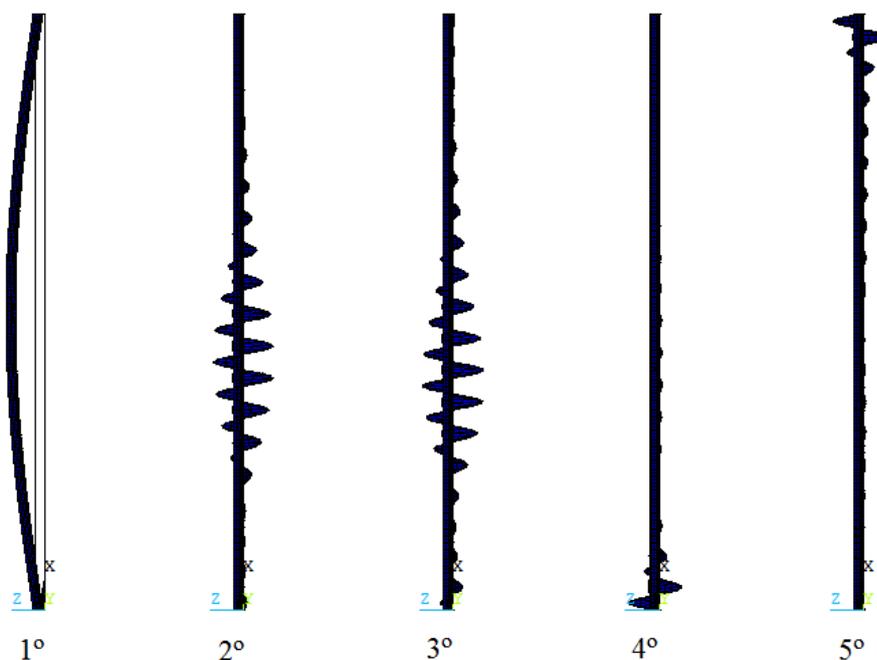


Figura 4.19 – Configuração geral da deformada dos 5 primeiros modos de flambagem dos perfis vistos lateralmente

Através do comando UPGEOM as imperfeições foram adicionadas ao modelo. O fator de imperfeição geométrica para o modo de flambagem global foi o adotado por Chodraui (2006), sendo $L/1500$ o seu valor em milímetros. O fator de imperfeição para os modos de flambagem local foi retirado do anexo C do Eurocode (EN 1993-1-5 (2006)). De acordo com o item 4.1.2 desse trabalho, adotou-se 70% do valor de $b/200$, sendo b a altura da alma do perfil.

4.3.5 Técnicas de solução numérica

O método de solução numérica adotado para a análise não linear foi o *full Newton-Raphson* com critério de convergência de força. Através do comando NSUBST foi definido como a carga seria aplicada, especificando o número de etapas que seriam realizadas no passo de carga. O número de etapas escolhido foi 800, com o valor máximo de 1000 e mínimo de 100.

NSUBST, 800, 1000, 100

A força utilizada no passo de carga para a análise não linear foi de $1,5 \times N_{cr}$, sendo N_{cr} o valor da força crítica (autovalor) obtida na análise de flambagem para o primeiro modo, aplicada no mesmo nó da na análise linear.

4.4 RESULTADOS NUMÉRICOS

Os resultados numéricos obtidos através das análises feitas pelo ANSYS® são apresentados nos itens a seguir. Buscou-se comparar as diferentes situações para uma mesma espessura, com e sem furos e variando-se as imperfeições geométricas, bem como as situações semelhantes em que só a espessura diferia.

Basicamente, foram propostos 12 *scripts* a serem executados no *software*. Foram consideradas 3 espessuras diferentes (0,80, 0,95 e 1,25 mm), a presença ou não de furos na alma do perfil e 2 situações de inserção de imperfeições geométrica. De acordo com o item 4.3.3, utilizou-se apenas os primeiros 5 modos de flambagem de cada perfil. Na primeira situação de inserção das imperfeições geométricas, apenas uma foi adicionada para o 1º modo de flambagem (global). Na segunda situação, além da imperfeição já mencionada, adicionou-se uma para cada um dos 4 modos de flambagem (local) subsequentes, num total de 5 imperfeições. O valor do fator imperfeição geométrica para o modo global vale 1,7333 mm ($L/1500$) e para o modo local vale 0,3115 mm ($0,7 \times b/200$). De modo sucinto, para cada uma das espessuras foram analisados 4 modelos numéricos:

- a) perfil sem furos; fator de imperfeição para o modo de flambagem global;
- b) perfil sem furos; fator de imperfeição para os modos de flambagem global e local;
- c) perfil com furos; fator de imperfeição para o modo de flambagem global;
- d) perfil com furos; fator de imperfeição para os modos de flambagem global e local.

O procedimento de análise consistiu em se aplicar o passo de carga definido no item 4.3.5 em cada um dos perfis definidos nos modelos. A falha do perfil se dá quando, para uma determinada etapa do passo de carga, não há o equilíbrio entre forças externas e internas, respeitando uma determinada tolerância, ou seja, o método de Newton-Raphson não atinge o critério de convergência. Os gráficos que serão apresentados foram plotados através dos dados

fornecidos pelo programa em função do deslocamento medido em um nó específico e a força total aplicada no modelo. O nó em que foi medido o deslocamento se encontra na metade da altura do perfil (a 1300 mm dos apoios), no meio da alma.

4.4.1 Perfis $t = 0,80 \text{ mm}$

Para o perfil sem furos, os autovalores (fatores de carga) resultantes da análise linear de flambagem elástica são apresentados na segunda coluna da Figura 4.20, captada diretamente do programa. Aplicou-se uma carga de referência de 1 N no nó correspondente ao CG do perfil na face externa do bloco de apoio da direita.

```

***** INDEX OF DATA SETS ON RESULTS FILE *****

```

SET	TIME/FREQ	LOAD STEP	SUBSTEP	CUMULATIVE
1	9075.1	1	1	1
2	12494.	1	2	2
3	12495.	1	3	3
4	12580.	1	4	4
5	12585.	1	5	5

Figura 4.20 – Autovalores para o perfil $t = 0,80 \text{ mm}$ sem furos

Para o perfil com furos, os autovalores (fatores de carga) resultantes da análise linear de flambagem elástica são apresentados na segunda coluna da Figura 4.21.

```

***** INDEX OF DATA SETS ON RESULTS FILE *****

```

SET	TIME/FREQ	LOAD STEP	SUBSTEP	CUMULATIVE
1	9024.6	1	1	1
2	12698.	1	2	2
3	12708.	1	3	3
4	12717.	1	4	4
5	12771.	1	5	5

Figura 4.21 – Autovalores para o perfil $t = 0,80 \text{ mm}$ com furos

Procedeu-se com a análise não linear, com as devidas imperfeições geométricas adicionadas em cada modelo, aplicando-se uma carga de 1,5 vezes o valor do primeiro autovalor, o qual corresponde diretamente ao valor da força crítica de flambagem para o 1º modo. Para o perfil sem furos ela vale 13,613 kN e para o perfil com furos, 13,537 kN. A Figura 4.22 apresenta a curva força x deslocamento, até a carga máxima, para os 4 casos de perfis com $t = 0,80 \text{ mm}$.

Os termos entre parênteses, na legenda do gráfico, significa os fatores de imperfeição que foram inseridos, sendo G para o 1º modo de flambagem (global) e $4L$ para os 4 modos de flambagem (local) subsequentes.

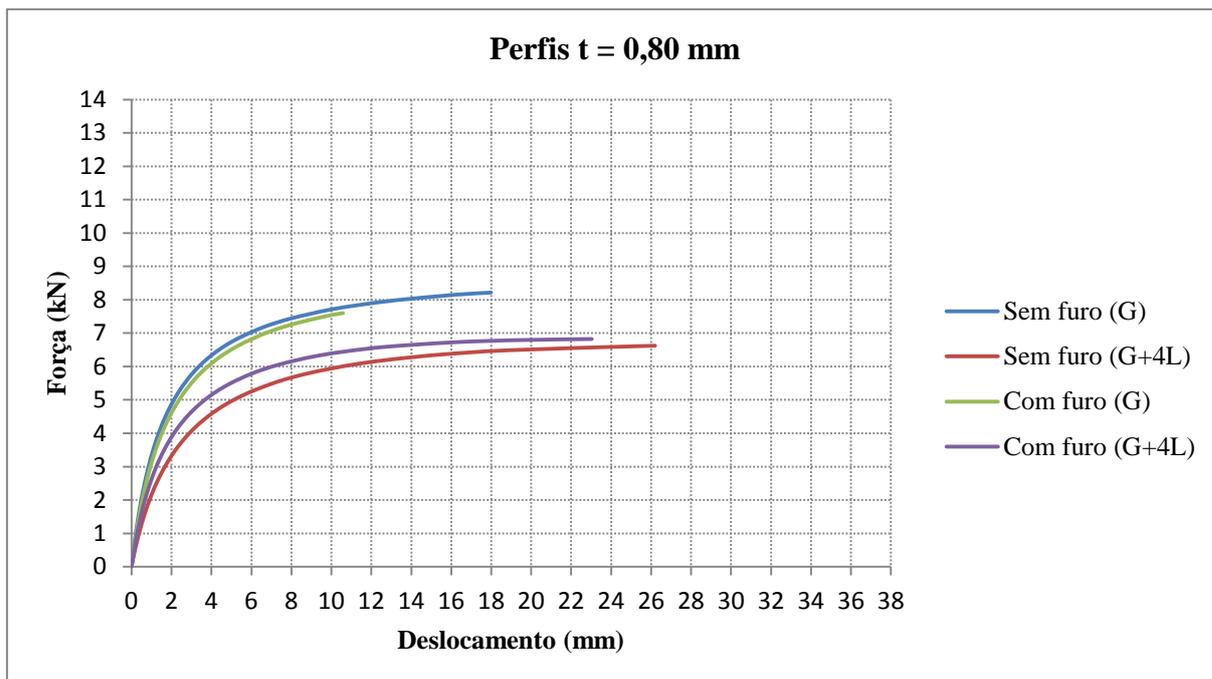


Figura 4.22 – Curva força \times deslocamento para os modelos dos perfis com $t = 0,80 \text{ mm}$

Os pontos de carga máxima correspondem às coordenadas (mm; kN):

- a) (17,98; 8,22) para o perfil sem furos (G);
- b) (26,20; 6,62) para o perfil sem furos (G+4L);
- c) (10,58; 7,60) para o perfil com furos (G);
- d) (23,03; 6,82) para o perfil com furos (G+4L).

4.4.2 Perfis $t = 0,95 \text{ mm}$

Para o perfil sem furos, os autovalores (fatores de carga) resultantes da análise linear de flambagem elástica são apresentados na segunda coluna da Figura 4.23, fornecida diretamente pelo programa.

```

**** INDEX OF DATA SETS ON RESULTS FILE ****
SET   TIME/FREQ   LOAD STEP   SUBSTEP   CUMULATIVE
  1   10660.         1           1           1
  2   20899.         1           2           2
  3   20900.         1           3           3
  4   21041.         1           4           4
  5   21049.         1           5           5

```

Figura 4.23 – Autovalores para o perfil $t = 0,95 \text{ mm}$ sem furos

Para o perfil com furos, os autovalores (fatores de carga) resultantes da análise linear de flambagem elástica são apresentados na segunda coluna da Figura 4.24.

```

***** INDEX OF DATA SETS ON RESULTS FILE *****

```

SET	TIME/FREQ	LOAD STEP	SUBSTEP	CUMULATIVE
1	10600.	1	1	1
2	21088.	1	2	2
3	21091.	1	3	3
4	21167.	1	4	4
5	21209.	1	5	5

Figura 4.24 – Autovalores para o perfil $t = 0,95 \text{ mm}$ com furos

Procedeu-se com a análise não linear, com os devidos fatores de imperfeição geométrica adicionados em cada modelo, aplicando-se uma carga de 1,5 vezes o valor do primeiro autovalor, o qual corresponde diretamente ao valor da força crítica de flambagem para o 1º modo. Para o perfil sem furos ela vale 15,99 kN e para o perfil com furos, 15,9 kN. A Figura 4.25 apresenta a curva força \times deslocamento, até a carga máxima, para os 4 casos de perfis com $t = 0,95 \text{ mm}$.

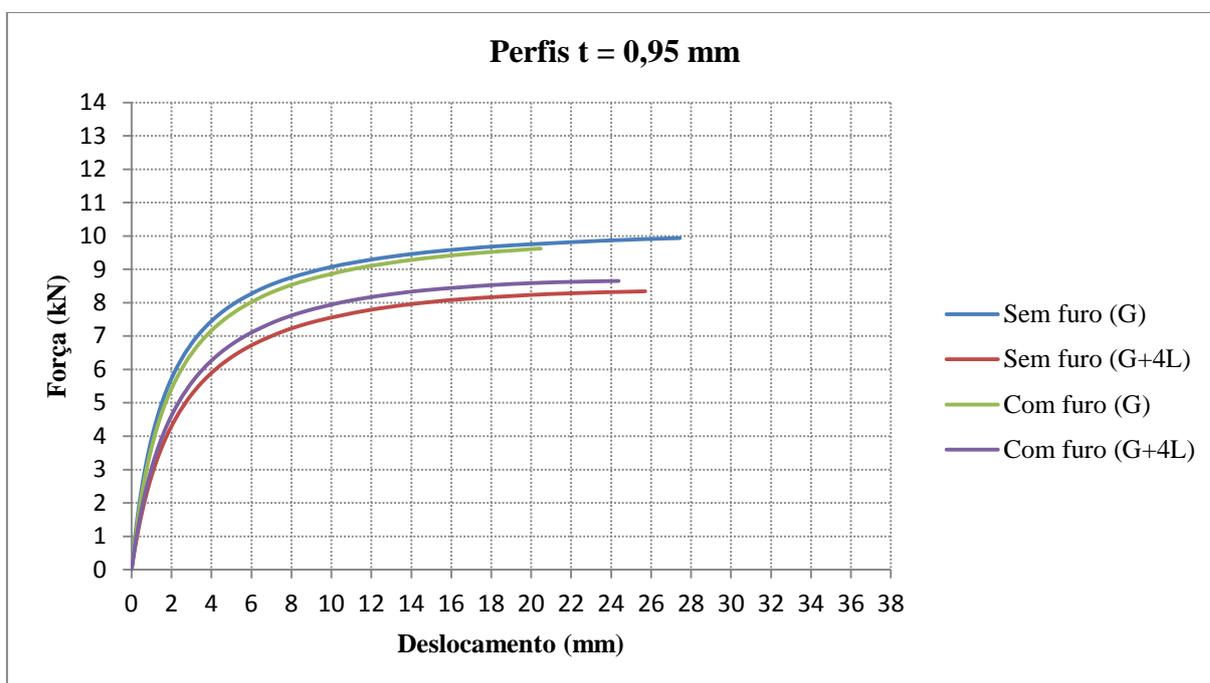


Figura 4.25 – Curva força \times deslocamento para os modelos dos perfis com $t = 0,95 \text{ mm}$

Os pontos de carga máxima correspondem às coordenadas (mm; kN):

- a) (27,44; 9,93) para o perfil sem furos (G);
- b) (25,70; 8,34) para o perfil sem furos (G+4L);
- c) (20,47; 9,62) para o perfil com furos (G);
- d) (24,37; 8,65) para o perfil com furos (G+4L).

4.4.3 Perfis $t = 1,25 \text{ mm}$

Para o perfil sem furos, os autovalores (fatores de carga) resultantes da análise linear de flambagem elástica são apresentados na segunda coluna da Figura 4.26.

```

***** INDEX OF DATA SETS ON RESULTS FILE *****
SET   TIME/FREQ   LOAD STEP   SUBSTEP   CUMULATIVE
  1  13710.         1           1           1
  2  41515.         1           2           2
  3  47458.         1           3           3
  4  47458.         1           4           4
  5  47776.         1           5           5

```

Figura 4.26 – Autovalores para o perfil $t = 1,25 \text{ mm}$ sem furos

Para o perfil com furos, os autovalores (fatores de carga) resultantes da análise linear de flambagem elástica são apresentados na segunda coluna da Figura 4.27.

```

***** INDEX OF DATA SETS ON RESULTS FILE *****
SET   TIME/FREQ   LOAD STEP   SUBSTEP   CUMULATIVE
  1  13633.         1           1           1
  2  41190.         1           2           2
  3  47764.         1           3           3
  4  48113.         1           4           4
  5  48125.         1           5           5

```

Figura 4.27 – Autovalores para o perfil $t = 1,25 \text{ mm}$ com furos

Procedeu-se com a análise não linear, com as devidos fatores de imperfeição geométrica adicionados em cada modelo, aplicando-se uma carga de 1,5 vezes o valor do primeiro autovalor, o qual corresponde diretamente ao valor da força crítica de flambagem para o 1º modo. Para o perfil sem furos ela vale 20,565 kN e para o perfil com furos, 20,450 kN. A

Figura 4.28 apresenta a curva força \times deslocamento, até a carga máxima, para os 4 casos de perfis com $t = 1,25 \text{ mm}$.

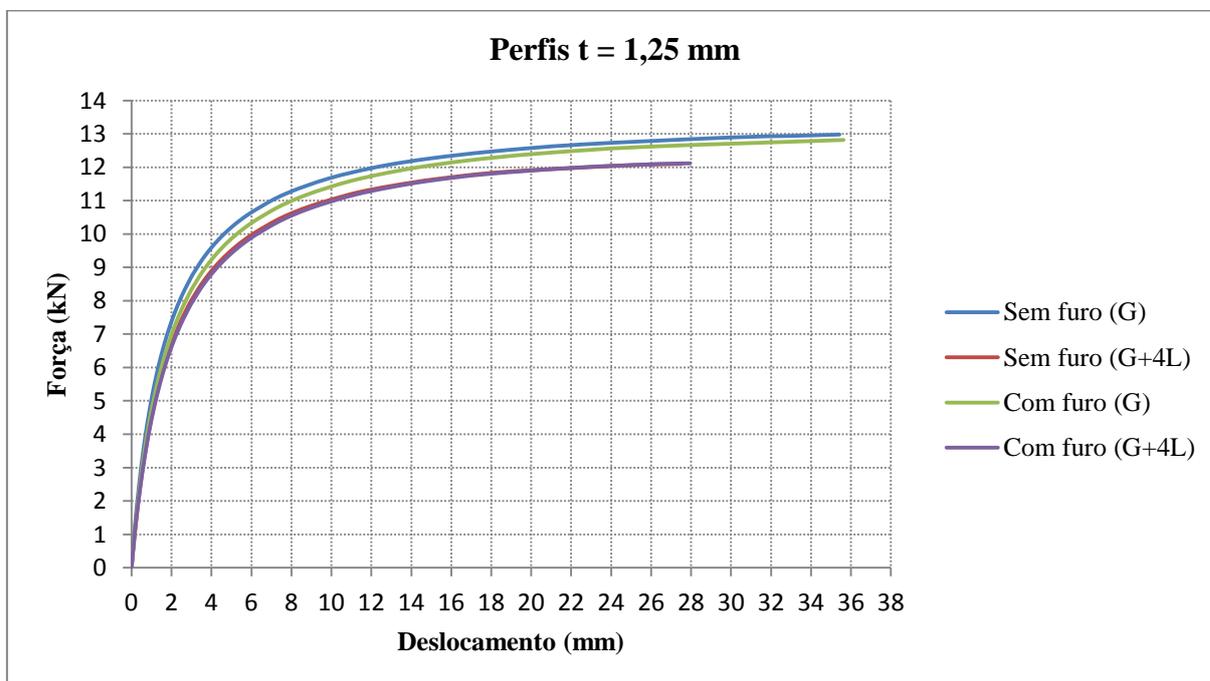


Figura 4.28 – Curva força \times deslocamento para os modelos dos perfis com $t = 1,25 \text{ mm}$

Os pontos de carga máxima correspondem às coordenadas (mm; kN):

- a) (35,42; 12,98) para o perfil sem furos (G);
- b) (27,55; 12,10) para o perfil sem furos (G+4L);
- c) (35,63; 12,82) para o perfil com furos (G);
- d) (27,95; 12,12) para o perfil com furos (G+4L).

4.4.4 Demais resultados

Além dos gráficos que apresentaram as curvas força \times deslocamento para uma determinada espessura, compararam-se os mesmos resultados obtidos, mas agora apresentados de acordo com os fatores de imperfeição geométrica adicionados ao modelo. A Figura 4.29 e a Figura 4.30 apresentam tais gráficos.

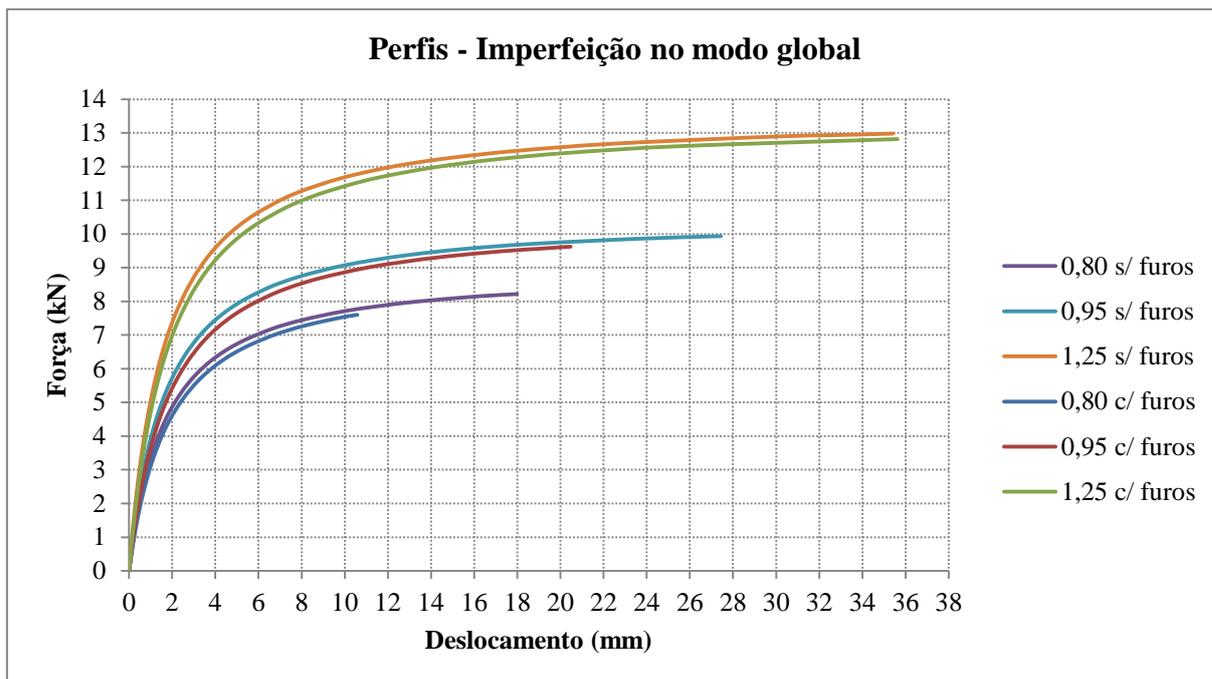


Figura 4.29 – Curva força \times deslocamento para os perfis com e sem furos e com uma imperfeição geométrica para o modo de flambagem global

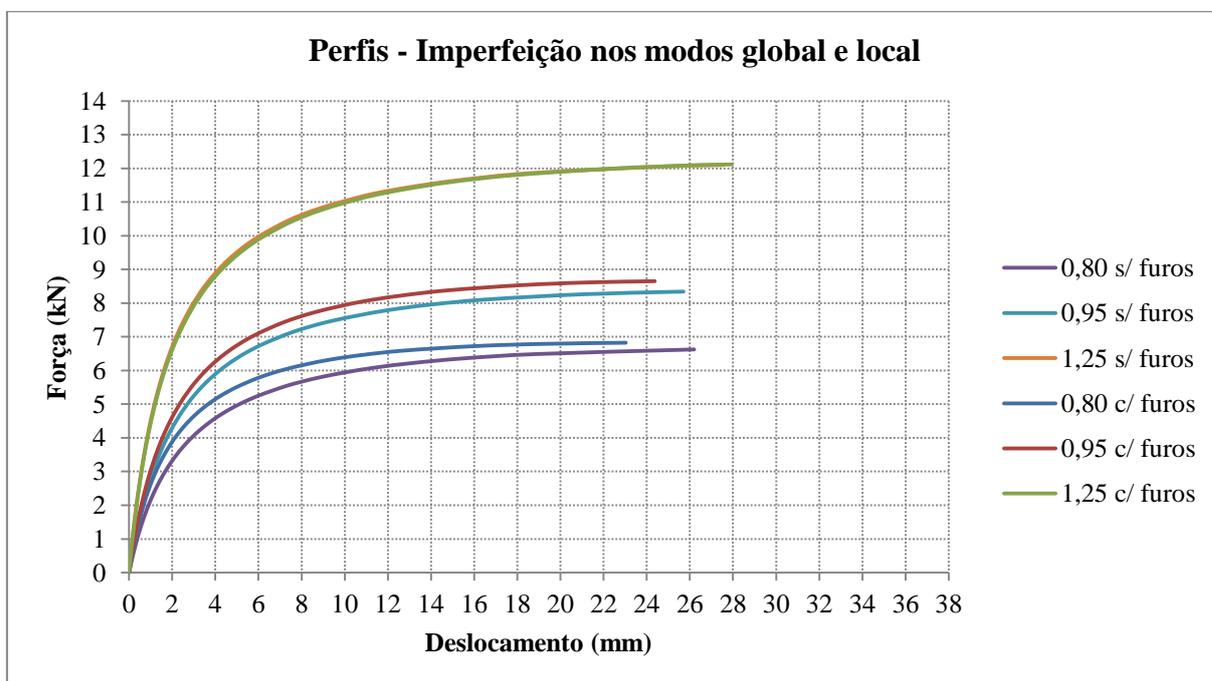


Figura 4.30 – Curva força \times deslocamento para os perfis com e sem furos e com imperfeição geométrica para os 5 primeiros modos de flambagem

Os perfis foram modelados, para as análises não lineares, considerando-se uma lei constitutiva elasto-plástica trilinear para o aço (ZAR-280), conforme apresentado no item

4.2.5. Já que as tensões equivalentes de von Mises não superaram, em nenhum dos modelos, a tensão de escoamento do aço (280 MPa), mantendo-se, portanto, no regime elástico, não foi necessário o uso de curva de tensões e deformações reais. De acordo com a Tabela 4.3, o uso dos valores reais não produziria mudanças significativas nos resultados das análises dos modelos, pois, para pequenas deformações, as tensões e deformações reais são muito semelhantes às de engenharia. A Figura 4.31 mostra a distribuição de von Mises para o perfil $t = 0,80 \text{ mm}$ com furos e com imperfeições geométricas para o modo de flambagem global e local.

