

**ANÁLISE NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DE
FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO E DE LIGAÇÕES EM VIGAS
COM PERFIS DE ALMA CORRUGADA SENOIDAL**

Lourdiane Gontijo das Mercês Gonzaga

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

**"ANÁLISE NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DE FLAMBAGEM LATERAL
COM TORÇÃO E DE LIGAÇÕES EM VIGAS COM PERFIS DE ALMA
CORRUGADA SENOIDAL"**

Lourdiane Gontijo das Mercês Gonzaga

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

Comissão Examinadora:

Prof. Dr. Gilson Queiroz
DEES-UFMG - (Orientador)

Prof. Dr. Ricardo Hallal Fakury
DEES - UFMG

Prof. Dr. Fernando Amorim de Paula
DEES - UFMG

Prof. Dr. Ronaldo Carvalho Battista
UFRJ

Prof. Dr. Maximiliano Malite
USP

Belo Horizonte, 25 de abril de 2008

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, por sempre me iluminar e me guiar.

À minha mãe Maria de Lourdes e ao meu saudoso pai Nilton, que me deram não somente a vida mas, principalmente, a minha educação e condições de estudo. À minha irmã, Lubiane, pelo carinho.

Ao meu esposo Marcos, pelo seu amor, por sempre estar disposto a me ajudar em qualquer situação e, principalmente, pelo seu apoio, que me conforta e me deixa mais forte para superar meus desafios.

Ao meu orientador, Prof. Gilson Queiroz, que muito me ensinou, contribuindo para meu crescimento científico e intelectual. Por sua amizade e, principalmente, pela compreensão silenciosa dos momentos difíceis pelos quais passei.

Aos Professores do Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da UFMG, em especial ao Prof. Francisco Carlos Rodrigues e ao Prof. Ricardo Hallal Fakury pela contribuição nesta pesquisa.

Aos funcionários do Departamento de Engenharia de Estruturas, em especial à Inês, Patrícia, Lucíola e Iracema. Aos funcionários do Laboratório de Análise Experimental de Estruturas, em especial ao Erik pelo imprescindível auxílio na parte experimental. Aos funcionários do Laboratório de Mecânica Computacional, em especial ao Eliezer.

À empresa CODEME ENGENHARIA S.A. pela fabricação e doação dos protótipos utilizados nos ensaios. Ao Eng. Roberval J. Pimenta, Consultor Técnico, por apresentar um tema absolutamente novo para a Pós-graduação do Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da UFMG e tendo-me brindado com importante colaboração neste trabalho.

À Fundação de Amparo à Pesquisa de Minas Gerais, FAPEMIG, pelo apoio financeiro.

RESUMO

A utilização de perfis com alma corrugada vem aumentando nos últimos anos, devido a dois fatores principais: redução de peso das estruturas e automação do processo de produção desses perfis. Como o processo construtivo e a produção automatizada são relativamente recentes, a bibliografia e as normas vigentes ainda não abrangem todas as possibilidades de aplicação desses perfis. Com o intuito de aperfeiçoar e complementar as informações e regulamentações disponíveis, estão sendo desenvolvidas na UFMG pesquisas relativas à aplicação de perfis com alma senoidal em estruturas puramente metálicas ou estruturas mistas de aço e concreto. Dentro desse contexto, no presente trabalho são propostos procedimentos de cálculo para analisar a flambagem lateral com torção (FLT) e um tipo usual de ligação de extremidade de perfis com alma senoidal. Os procedimentos propostos foram comparados por meio de análise parametrizada, com resultados obtidos a partir de modelos de elementos finitos, apresentando boa conformidade. A validação dos modelos de elementos finitos foi feita por meio de ensaios experimentais. Dessa forma, os procedimentos propostos podem ser utilizados no cálculo e projeto de flambagem lateral com torção (FLT) e ligações de extremidade de vigas com alma senoidal, em estruturas puramente metálicas ou na fase de construção de estruturas mistas.

Palavras-chave: Vigas de aço. Alma senoidal. Flambagem lateral com torção. Ligação de extremidade.

ABSTRACT

The usage of corrugated web profiles has been growing during recent years due to reduction of the structural self weight and to automation of the productive process of these profiles. Because the construction process and automation of production are relatively new, most information is only available in publications. The codes are still insufficient to cover all the application possibilities of these profiles. In order to improve and to complement the available information and rules, some researches are being developed at UFMG, concerning the application of sinusoidally corrugated web profiles in steel construction and in composite steel-concrete construction. The present work is part of this research and the target is the proposal of design procedures for the analysis of lateral torsional buckling and a type of end connection of sinusoidally corrugated web profiles. The proposed procedures were evaluated by parametric analyses, with results obtained from finite element models, showing good conformity. Validation of the finite element models was made through experimental tests. The proposed procedures can be used for the calculation and design of lateral torsional buckling and end connections of sinusoidally corrugated beams, both in steel construction or the initial stage of unshored composite constructions.

Key-words: Steel beams. Sinusoidal-web. Lateral torsional buckling. End connection.

LISTA DE FIGURAS

FIGURAS 1.1 – Perfis com alma corrugada (a) trapezoidal (b) senoidal	2
FIGURA 1.2 – Perfis com alma senoidal	4
FIGURAS 1.3 – Obras no Brasil em perfis de alma senoidal	5
FIGURA 1.4 – Perfil com alma senoidal simulado por uma treliça.....	6
FIGURAS 3.1 – Estação de perfilação	13
FIGURAS 3.2 – Processo de soldagem.....	14
FIGURAS 3.3 – Detalhes da solda (a) face onde foi executada (b) face oposta com penetração total.....	14
FIGURA 3.4 – Flambagem lateral com torção.....	15
FIGURAS 3.5 – Esquemas de contenção lateral de vigas.....	16
FIGURAS 3.6 – Localização do ponto de aplicação das cargas transversais (a) carga estabilizante (b) carga desestabilizante	21
FIGURA 3.7 – Efeitos da altura de aplicação da carga	22
FIGURA 3.8 – Flambagem de vigas com carga concentrada no centro do vão – adaptada de TRAHAIR (1993).....	23
FIGURA 3.9 – Flambagem de vigas com carga uniformemente distribuída vão – adaptada de TRAHAIR (1993).....	23
FIGURAS 3.10 – Comparações entre resultados teóricos e aproximados (a) carga concentrada no centro do vão (b) carga uniformemente distribuída – adaptadas de CHEN e LUI (1987).....	25
FIGURA 3.11 – Resistência de cálculo ao momento fletor (M_{Rd}) em função do parâmetro de esbeltez (λ), para $C_b = 1,0$	29
FIGURA 3.12 – Aspecto das tensões residuais em um perfil laminado.....	31
FIGURAS 3.13 – Tensões residuais em chapas (a) chapa laminada com a forma final (b) chapa com bordas cortadas a maçarico	31
FIGURA 3.14 – Dimensões usadas nas vigas com alma corrugada trapezoidal usadas por SAYED-AHMED (2005a).....	32
FIGURA 3.15 – Geometria do modelo.....	34
FIGURA 3.16 – Modo de falha e resultado pelo método dos elementos finitos.....	36
FIGURA 3.17 – Nó real, região nodal e ligações.....	38

FIGURAS 3.18 – Representação convencional da ligação (a) rígida e totalmente resistente (b) rotulada	40
FIGURA 3.19 – Sistema de classificação segundo NETHERCOT <i>et al.</i> (1998) para os Estados Limites Últimos	41
FIGURA 3.20 – Rotação relativa da ligação	42
FIGURA 3.21 – Definição de rigidez	43
FIGURA 3.22 – Componentes da ligação	44
FIGURA 3.23 – Parâmetros usados na função padrão	47
FIGURA 4.1 – Geometria nominal das seções transversais dos protótipos	52
FIGURA 4.2 – Protótipos PSS 600x150x8x2	54
FIGURA 4.3 – Cortes	55
FIGURA 4.4 – Detalhes.....	55
FIGURA 4.5 – Geometria dos protótipos.....	58
FIGURA 4.6 – Esquema de montagem para os ensaios sem travamento central – seção central	59
FIGURA 4.7 – Esquema de montagem para os ensaios com travamento central – seção central	60
FIGURAS 4.8 – Esquema de montagem e instrumentação dos ensaios sem travamento central	61
FIGURAS 4.9 – Detalhes (a) aparelho de apoio com rolos e cilindro maciço de aço (b) mecanismo de translação (c) interior do aparato do mecanismo de translação.....	62
FIGURAS 4.10 – Esquema de montagem e instrumentação dos ensaios com travamento central	62
FIGURAS 4.11 – Apoios das extremidades	63
FIGURAS 4.12 – Roletes metálicos entre a viga e o apoio.....	64
FIGURAS 4.13 – Cantoneiras soldadas (a) no enrijecedor (b) na mesa inferior	65
FIGURA 4.14 – Transdutor de deslocamento linear (DT ₁₀₀) colocado a ½ do vão da viga, próximo à mesa superior	66
FIGURA 4.15 – Transdutor de deslocamento linear (DT ₅₀) colocado a ½ do vão da viga, próximo à mesa inferior.....	67
FIGURA 4.16 – Relógio comparador de leitura digital (REC)	67