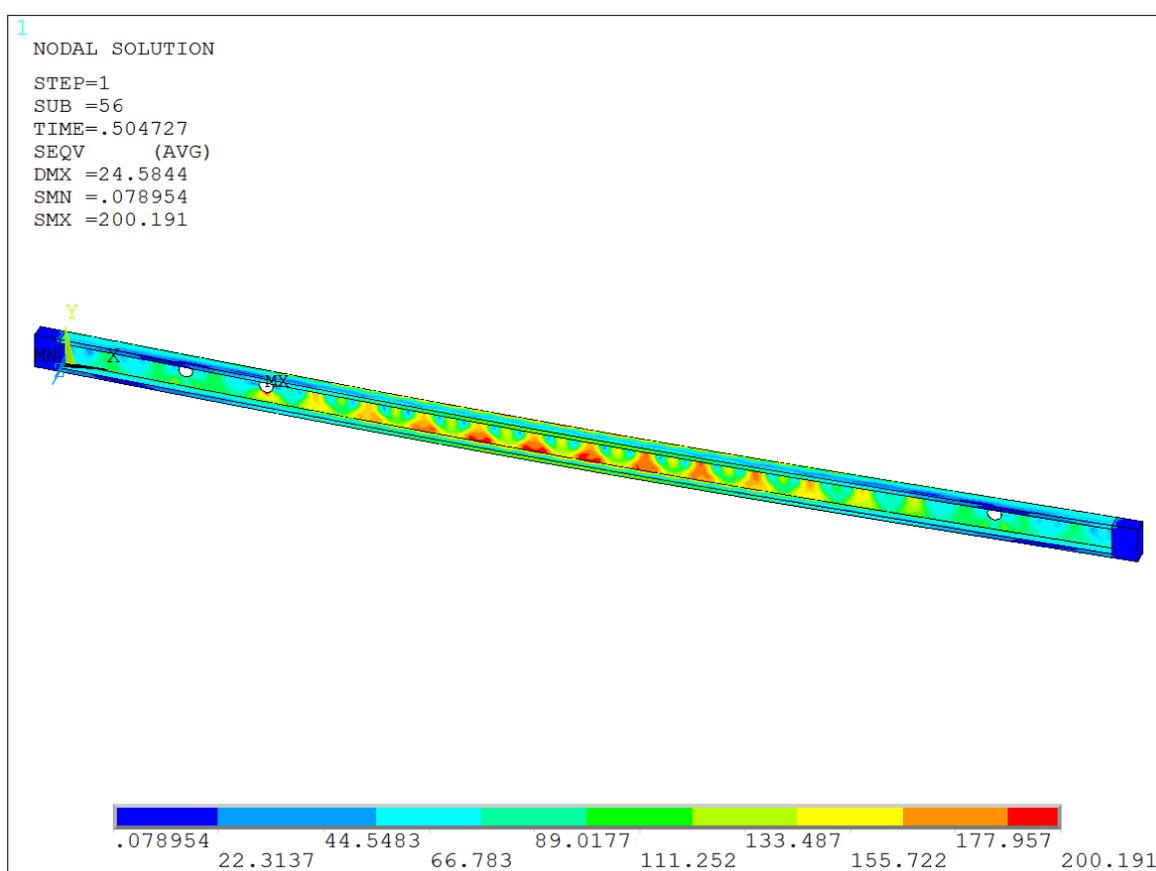


Figura 4.31 – Distribuição de tensões de von Mises para perfil $t = 0,80 \text{ mm}$ com furos e com fatores de imperfeição geométrica para o modo de flambagem global e local

4.5 ANÁLISE DOS RESULTADOS

A partir dos resultados das análises numéricas pelo método dos elementos finitos através do software ANSYS®, nas quais se previa avaliar o efeito dos furos na alma dos perfis U enrijecidos, pode-se fazer algumas asserções.

Para o caso dos modelos em que a imperfeição geométrica correspondeu apenas ao modo de flambagem global, os perfis com furos apresentaram uma carga de falha menor que os perfis sem furos para todas as espessuras, indicando que os furos teriam influência. Esse comportamento pode ser visualizado na Figura 4.29. As cargas para os perfis com furos tiveram uma redução de:

- a) 7,51% para os perfis com $t = 0,80 \text{ mm}$;
- b) 3,16% para os perfis com $t = 0,95 \text{ mm}$;
- c) 1,26% para os perfis com $t = 1,25 \text{ mm}$.

Para o caso dos modelos em que imperfeição geométrica correspondeu à combinação dos 5 primeiros modos de flambagem, os perfis com furos apresentaram uma carga de falha maior que os perfis sem furos para todas as espessuras, indo ao contrário do esperado. Esse estudo foi originalmente feito se considerando os 5 primeiros modos de flambagem e pode ser visualizado na Figura 4.30. Posteriormente, esse estudo foi ampliado para o caso do perfil $t = 0,80 \text{ mm}$. Foram feitas duas análises, sendo a 1ª com os 10 primeiros modos de flambagem e a 2ª com os 20 primeiros modos de flambagem e o comportamento se manteve o mesmo. Considerando o resultado com mais modos de flambagem como sendo o mais próximo do real, observa-se que há uma redução do erro relativo entre as soluções à medida que o número de modos de flambagem aumenta.

Tabela 4.4 – Cargas de falha para os perfis $t = 0,80 \text{ mm}$

Número de modos de flambagem	Carga de falha (kN)	
	t = 0,80mm	
	Sem furos	Com furos
1	8,22	7,60
5	6,62	6,82
10	6,28	6,53
20	6,01	6,25

Seria de se esperar que os perfis com furos apresentassem uma resistência menor ou igual à dos perfis sem furos. No entanto, os resultados apresentados indicam o contrário. Cabe destacar que essas análises foram feitas empregando-se malhas com tamanho de elemento de 10 mm. Quando se considera perfis sem furo essa malha é adequada, como se demonstra a seguir, mas quando se considera perfis com furos, é possível que alguns modos de flambagem

local não sejam identificados. Cabe destacar que o modo de flambagem local crítico, nesse caso, apresenta semicomprimento de onda da ordem do diâmetro do furo (35 mm). Nesse contexto, é possível que o modelo numérico não forneça resultados coerentes com o esperado.

Com o intuito de verificar tais resultados contraditórios, refinou-se a malha, passando do tamanho máximo de elemento de 10 mm para 5 mm, para o modelo do perfil $t = 0,80 \text{ mm}$ com furos e com mais de uma imperfeição geométrica. O resultado da carga máxima para a malha refinada difere em apenas 2,34% em relação à malha original. Ainda com a malha mais refinada, fez-se a comparação entre os perfis com e sem furos e o aumento da carga para o perfil com furos se manteve, apenas sua variação diminuiu de 3,01% para 1,45%. Esse resultado indica que, caso forem empregadas malhas mais refinadas em conjunto com um maior número de modos de flambagem, é possível que os resultados se tornem coerentes.

Para todas as espessuras, independente da presença de furos ou não no perfil, as cargas máximas para os modelos em que mais de uma imperfeição geométrica foi adicionada foram inferiores aos modelos em que apenas uma imperfeição foi adicionada. Tal comportamento era esperado, já que foram introduzidas mais irregularidades ao modelo. A Tabela 4.5 apresenta a redução entre esses modelos para caso de malha com elemento de 10 mm e o emprego de 5 modos de flambagem.

Tabela 4.5 – Redução da carga máxima para os modelos com mais de uma imperfeição geométrica

Perfil	0,80 mm	0,95 mm	1,25 mm
Sem furo	-19,37%	-16,05%	-6,77%
Com furo	-10,20%	-11,23%	-5,46%

5 ANÁLISE EXPERIMENTAL

Para os casos que não estão previstos nas seções 9 (Condições específicas para o dimensionamento de barras) e 10 (Condições específicas para o dimensionamento de ligações), a norma NBR 14762 estabelece a possibilidade do dimensionamento com base em ensaios. Tal procedimento, encontrado no item 11 dessa norma, pode ser empregado na avaliação do desempenho estrutural e determinação dos esforços resistentes para o caso de perfis com furos na alma.

5.1 VERIFICAÇÃO EXPERIMENTAL SEGUNDO A NBR 14762

Segundo a NBR 14762, o valor nominal do esforço resistente N_{Rk} , M_{Rk} ou V_{Rk} deve ser tomado como o valor médio obtido de todos os ensaios válidos e o coeficiente de variação (δ_t) correspondente deve ser determinado por análise estatística. Devem ser ensaiados no mínimo três protótipos idênticos, sendo que o desvio de um resultado qualquer em relação ao valor médio não pode ser maior que 15%. Caso tal desvio seja superior a 15%, mais ensaios idênticos devem ser feitos até que o desvio de qualquer resultado em relação ao valor médio de todos os ensaios não exceda 15%, ou até que, no mínimo mais três ensaios sejam feitos. Nenhum resultado de ensaio deve ser desprezado, a não ser nos casos onde fiquem comprovadas falhas na montagem e/ou realização do respectivo ensaio (ABNT, 2010).

O esforço resistente de cálculo N_{Rd} , M_{Rd} ou V_{Rd} deve ser calculado pela relação entre o valor nominal do esforço resistente e o coeficiente de ponderação da resistência (γ) dado pelas Equações (6.1) e (5.2) (ABNT, 2010):

a) vigas com a mesa tracionada conectada a painel e mesa comprimida livre:

$$\gamma = 1 / \left[1,6(X_m X_f) \cdot \text{EXP} \left(-\beta_0 \sqrt{\delta_m^2 + \delta_f^2 + C_p^2 \delta_t^2 + 0,185} \right) \right] \quad (6.1)$$

b) demais casos:

$$\gamma = 1 / \left[1,52(X_m X_f) \cdot \text{EXP} \left(-\beta_0 \sqrt{\delta_m^2 + \delta_f^2 + C_p^2 \delta_t^2 + 0,044} \right) \right] \quad (5.2)$$

sendo:

EXP = a base do logaritmo natural (e);

C_p = fator de correção dado por:

para $n \geq 4$: $C_p = m(1 + 1/n)/(m - 2)$;

para $n \geq 4$: $C_p = 5,7$;

n = número de ensaios;

m = grau de liberdade ($m = n - 1$);

X_f = valor médio do fator de fabricação, obtido na Tabela 17 da NBR 14762, o qual corresponde à média da relação entre a propriedade geométrica de interesse calculada com as dimensões da seção transversal medidas nos protótipos e o correspondente valor calculado com as dimensões nominais;

X_m = valor médio do fator material, obtido na tabela 17 da NBR 14762, o qual corresponde à média da relação entre a resistência do material nos protótipos, determinada por ensaio, e a resistência nominal especificada;

β_0 = índice de confiabilidade-alvo dado por: $\beta_0 = 1,5$ para vigas com a mesa tracionada conectada a painel e mesa comprimida livre; $\beta_0 = 2,5$ para barras; $\beta_0 = 3,5$ para ligações;

δ_t = coeficiente de variação obtido nos ensaios, tomado sempre maior ou igual a 6,5%;

δ_f = coeficiente de variação do fator de fabricação, conforme Tabela 17 da NBR 14762;

δ_m = coeficiente de variação do fator material, conforme Tabela 17 da NBR 14762.

Essas disposições, apresentadas na NBR 14762, são praticamente as mesmas que estão indicadas na AISI S100.

5.2 PLANEJAMENTO DOS ENSAIOS

O objetivo dos ensaios é estudar o efeito dos furos em perfis do tipo montante (U enrijecido) com espessuras de 0,80, 0,95 e 1,25 mm, sendo a primeira (0,80 mm) a espessura usualmente empregada nas construções em LSF. Considera-se o comprimento padrão adotado para os montantes no tipo de construção LSF que é de 2,6 m. Os furos empregados têm a dimensão de 35 mm de diâmetro. A Figura 5.1 ilustra a geometria dos corpos de prova.

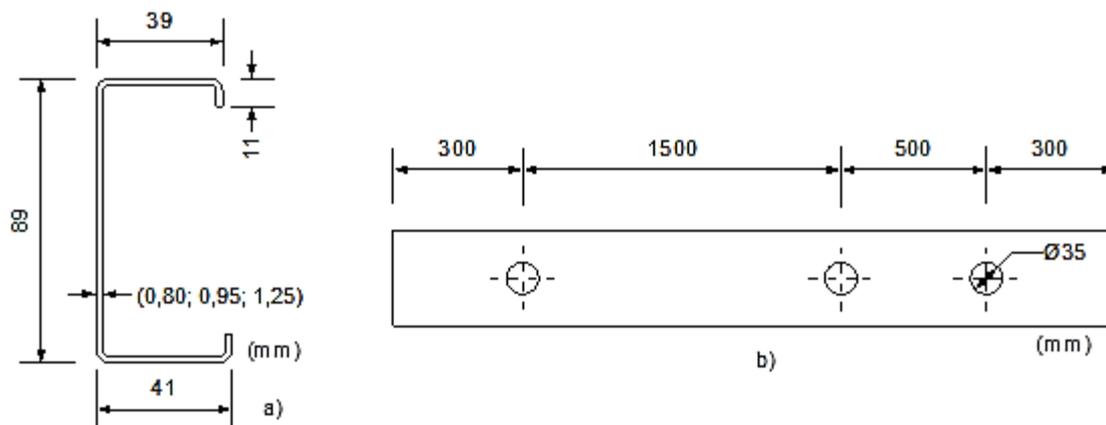


Figura 5.1 – Geometria dos corpos de prova

Os corpos de prova foram organizados de modo a se ter, para cada espessura, 6 perfis com furos e 4 perfis sem furos, todos com 2,6 m de comprimento. Todos os perfis foram doados pela empresa Imecon (Novo Hamburgo – RS), que é especializada em no sistema construtivo LSF. Conforme verificado no capítulo 3, a principal solicitação de um montante de um painel estrutural é a compressão, portanto, os ensaios que foram realizados são de compressão simples.

5.2.1 Controle dimensional dos perfis

Fez-se um controle dimensional dos 30 perfis a serem ensaiados, os quais foram divididos em 3 grupos, de acordo com a espessura, contendo 10 perfis cada. De cada grupo, realizou-se a medição em dois perfis e em cada perfil foram realizadas medições nos três pontos ilustrados na Figura 5.2.

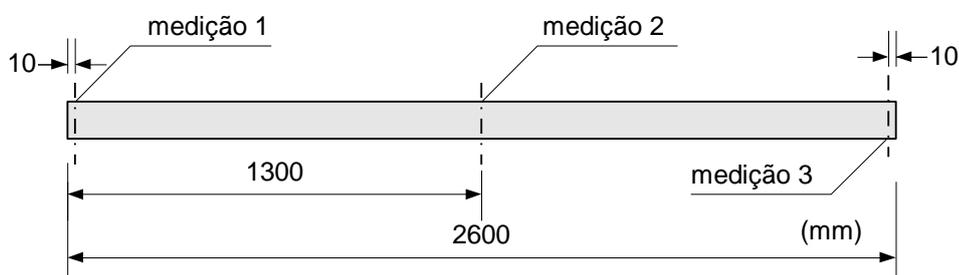


Figura 5.2 – Pontos de medição de um perfil

Verificaram-se as dimensões dos enrijecedores, das mesas e da alma dos perfis, em cada um dos pontos de medição, através de um paquímetro digital (resolução 0,01 mm). As medidas obtidas estão apresentadas na Tabela 5.1, juntamente com a média, desvio padrão e coeficiente de variação das medições para cada membro do perfil.

Tabela 5.1 – Controle dimensional dos perfis aferidos por paquímetro digital

Espessura do perfil	Membro	ENRIJ. 1	MESA 1	ALMA	MESA 2	ENRIJ. 2	Medição
	Dimensão nominal	11 mm	39 mm	89 mm	41 mm	11 mm	
0,8 mm	Perfil 1	11,70	40,20	87,09	42,12	9,76	1
		11,51	39,63	87,58	42,29	9,52	2
		11,58	40,16	87,57	41,97	9,19	3
	Média	11,58	40,16	87,57	42,12	9,52	
	Desvio	0,10	0,32	0,28	0,16	0,29	
	CV (%)	0,83	0,79	0,32	0,38	3,01	
	Perfil 2	11,63	39,88	86,98	42,08	9,42	1
		12,48	39,89	87,37	41,93	9,97	2
		11,30	40,01	87,31	41,96	9,73	3
	Média	11,63	39,89	87,31	41,96	9,73	
	Desvio	0,61	0,07	0,21	0,08	0,28	
	CV (%)	5,23	0,18	0,24	0,19	2,83	
0,95 mm	Perfil 1	10,77	39,63	86,73	41,95	8,48	1
		11,00	40,17	87,53	41,94	9,04	2
		10,84	39,87	87,43	42,14	9,56	3
	Média	10,84	39,87	87,43	41,95	9,04	
	Desvio	0,12	0,27	0,44	0,11	0,54	
	CV (%)	1,09	0,68	0,50	0,27	5,97	
	Perfil 2	9,72	39,74	87,23	41,87	9,37	1
		9,64	39,97	87,58	42,50	10,98	2
		10,74	39,95	87,54	42,13	9,00	3
	Média	9,72	39,95	87,54	42,13	9,37	
	Desvio	0,61	0,13	0,19	0,32	1,05	
	CV (%)	6,31	0,32	0,22	0,75	11,24	
1,25 mm	Perfil 1	10,72	39,70	87,72	41,88	12,30	1
		12,78	40,06	88,02	42,16	11,47	2
		11,20	39,95	87,66	42,06	12,09	3
	Média	11,20	39,95	87,72	42,06	12,09	
	Desvio	1,08	0,18	0,19	0,14	0,43	
	CV (%)	9,62	0,46	0,22	0,34	3,57	
	Perfil 2	13,27	39,78	87,51	42,09	10,12	1
		11,98	39,92	87,95	42,06	11,88	2
		11,11	39,86	87,86	41,96	12,44	3
	Média	11,98	39,86	87,86	42,06	11,88	
	Desvio	1,09	0,07	0,23	0,07	1,21	
	CV (%)	9,07	0,18	0,26	0,16	10,19	

De acordo com as informações passadas pela empresa Imecon, as dimensões de fábrica variam muito pouco devido ao processo de fabricação, mas as dimensões dos enrijecedores do perfil sempre podem variar. De acordo com o catálogo da empresa, as dimensões nominais do perfil são: $11 (\pm 2 \text{ mm}) \times 39 \times 89 \times 41 \times 11 (\pm 2 \text{ mm})$. No item 2.2 desse trabalho foram apresentadas algumas indicações da NBR 6355 relativas às tolerâncias de fabricação. Da Tabela 2.2, que corresponde a perfis fabricados por conformação contínua, nota-se que a tolerância normalizada seria de $\pm 1 \text{ mm}$ para cada uma das dimensões do perfil.

Para os enrijecedores de borda, as diferenças máximas observadas em relação à dimensão nominal são de $-2,52 \text{ mm}$ e $+2,27 \text{ mm}$. Observou-se, inclusive, que o valor de tolerância indicado pela empresa não está de acordo com a NBR 6355. Para a menor mesa do perfil, observa-se que as diferenças máximas são de $+1,2 \text{ mm}$ e $-0,63 \text{ mm}$. Considerando a maior mesa do perfil (41 mm), têm-se diferenças máximas de $+1,5 \text{ mm}$ e $-0,87 \text{ mm}$. Já para a alma do perfil tem-se diferença máxima de $-2,27 \text{ mm}$. A Tabela 5.2 apresenta os resultados obtidos com controle dimensional de modo geral. Efetivamente, nota-se que apenas os enrijecedores apresentam uma variação significativa nas suas dimensões.

Tabela 5.2 – Resultados gerais do controle dimensional dos perfis aferidos por paquímetro digital

Membro	ENRIJ. 1	MESA 1	ALMA	MESA 2	ENRIJ. 2
Dimensão nominal (mm)	11	39	89	41	11
Média (mm)	11,25	39,91	87,54	42,06	9,75
Desvio padrão	0,934	0,172	0,330	0,156	1,270
Coef. de variação (%)	8,30	0,43	0,38	0,37	13,03
Limite inferior (mm)	9,64	39,63	86,73	41,87	8,48
Limite superior (mm)	13,27	40,20	88,02	42,50	12,44

É importante destacar que o paquímetro empregado não foi aferido e as medições foram realizadas pela autora desse trabalho, que não possuía treinamento específico para o uso desse equipamento. Sendo assim, é admissível que existam erros de medição acima do padrão. O erro padrão máximo associado com esse tipo de medição pode ser obtido na norma NBR NM 216 e corresponde a $\pm 0,2 \text{ mm}$ para medições de até 100 mm (ABNT, 2000).

A verificação das espessuras dos perfis também foi realizada. Empregou-se um micrômetro Mitutoyo ($0 - 25 \text{ mm}$; tolerância $0,001 \text{ mm}$) aferido. Em todos os casos a espessura nominal ($0,80$; $0,95$ e $1,25 \text{ mm}$) dos perfis foi confirmada.

5.2.2 Sistema de fixação I

Por uma questão de simplicidade construtiva, o sistema de fixação proposto para os perfis é composto por uma chapa de aço 300 x 150 x 12,7 mm com tarugos de 12,7 mm de espessura (1/2 polegada) que servem para delimitar a forma externa dos perfis e impedir o empenamento dos mesmos nas seções transversais de extremidade. A Figura 5.3 e a Figura 5.4 ilustram a sistema inferior e superior de fixação com um perfil já posicionado para ser ensaiado.



Figura 5.3– Sistema de fixação inferior dos perfis



Figura 5.4 – Sistema de fixação superior dos perfis

A carga é aplicada na seção superior do perfil por um cilindro hidráulico que é fixado em um pórtico de carga conforme ilustrado na Figura 5.5. A posição de montagem do perfil é tal que

a força aplicada pelo cilindro hidráulico pode ser considerada como localizada na projeção centro de gravidade (CG) do perfil sob a chapa de apoio.



Figura 5.5 – Cilindro hidráulico

A Figura 5.6 ilustra uma visão do conjunto montado. O cilindro tem capacidade de 1000 kN e o sistema de aquisição de dados empregado é o HBM[®] QuantumX MX840B. O deslocamento lateral foi medido por um LVDT (*Linear Variable Differential Transformer*) montado na metade da altura do perfil, no meio da alma. O LVDT tem capacidade para medir deslocamentos de até 50 mm.



Figura 5.6 – Visão geral do ensaio

5.2.3 Ensaios preliminares

Com o objetivo de testar a montagem do ensaio e o funcionamento do mecanismo de restrição de movimento (condições de contorno dos extremos do perfil) foi realizado um conjunto de ensaios preliminares composto por 5 corpos de prova (CPs), com a área bruta da seção transversal do perfil (e área líquida, no caso dos perfis com furos) indicada entre parênteses:

- CP1: perfil $t = 0,80 \text{ mm}$ com furos ($A = 149,64 \text{ mm}^2$; $A_l = 121,64 \text{ mm}^2$);
- CP2: perfil $t = 0,95 \text{ mm}$ sem furos ($A = 176,64 \text{ mm}^2$);
- CP3: perfil $t = 1,25 \text{ mm}$ sem furos ($A = 229,63 \text{ mm}^2$);
- CP4: perfil $t = 0,95 \text{ mm}$ com furos ($A = 176,64 \text{ mm}^2$; $A_l = 143,39 \text{ mm}^2$);
- CP5: perfil $t = 0,80 \text{ mm}$ sem furos ($A = 149,64 \text{ mm}^2$).