FIGURAS 4.17 – Extensômetros elétricos de resistência (EER) (a) na face externa da mesa inferior (b) na face externa da mesa superior (c) nas faces externa e interna da mesa superior e na alma (lado esquerdo da viga) (d) nas faces externa e interna da mesa superior e na alma (lado direito da viga)	68
FIGURA 4.18 – Transdutor de deslocamento linear (DT ₁₀₀) – seção central	69
FIGURAS 4.19 – Transdutor de deslocamento linear (DT ₅₀) colocado a ¼ vão do lado esquerdo da viga	70
FIGURAS 4.20 – Relógio comparador de leitura digital (REC) colocado a ¼ vão do lado direito da viga	70
FIGURA 4.21 – Relógio comparador de leitura digital (REC) na extremidade da viga	71
FIGURA 4.22 – Extensômetros elétricos de resistência (EER) na alma e na face interna da mesa inferior (lado esquerdo da viga) – seção central	71
FIGURA 4.23 – PSS 600x150x8x2x5000 sem travamento central após o ensaio	74
FIGURAS 4.24 – PSS 600x150x8x2x6000 sem travamento central após o ensaio.....	74
FIGURA 4.25 – PSS 600x150x8x2x5000 com travamento central após o ensaio.....	75
FIGURA 4.26 – PSS 600x150x8x2x6000 com travamento central após o ensaio.....	75
FIGURA 4.27 – PSS 600x150x8x2x5000 sem travamento central: momento x deslocamento vertical a ½ do vão da viga – resultados experimentais	76
FIGURA 4.28 – PSS 600x150x8x2x5000 sem travamento central: momento x deslocamento horizontal a ½ do vão da viga – resultados experimentais.....	76
FIGURA 4.29 – PSS 600x150x8x2x6000 sem travamento central: momento x deslocamento vertical a ½ do vão da viga – resultados experimentais	77
FIGURA 4.30 – PSS 600x150x8x2x6000 sem travamento central: momento x deslocamento horizontal a ½ do vão da viga – resultados experimentais.....	77
FIGURA 4.31 – PSS 600x150x8x2x5000 com travamento central: momento x deslocamento vertical a ½ do vão da viga – resultados experimentais	78
FIGURA 4.32 – PSS 600x150x8x2x5000 com travamento central: momento x deslocamento horizontal a ¼ do vão da viga – resultados experimentais.....	78
FIGURA 4.33 – PSS 600x150x8x2x6000 com travamento central: momento x deslocamento vertical a ½ do vão da viga – resultados experimentais	79

FIGURA 4.34 – PSS 600x150x8x2x6000 com travamento central: momento x deslocamento horizontal a $\frac{1}{4}$ do vão da viga – resultados experimentais	79
FIGURAS 4.35 – Geometria nominal da seção transversal e da ligação	81
FIGURA 4.36 – Vista geral dos protótipos	83
FIGURAS 4.37 – Cortes	84
FIGURA 4.38 – Geometria dos protótipos	86
FIGURA 4.39 – Esquema de montagem para dos protótipos das ligações	87
FIGURA 4.40 – Roletes metálicos entre a viga e o apoio	88
FIGURA 4.41 – Relógios comparadores nas mesas tracionada e comprimida	89
FIGURAS 4.42 – Protótipo 01: (a) formação de linhas de LÜDER (b) deformação na alma	90
FIGURAS 4.43 – Protótipo 02: Formação de linhas de LÜDER	91
FIGURAS 4.44 – Protótipo 02: Charneira plástica e deformação da alma	91
FIGURA 4.45 – Protótipo 01: momento médio no nó x deslocamento vertical a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais	92
FIGURA 4.46 – Protótipo 02: momento médio no nó x deslocamento vertical a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais	92
FIGURA 4.47 – Protótipo 01: momento médio no nó x deslocamento horizontal da viga (média dos REC's anterior e posterior) – resultados experimentais	93
FIGURA 4.48 – Protótipo 02: momento médio no nó x deslocamento horizontal da viga (média dos REC's anterior e posterior) – resultados experimentais	93
FIGURA 4.49 – Protótipo 01: momento médio no nó x rotação relativa da ligação – resultados experimentais	94
FIGURA 4.50 – Protótipo 02: momento médio no nó x rotação relativa da ligação – resultados experimentais	94
FIGURA 5.1 – Malha de elementos finitos da viga com alma senoidal	103
FIGURA 5.2 – Condições de contorno reais nas extremidades das vigas	104
FIGURA 5.3 – Aplicação do carregamento vertical e restrições impostas nos protótipos sem contenção central	105
FIGURA 5.4 – Representação da contenção central através de elementos de barra	106

FIGURAS 5.5 – Representação do carregamento vertical aplicado (a) nos nós da mesa superior (b) na placa rígida, com emprego de elementos de contato	107
FIGURA 5.6 – Temperaturas estabelecidas nas mesas inferior e superior	108
FIGURA 5.7 – Tensões residuais longitudinais de compressão nas bordas das mesas e tensões residuais de tração no centro, em kN/cm^2	108
FIGURA 5.8 – Vigas sem travamento central: viga de 5,0 m – deslocamento em mm	113
FIGURA 5.9 – Vigas sem travamento central: viga de 6,0 m – deslocamento em mm	114
FIGURAS 5.10 – Vigas com travamento central – Análise linearizada (a) viga de 5,0 m: 1º modo de flambagem: FLT (b) viga de 5,0 m: 2º modo de flambagem: FLM – deslocamento em mm.....	115
FIGURAS 5.11 – Vigas com travamento central – Análise linearizada (a) viga de 6,0 m: 1º modo de flambagem: FLT (b) viga de 6,0 m: 2º modo de flambagem: FLM – deslocamento em mm.....	116
FIGURA 5.12 – PSS 600x150x8x2x5000 sem travamento central: força x deslocamento vertical a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais, teóricos e numéricos	117
FIGURA 5.13 – PSS 600x150x8x2x6000 sem travamento central: força x deslocamento vertical a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais, teóricos e numéricos	118
FIGURA 5.14 – PSS 600x150x8x2x5000 com travamento central: força x deslocamento vertical a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais e numéricos	118
FIGURA 5.15 – PSS 600x150x8x2x6000 com travamento central: força x deslocamento vertical a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais e numéricos.....	119
FIGURA 5.16 – PSS 600x150x8x2x5000 com travamento central: distribuição de tensões de VON MISES na alma, em kN/cm^2	120
FIGURA 5.17 – Malha de elementos finitos da ligação metálica	123
FIGURA 5.18 – Análise utilizando-se BEAM23	124
FIGURAS 5.19 – Detalhe do modelo na região da primeira linha de parafusos	124

FIGURA 5.20 – Condições de contorno reais no apoio	125
FIGURA 5.21 – Condições de contorno reais na chapa de extremidade	125
FIGURA 5.22 – Ligações Metálicas: força x deslocamento vertical da viga – resultados numéricos	127
FIGURA 5.23 – Ligação Metálica: Deformação da chapa de extremidade e da alma – estágio final.....	128
FIGURA 5.24 – 1ª Fase de aumento de rigidez.....	128
FIGURA 5.25 – 2ª Fase de aumento de rigidez.....	129
FIGURA 5.26 – 3ª Fase de aumento de rigidez.....	129
FIGURA 5.27 – Ligação Metálica: Deslocamento vertical máximo – estágio final.....	130
FIGURA 5.28 – Distribuição de tensões na região tracionada.....	130
FIGURA 5.29 – Malha de elementos finitos original: AESIZE = 2	131
FIGURA 5.30 – Malha de elementos finitos refinada: AESIZE = 1	132
FIGURA 5.31 – Curva <i>momento-rotação</i> : análises numérica e experimental.....	133
FIGURA 6.1 – Notação da seção transversal	135
FIGURA 6.2 – Relação entre momento último numérico e momento de plastificação da seção - Imperfeição $L/10000$	138
FIGURA 6.3 – Relação entre momento último numérico e momento de plastificação da seção - Imperfeição $L/3000$	138
FIGURA 6.4 – Resultados obtidos por PIMENTA et al. (2008) em função de λ_0	140
FIGURA 6.5 – Dimensões da seção transversal.....	141
FIGURA 6.6 – Resultado típico das 38 análises realizadas	146
FIGURA 7.1 – Momentos últimos (numérico) e procedimento proposto.....	151
FIGURA 7.2 – Relação entre os momentos proposto e numérico.....	151
FIGURA 7.3 – Relação entre momentos numérico e proposto em função do parâmetro de esbeltez normalizado	152
FIGURA 7.4 – Momentos normalizados (proposto e numérico) em função do índice de esbeltez reduzido (λ_0)	152