O ensaio do CP1 apresentou carga máxima de 9,707 kN (tensão máxima de 64,9 MPa) e o gráfico força \times deslocamento está apresentado na Figura 5.7. A tensão máxima na área líquida vale 79,8 MPa.

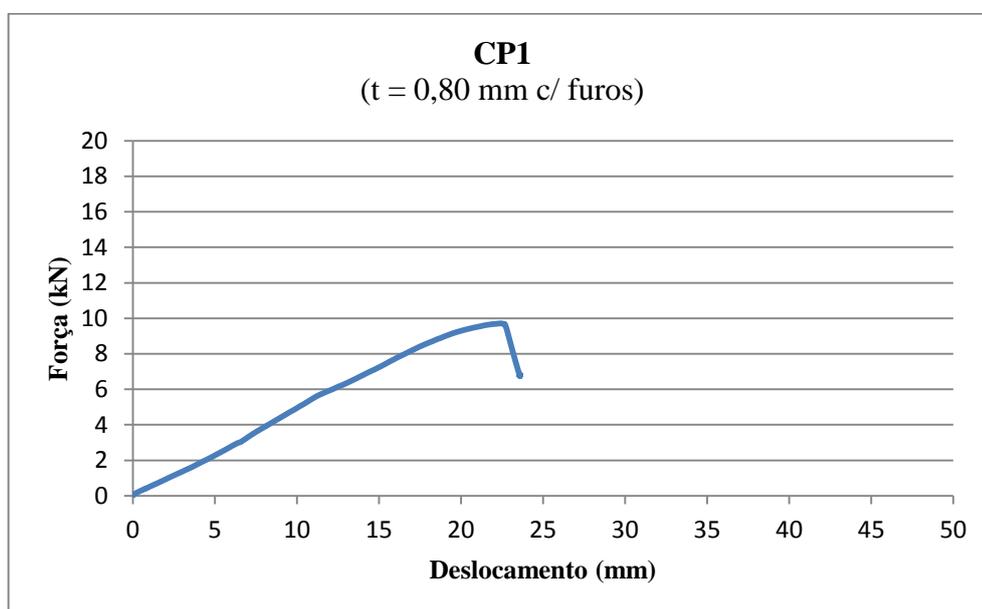


Figura 5.7 – Curva força \times deslocamento para o CP1 ($t = 0,80 \text{ mm}$ com furos)

O ensaio do CP2 apresentou carga máxima de 11,487 kN (tensão máxima de 65 MPa) e o gráfico força \times deslocamento está apresentado na Figura 5.8.

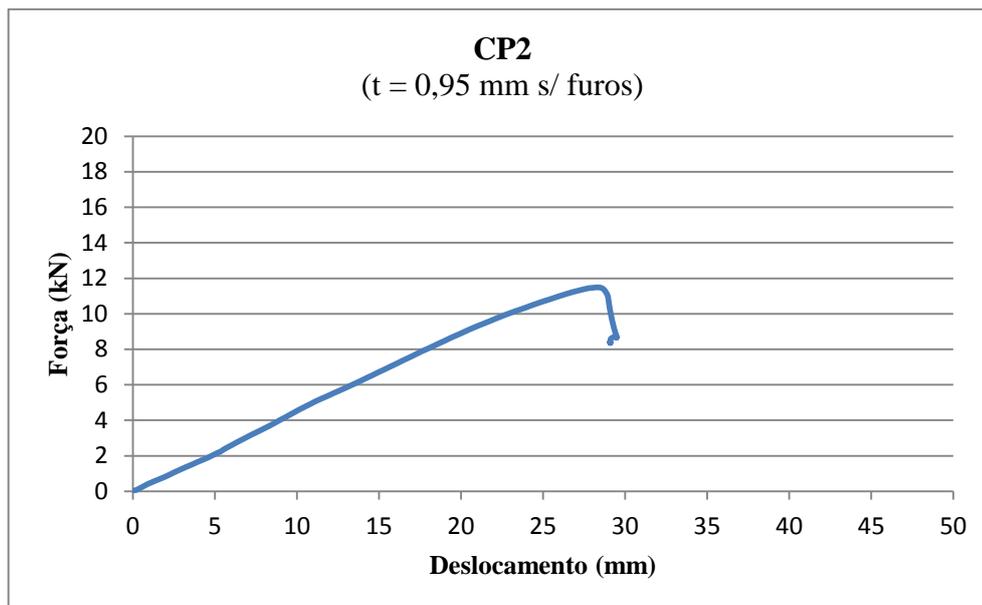


Figura 5.8 – Curva força \times deslocamento para o CP2 ($t = 0,95$ mm sem furos)

O ensaio do CP3 apresentou carga máxima de 17,166 kN (tensão máxima de 74,7 MPa) e o gráfico força \times deslocamento está apresentado na Figura 5.9.

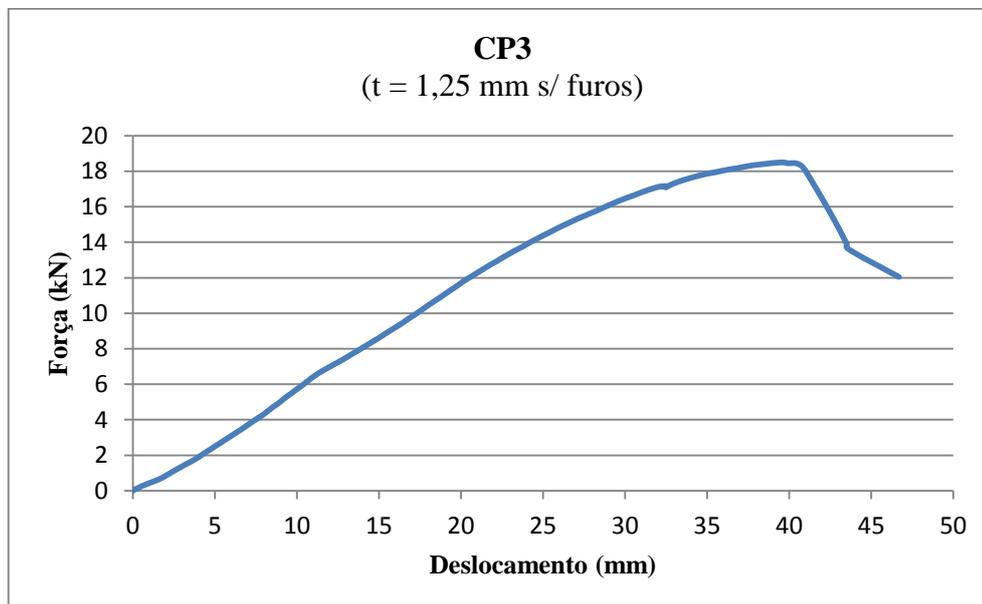


Figura 5.9 – Curva força \times deslocamento para o CP3 ($t = 1,25$ mm sem furos)

O ensaio do CP4 apresentou carga máxima de 11,889 kN (tensão máxima de 67,3 MPa) e o gráfico força \times deslocamento está apresentado na Figura 5.10. A tensão máxima na área líquida vale 82,9 MPa.

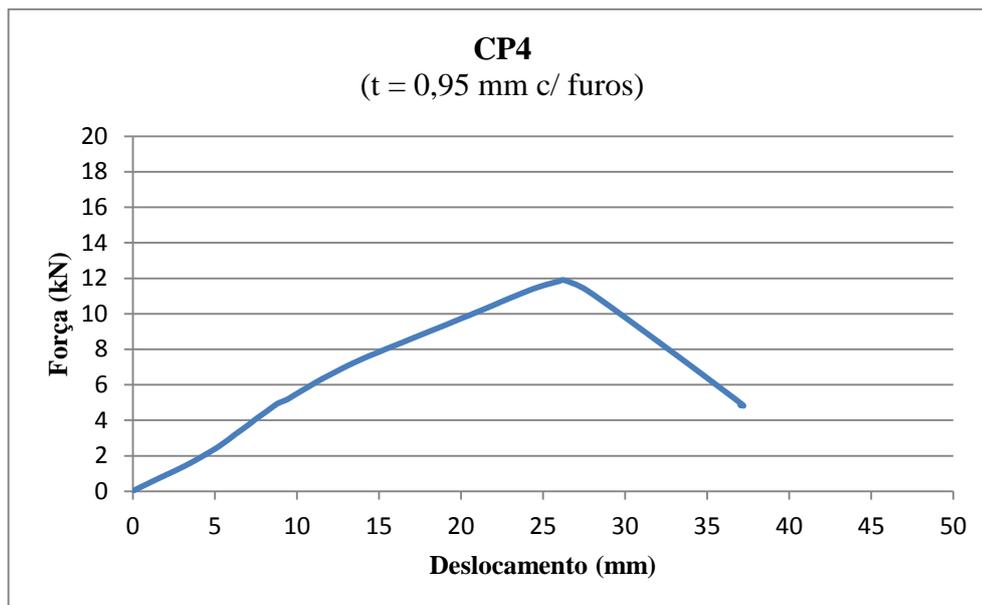


Figura 5.10 – Curva força \times deslocamento para o CP4 ($t = 0,95 \text{ mm}$ com furos)

O ensaio do CP5 apresentou carga máxima de 9,677 kN (tensão máxima de 64,7 MPa) e o gráfico força \times deslocamento está apresentado na Figura 5.11.

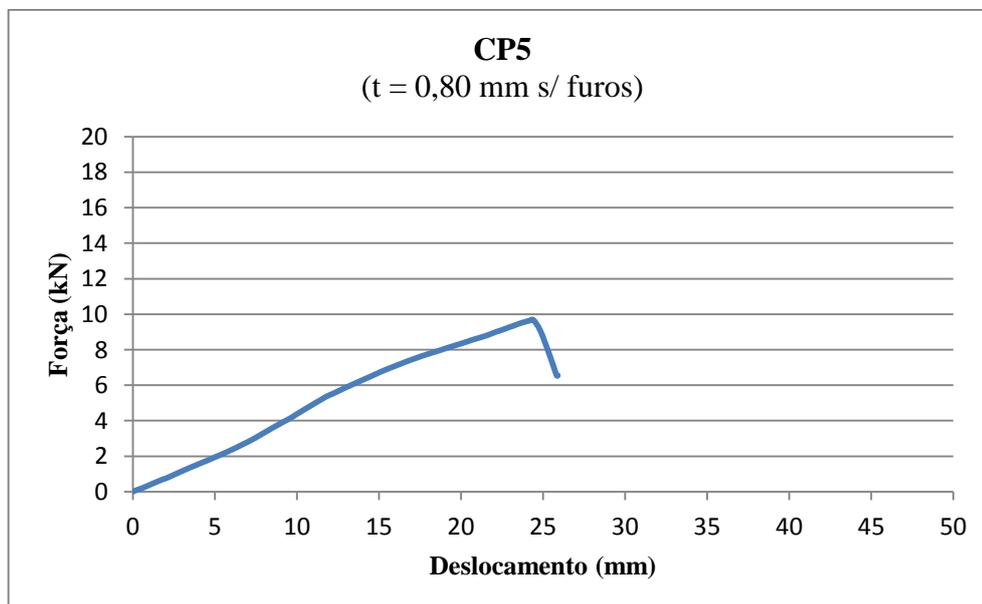


Figura 5.11 – Curva força \times deslocamento para o CP5 ($t = 0,80 \text{ mm}$ sem furos)

Os cálculos das tensões acima, e de todas as tensões subsequentes que serão apresentadas nesse trabalho para os perfis ensaiados experimentalmente, estão simplificados. A solicitação considerada é apenas a principal, de compressão, não sendo considerado o momento atuante

que surge na peça, ao longo do ensaio, na medida em que ela vai se deformando. Sendo assim, os resultados têm um caráter qualitativo e não são tão precisos do ponto de vista quantitativo.

A Figura 5.12 e a Figura 5.13 apresentam os modos de falha observados nos corpos de prova. Foram identificados os modos de deformação do tipo flexo-torção (modos de flambagem global) e também falhas locais em algumas posições das mesas (modos de flambagem local).



Figura 5.12 – Modos de falha identificados nos corpos de prova: flambagem global, local e local, respectivamente



Figura 5.13 – Modos de falha identificados nos corpos de prova: flambagem global, local e local, respectivamente

5.2.4 Análise dos resultados – ensaios preliminares

A partir dos os resultados obtidos pelos ensaios preliminares com os 5 corpos de prova, é possível estabelecer algumas conclusões. Conforme o esperado, a carga última de ensaio cresce com o aumento da espessura dos corpos de prova. Por outro lado, para uma mesma espessura, observa-se que a carga última dos perfis com furos é levemente superior (menos que 4%) do que a carga correspondente ao perfil sem furos. Esse comportamento, que foi verificado para as espessuras de 0,8 mm e 0,95 mm, vai de encontro ao bom senso, já que se esperava que os furos reduzissem a capacidade de carga do perfil. Do ponto de vista teórico, conforme visto no capítulo 3, para uma espessura de 1,25 mm os furos causam uma redução na capacidade de resistência de 19%.

A carga máxima do CP1 corresponde a uma tensão de 64,9 MPa na seção transversal bruta do perfil e uma tensão de 79,9 MPa na seção com furo. Para o CP2 e CP3, a tensão máxima na seção bruta vale 65 MPa e 74,7 MPa, respectivamente. Para o CP4, a tensão máxima na seção bruta vale 67,3 MPa e a tensão na seção com furo vale 82,9 MPa. Para o CP5, a tensão máxima na seção bruta vale 64,7 MPa. Como o aço empregado nos perfis apresenta tensão de

escoamento (f_y) de 280 MPa, concluiu-se que as falhas nos perfis ocorreram por flambagem elástica.

Com base no comportamento dos perfis ensaiados, que pode ser parcialmente visualizado através da Figura 5.12 e da Figura 5.13, nota-se que a vinculação superior do perfil (extremidade a qual recebe a carga do cilindro) apresenta um funcionamento similar a um engaste. O mesmo comportamento não se repete na extremidade inferior do perfil.

5.2.4.1 Perfis sem furo

Considerando o perfil sem furos com 0,80 mm de espessura, de acordo com a NBR 14762 a carga máxima teórica para um perfil rotulado nos extremos (birrotulado; $K = 1$) vale 5,06 kN (MLE). Considerando o perfil como engastado nos dois extremos (biengastado; $K = 0,5$), obtém-se 14,49 kN (MLE) como carga limite. Buscando o coeficiente de flambagem de barras comprimidas (K) (que depende das condições apoio) que permite aproximar melhor a resposta do ensaio (9,71 kN), encontra-se $K = 0,66$ (erro de 0,8%).

Considerando o perfil sem furos com 0,95 mm de espessura, de acordo com a NBR 14762 a carga máxima teórica para um perfil rotulado nos extremos vale 6,49 kN (MLE) e 6,54 kN (MRD). Considerando o perfil como engastado nos dois extremos, obtém-se 18,06 kN (MLE) como carga limite. Buscando o coeficiente de flambagem por flexão (K) que permite aproximar melhor a resposta do ensaio (11,49 kN), encontra-se $K = 0,69$ (erro de 0,2%).

Considerando o perfil sem furos com 1,25 mm de espessura, de acordo com a NBR 14762 a carga máxima teórica para um perfil rotulado nos extremos vale 9,40 kN, independente do método de cálculo empregado. Considerando o perfil como engastado nos dois extremos, obtém-se 25,80 kN (MLE) como carga limite. Buscando o coeficiente de flambagem por flexão (K) que permite aproximar melhor a resposta do ensaio (17,17 kN), encontra-se $K = 0,68$ (erro de 0,14%).

O valor médio dos três valores de K corresponde a 0,677, com um coeficiente de variação de 2,2%. Pode-se, portanto, afirmar que o comportamento da vinculação nos extremos do perfil não depende da espessura do mesmo, como era de se esperar. Efetivamente, nota-se que o K verificado se aproxima ao de uma barra engastada/rotulada ($K = 0,7$) com um erro de 3,3%. Ao se levar em conta o comportamento dos perfis durante os ensaios, concluiu-se que a

vinculação superior funcionou como um engaste, já a vinculação inferior apresentou o comportamento de uma rótula.

5.2.4.2 Perfis com furos

Os perfis com furos foram montados para os ensaios de modo que a extremidade do perfil com os dois furos mais próximos (furos 1 e 2) ficasse no apoio superior (lado de aplicação da carga). No caso de uma barra engastada/rotulada, o comprimento de flambagem (KL) vale $0,7L$, logo a região de influência do engaste corresponde a $0,3L$ (780 mm), sendo L o comprimento do perfil (2600 mm). Essa região engloba o primeiro furo, conforme ilustrado na Figura 5.14.

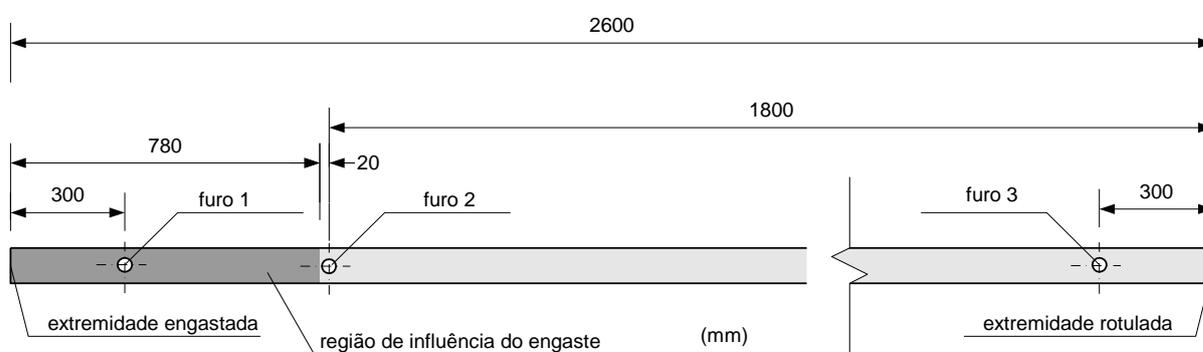


Figura 5.14 – Comprimento efetivo de flambagem

Cabe destacar que entre o final da região de influência do engaste e o centro do furo 2 há apenas 20 mm. Como os furos têm um diâmetro de 35 mm, há apenas 2,5 mm entre a borda do furo e da extremidade do comprimento efetivo de flambagem do perfil.

Procurou-se explicar porque os furos não provocaram uma redução na capacidade resistente dos dois perfis ensaiados. Para estabelecer a necessidade de verificar a influência dos furos, a norma AISI S100 emprega a relação entre o comprimento total dos furos e o comprimento de flambagem do perfil ($n \cdot d_k / (kL)$), que leva em consideração as condições de vinculação. No entanto, a norma não menciona se os furos podem estar localizados na região de influência das condições de vinculação dos extremos do perfil. Estabelecendo-se a hipótese de que *os furos na região de influência do engaste podem ser desconsiderados*, elimina-se o furo 1 ilustrado. Pela proximidade entre o furo 2 e o limite da região de influência do engaste (0,25 mm), é razoável que também esse furo também seja desconsiderado. Nesse caso, restaria o

furo 3 (35 mm) num comprimento efetivo de 1820 mm, o que corresponde a uma relação igual a 0,019.

A norma AISI S100 estabelece que a influência dos furos deve ser verificada se essa relação for superior a 0,015. Como se tratam de valores próximos, é possível que apenas o terceiro furo não seja capaz de reduzir a capacidade resistente do perfil. Somado a isso o fato de os perfis com furos apresentarem resistência levemente superior (menos que 4%) aos perfis equivalentes sem furos, deve-se a uma dispersão usual inerente a resultados experimentais. Com relação a isso, tanto a AISI S100 quanto a NBR 14762 consideram admissível uma dispersão de resultados em relação ao valor médio do experimento inferior a 15%.

5.2.4.3 Verificação da hipótese de desconsideração dos furos

Para se testar a hipótese de que é possível desprezar os furos na região de influência do engaste, decidiu-se modelar por elementos finitos essa porção do perfil. Para simplificar o modelo, optou-se por representar apenas a porção reta da alma do perfil.

Adotou-se a abordagem do método da largura efetiva (MLE), que considera a alma do perfil um elemento do tipo AA⁹ (apoiado nas duas bordas longitudinais). Com o modelo, foi possível estimar a carga crítica de flambagem do perfil como sendo a carga crítica de flambagem da alma do perfil. Salienta-se que esse modelo fornece resultados mais conservadores (carga de flambagem menor que a real) do que modelar o perfil completo, sendo essa uma das vantagens teóricas do MRD sobre o MLE (YU; LABOUBE, 2010). A Figura 5.15 ilustra o modelo numérico proposto.

⁹ Um elemento com bordas vinculadas (elemento AA) é um “elemento plano com as duas bordas vinculadas a outros elementos na direção longitudinal do perfil [...]” (ABNT, 2010, p. 3).

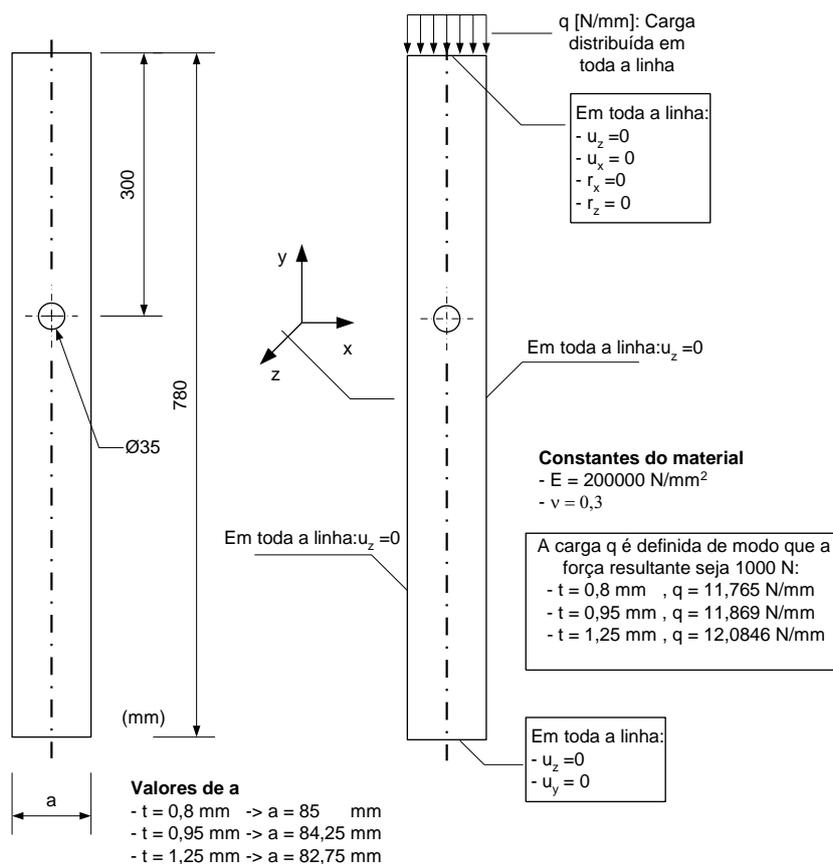


Figura 5.15 – Modelo numérico da alma do perfil

A extremidade superior do perfil foi considerada engastada, com possibilidade de deslocamento em y , e a extremidade inferior foi considerada rotulada. Nas laterais da chapa (bordas longitudinais), considerou-se $u_z = 0$, que é a condição conservadora do MLE. Na extremidade superior, aplicou-se uma carga distribuída q (N/mm), que deve corresponder a uma força resultante de 1000 N. Todas as condições de contorno foram aplicadas no modelo físico (linhas) de modo a permitir, caso necessário, um refinamento automático da malha de elementos finitos.

O modelo numérico foi desenvolvido no *software* ANSYS® e a alma do perfil foi modelada com o elemento SHELL63. Trata-se de um elemento de casca plana com 4 nós e 6 graus de liberdade por nó. Foram consideradas as rigidezes de flexão e de membrana, bem como a integração completa.

A análise a ser realizada é a do tipo *Eigen buckling*, que resulta em modos de deformação e correspondentes cargas de flambagem. Esse tipo de análise é feita em duas etapas no ANSYS®. Primeiramente, deve-se aplicar uma carga que serve para indicar o estado de tensões aplicado e para calcular a matriz tangente. Esse procedimento é feito através de uma

análise estática comum com a opção PSTRESS ativada. Como o caso em questão corresponde a uma análise linear, o resultado da análise *Eigen buckling* é um ponderador da carga aplicada. Por esse motivo, aplicou-se uma carga distribuída variável que gera sempre a mesma força resultante. Para a segunda etapa da análise, adotou-se o método de *Lanczos* como *solver*.

A geometria foi modelada com uma malha estruturada com elementos de tamanho uniforme de no máximo 10 mm. Todos os casos correspondentes aos corpos de prova ensaiados foram testados. A Figura 5.16a ilustra o 1º modo de flambagem correspondente ao CP5 (perfil sem furos $t = 0,8\text{ mm}$) e a Figura 5.16b ilustra o 1º modo de flambagem correspondente ao CP1 (perfil com furos $t = 0,8\text{ mm}$). Na chapa sem furo, percebe-se que há uma uniformização da “onda de deformação” à medida que se afasta da extremidade superior engastada da chapa. No caso da chapa com furo, a maior deformação da “onda de deformação” ocorre na região do furo o que, a priori, é um resultado esperado.