LISTA DE TABELAS

TABELA 3.1 – Coeficiente para cargas transversais.....	24
TABELA 4.1 – Dimensões nominais das seções transversais dos protótipos.....	52
TABELA 4.2 – Resultado dos ensaios de tração em chapas de aço.....	56
TABELA 4.3 – Dimensões medidas dos protótipos.....	57
TABELA 4.4 – Amplitudes máximas das imperfeições geométricas.....	59
TABELA 4.5 – Resultados dos ensaios.....	72
TABELA 4.6 – Dimensões nominais dos protótipos.....	82
TABELA 4.7 – Resultado dos ensaios de tração em chapas de aço.....	84
TABELA 4.8 – Dimensões medidas dos protótipos.....	85
TABELA 4.9 – Resultados dos ensaios.....	90
TABELA 5.1 – Correlação dos resultados numéricos e experimentais.....	119
TABELA 5.2 – Resultados numéricos.....	132
TABELA 5.3 – Resultados numéricos e experimentais.....	133
TABELA 6.1 – Casos da parametrização para FLT - Imperfeição $L/10000$	136
TABELA 6.2 – Casos da parametrização para FLT - Imperfeição $L/3000$	137
TABELA 6.3 – Casos da parametrização para Ligação Metálica.....	142
TABELA 6.4 – Casos da parametrização para Ligação Metálica sendo $F_x \leq 285$ kN e $h = 60$ cm.....	145
TABELA 7.1 – Casos da parametrização para FLT - Imperfeição $L/10000$: Momentos últimos do procedimento proposto e numéricos.....	149
TABELA 7.2 – Casos da parametrização para ligação metálica: Resultados das equações propostas e análises numéricas.....	157

NOTAÇÕES

SÍMBOLOS-BASE

LETRAS ROMANAS MINÚSCULAS

b	: largura
d	: altura total da seção transversal
f_u	: resistência à ruptura do aço à tração
f_y	: resistência ao escoamento do aço à tensão normal
h	: altura
l	: comprimento
m	: valor real positivo
n	: valor real positivo, parâmetro de forma da curva
q	: força
r	: raio de giração
rot	: rotação
t	: espessura
u	: componente do deslocamento
v	: componente do deslocamento
w	: amplitude da corrugação
x	: coordenada
y	: coordenada, distância
z	: coordenada

LETRAS ROMANAS MAIÚSCULAS

A, B, C, D	: coeficientes, constantes de integração
C_b	: fator de modificação para diagrama de momento fletor não-uniforme
C_w	: constante de empenamento para perfil de alma plana
C_w^*	: constante de empenamento para perfil de alma senoidal
C	: coeficientes a determinar

E	: módulo de elasticidade do aço
E_T	: módulo tangente no regime plástico
F_x	: força de tração
G	: módulo de elasticidade transversal do aço
I	: momento de inércia
K	: fator de padronização, parâmetro de torção
K_c	: somatório da rigidez
K	: rigidez
L	: vão, distância ou comprimento
M	: momento fletor
P	: força
P_i	: parâmetros geométricos
Q	: força
R_d	: resistência de cálculo
R_m	: parâmetro de monossimetria da seção transversal
T	: torção
V	: volume
W	: módulo de resistência elástico
Z	: módulo de resistência plástico

LETRAS GREGAS MINÚSCULAS

α	: razão de rigidez rotacional da viga-pilar
α_i	: expoentes
β	: parâmetro
ε	: deformação
ϕ	: ângulo de rotação, torção, diâmetro do parafuso
γ	: coeficiente de ponderação da resistência ou das ações
η	: coordenada
λ	: parâmetro de esbeltez
λ_0	: índice de esbeltez reduzido
λ_p	: parâmetro de esbeltez limite para seções compactas

λ_r	:	parâmetro de esbeltez limite para seções semicompactas
ν	:	coeficiente de Poisson
θ	:	rotação
σ	:	tensão
ξ	:	coordenada
ζ	:	coordenada

SÍMBOLOS SUBSCRITOS

LETRAS ROMANAS MINÚSCULAS

<i>ch</i>	:	chapa de extremidade
<i>e</i>	:	equivalente
<i>f</i>	:	mesa
<i>hf</i>	:	espaçamento longitudinal entre dois furos consecutivos
<i>i</i>	:	número de ordem
<i>m</i>	:	hidrostática, médio
<i>n</i>	:	normal, nominal
<i>pl</i>	:	plastificação
<i>s</i>	:	tangente
<i>ser</i>	:	serviço
<i>tan</i>	:	tangente
<i>u</i>	:	ruptura, última
<i>vf</i>	:	espaçamento vertical entre dois furos consecutivos
<i>w</i>	:	alma
<i>x</i>	:	relativo ao eixo <i>x</i>
<i>y</i>	:	escoamento; relativo ao eixo <i>y</i>
<i>z</i>	:	relativo ao eixo <i>z</i>

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	1
1.1 Perfis de Aço com Alma Corrugada	1
<i>1.1.1 Vantagens e Desvantagens das Vigas de Aço com Alma Corrugada</i>	<i>2</i>
1.2 Perfis de Aço com Alma Senoidal	4
<i>1.2.1 Prescrições de Normas Técnicas</i>	<i>6</i>
2 OBJETIVOS E METODOLOGIA	8
2.1 Objetivos	8
<i>2.1.1 Parte I – Subsídios para Avaliação de Resistência à FLT de Vigas com Alma Senoidal</i>	<i>8</i>
<i>2.1.2 Parte II – Subsídios para Avaliação do Comportamento de Ligações Metálicas de Vigas com Alma Senoidal</i>	<i>9</i>
2.2 Metodologia	10
3 ESTADO DA ARTE	12
3.1 Generalidades	12
3.2 Processo de Fabricação de Perfis de Alma Corrugada Senoidal	13
3.3 Flambagem Lateral com Torção	15
<i>3.3.1 Condições de Contorno nas Extremidades e Contenção de Seções Intermediárias</i>	<i>15</i>
<i>3.3.2 Determinação do Momento Fletor Resistente para Perfis I de Alma Plana</i>	<i>17</i>
<i>3.3.3 Prescrições de Normas Técnicas para Perfis de Alma Plana</i>	<i>26</i>
<i>3.3.4 Prescrição de Norma Técnica para Perfis com Alma Corrugada</i>	<i>29</i>
3.4 Tensões Residuais	30
3.5 Análises Numérica e Experimental de Perfis de Alma Corrugada, Sujeitos à Flambagem Lateral com Torção	32
<i>3.5.1 Corrugação Trapezoidal</i>	<i>32</i>
<i>3.5.2 Corrugação Senoidal</i>	<i>35</i>
3.6 Influência das Ligações no Comportamento de Vigas Contínuas e Semicontínuas	36

3.7 Ligações.....	37
3.7.1 Nó Real e Região Nodal.....	37
3.7.2 Caracterização do Comportamento das Ligações.....	38
3.7.3 Sistemas de Classificação das Ligações	39
3.7.4 Idealização da Curva Momento - Rotação (M- θ).....	42
3.8 Método dos Componentes	43
3.8.1 Generalidades.....	43
3.8.2 Abordagem do EN 1993-1-8:2005:E (CEN, 2005) Aplicável a Ligações com Chapa de Extremidade em Perfis de Alma Plana, Sujeitas à Flexão	44
3.9 Modelagem Analítica do Comportamento de Ligações.....	45
3.9.1 Modelos Lineares ou Multilineares.....	45
3.9.2 Modelo Polinomial.....	45
3.9.3 Modelos de Potência	46
3.10 Análise de Ligações pelo Método dos Elementos Finitos	48
4 ANÁLISE EXPERIMENTAL	50
4.1 Parte I - FLT	50
4.1.1 Introdução.....	50
4.1.2 Dimensionamento dos Protótipos.....	51
4.1.3 Descrição dos Protótipos.....	51
4.1.4 Determinação Experimental das Propriedades Mecânicas.....	56
4.1.5 Descrição dos Ensaios e Instrumentação	56
4.1.6 Resultados Obtidos.....	72
4.2 Parte II – Ligação Metálica.....	80
4.2.1 Introdução.....	80
4.2.2 Descrição e Dimensionamento dos Protótipos.....	80
4.2.3 Determinação Experimental das Propriedades Mecânicas.....	84
4.2.4 Descrição dos Ensaios e Instrumentação	85
4.2.5 Resultados Obtidos.....	89
5 ANÁLISE NUMÉRICA	95
5.1 Parte I - FLT	95

<i>5.1.1</i>	<i>Generalidades.....</i>	<i>95</i>
<i>5.1.2</i>	<i>Não-linearidade Geométrica</i>	<i>96</i>
<i>5.1.3</i>	<i>Não-linearidade Física</i>	<i>98</i>
<i>5.1.4</i>	<i>Crêterios Adotados na Modelagem Numérica.....</i>	<i>102</i>
<i>5.1.5</i>	<i>Descrição dos Comportamentos</i>	<i>112</i>
<i>5.1.6</i>	<i>Comparação dos Resultados Obtidos com Resultados Experimentais</i>	<i>117</i>
5.2	Parte II - Ligação Metálica	121
<i>5.2.1</i>	<i>Generalidades.....</i>	<i>121</i>
<i>5.2.2</i>	<i>Crêterios Adotados na Modelagem Numérica.....</i>	<i>121</i>
<i>5.2.3</i>	<i>Descrição dos Comportamentos</i>	<i>127</i>
<i>5.2.4</i>	<i>Comparação entre Malhas da Chapa de Extremidade.....</i>	<i>131</i>
<i>5.2.5</i>	<i>Comparação dos Resultados Obtidos com Resultados Experimentais</i>	<i>133</i>
6	ESTUDO PARAMETRIZADO	134
6.1	Parte I - FLT	134
6.2	Parte II - Ligação Metálica	140
7	CONCLUSÕES E PROPOSIÇÕES.....	147
7.1	Parte I - FLT	147
7.2	Parte II - Ligação Metálica	153
<i>7.2.1</i>	<i>Funções Padrão Propostas</i>	<i>153</i>
<i>7.2.2</i>	<i>Determinação dos coeficientes e expoentes das funções padrão</i>	<i>155</i>
<i>7.2.3</i>	<i>Comparação de resultados obtidos com as equações propostas e com as análises numéricas.....</i>	<i>157</i>
8	CONSIDERAÇÕES FINAIS E SUGESTÕES PARA ESTUDOS POSTERIORES.....	159
8.1	Considerações Finais	159
8.2	Sugestões para Estudos Posteriores	163
	REFERÊNCIAS.....	164