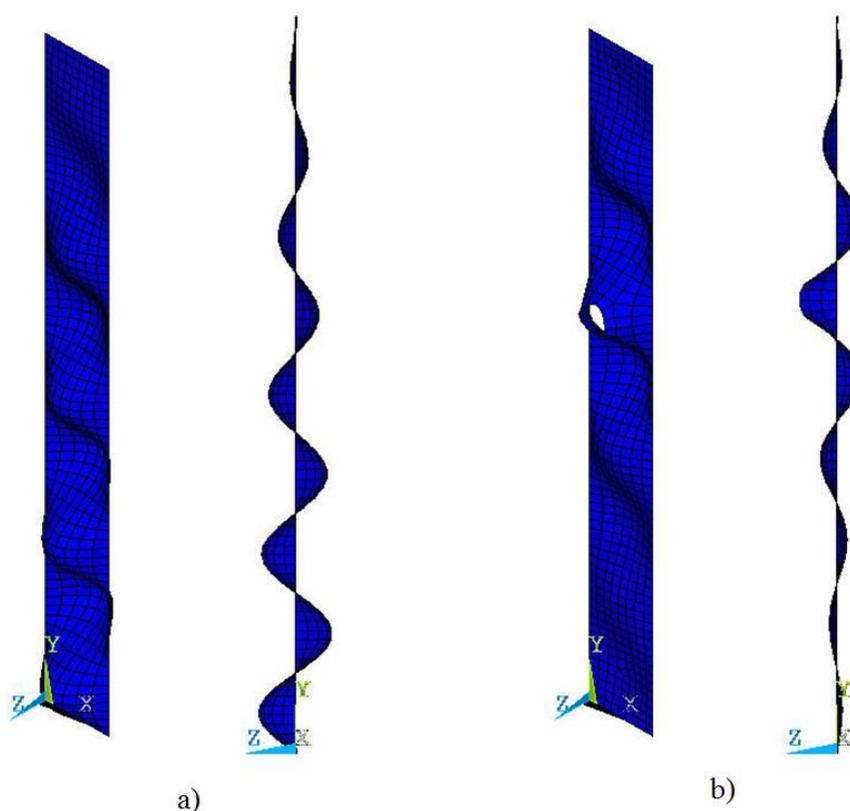


Figura 5.16 – 1º modo de flambagem para: a) CP5 e b) CP1

Realizou-se também um estudo de convergência considerando malhas uniformes com tamanho máximo de elemento de 5 mm e 2 mm. Os resultados (fatores de carga), obtidos por essas malhas para o caso do CP5 são: 4,335 (malha de 10 mm), 4,3588 (malha de 5 mm) e

4,3652 (malha de 2 mm). A diferença de resultados entre a malha de 10 mm e 5 mm é da ordem de 1% e a diferença de resultados entre a malha de 5 mm e 2 mm é da ordem de 0,5%.

A Tabela 5.3 apresenta os resultados obtidos para cada um dos corpos de prova. As colunas 2, 4 e 5 apresentam os valores da espessura, área da seção transversal bruta e área da seção transversal líquida dos perfis U enrijecidos. A coluna 4 apresenta a carga última medida no ensaio experimental desses perfis. As colunas 7 e 8 apresentam os valores de tensão na seção transversal bruta e líquida sob ação da carga experimental. A coluna 9 apresenta o fator de carga obtido pela análise de *Eigen buckling* (esse número deve ser multiplicado por 1000 para se obter o valor da carga crítica em Newtons (N)). A coluna 10 apresenta o valor de tensão uniforme, considerando a área bruta da alma da Figura 5.15, que se obtém a partir do fator da coluna 9.

Tabela 5.3 – Resultados dos modelos experimentais e numéricos

Teste	t (mm)	Furos	Carga exp. (N)	A (mm ²)	A _l (mm ²)	σ (MPa)	σ_l (MPa)	Fator	σ_{MEF} (MPa)
CP1	0,8	sim	9707	149,64	121,64	64,9	79,8	4,2967	63,2
CP2	0,95	não	11487	176,64	-	65	-	7,3637	92
CP3	1,25	não	17166	229,63	-	74,7	-	17,078	165,1
CP4	0,95	sim	11889	176,64	143,39	67,3	82,9	7,2655	90,8
CP5	0,8	não	9677	149,64	-	64,7	-	4,3652	64,2

Nota-se que os valores de tensão σ_{MEF} para os casos CP2, CP3 e CP4 são bem superiores à tensão de falha do perfil verificada experimentalmente, o que descarta a influência do furo no caso CP4. Por outro lado, observa-se que a tensão σ_{MEF} é da ordem da tensão de falha do perfil verificada experimentalmente para os casos CP1 e CP5. Como o modelo teórico proposto fornece um resultado conservador para a carga de flambagem do perfil (YU; LABOUBE, 2010), pode-se afirmar que, mesmo nesses casos, a influência do furo é descartada. Para uma mesma espessura, comparando-se os casos de corpo de prova com e sem furos, nota-se que a influência do furo na resposta é inferior a 2%.

Portanto, a hipótese adotada pode ser considerada como verdadeira para as condições do problema proposto. Logo, conclui-se que os perfis devem ser ensaiados de modo que a extremidade com os furos 1 e 2 fique no apoio inferior, onde a condição de contorno é uma rótula. Essa situação levaria a perda de apenas um furo, restando a influência dos outros dois. No entanto, a melhor solução para o problema seria trocar o sistema de vinculação do extremo superior (lado de aplicação da carga) para uma rótula ao invés de um engaste.

5.2.5 Sistema de fixação II

A solução proposta para o sistema de fixação na extremidade superior do perfil, a qual recebe a carga, foi desenvolver uma rótula mecânica, detalhada em 5 desenhos apresentados a seguir. O desenho 01 (Montagem da Rótula) mostra a ideia do vínculo, essencialmente composto por uma meia esfera que gira dentro de uma sede. Como a montagem dessa fixação é feita na vertical, a solução proposta procurou levar em conta a questão de conforto e precisão na montagem do apoio. Somado a isso, teve-se a preocupação de criar um sistema que não deixasse a célula de carga (situada entre o cilindro hidráulico e o sistema de fixação) cair caso uma eventual falha catastrófica do perfil ocorresse.

Os componentes do desenho 01 (Montagem da Rótula) estão detalhados nos desenhos: 02 (Chapa de Ligação com Cilindro Atuador), 03 (Chapa com Semiesfera), 04 (Chapa Sede da Esfera) e 05 (Delimitador para Montagem do perfil). O equipamento foi usinado pela Metalúrgica Navegantes, de Cachoeirinha – RS.

As molas especificadas no desenho 01 são do tipo verde/carga leve (VD16051), com comprimento de 51 mm e rigidez de 15,7 N/mm. O curso sugerido da mola para longa duração é de 30%, o que corresponde a 15,3 mm e 240 N de carga. A figura (6.17) ilustra as molas empregadas.

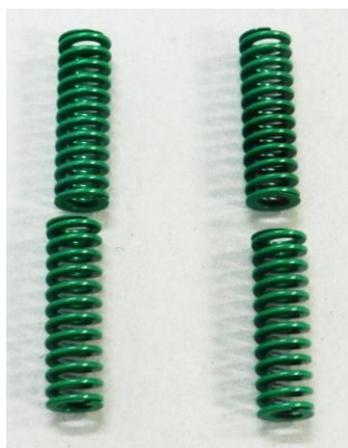
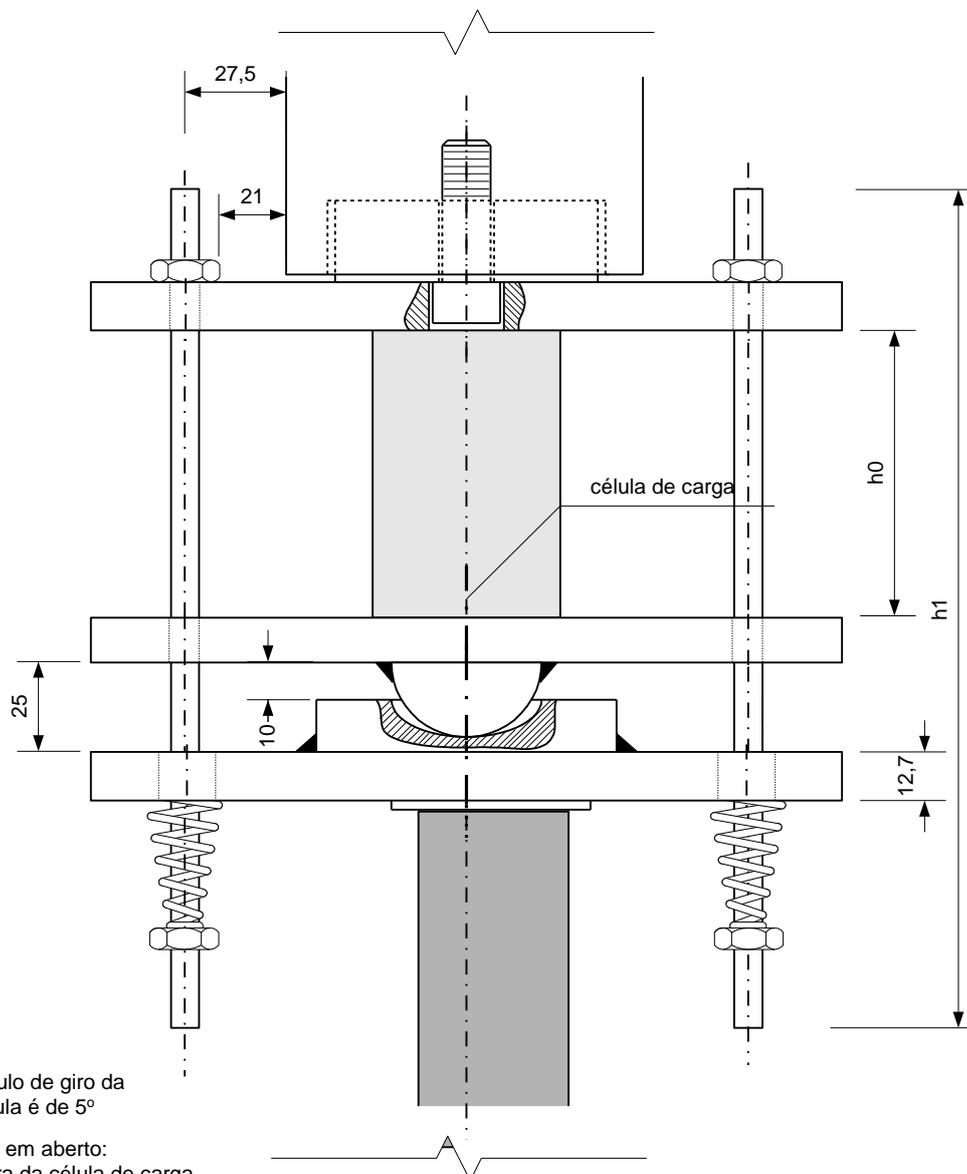


Figura 5.17 – Molas empregadas na montagem da rótula

A seguir são apresentados os desenhos de 01 a 05 referentes ao detalhamento da rótula.

Montagem da Rótula

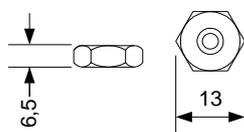


O ângulo de giro da rótula é de 5°

Pontos em aberto:

- 1) Altura da célula de carga
- 2) Verificar necessidade de uma porca intermediária para facilitar a montagem da rótula.
- 3) Especificar a mola: Polimold TV 16-51
7,6 N/mm

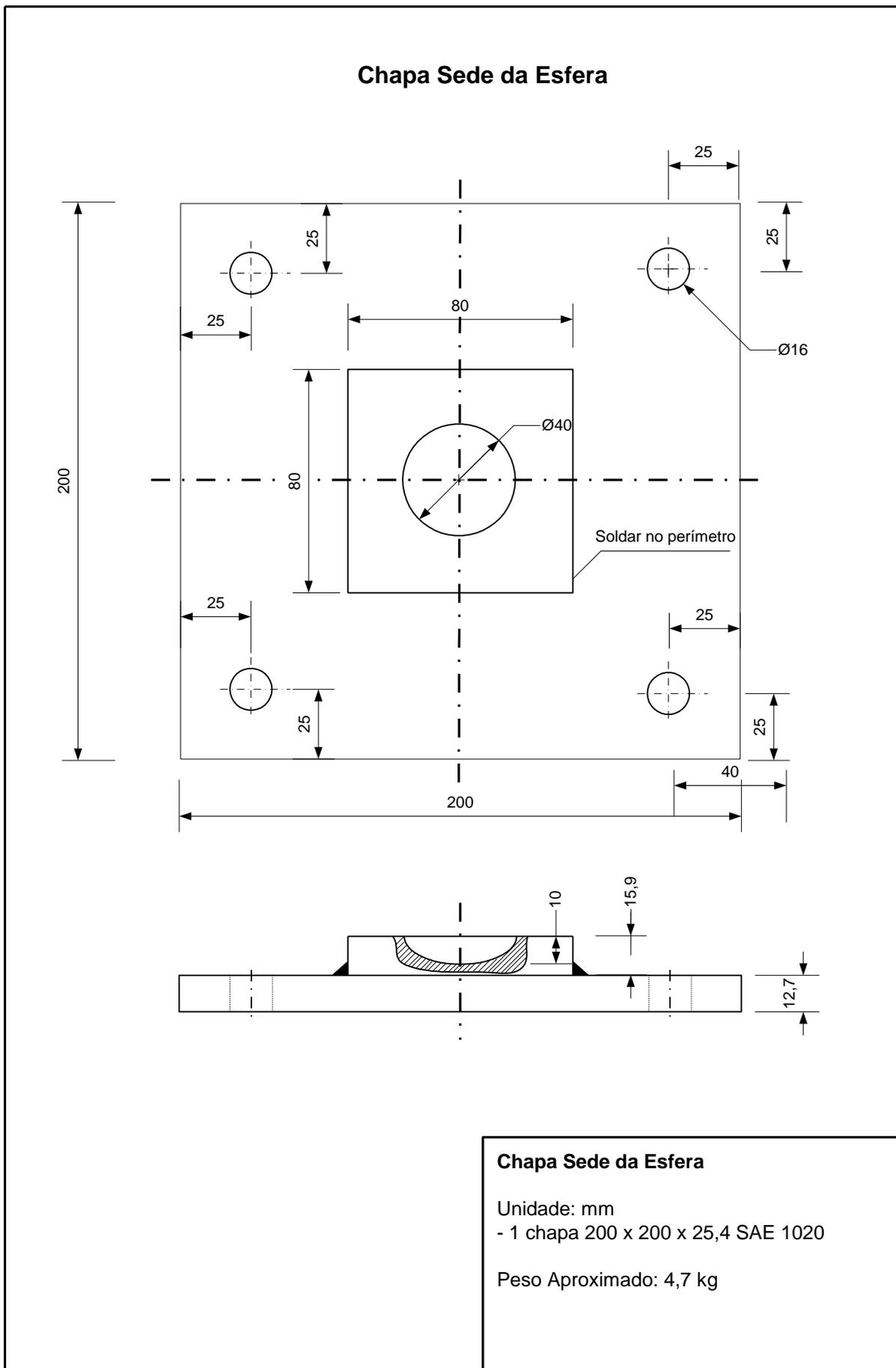
Porca M8



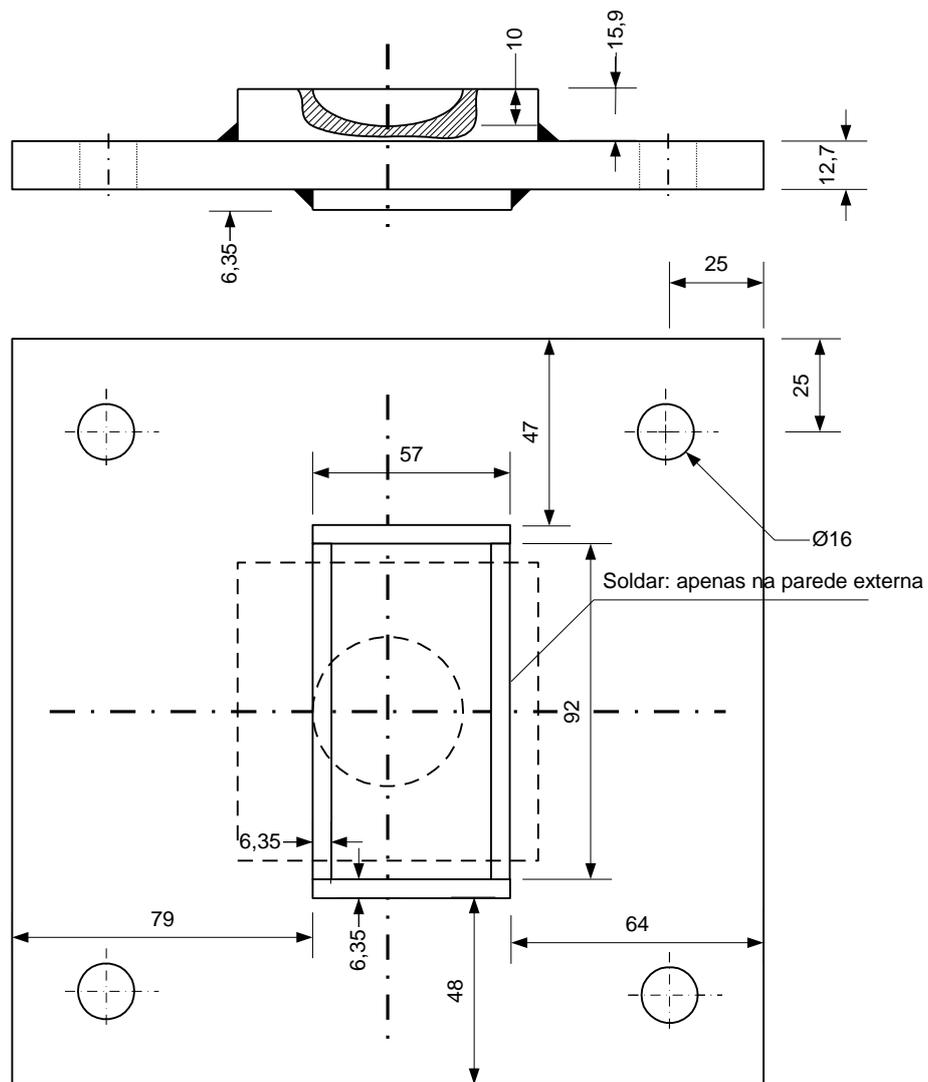
Montagem da Rótula

Unidade: mm

- Chapa de Ligação com Cilindro Atuador
- Chapa com Semi-Esfera
- Chapa Sede da Esfera
- Delimitador para Montagem do Perfil



Delimitador para Montagem do Perfil



Delimitador para Montagem do Perfil

Unidade: mm

- 1 chapa Sede da Esfera
- 2 barras quadrada 6,35 L = 57mm SAE 1020
- 2 barras quadrada 6,35 L = 92mm SAE 1020

De modo a verificar o comportamento da rótula mecânica, fez-se um ensaio preliminar com um dos perfis com $t = 0,80 \text{ mm}$ sem furos (CP01). Observou-se o surgimento de uma rotação do conjunto em torno do eixo de montagem da rótula mecânica, ilustrado no desenho 01. Essa situação ocorreu devido a uma protensão inadequada do parafuso Allen, o qual faz a ligação do vínculo (conjunto de apoio) com o cilindro hidráulico. O problema foi resolvido mediante o aperto do parafuso, sendo utilizado novamente o mesmo perfil para testar se a rotação do conjunto foi eliminada. Os resultados obtidos nesse ensaio foram desconsiderados.

5.3 EXECUÇÃO DOS ENSAIOS

Os corpos de prova (CPs) foram devidamente identificados por meio de etiquetas. A quantidade de CPs rotulados variou de acordo com a espessura:

- a) $t = 0,80 \text{ mm}$: 7 CPs com numeração de de 02 a 08 (o CP01 foi perdido no teste preliminar da rótula);
- b) $t = 0,95 \text{ mm}$: 7 CPs, com numeração de de 01 a 07;
- c) $t = 1,25 \text{ mm}$: 9 CPs com numeração de 01 a 09.

Os CPs numerados de 01 a 03 não possuem furos e os CPs de 04 em diante apresentam furos. Essa indicação é válida para as 3 espessuras.

5.3.1 Conjunto de ensaios I

Na extremidade superior do perfil foi empregada a rótula mecânica, conforme ilustrado na Figura 5.18a, na qual se pode observar a célula de carga empregada logo acima. A figura Figura 5.18b ilustra a posição de montagem do LVDT, centrado na alma do perfil, a meia altura do comprimento total dele.

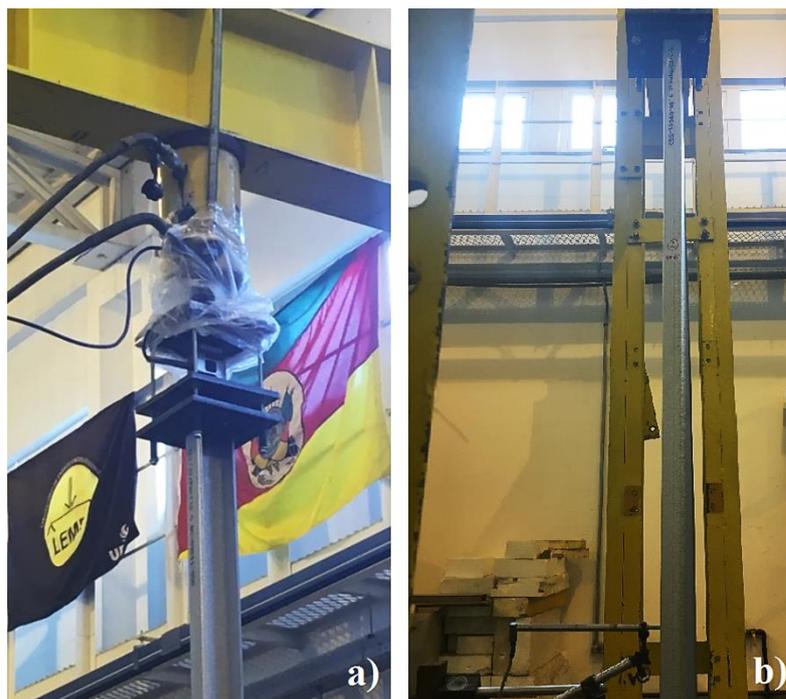


Figura 5.18 – a) rótula mecânica na extremidade superior do perfil; b) posição de montagem do LVDT

Na extremidade inferior do perfil foi empregado o mesmo sistema de fixação dos ensaios preliminares, conforme ilustrado na Figura 5.3. O conjunto de ensaios I foi composto pelos CPs 02, 03 e 04 com espessura de 0,8 mm.

As curvas força deslocamento apresentadas a seguir, tiveram os registros iniciais, os quais contêm cargas negativas, desconsiderados. Esses registros estão associados à estabilização do sistema de aquisição de dados e não têm significado prático. A montagem do LVDT permitiu que o mesmo pudesse registrar deslocamentos negativos, os quais foram preservados nas curvas carga x deslocamento.

O ensaio do CP02 apresentou carga máxima de 14,23 kN (tensão máxima de 95,1 MPa) e a curva força x deslocamento está apresentada na Figura 5.19.

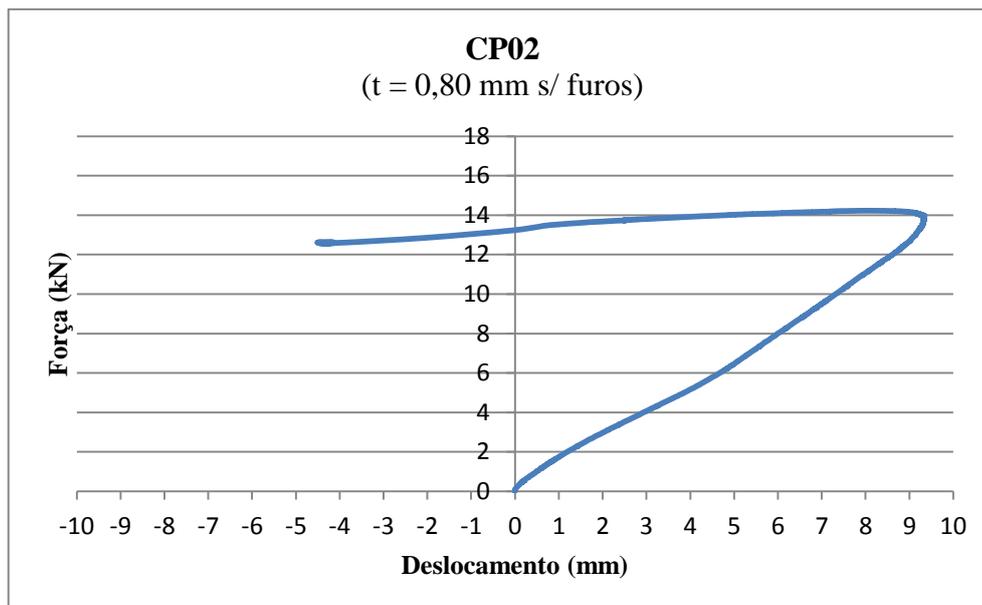


Figura 5.19 – Curva força \times deslocamento para o CP02 ($t = 0,80$ mm sem furos)

O ensaio do CP03 apresentou um deslocamento máximo de 3,04 mm para uma carga de 10,46 kN, a partir dessa posição a carga passa a aumentar até 11,395 kN, mantendo o mesmo deslocamento de 3,04 mm. Logo a seguir, a carga volta a aumentar e atinge um valor máximo de 13,50 kN (tensão máxima de 90,2 MPa), mas nessa área curva há uma redução no valor do deslocamento. Destaca-se que os deslocamentos negativos medidos pelo LVDT superaram os deslocamentos positivos. A curva força \times deslocamento está apresentada na Figura 5.20.