1

INTRODUÇÃO

1.1 – Perfis de Aço com Alma Corrugada

Os perfis **I** com alma corrugada são compostos por mesas de chapa plana e alma de chapa corrugada, formada pelo dobramento a frio de chapa fina de aço. Duas formas de corrugação são usadas nessas vigas, trapezoidal e senoidal (FIGURAS 1.1). No entanto, outras corrugações podem ser utilizadas.

Segundo HOOP (2003), em 1966, vigas com perfis de alma corrugada começaram a ser fabricadas na Suécia pela empresa RANABALKEN, especialista em construção de pontes, e empregadas em construções objetivando a redução do peso estrutural. A tecnologia de perfis **I** com alma corrugada vem sendo empregada na Europa e no Japão desde 1986, quando foi construída na França a “Cognac Bridge”, primeira ponte a utilizar perfis de alma trapezoidal em um sistema misto.

Há atualmente no mercado outras empresas aprimorando essa tecnologia, como a GLP CORRUGATED PLATE INDUSTRY nos Países Baixos, fabricante de vigas com alma trapezoidal, ZEMAN & Co.G.mbH na Áustria e a CODEME ENGENHARIA S.A. no Brasil, que produzem vigas com corrugação senoidal.



FIGURAS 1.1 – Perfis com alma corrugada (a) trapezoidal (b) senoidal

1.1.1 – Vantagens e Desvantagens das Vigas de Aço com Alma Corrugada

Uma particularidade dos perfis de alma corrugada é permitir a redução considerável do peso (em torno de 9 a 13%), comparativamente aos perfis de alma plana, segundo HAMADA *et al.* (1984) *apud* WANG (2003).

A eliminação de enrijecedores transversais representa menor custo na execução da estrutura metálica.

Por causa da alta relação entre resistência e peso próprio, as vigas de alma corrugada permitem que grandes vãos sejam vencidos economicamente, diminuindo o número de pilares da obra e, conseqüentemente, de elementos de fundação. Em galpões industriais, esses perfis são utilizados como vigas suportes das terças nos sistemas de cobertura e como pilares e vigas de pórticos com vãos de 20,0 m a 40,0 m e espaçamentos que variam de 7,5 a 12,5 m.

O limite superior da relação altura-espessura da alma, no caso de corrugações senoidais, é igual a 600, valor esse muito superior ao de perfis de alma plana.

Nos perfis com alma corrugada as tensões normais longitudinais na alma são praticamente nulas, exceto numa pequena região próxima às mesas onde a deformação longitudinal da alma é restringida pelas mesas, podendo ser desprezadas no cálculo da capacidade da seção. Segundo ELGAALY *et al.* (1997), apenas a resistência das mesas é considerada no cálculo da resistência última a momento fletor, sendo a resistência da alma normalmente desprezada em projeto.

Os perfis com alma corrugada são ainda pouco empregados, principalmente por não constarem nas prescrições das normas técnicas de projeto de estruturas de aço e, conseqüentemente, pela falta de critérios para o dimensionamento, e também por serem desconhecidos da maioria dos projetistas.

Como a alma não é capaz de transmitir tensões normais longitudinais significativas, na execução das ligações, freqüentemente é necessário substituir a alma corrugada por uma alma plana na extremidade da peça e soldá-la a uma chapa de extremidade, o que é uma desvantagem.

Outra desvantagem é o comportamento em situação de incêndio, onde a baixa espessura da alma causa aquecimento rápido da peça.

1.2 – Perfis de Aço com Alma Senoidal

A partir da década de 90, uma empresa austríaca, a ZEMAN & Co.G.mbH (1999), passou a produzir, de maneira automatizada, vigas com corrugação senoidal para serem utilizadas na construção de galpões e outros edifícios industriais.

Em 2005, utilizando-se essa tecnologia, vigas de alma corrugada senoidal começaram a ser produzidas em escala industrial também no mercado brasileiro. O processo é totalmente automatizado e permite a produção de perfis de diversas alturas a partir de uma mesma bobina, como mostra a FIGURA 1.2.