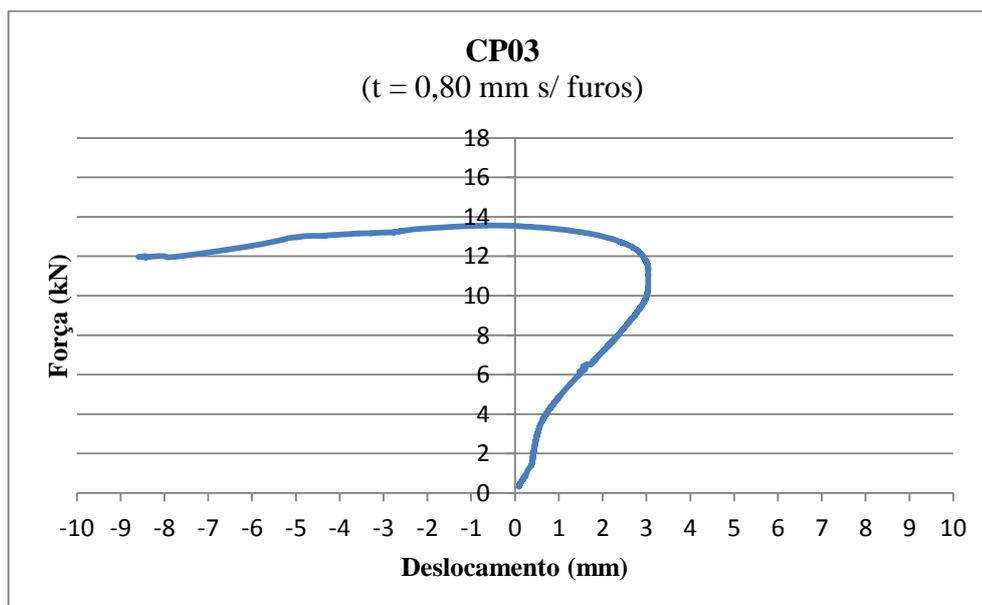


Figura 5.20 – Curva força \times deslocamento para o CP03 ($t = 0,80$ mm sem furos)

O ensaio do CP04 apresentou um deslocamento crescente até o ponto (5,64; 14,29). A partir desse ponto, há uma variação desprezível no deslocamento e a carga passa para 14,31 kN. O ponto de carga máxima corresponde ao ponto (3,09; 15,38) (tensão máxima de 102,8 MPa). A curva força \times deslocamento está apresentada na Figura 5.21.

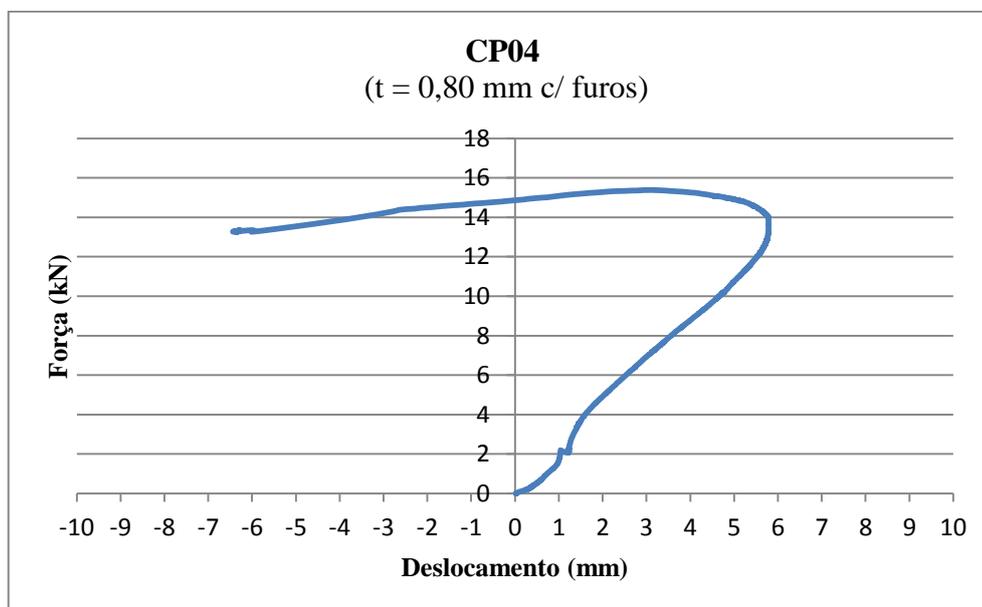


Figura 5.21 – Curva força \times deslocamento para o CP04 ($t = 0,80$ mm com furos)

5.3.2 Análise dos resultados – conjunto de ensaios I

Apesar de as configurações das três curvas força \times deslocamento serem semelhantes, nota-se que há uma variação significativa em termos do deslocamento máximo medido pelo LVDT. Considerando-se a carga máxima como sendo a carga de falha do perfil, verifica-se que o fato de o CP04 apresentar furos não provocou o efeito esperado de reduzir a carga máxima.

Para os perfis CP02 e CP03, de acordo com a NBR 14762 a carga máxima teórica, adotando-se os valores nominais das propriedades mecânicas do aço e considerando o perfil birrotulado ($K = 1$), vale 5,06 kN (MLE). Considerando o perfil biengastado ($K = 0,5$), obtém-se a carga máxima de 14,49 kN (MLE). Buscando o coeficiente K que permite aproximar melhor a resposta do ensaio, encontrou-se $K = 0,508$ para o CP02 e $K = 0,531$ para o CP03. Portanto, o comportamento das restrições empregadas é de um perfil biengastado o que, conforme o item 5.2.4.3 desse trabalho, explica o fato de os furos não terem influenciado nos resultados medidos.

5.3.3 Conjunto de ensaios II

Realizou-se um novo conjunto de ensaios em que a condição de vinculação inferior do perfil foi modificada. Basicamente, a chapa de aço na qual estão soldados os delimitadores do perfil é apoiada sobre uma semiesfera fixada em outra chapa de aço. O objetivo dessa montagem é ter um vínculo próximo de uma rótula na extremidade inferior do perfil. Na extremidade superior do perfil, empregou-se a mesma rótula mecânica dos ensaios anteriores, conforme ilustrado na Figura 5.18a. Fez-se a montagem do LVDT na mesma posição indicada no item 5.3.1. A Figura 5.22 ilustra a montagem empregada com um detalhe da vinculação inferior do perfil.

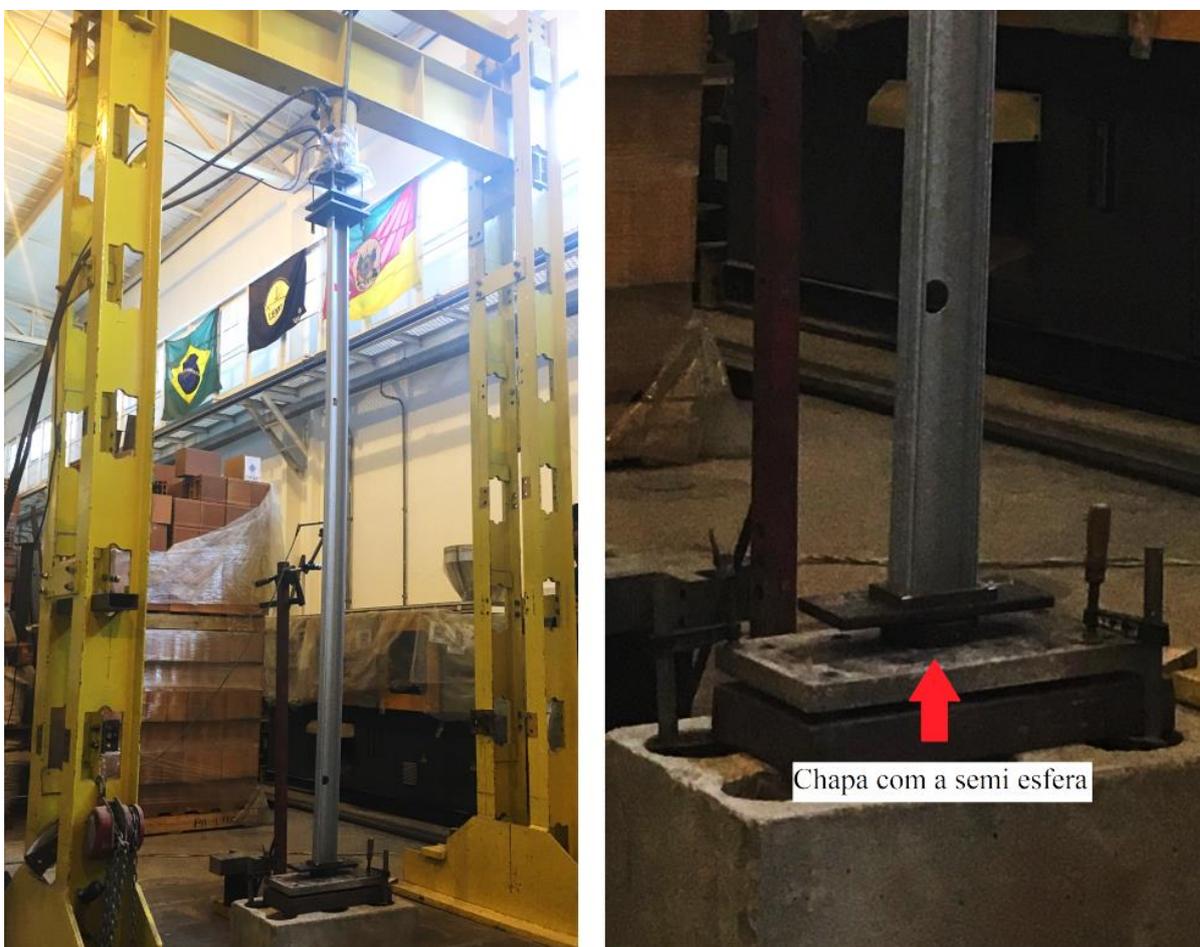


Figura 5.22 – Nova configuração de vinculação para os ensaios

5.3.3.1 Perfis com espessura $t = 0,80 \text{ mm}$

Os perfis com $t = 0,80 \text{ mm}$ restantes (CP05 a CP08) apresentam furos. As curvas força x deslocamento apresentaram praticamente o mesmo comportamento. Não se verificaram deslocamentos positivos significativos, ficando o registro composto, basicamente, de

deslocamentos negativos. Há a ocorrência de patamares nítidos de carga que, após esse patamar, apresenta um aumento inferior a 10% sem explicação aparente, salvo algum acomodamento do perfil devido às imperfeições dos apoios. A Figura 5.23, Figura 5.24, Figura 5.25 e a Figura 5.26 apresentam as curvas força \times deslocamento correspondentes aos perfis CP05 a CP08. A Tabela 5.4 apresenta os principais resultados desses ensaios.

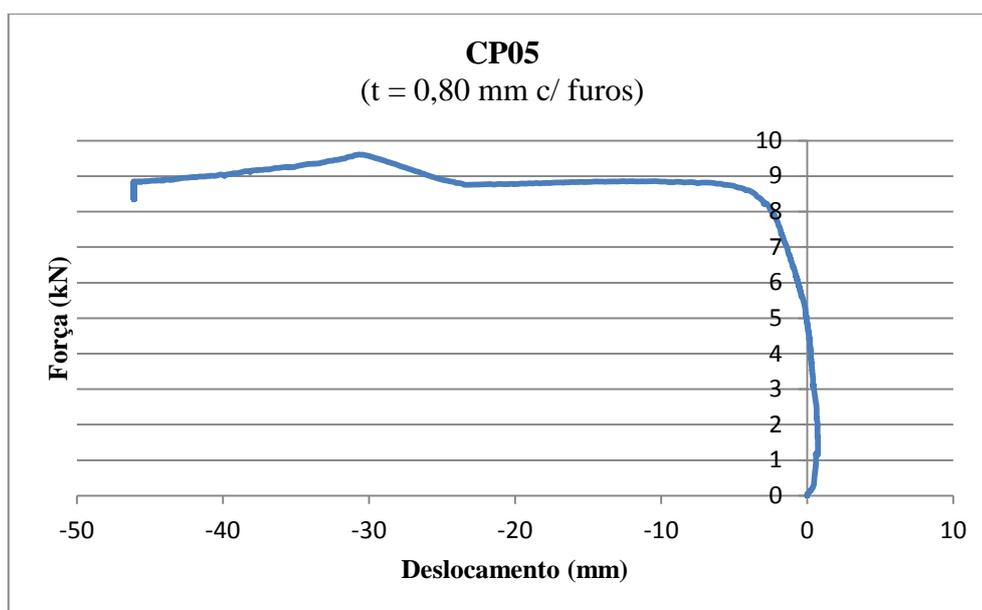


Figura 5.23 – Curva força \times deslocamento para o CP05 ($t = 0,80$ mm com furos)

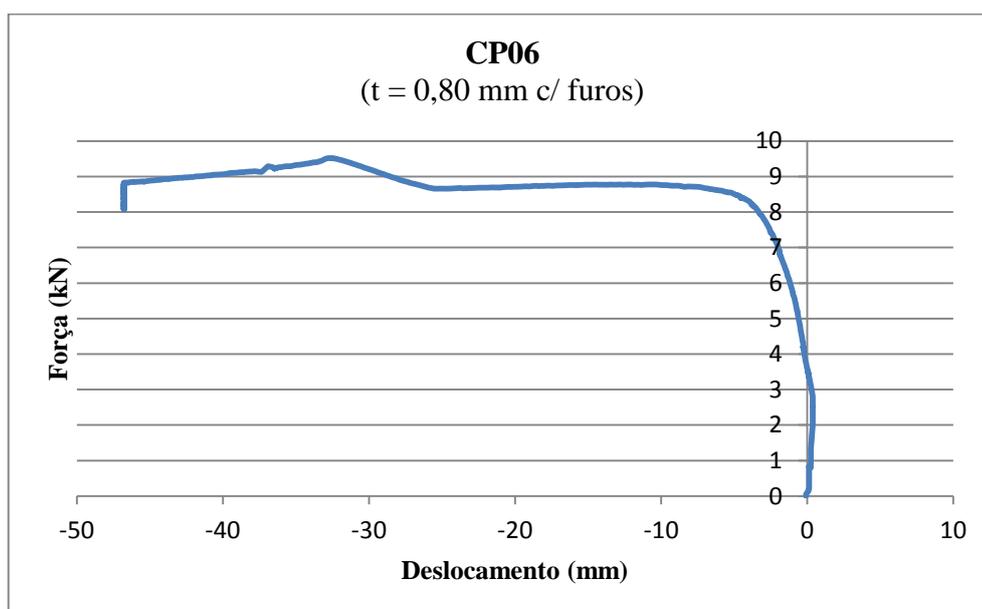


Figura 5.24 – Curva força \times deslocamento para o CP06 ($t = 0,80$ mm com furos)

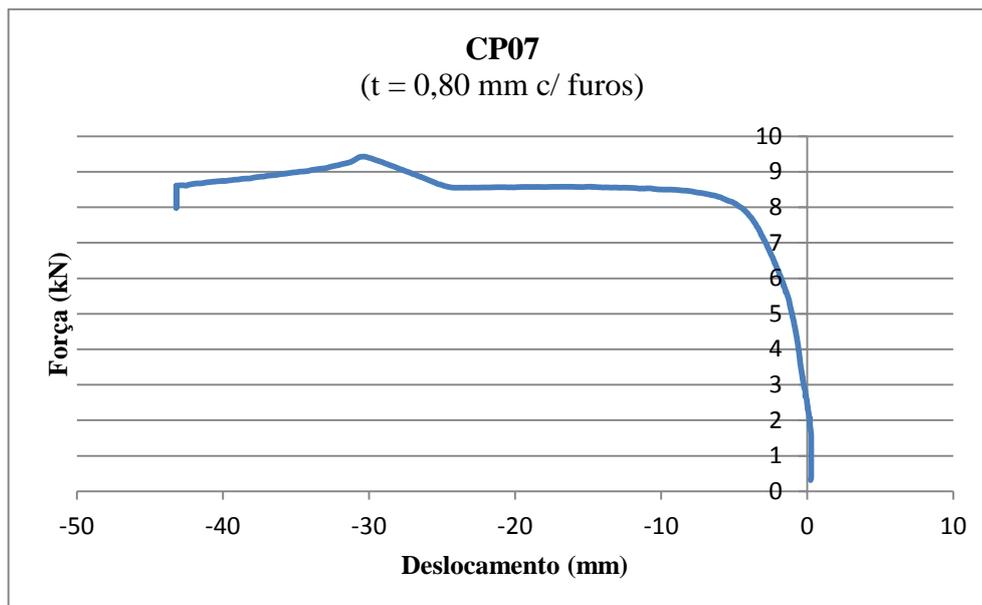


Figura 5.25 – Curva força \times deslocamento para o CP07 ($t = 0,80$ mm com furos)

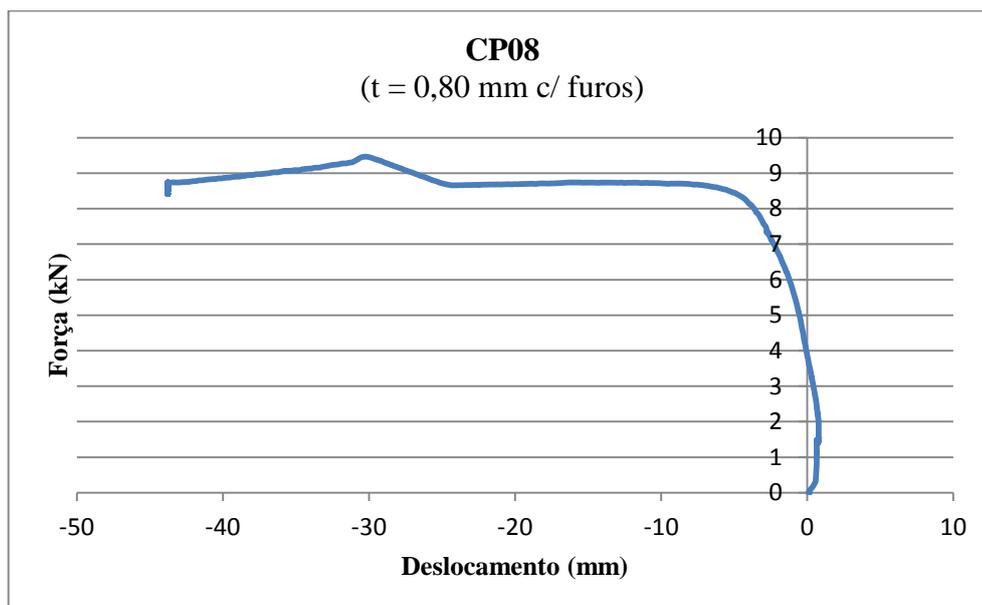


Figura 5.26 – Curva força \times deslocamento para o CP08 ($t = 0,80$ mm com furos)

Tabela 5.4 – Resultados dos ensaios do CP05 ao CP08 para perfis com $t = 0,80 \text{ mm}$ com furos

Perfil	Carga do patamar (kN)	Ponto de carga máxima (kN; mm)	Diferença carga máx. – carga pat. (%)	Tensão (MPa)
CP05	8,8	(9,607 kN; -30,6 mm)	9,0	79,0
CP06	8,8	(9,517 kN; -32,7 mm)	8,8	78,2
CP07	8,6	(9,425 kN; -30,4 mm)	10,1	77,5
CP08	8,7	(9,464 kN; -30,2 mm)	8,8	77,8
Média (kN)	8,715	9,503	9,175	78,1
Desvio (kN)	0,1136	0,0788	0,624	0,65
CV (%)	1,3	0,83	6,8	0,83

A 5ª coluna da tabela apresenta a tensão no perfil para a carga máxima, considerando a área líquida da seção transversal. De acordo com os valores apresentados, conclui-se que o perfil falha por flambagem elástica já que, mais uma vez, as tensões encontradas foram bastante inferiores à tensão de escoamento.

Ao se fazer a consideração de que a carga correspondente ao patamar seja a carga de falha, o conjunto de dados formado por esses 4 perfis é válido de acordo com a NBR 14762, já que o mesmo apresenta um coeficiente de variação (CV) baixo (1,3%). O conjunto de dados é válido, inclusive, considerando a carga máxima medida em cada ensaio, a qual possui um CV ainda menor. Entretanto, como todos os perfis desse conjunto possuem furos, não é possível verificar a influência deles para os perfis com $t = 0,80 \text{ mm}$.

Com relação ao comportamento da vinculação empregada, nota-se que os resultados obtidos nos ensaios estão entre 5,06 kN (carga teórica, rotulado/rotulado, sem furos) e 14,49 kN (carga teórica, engastado/engastado, sem furos).

5.3.3.2 Perfis com espessura $t = 0,95 \text{ mm}$

Os CPs de 01 a 03 não possuem furos e suas curvas apresentaram comportamentos similares. A curva força x deslocamento do CP01 inicia com um trecho praticamente vertical, que se prolonga até o ponto (12,7 kN; -0,106 mm). A partir desse ponto, a curva apresenta deslocamentos mais significativos até atingir a carga máxima no ponto (13,728 kN; -3,42 mm). Após isso, ocorre um segundo patamar de carga definido pelo ponto (11,844 kN; -22,64 mm). A explicação para esse segundo patamar é dada por uma possível acomodação que ocorre no perfil após atingir a carga máxima. A principal diferença dessa curva em relação às curvas dos perfis CP02 e CP03 é que estas apresentam um pequeno deslocamento positivo

inicial: CP02 (2,591 kN; 1,7 mm) e CP03 (6,976 kN; 1,54 mm). A Figura 5.27, Figura 5.28 e a Figura 5.29 apresentam as curvas força \times deslocamento correspondentes aos perfis CP01 a CP03. A Tabela 5.5 apresenta os principais resultados desses ensaios.

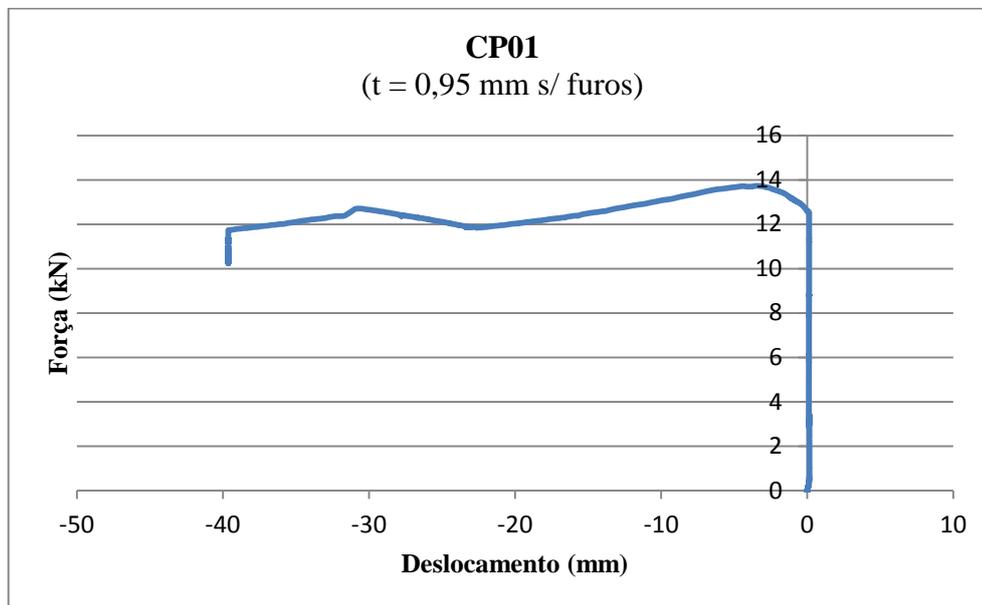


Figura 5.27 – Curva força \times deslocamento para o CP01 ($t = 0,95$ mm sem furos)

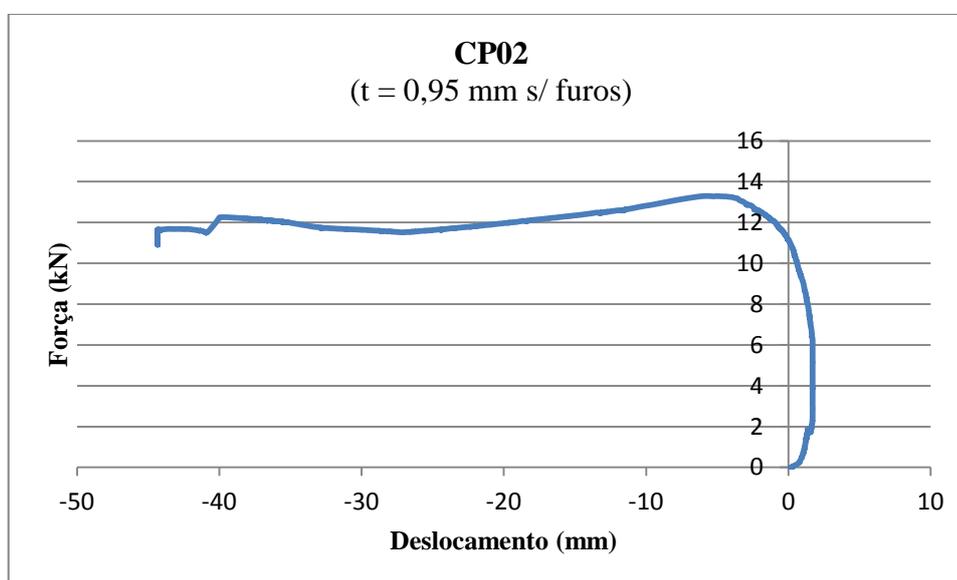


Figura 5.28 – Curva força \times deslocamento para o CP02 ($t = 0,95$ mm sem furos)

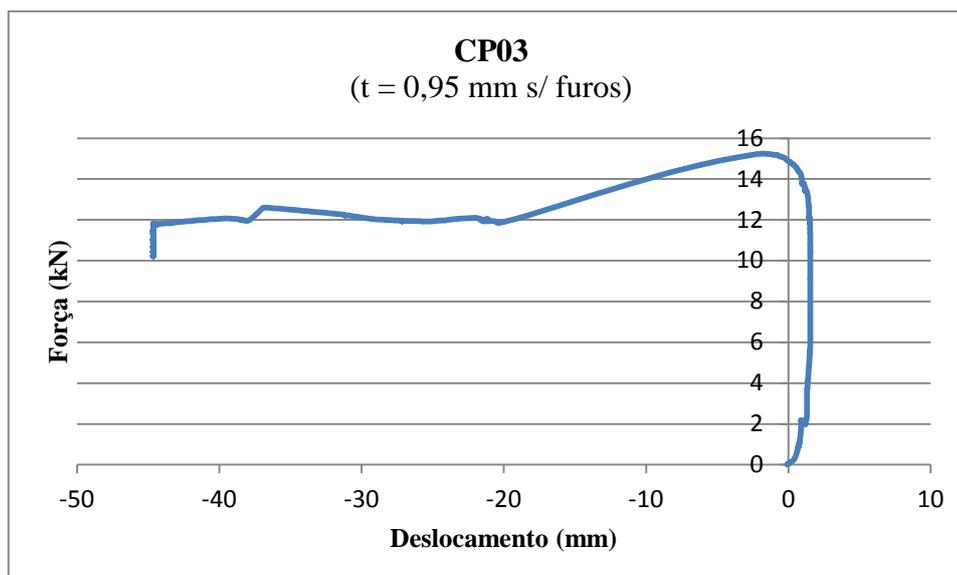


Figura 5.29 – Curva força \times deslocamento para o CP03 ($t = 0,95 \text{ mm}$ sem furos)

Tabela 5.5 – Resultados dos ensaios do CP01 ao CP03 para perfis com $t = 0,95 \text{ mm}$ sem furos

Perfil	Carga do patamar (kN)	Ponto de carga máxima (kN; mm)	Diferença carga máx. – carga pat. (%)	Tensão (MPa)
CP01	11,844	(13,728 kN; -3,42 mm)	13,7	77,7
CP02	11,518	(13,297 kN; -5,75 mm)	13,4	75,3
CP03	11,995	(15,245 kN; -1,75 mm)	21,3	86,3
Média (kN)	11,786	14,09	16,13	79,8
Desvio (kN)	0,244	1,02	4,48	5,78
CV (%)	2,07	7,26	27,75	7,25

A 5ª coluna da tabela apresenta a tensão no perfil para a carga máxima. De acordo com os valores apresentados, conclui-se que o perfil falha por flambagem elástica.

Ao se fazer a consideração de que a carga correspondente ao patamar seja a carga de falha, o conjunto de dados formado por esses 3 perfis é válido de acordo com a NBR 14762, já que o mesmo apresenta um coeficiente de variação (CV) baixo (2,07%). O conjunto de dados é válido, inclusive, considerando a carga máxima medida em cada ensaio.

Com relação ao comportamento da vinculação empregada, nota-se que os resultados obtidos estão entre 6,49 kN (carga teórica; rotulado/rotulado; sem furos) e 18,06 kN (carga teórica; engastado/engastado; sem furos). O coeficiente K correspondente ao CP01 vale 0,615.

Os CPs de 04 a 07 apresentam furos e as curvas força \times deslocamento desses perfis têm um trecho inicial praticamente vertical, podendo apresentar algum deslocamento positivo desprezível. A partir desse ponto, a curva apresenta deslocamentos mais significativos até atingir um patamar de carga. Depois disso, os CPs de 04 a 06 apresentam um segundo patamar de carga mais elevado. A explicação para esse segundo patamar é uma acomodação que ocorre no perfil devido às imperfeições nos vínculos. A curva do perfil CP07 apresenta uma forma geral um pouco diferente. A Figura 5.30, Figura 5.31, Figura 5.32 e a Figura 5.33 apresentam as curvas força \times deslocamento correspondentes aos perfis CP04 a CP07. A Tabela 5.6 apresenta os principais resultados desses ensaios.

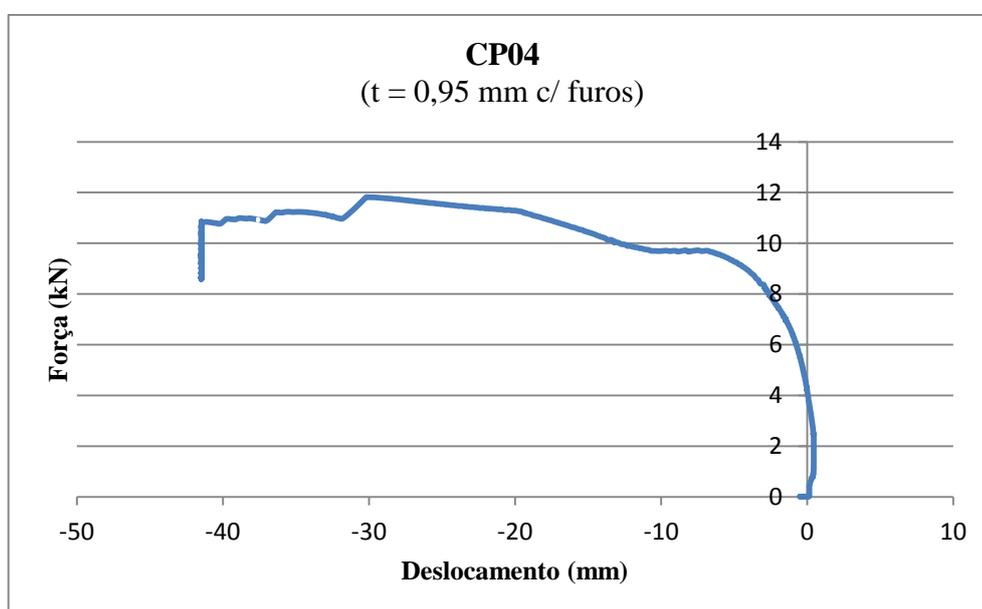


Figura 5.30 – Curva força \times deslocamento para o CP04 ($t = 0,95 \text{ mm}$ com furos)

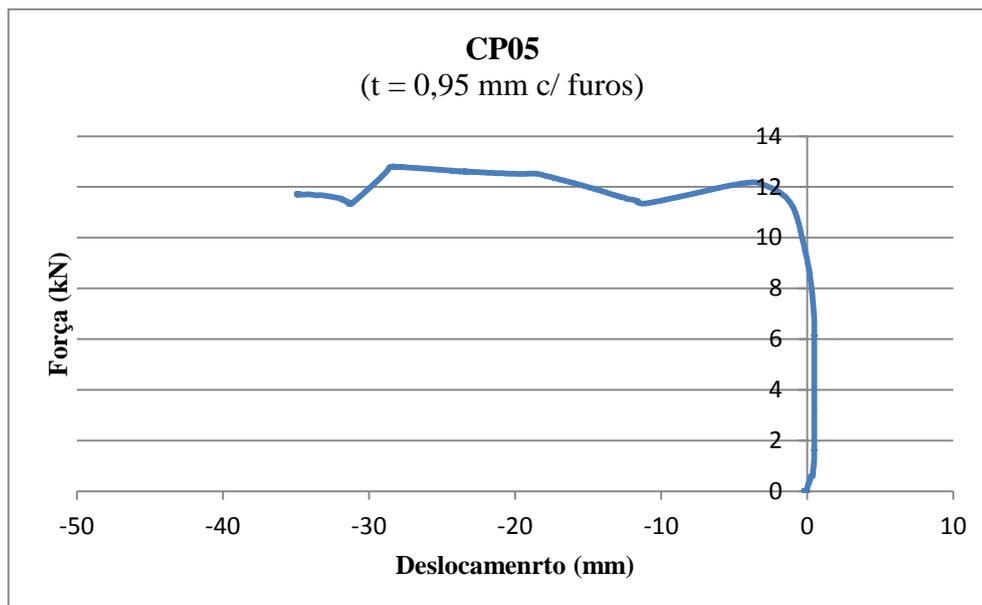


Figura 5.31 – Curva força \times deslocamento para o CP05 ($t = 0,95 \text{ mm}$ com furos)

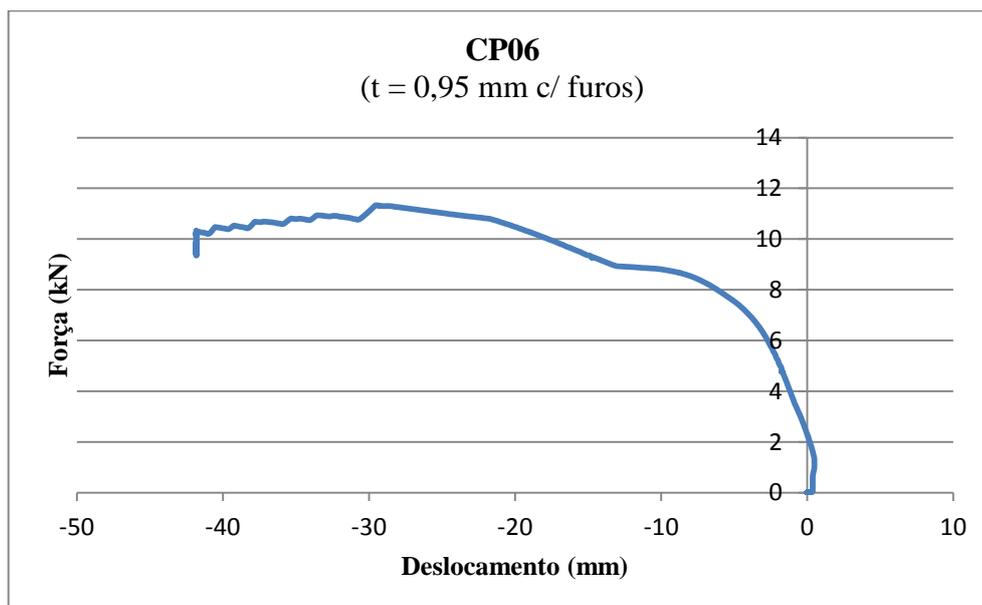


Figura 5.32 – Curva força \times deslocamento para o CP06 ($t = 0,95 \text{ mm}$ com furos)

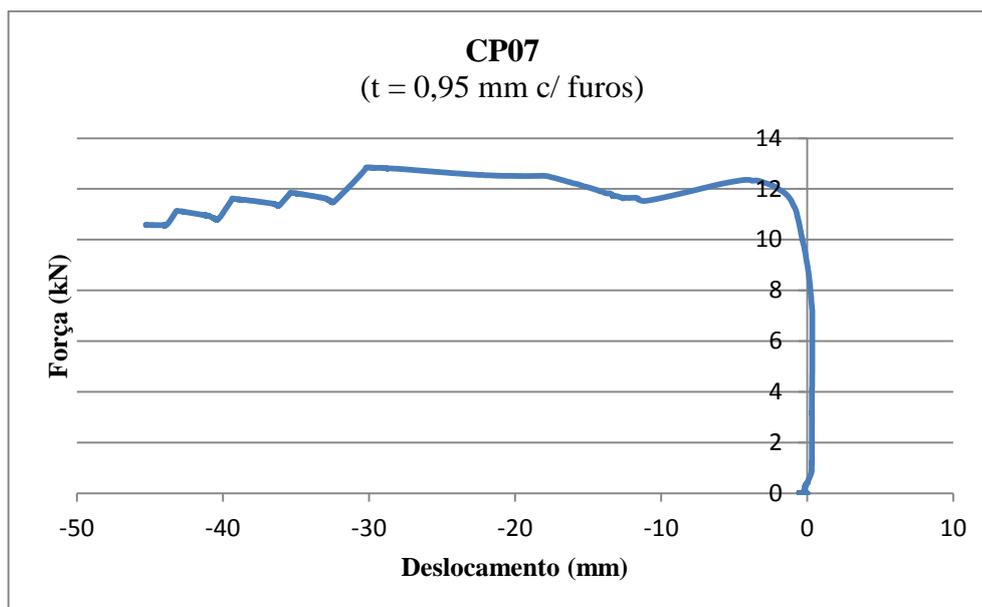


Figura 5.33 – Curva força \times deslocamento para o CP07 ($t = 0,95$ mm com furos)

Tabela 5.6 – Resultados dos ensaios do CP04 ao CP07 para perfis com $t = 0,95$ mm com furos

Perfil	Carga do patamar (kN)	Ponto de carga máxima (kN; mm)	Diferença carga máx. – carga pat. (%)	Tensão (MPa)
CP04	9,7	(11,818 kN; -30,1 mm)	21,9	82,4
CP05	12,185	(12,817 kN; -28,3 mm)	5,2	89,4
CP06	8,89	(11,332 kN; -29,5 mm)	27,9	79
CP07	12,852	(12,810 kN; -28,6 mm)	0,3	89,3
Média	10,907	12,194	13,82	85,03
Desvio	1,91	0,7421	13,17	5,18
CV (%)	17,51	6,08	95,29	6,1

A 5ª coluna da tabela apresenta a tensão no perfil para a carga máxima. De acordo com os valores apresentados, conclui-se que o perfil falha por flambagem elástica.

Considerando a carga máxima como a carga de falha, o conjunto de dados formado por esses 4 perfis pode ser aceito como válido de acordo com a NBR 14762, já que o mesmo apresenta um coeficiente de variação (CV) baixo (6,08%). No entanto é mais razoável considerar a carga do patamar como sendo a carga de falha, mas nesse caso o CV vale 17,51%. Para tal valor, a norma exige que sejam feitos mais ensaios.

5.3.3.3 Perfis com espessura $t = 1,25 \text{ mm}$

Os perfis CP01 a CP03 não apresentam furos e as curvas força \times deslocamento desses perfis iniciam com um trecho praticamente vertical. A partir desse ponto, a curva apresenta deslocamentos negativos significativos até atingir um patamar de carga, no caso dos perfis CP02 e CP03. O perfil CP01 não apresenta esse patamar, mas há uma mudança na declividade da curva nessa região. Após isso, houve um segundo patamar de carga. A explicação para esse segundo patamar é uma acomodação que ocorre devido às imperfeições nos vínculos. A Figura 5.34, Figura 5.35 e a Figura 5.36 apresentam as curvas força \times deslocamento correspondentes aos perfis CP01 a CP03. A Tabela 5.7 apresenta os principais resultados desses ensaios.

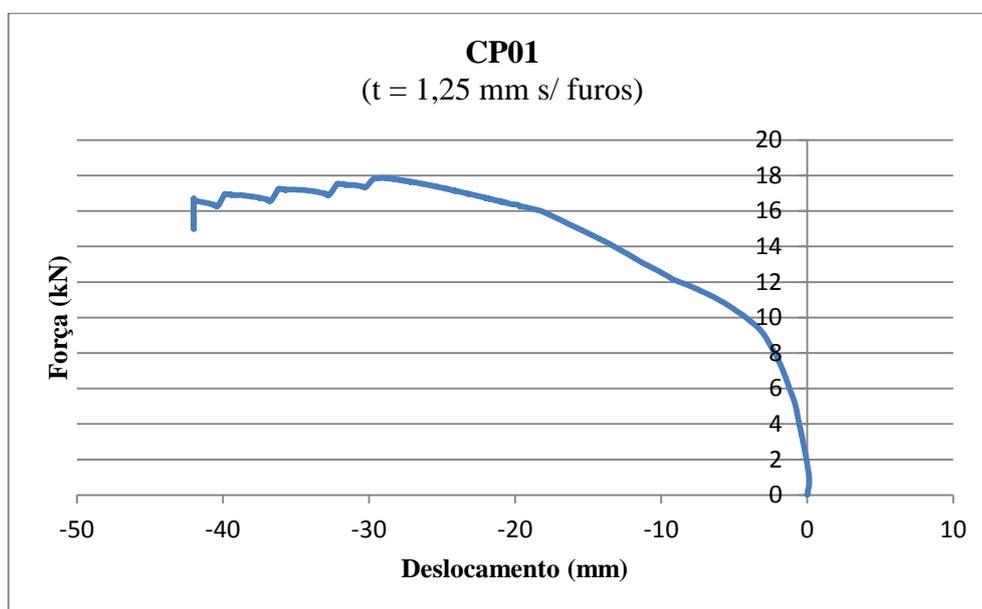


Figura 5.34 – Curva força \times deslocamento para o CP01 ($t = 1,25 \text{ mm}$ sem furos)

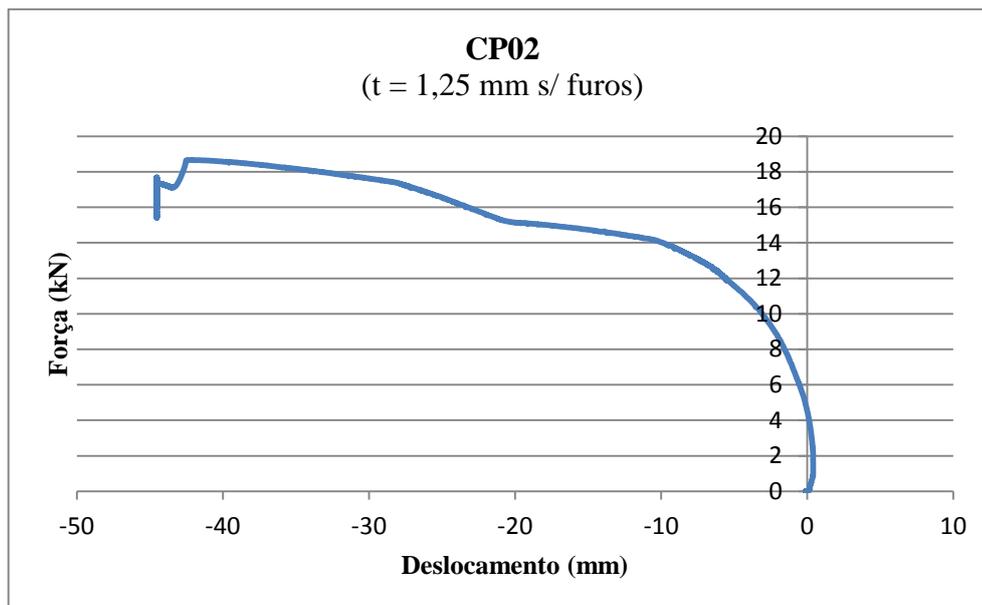


Figura 5.35 – Curva força \times deslocamento para o CP02 ($t = 1,25 \text{ mm}$ sem furos)

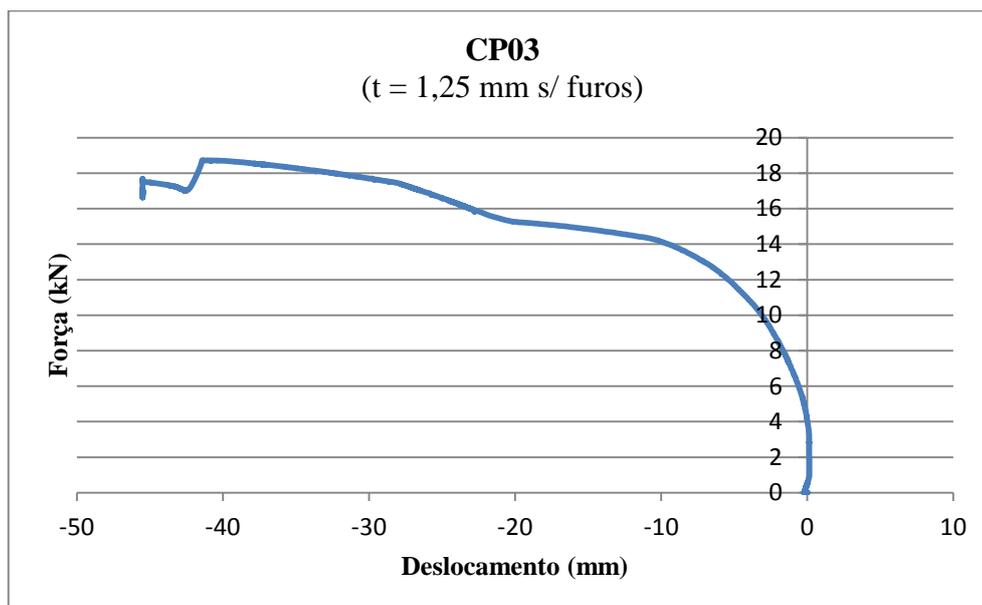


Figura 5.36 – Curva força \times deslocamento para o CP03 ($t = 1,25 \text{ mm}$ sem furos)

Tabela 5.7 – Resultados dos ensaios do CP01 ao CP03 para perfis com $t = 1,25 \text{ mm}$ sem furos

Perfil	Carga do patamar (kN)	Ponto de carga máxima (kN; mm)	Diferença carga máx. – carga pat. (%)	Tensão (MPa)
CP01	16 (sem patamar)	(17,857 kN; -29 mm)	11,6	77,8
CP02	14,839	(18,671 kN; -42,1 mm)	25,8	81,3
CP03	15	(18,730 kN; -41,4 mm)	24,9	81,6
Média	15,28	18,419	20,77	80,2
Desvio	0,629	0,488	7,95	2,11
CV (%)	4,12	2,65	38,29	2,63

A 5ª coluna da tabela apresenta a tensão no perfil para a carga máxima. De acordo com os valores apresentados, conclui-se que o perfil falha por flambagem elástica.

Ao se fazer a consideração de que a carga correspondente ao patamar seja a carga de falha, o conjunto de dados formado por esses 3 perfis é válido de acordo com a NBR 14762, já que o mesmo apresenta um coeficiente de variação (CV) baixo (4,12%). O conjunto de dados é válido, inclusive, considerando a carga máxima medida em cada ensaio, a qual possui um CV ainda menor.

Com relação ao comportamento da vinculação empregada, nota-se que os resultados obtidos estão entre 9,40 kN (carga teórica; rotulado/rotulado; sem furos) e 25,80 kN (carga teórica; engastado/engastado; sem furos). O coeficiente K correspondente à média dos CPs para a carga do patamar vale 0,735.

Os perfis CP04 a CP09 apresentam furos e as curvas força x deslocamento desses perfis iniciam com um trecho praticamente vertical. A partir desse ponto, a curva apresenta deslocamentos negativos significativos até atingir um patamar de carga. Após isso, ocorre um segundo patamar de carga um pouco mais elevado. A explicação para esse segundo patamar é uma acomodação que ocorre devido às imperfeições nos vínculos. A Figura 5.37, Figura 5.38, Figura 5.39, Figura 5.40, Figura 5.41 e a Figura 5.42 apresentam as curvas força x deslocamento correspondentes aos perfis CP04 a CP09. A Tabela 5.8 apresenta os principais resultados desses ensaios.

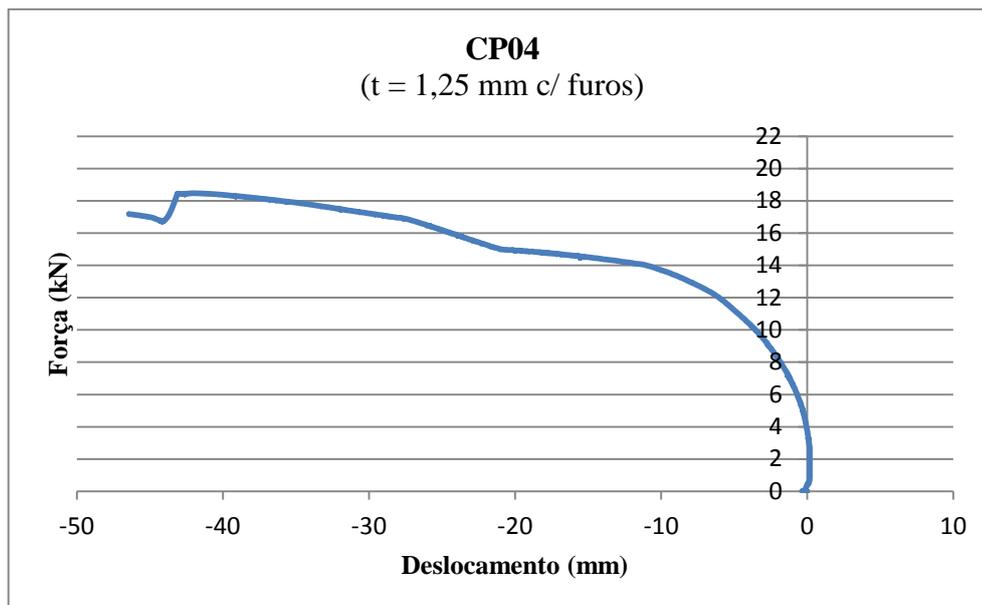


Figura 5.37 – Curva força \times deslocamento para o CP04 ($t = 1,25$ mm com furos)

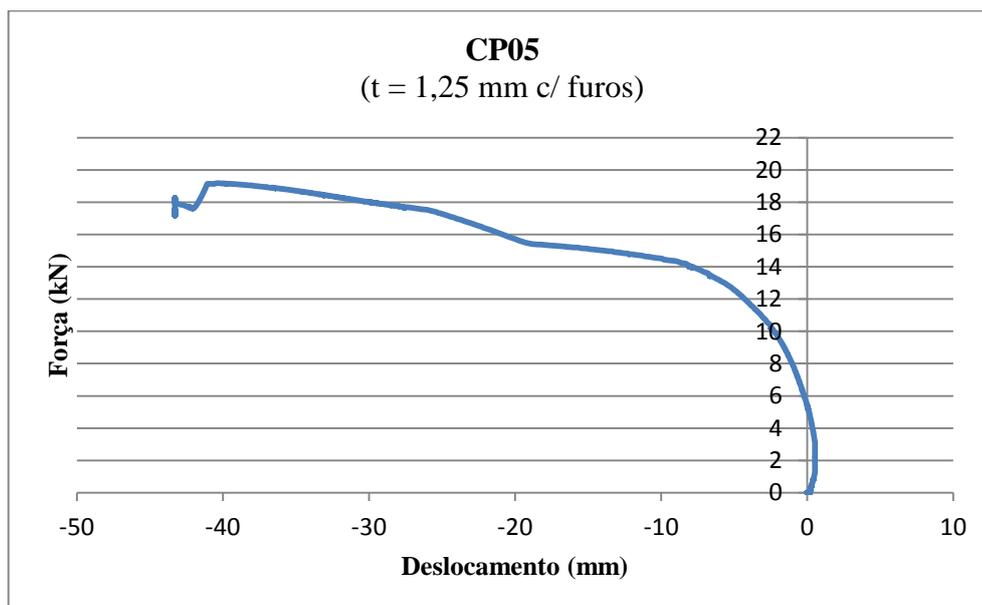


Figura 5.38 – Curva força \times deslocamento para o CP05 ($t = 1,25$ mm com furos)

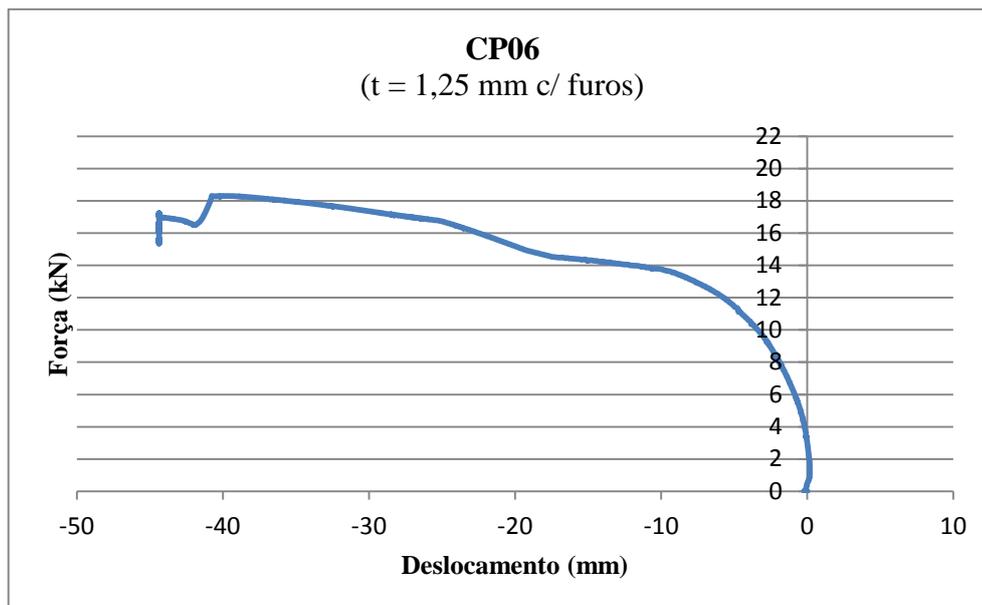


Figura 5.39 – Curva força \times deslocamento para o CP06 ($t = 1,25$ mm com furos)

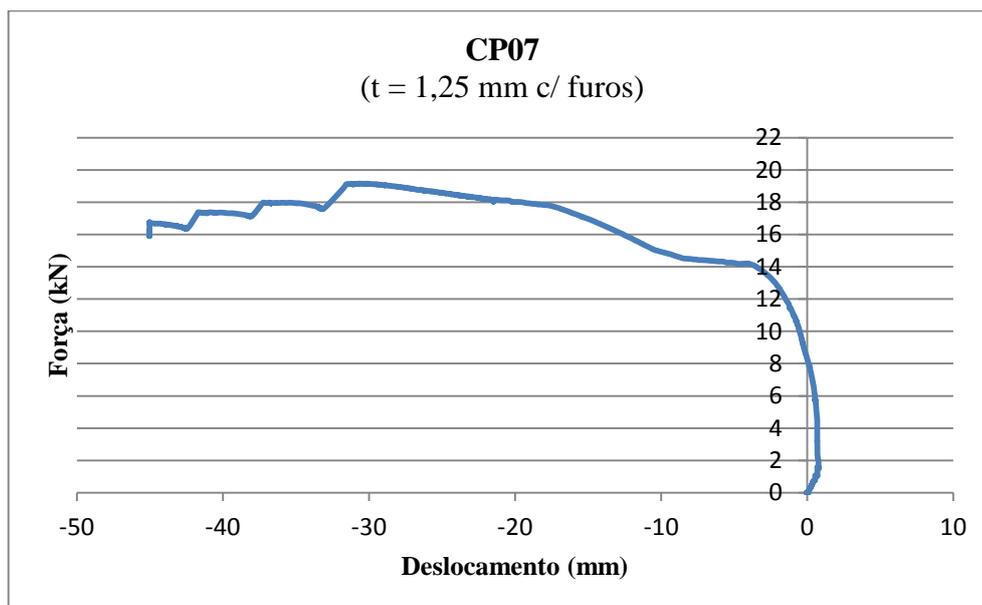


Figura 5.40 – Curva força \times deslocamento para o CP07 ($t = 1,25$ mm com furos)

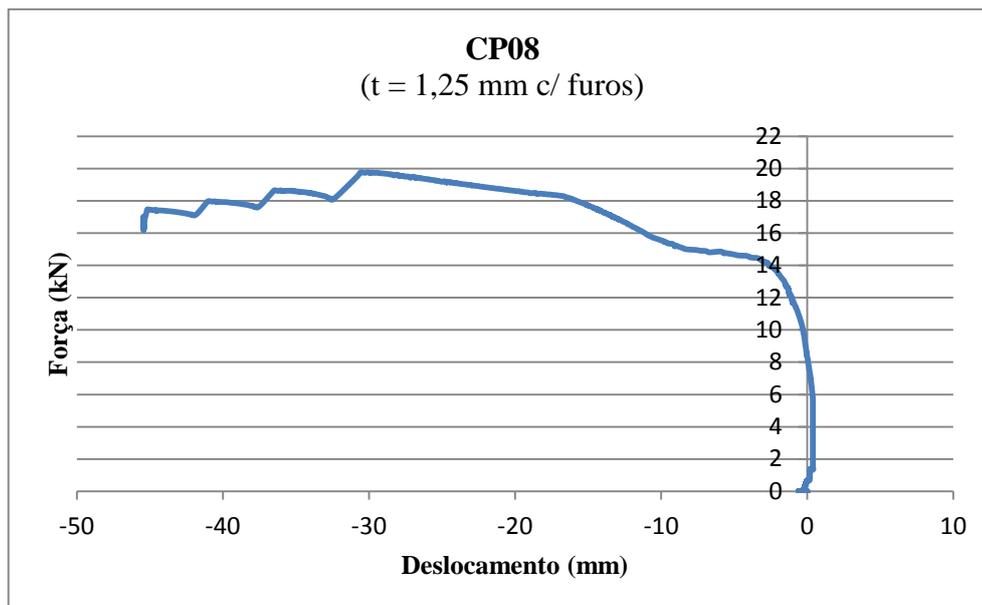


Figura 5.41 – Curva força \times deslocamento para o CP08 ($t = 1,25$ mm com furos)

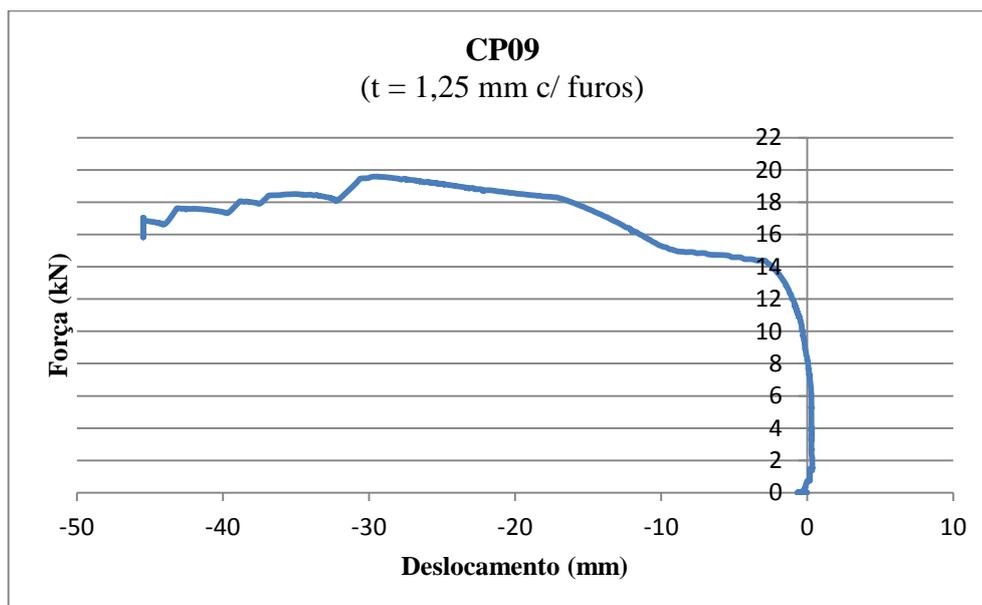


Figura 5.42 – Curva força \times deslocamento para o CP09 ($t = 1,25$ mm com furos)

Tabela 5.8 – Resultados dos ensaios do CP04 ao CP09 para perfis com $t = 1,25 \text{ mm}$ com furos

Perfil	Carga do patamar (kN)	Ponto de carga máxima (kN; mm)	Diferença carga máx. – carga pat. (%)	Tensão (MPa)
CP04	14,6	(18,468 kN; -42,1 mm)	26,5	99,35
CP05	15	(19,180 kN; -40,3 mm)	27,9	103,19
CP06	14,165	(18,304 kN; -40,7 mm)	29,2	98,47
CP07	14,161	(19,155 kN; -30,6 mm)	35,3	103
CP08	15	(19,780 kN; -30,1 mm)	31,9	106,4
CP09	14,604	(19,593 kN; -29,4 mm)	34,2	105,4
Média	14,588	19,08	30,8	102,64
Desvio	0,374	0,591	3,53	3,17
CV (%)	2,57	3,1	11,46	3,09

A 5ª coluna da tabela apresenta a tensão no perfil para a carga máxima. De acordo com os valores apresentados, conclui-se que o perfil falha por flambagem elástica.

Ao se fazer a consideração de que a carga correspondente ao patamar seja a carga de falha, o conjunto de dados formado por esses 6 perfis é válido de acordo com a NBR 14762, já que o mesmo apresenta um coeficiente de variação (CV) baixo (2,57%). O conjunto de dados é válido, inclusive, considerando a carga máxima medida em cada ensaio.

Com relação ao comportamento da vinculação empregada, nota-se que os resultados obtidos estão entre 9,40 kN (carga teórica; rotulado/rotulado; sem furos) e 25,80 kN (carga teórica; engastado/engastado; sem furos). De acordo com a AISI S100, a carga de falha para o perfil ensaiado (rotulado/rotulado; com furos) vale 7,76 kN.

5.3.4 Análise do resultados – conjunto de ensaios II

Com base nos resultados obtidos, constatou-se que a rótula mecânica proposta no item 5.2.5 não apresentou o comportamento esperado. Nesse sentido podem ser propostas as seguintes ações:

- a) trocar as molas empregadas ($k = 15,7 \text{ N/mm}$) por outras mais flexíveis;
- b) lubrificar com graxa a sede para o encaixe da semiesfera;
- c) fazer um desenho da rótula mecânica em CAD 3D e depois fazer uma análise de interferência.

O conjunto de ensaios I forneceu-se resultados apenas para uma análise qualitativa. O comportamento das vinculações dos perfis correspondeu a engastado/engastado, verificando-se que a influência dos furos usualmente empregados em montantes de construções LSF é irrelevante.

O conjunto de ensaios II, correspondente aos perfis com espessura $t = 0,80 \text{ mm}$ com furos, pode ser empregado para o dimensionamento desse tipo de perfil de acordo com o item 11 da NBR 14762. Para isso, seria necessário ainda ensaiar esses perfis à tração, com o intuito de verificar a tensão de escoamento e o módulo de elasticidade do aço dos protótipos. Para esses perfis, não foi possível verificar a influência dos furos diretamente a partir dos ensaios realizados, já que os perfis sem furos foram utilizados em ensaios preliminares. Essa influência apenas pode ser avaliada de modo indireto, comparando-se com os cálculos teóricos para perfis sem furos. A situação ideal seria ensaiar mais perfis sem furos, mantendo-se as mesmas condições de vinculação dos perfis com furos do conjunto de ensaios II.

O conjunto de ensaios II correspondente aos perfis com espessura $t = 0,95 \text{ mm}$ sem furos pode ser empregado para o dimensionamento desse tipo de perfil de acordo com o item 11 da NBR 14762. Por outro lado, os dados correspondentes aos perfis com espessura $t = 0,95 \text{ mm}$ com furos não podem, pois são necessários mais ensaios de perfis com furos para se reduzir o coeficiente de variação dos resultados obtidos, o qual superou o valor previsto por norma (15%). Avaliando-se os resultados obtidos, em que o valor médio da capacidade resistente do perfil sem furos vale 11,786 kN e do perfil com furos vale 10,907 kN, há uma redução de 7,5%, indicando que os furos teriam influência. Porém, para considerar esse resultado verdadeiro, ou que o mesmo está associado a uma dispersão dos resultados, faz-se necessária a realização de mais ensaios.

O conjunto de ensaios II correspondente aos perfis com espessura $t = 1,25 \text{ mm}$, com e sem furos, pode ser empregado no dimensionamento desses tipos de perfil de acordo com o item 11 da NBR 14762. Avaliando-se os resultados obtidos, em que o valor médio da capacidade resistente do perfil sem furos vale 15,280 kN e do o perfil com furos vale 14,588 kN, há uma redução de 4,5%, indicando que os furos teriam influência. Para isso, seria necessário ensaiar esses perfis à tração, com o intuito de verificar a tensão de escoamento e o módulo de elasticidade do aço dos protótipos, para que fosse então possível aplicar o procedimento especificado pelo item 11 da NBR 14762.

A Figura 5.43 retrata alguns momentos dos ensaios que foram realizados. É possível identificar, claramente, as ondas de flambagem local que se formaram na alma do perfil (imagens das extremidades). Na imagem do meio, a flambagem global é evidenciada através da flexão do perfil.

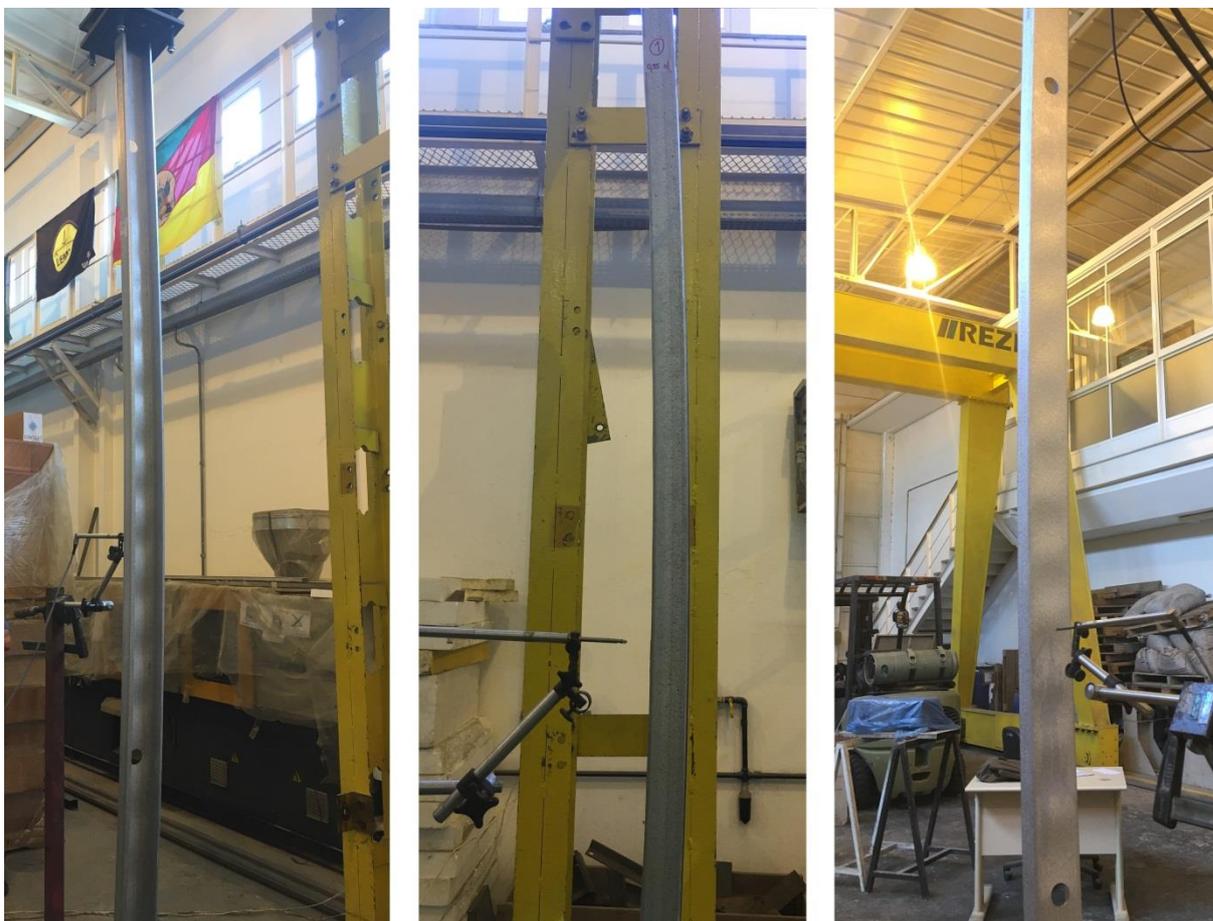


Figura 5.43 – Flambagem local e global evidenciada nos perfis durante os ensaios

A Tabela 5.9 apresenta o esforço resistente de cálculo (N_{Rd}) para os casos em que é possível aplicar a norma NBR 14762, conforme apresentado no item 5.1 desse trabalho. A 1ª coluna indica o caso analisado e a 2ª e 3ª colunas indicam o valor nominal do esforço resistente (N_{Rk}) obtido pela média dos valores de todos os ensaios válidos e o seu correspondente coeficiente de variação (CV), respectivamente. A 4ª coluna indica o coeficiente de variação dos ensaios (δ_t) que deve ser sempre maior ou igual a 6,5%. A 5ª e 6ª colunas correspondem ao valor médio do fator material (X_m) e seu correspondente coeficiente de variação (δ_m). A 7ª e 8ª colunas correspondem ao valor médio do fator fabricação (X_f) e seu correspondente coeficiente de variação (δ_f). A 9ª coluna corresponde ao número de perfis ensaiados (n). A

10ª coluna apresenta o índice de confiabilidade-alvo (β_0) definido, que vale 2,5 para barras. A 11ª e a 12ª colunas indicam o grau de liberdade (m) e o fatores de correção (C_p), respectivamente. A 13ª coluna fornece o coeficiente de ponderação da resistência (γ), calculado através da Equação (5.2) e a 14ª coluna indica o valor do esforço resistente de cálculo (N_{Rd}).

Tabela 5.9 – Cálculo do esforço resistente de cálculo (N_{Rd}) segundo a NBR 14762

Casos	N_{Rk} (kN)	CV	δ_i	X_m	δ_m	X_f	δ_f	n	β_0	m	C_p	γ	N_{Rd} (kN)
0,80 mm c/ furos	8,715	0,013	0,065	1,10	0,10	1,00	0,05	3	2,5	2	5,7	1,216108	7,17
0,95 mm s/ furos	11,786	0,0207	0,065	1,10	0,10	1,00	0,05	3	2,5	2	5,7	1,216108	9,69
1,25 mm s/ furos	15,28	0,0412	0,065	1,10	0,10	1,00	0,05	3	2,5	2	5,7	1,216108	12,56
1,25 mm c/ furos	14,588	0,0257	0,065	1,10	0,10	1,00	0,05	6	2,5	5	1,94	1,129708	12,91

A norma NBR 14762 não indica claramente como se deve proceder com relação aos valores de X_m , δ_m , X_f e δ_f , já que nela consta que seriam necessários mais dados sobre os ensaios para a correta definição desses parâmetros. Na falta de informações sobre como proceder, adotaram-se diretamente os valores indicados na tabela 17 da NBR 14762 para barras submetidas à tração ou compressão. A autora desse trabalho tem ciência de que esses valores devem ser considerados como referência numa análise mais elaborada, na qual se dispõe desses dados obtidos através de medições.

A partir dos resultados obtidos na Tabela 5.9, conclui-se que não foi possível detectar uma redução no esforço resistente de cálculo (N_{Rd}) em função da existência dos furos nos perfis. A diferença de resultados entre os casos do perfil de espessura 1,25 mm se deve ao número de perfis ensaiados (m) em cada caso, modificando bastante o valor do fator de correção (C_p) para o perfil com furos.

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Construções do tipo *Light Steel Framing* são uma tendência que tem se consolidado no Brasil, trazendo consigo muitas vantagens em relação ao sistema construtivo convencional: melhor organização e limpeza da obra, menor tempo de obra, construção resultante com ótimo desempenho. Em outros países, a exemplo dos Estados Unidos, o sistema construtivo LSF já está consolidado há muitos anos existindo, inclusive, normas específicas para esse tipo de construção. É o caso da AISI S211, que complementa a norma de estruturas de aço formado a frio (AISI S100). No Brasil, entretanto, não há uma norma complementar para estruturas LSF, devendo ser empregada a NBR 14762 para o projeto de estruturas com perfis formados a frio. Apesar da norma NBR 14762 ter como base a AISI S100, observou-se que vários temas desta norma não estão contemplados na versão brasileira, como o efeito de furos na alma de perfis U enrijecidos empregados como montantes nas construções LSF.

A influência de furos na alma de perfis U enrijecidos é abordada nas normas AISI S100 e AS/NZS 4600, mas os perfis mais usuais empregados nas construções tipo LSF no Brasil têm espessuras de 0,80 mm e 0,95 mm. Por serem valores pequenos, fazem com que os perfis não atendam alguns critérios dessas normas, pois elas delimitam a aplicabilidade do formulário proposto. Em vista disso, não há um procedimento analítico normalizado para abordar essa situação.

Para estudar esse problema, a estratégia empregada nesse trabalho consistiu em trabalhar em três abordagens. A primeira, referente ao capítulo 3, se baseou em pesquisar e aplicar a formulação proposta nas normas NBR 14762, AISI S100 e AS/NZS 4600, dentro das limitações das mesmas. A segunda abordagem, relativa ao capítulo 4, se limitou em desenvolver modelos numéricos em elementos finitos de modo a simular o efeito dos furos na alma dos perfis empregados como montantes, apenas para o caso de compressão simples. Já a terceira abordagem, referente ao capítulo 5, constituiu em desenvolver ensaios experimentais desses perfis, também apenas para o caso de compressão simples.

6.1 CONCLUSÕES

Como resultado secundário da primeira abordagem, foi programada uma planilha no Excel[®] com o método da largura efetiva. Os três métodos disponíveis na NBR 14762, método da

largura efetiva (MLE), método da seção efetiva (MSE) e método da resistência direta (MRD), foram empregados. Além disso, aplicou-se também o procedimento analítico para verificação de flambagem distorcional, disponível na AISI S100. Levando-se em conta que os montantes empregados numa construção tipo LSF normalmente trabalham em painéis, os estudos desenvolvidos permitem chegar à conclusão de que o efeito mais relevante dos furos se dá no caso da compressão simples e do cisalhamento. Considerando-se um perfil isolado, com espessura de 1,25 mm, verificou-se que os furos reduzem a capacidade resistente do perfil em 19% e em 65,6%, respectivamente para cada tipo de esforço.

Da segunda abordagem, não foi possível verificar com exatidão a influência dos furos nos perfis. Nos casos em que a imperfeição geométrica adicionada ao modelo numérico é definida a partir do 1º modo de flambagem, a presença dos furos diminuiu a carga de falha. No entanto, na medida em que as imperfeições geométricas foram definidas com mais modos de flambagem, as cargas máximas para os perfis com furos foram maiores do que para os sem furo, contrariando o esperado. De modo geral, os perfis de espessura 1,25 mm tiveram valores de carga máxima com variações menores entre os casos com e sem furos, e entre os casos com um e mais de um modos de flambagem, indicando que, quanto maior a espessura, o perfil se torna menos sensível à presença de furos e de imperfeições.

Apesar de o refinamento da malha reduzir a diferença entre os resultados, os perfis com furos permaneceram com valores de carga máximas maiores. Embora essa questão deva ser melhor investigada, os resultados apresentados indicam que o emprego de malhas mais refinadas, para o caso de perfis com furos, como por exemplo malhas com tamanho de elemento de 5 mm e 3 mm, em conjunto com imperfeições geométricas definidas a partir de um número maior de modos de flambagem deva resolver o problema, fazendo com que os perfis com furos apresentem cargas máximas menores que os perfis sem furos.

Da terceira e última abordagem, a influência dos furos em montantes de LSF não pôde ser constatada de acordo com a NBR 14762. Para que o procedimento da norma pudesse ser válido, seria necessário verificar em laboratório a tensão de escoamento e o módulo de elasticidade do material dos corpos de prova. Além disso, também seriam necessários mais corpos de prova para teste, com o intuito de minimizar o coeficiente de variação das cargas máximas, e em quantidades semelhantes entre os perfis com e sem furos, para se produzir fatores similares de correção entre valores característicos e de cálculo.

Ainda sobre parte experimental, através dos primeiros ensaios que foram realizados com os perfis, foi possível comprovar a não interferência de furos na região de influência do engaste, próximas aos apoios, não englobadas pelo comprimento de flambagem.

Verificou-se que, para as condições em que o perfil foi considerado biengastado, engastado/rotulado e condições intermediárias entre essas, os furos nos perfis de construções LSF (na quantidade e diâmetro usualmente empregados) não causam alterações significativas na capacidade resistente dos perfis. Constatou-se a grande dificuldade que existe em tentar executar um conjunto de ensaios nos quais se deseja que uma certa condição de contorno funcione como no modelo teórico.

Uma potencial comparação entre os resultados, teóricos, numéricos e experimentais pode ser realizada está apresentada na Tabela 6.1. Enquanto a análise teórica avaliou perfis birrotulado e biengastados, o modelo computacional teve como propósito analisar apenas perfis birrotulados. As condições de contorno em laboratório não conseguiram reproduzir essa situação. Os valores obtidos pelos ensaios indicam que as condições que foram reproduzidas se encontram entre perfis biengastados ($K = 0,5$) e birrotulados ($K = 1$).

Tabela 6.1 – Quadro resumo de comparação entre a capacidade resistente dos perfis obtida em cada uma das abordagens do trabalho

Capacidade resistente dos perfis (kN)									
Análise	Teórica			Numérica			Experimental		
Furos	Sem		Com	Sem		Com		Sem	Com
	birrotulado	biengastado	birrotulado						
t = 0,80 mm	5,06	14,49	-	8,22	G	7,60	G	-	8,72
				6,62	G+L	6,82	G+L		
t = 0,95 mm	6,49	18,06	-	9,93	G	9,62	G	11,79	-
				8,34	G+L	8,65	G+L		
t = 1,25 mm	9,59	25,80	7,76	12,98	G	12,82	G	15,28	14,59
				12,10	G+L	12,12	G+L		

6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como já mencionado, sugere-se analisar o perfil em questão considerando malhas mais refinadas, com tamanho de elemento de 5 mm e 3 mm, em conjunto com a definição das imperfeições geométricas através de uma combinação de um maior número de modos de

flambagem. Considera-se, inclusive, a análise do mesmo perfil com diferentes condições de contorno.

O principal problema com a realização dos ensaios experimentais foi o comportamento dos vínculos de extremo de barra. Como se demonstrou nos resultados apresentados anteriormente, a proximidade dos furos das extremidades das barras fez com que os resultados experimentais dependessem fortemente das condições de contorno reais dos ensaios, que não representaram o comportamento desejado de uma barra birrotulada. Os furos, do modo como são aplicados no caso em estudo, geram um efeito local no comportamento do perfil. Um ensaio que leve em conta apenas o comportamento local pode permitir uma investigação mais adequada do problema. Nesse contexto, como sugestão para a continuidade desse trabalho, indica-se um estudo numérico experimental com base na norma AISI S902 (2013) – *Stub-Column Test Method for Effective Area of Cold-formed Steel Columns*.

A tradução literal do termo *Stub-Column* corresponde a “coluna–toco”, a qual pode ser adaptada para “coluna curta”. Conforme o próprio título, o seu objetivo é a determinação da área efetiva de uma seção transversal de uma coluna de aço formado a frio através de ensaio. O corpo de prova a ser testado é submetido à compressão axial, devendo apresentar a mesma seção transversal e o mesmo material que a coluna para a qual se deseja determinar a resistência. O corpo de prova deve ser curto o suficiente para impedir a flambagem global. Os conjuntos de corpos de prova a serem analisados são denominados unidade de teste e deve conter, no mínimo, três corpos de prova. As unidades de teste, que representam as três colunas curtas, podem ser retiradas de uma mesma coluna real ou de diferentes colunas reais, desde que sejam identificadas. Caso os corpos de prova forem retirados de diferentes colunas, ao menos dois corpos de prova do conjunto devem ser de uma mesma coluna. Para cada corpo de prova, as medidas geométricas e propriedades físicas devem corresponder aos requerimentos do fabricante do perfil e do material. Caso a área média, espessura e tensão de escoamento do material variar mais que 20% do valor nominal ou do valor mínimo especificado, a unidade de teste deve ser considerada como não representativa. O item 8. da norma AISI S902 especifica os critérios para definir o tamanho dos corpos de prova. O comprimento, que deve ser tal que elimine a flambagem global, precisa ser representativo para pegar efeitos tais como o de furos em sequência. Para o caso em estudo, o comprimento do corpo de prova (L_P) deve atender os seguintes critérios, em que r_{min} é o raio de giração da seção transversal e W

representa a maior largura dos elementos que compõem a seção transversal do perfil, ou seja, $W = 89 \text{ mm}$:

- a) critério geral: $L_P \leq 20r_{\text{mín}} \rightarrow L_P \leq 302 \text{ mm}$;
- b) perfil sem furos: $L_P \geq 3W \rightarrow L_P \geq 267 \text{ mm}$;
- c) perfil com furos: $L_P \geq 3W \rightarrow L_P \geq 267 \text{ mm}$, desde que a distância entre furos seja maior que W ; nesse caso, o furo deve estar preferencialmente centrado no comprimento do corpo de prova.

Em relação ao acabamento dos corpos de prova, a norma AISI S902 especifica que a superfície dos corpos de prova deve ser cortada com uma tolerância de planicidade. Quando essa tolerância não pode ser satisfeita, deve ser soldada uma chapa no topo do corpo de prova. Não há especificação quanto às condições de contorno, já que as medições feitas não dependem da flambagem global. A norma indica que um corpo de prova deve ser duvidoso se os resultados medidos diferirem mais de 10% do valor médio de uma unidade de teste com pelo menos três corpos de prova. Feitas as medições, a norma AISI S902 especifica dois métodos para o cálculo da área efetiva. Para maiores detalhes, recomenda-se a leitura dessa norma. Como sugestão de continuidade, tem-se a realização de um conjunto de ensaios considerando colunas curtas, os quais devem ser executados tanto numericamente quanto experimentalmente.

Próximo ao término desse trabalho, a versão mais atualizada da norma AISI S100-16, do ano de 2016, foi averiguada. Notam-se algumas diferenças relativas a sua organização com relação à versão anterior, que agora está bem contextualizada com a condição atual da análise elástica de flambagem empregando o métodos dos elementos finitos ou faixas finitas. Adicionam-se, portanto, algumas recomendações teóricas referentes ao uso desses dois métodos numéricos. Em relação às considerações relativas à aplicação do método das faixas finitas para perfis com furos, recomenda-se uma leitura atenta do Apêndice II e sua posterior aplicação no caso em estudo. Em termos dos procedimentos analíticos de cálculo para o caso de perfis com furos, a principal novidade em relação à edição anterior, AISI S100-07, é que as propriedades da seção transversal devem ser ponderadas, ou seja, há uma redução nos valores das propriedades de um perfil com furos. De modo simplificado, as propriedades são determinadas a partir de uma média ponderada. Tomando-se como exemplo o cálculo de um momento de inércia médio ponderado (I_{avg}) tem-se:

$$I_{avg} = \frac{A_g L_g + A_{net} L_{net}}{L}$$

em que A_g e L_g são a área da seção bruta e o correspondente comprimento do perfil com a seção bruta, A_{net} e L_{net} são a área da seção líquida e o comprimento do perfil com essa seção (soma dos diâmetros dos furos).

Essa abordagem é mais relevante nos casos de perfis com furos uniformemente distribuídos ao longo do comprimento do perfil. Já no caso dos perfis avaliados nesse trabalho, que apresentam furos esparsos e em pequena quantidade, essa redução nas propriedades da seção transversal não é significativa. Além disso, recomenda-se o estudo do comportamento de perfis U com furos distribuídos de modo contínuo, empregando-se todas as ferramentas de análise apresentadas na nova edição da norma AISI S100.

REFERÊNCIAS

AGÊNCIA BRASILEIRA DE DESENVOLVIMENTO INDUSTRIAL. **Manual da Construção Industrializada**: conceitos e etapas – volume 1: estruturas e vedação. Brasília, 2015.

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE. **AISI S100-07**: North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members. Washington, 2007.

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE. **AISI S100-16**: North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members. Washington, 2016.

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE. **AISI S211-07**: North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Framing: Wall Stud Design. Washington, 2012.

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE. **AISI S902-13**: Stub-Column Test Method for Effective Area of Cold-formed Steel Columns. Washington, 2013.

ANSYS, Inc. **ANSYS Mechanical User's Guide**. Canonsburg: Sas Ip Inc, 2013. 1809 p.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR NM 216**: paquímetros e paquímetros de profundidade – características construtivas e requisitos metrológicos. Rio de Janeiro, 2000.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8800**: projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de. Rio de Janeiro, 2008.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 14762**: dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio. Rio de Janeiro, 2010.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6355**: perfis de aço formados a frio - padronização. Rio de Janeiro, 2012.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 7008-3**: chapas e bobinas de aço revestidas com zinco ou com liga zinco-ferro pelo processo contínuo de imersão a quente – aços estruturais. Rio de Janeiro, 2012.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 15253**: perfis de aço formados a frio, com revestimento metálico, para painéis estruturais reticulados em edificações – requisitos gerais. Rio de Janeiro, 2014.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 11888**: bobinas e chapas finas a frio e a quente de aço carbono e de aço de alta resistência e baixa liga – requisitos gerais. Rio de Janeiro, 2015.

AUSTRALIAN STANDARDS. **AS/NSZ 4600**: Cold-formed steel structures. Sydney, 2005.

CENTRO BRASILEIRO DA CONSTRUÇÃO EM AÇO. **Manual de Construções em Aço**: steel framing: engenharia. Rio de Janeiro: IBS/CBCA, 2006, 127 p.

CENTRO BRASILEIRO DA CONSTRUÇÃO EM AÇO. **Manual de Construções em Aço**: projeto e durabilidade. Rio de Janeiro: IBS/CBCA, 2009, 71 p.

CENTRO BRASILEIRO DA CONSTRUÇÃO EM AÇO. **Manual de Construções em Aço**: steel framing: arquitetura. 2. ed. Rio de Janeiro: IBS/CBCA, 2012, 151 p.

CHODRAUI, G. M. B. **Análise Teórica e Experimental de Perfis de Aço Formados a Frio Submetidos à Compressão**. 2006. 294 f. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2006.

CONSULSTEEL. **Manual de Procedimiento**: construcción com acerto liviano. Argentina, 2002.

CRASTO, R. C. M de. **Arquitetura e tecnologia em sistemas construtivos industrializados: Light Steel Framing**. 2005. 231 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2005.

DAVIES, J. M.; LEACH, P.; TAYLOR, A. The Design of Perforated Cold-Formed Steel Sections Subject to Axial and Bending. **Thin Walled Structures**, v. 29, n. 1–4, Sept.–Dec. 1997.

DHANALAKSHMI, M.; SHANMUGAM, N. E. Design for Openings in Equal-Angle Cold-Formed Steel Stub Columns. **Thin Walled Structures**, v. 39, n. 2, Feb. 2001.

DVORKIN, E. N. **On Nonlinear Finite Element Analysis of Shell Structures**. PhD Thesis. Massachusetts Institute of Technology, 1984.

EILER, M. R.; LABOUBE, R. A.; YU, W. W. **Behavior of Web Elements with Openings Subjected to Linearly Varying Shear**. Final Report, Civil Engineering Series 97-5, Cold-Formed Steel Series, University of Missouri-Rolla, 1997.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 1993-1-3**: Eurocode 3 – Design of steel structures – Part 1-3: General rules – Supplementary rules for cold-formed members and sheeting. Brussels, 2006.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 1993-1-5**: Eurocode 3 – Design of steel structures – Part 1-5: Plated structural elements. Brussels, 2006.

FRAGA, T. S. **Método construtivo Light Steel Framing**: projeto e dimensionamento de residência unifamiliar. 2016. 70 f. Trabalho de Diplomação (Graduação em Engenharia Civil)

– Departamento de Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2016.

GRIGOLETTI, G. C. **Otimização via Algoritmos Genéticos de Perfis U Formados a Frio Submetidos à Compressão Utilizando o Método da Resistência Direta**. 2008. 184 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2008.

HANCOCK, G. J.; MURRAY, T. M.; ELLIFRITT, D. S. **Cold-Formed Steel Structures to the AISI Specification**. 1st ed. New York: Marcel Dekker, Inc., 2001. 416 p.

KATHAGE, K.; MISIEK, T.; SAAL, H. Stiffness and Critical Buckling Load of Perforated Sheeting. **Thin Walled Structures**, v. 44, n. 12, Dec. 2006.

FLASAN Soluções para Construção a Seco. **Sistema Light Steel Framing**, Oliveira, 2016. 1 fotografia, color. Disponível em: <<http://www.flasan.com.br/>>. Acesso em: 10 jul. 2016.

GRAN Engenharia. Conheça o sistema construtivo Light Steel Framing. **Blog Gran Engenharia**, Brasília, 2016. 1 fotografia, color. Disponível em: <<http://granengenharia.com/blog/steel-frame/>>. Acesso em: 15 jun. 2016.

NATIONAL ASSOCIATION OF HOME BUILDERS. **Prescriptive Method for Residential Cold-formed Steel Framing**. 2nd ed. Washington, 1997.

PAIK, J. K. Ultimate Strength of Perforated Steel Plates under Edge Shear Loading. **Thin Walled Structures**, v. 45, n. 3, Mar. 2007.

SCHAFER, B. W.; ÁDÁNY, S. Buckling analysis of cold-formed steel members using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods. In: INTERNATIONAL SPECIALTY CONFERENCE ON COLD-FORMED STEEL STRUCTURES, 18., Orlando, 2006. **Proceedings...** Orlando, 2006.

SCHUSTER, R. M. **Testing of Perforated C-Stud Sections in Bending**. Report for the Canadian Sheet Steel Building Institute, University of Waterloo, Canada, 1992.

SHAN, M. Y.; LABOUBE, R. A.; YU, W. W. Bending and Shear Behavior of Web Elements with Openings. In: INTERNATIONAL SPECIALTY CONFERENCE ON COLD-FORMED STEEL STRUCTURES, 12., 1994, St. Louis. **Proceedings...** University of Missouri-Rolla, 1994.

SHAN, M. Y.; LABOUBE R. A.; YU, W. W. **Behavior of Web Elements with Openings Subjected to Bending, Shear and the Combination of Bending and Shear**. Final Report, Civil Engineering Study 94-2, University of Missouri-Rolla, 1994.

SHANMUGAM, N. E.; THEVENDRAN, V.; TAN, Y. H. Design Formula for Axially Compressed Perforated Plates. **Thin Walled Structures**, v. 34, n. 1, May 1999.

TIMOSHENKO, S. P.; GERE, J. M. **Theory of Elastic Stability**. 2nd ed. New York: McGraw-Hill Book, 1961. 541 p.

YU, W. W.; DAVIS, C. S. Cold-Formed Steel Members with Perforated Elements. **Journal of the Structural Division**, ASCE Proceedings, v. 99, Oct. 1973.

YU, W. W.; LABOUBE, R. A. **Cold-Formed Steel Design**. 4th ed. New Jersey: John Wiley & Sons, Inc., 2010. 491 p.

**APÊNDICE A – COMPARAÇÃO ENTRE O PERFIL REAL E
SIMPLIFICADO**

No capítulo 3, considerou-se que o perfil U enrijecido, ilustrado na Figura 3.1, apresentava duas mesas iguais a 41 mm, quando na realidade essas mesas têm uma diferença de 2 mm entre as mesmas. Essa simplificação foi útil para aplicar os procedimentos normalizados que foram apresentados naquele capítulo. Demonstra-se aqui que a influência dessa simplificação é pequena. Considera-se para tal o perfil ilustrado na Figura 3.1 sem os furos. A Tabela A1 compara as propriedades geométricas da seção transversal simplificada e da seção real.

Tabela A1 – Propriedades geométricas: perfil real x perfil simplificado.

	89x39x41x11	89x41x11	Erro (%)
A (mm ²)	178,29	178,78	-0,27
x _{cg} (mm)	12,63	12,47	1,27
z _{cg} (mm)	43,67	44,52	-1,95
I _x (mm ⁴)	228929,9	233994,6	-2,21
I _z (mm ⁴)	40868,4	40397,7	1,15
I _{xz} (mm ⁴)	-2291,04	0	100
I ₁ (mm ⁴)	228957,9	233994,6	-2,2
I ₂ (mm ⁴)	40840,5	40397,7	1,08
x _s (mm)	-18,9	-18,76	0,74
z _s (mm)	42,2	44,51	-5,47
J (mm ⁴)	53,64	53,78	-0,26
C _w (mm ⁶)	67514215,5	68211665,2	-1,03

Nota-se que as diferenças entre as propriedades não são significativas, com exceção do produto de inércia I_{xz} que é nulo no caso do perfil simplificado. No caso do perfil montado num painel a flambagem em torno do eixo 2 não ocorre devido ao travamento do painel, mas o mesmo não se verifica no caso do ensaio experimental de um perfil individual. Cabe destacar que essas propriedades foram calculadas pelo *software* CUFSM sem considerar a influência dos raios de dobramento da chapa.

Do ponto de vista do procedimento de cálculo as implicações são perder a simplificação de uma seção com um eixo de simetria, perder a simplificação do processo de verificação da AISI S100 para flambagem distorcional e perder a possibilidade de aplicar o método da seção efetiva da NBR 14762. Nesse contexto a aplicação do método da resistência direta é a abordagem mais razoável para resolver o problema. Verifica-se que a curva *load factor* x semicomprimento de onda de ambos os perfis são semelhantes. A Figura A.1 apresenta os modos de deformação, com o correspondente *load factor*, que correspondem às cargas de

flambagem local e distorcional do perfil. Nota-se que a simplificação do perfil não afetou o comportamento do mesmo quanto à flambagem local e distorcional. A Tabela A.2 apresenta as cargas de flambagem local elástica (N_l) e flambagem distorcional elástica (N_{dist}) de ambos os perfis. Observa-se que o maior erro entre esses valores é inferior a 2%.

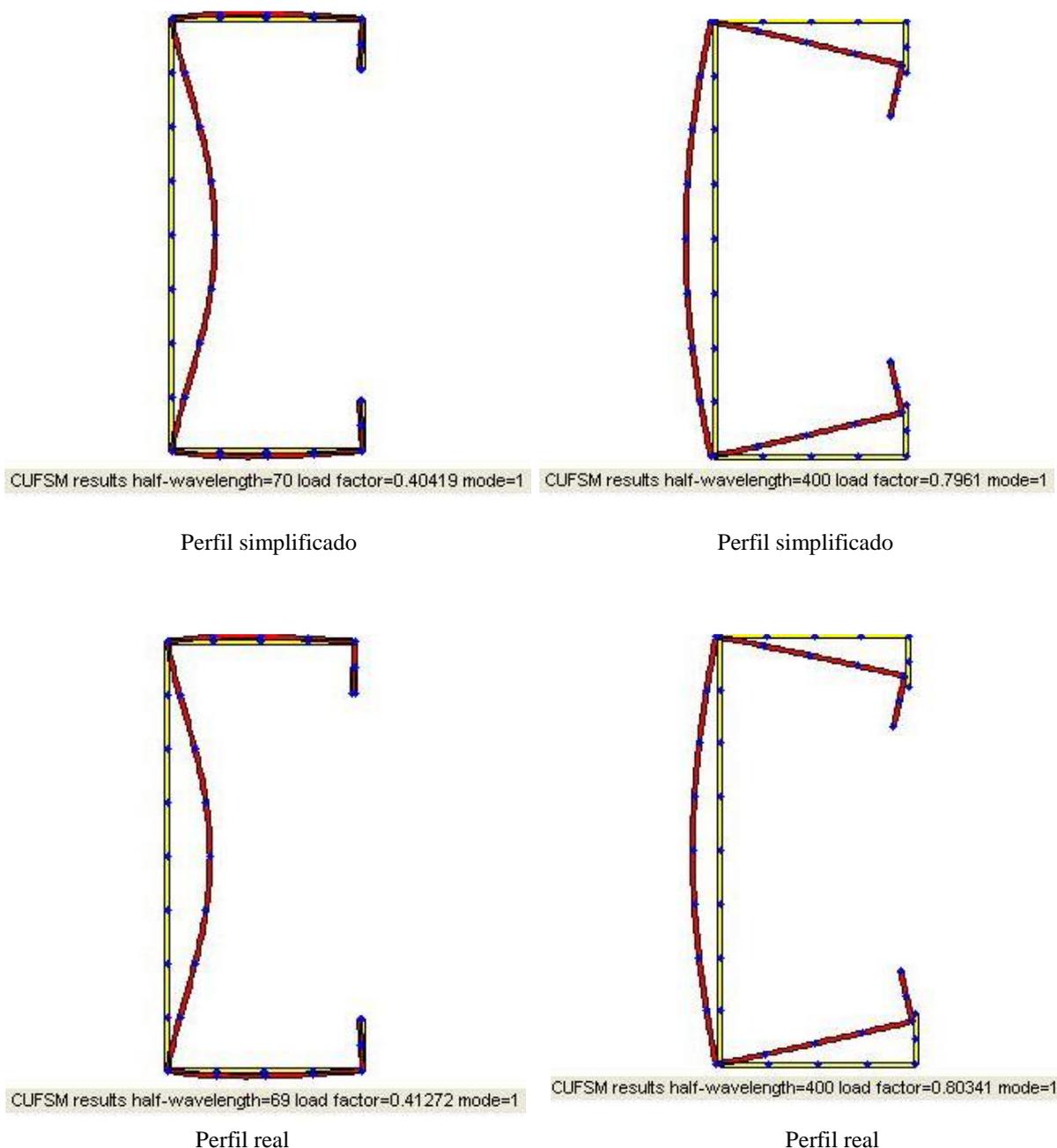


Figura A.1 – Modos de deformação correspondentes à flambagem local e distorcional.

Tabela A.2 – Cargas de flambagem local e distorcional elástica dos perfis simplificado e real

	Perfil Simplificado	Perfil Real	Erro (%)
N_l (kN)	20,23	20,6	1,8
N_{dist} (kN)	39,85	40,11	0,64

As cargas de flambagem global elástica correspondentes à flexão, torção e flexo-torção podem ser determinadas a partir das correspondentes expressões analíticas empregadas pela NBR 14762. A Tabela A.3 apresenta esses valores.

Tabela A.3 – Cargas de flambagem global elástica para os perfis simplificado e real

	Perfil Simplificado	Perfil Real	Erro (%)
N_{ex} ou N_{e1} (kN)	6,833	6,686	-2,2
N_{ey} ou N_{e2} (kN)	11,796	11,925	1,08
N_{ez} (kN)	9,585	9,503	-0,86
N_{exz} ou N_e (kN)	9,048	8,934	-1,28