FIGURA 1.2 – Perfis com alma senoidal

Devido à elevada eficiência estrutural e facilidade de execução desses perfis, tem aumentado significativamente sua aplicação nos mais diversos segmentos da construção civil. Dentre eles estão pontes, passarelas de pedestres, estruturas de correias transportadoras e de silos, e, principalmente, coberturas de galpões comerciais e edifícios industriais. As FIGURAS 1.3 (a) e (b) mostram coberturas de galpões construídos pela CODEME ENGENHARIA S.A utilizando vigas com alma senoidal, sendo que a FIGURA 1.3 (b) mostra que os pilares também são peças corrugadas.

OBRA: MAGAZINE LUIZA – CODEME ENGENHARIA
2005, BH - FOTO: LOURDIANE G. M. GONZAGA



(a)

OBRA: CODEME ENGENHARIA
2005, BETIM – FONTE: CODEME ENGENHARIA



(b)

FIGURAS 1.3 – Obras no Brasil em perfis de alma senoidal

1.2.1 – Prescrições de Normas Técnicas

Quanto à normatização, ainda não existem normas de projeto para os perfis de alma corrugada senoidal, que tratem de todos os fenômenos envolvidos. Duas formulações básicas estão sendo utilizadas pelos projetistas. A primeira, em que o perfil de alma senoidal pode ser simulado por um *modelo de treliça*, onde as mesas correspondem aos banzos e são responsáveis pela resistência ao momento fletor e à força normal; a alma corresponde aos montantes e às diagonais, sendo responsável pela resistência à força cortante, como mostrado na FIGURA 1.4. A segunda, também chamada de *modelo convencional modificado* de vigas, considera que a alma não participa da resistência da barra a força normal e momento fletor, porém, é considerada na resistência à força cortante. A diferença básica entre as duas formulações é que, na segunda, o perfil é considerado como um todo contínuo e, na primeira, os banzos são considerados como barras isoladas.

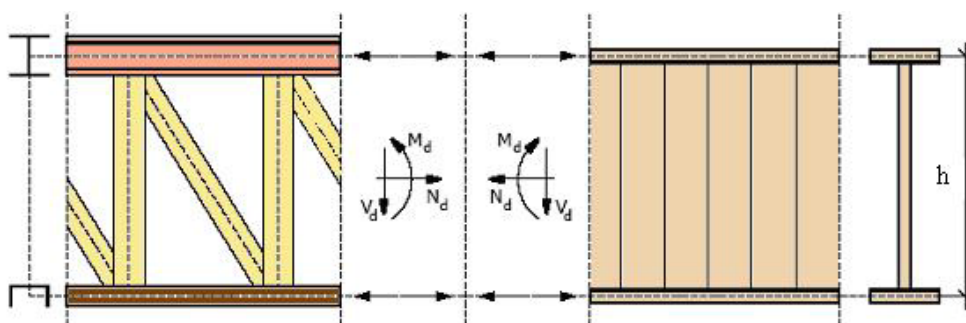


FIGURA 1.4 – Perfil com alma senoidal simulado por uma treliça

O Projeto de Revisão da NBR 8800 (2007) não prevê procedimentos para determinação do momento resistente de flambagem lateral com torção das vigas de alma corrugada, pelo fato dessas vigas terem sido introduzidas há poucos anos no mercado e de haver poucas pesquisas consistentes sobre o assunto.

Um procedimento simplificado para FLT é utilizado pela ZEMAN & Co. Ges mbH (1999), no qual recomenda-se desprezar a alma e obter o momento resistente a partir da força axial resistente da mesa comprimida, considerando-a como uma barra isolada de seção retangular sujeita à instabilidade por flexão em relação a seu eixo de maior inércia (*modelo de treliça*).

Como poucos pesquisadores têm tratado do assunto, HOOP (2003) afirma que a maioria dos projetistas segue o procedimento adotado pela ZEMAN (1999).

Um método com base nas normas americanas foi adotado por FAKURY *et al.* (2005), desprezando-se a alma senoidal no cálculo das propriedades geométricas da seção transversal (*modelo convencional modificado*).

Devido à utilização relativamente recente de perfis corrugados no País e a ausência das normas técnicas atuais, tornou-se premente a implantação de linhas de pesquisas relacionadas com o tema, a fim de fornecer subsídios importantes para o projeto de estruturas e para a melhoria da qualidade desses perfis e de suas aplicações.

No Programa de Pós-graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais estão sendo desenvolvidas as seguintes pesquisas relacionadas às vigas de perfis de aço com alma corrugada senoidal:

- Flambagem lateral com torção de vigas nos regimes elástico e inelástico e proposição de método de projeto;
- Flambagem local da mesa nos regimes elástico e inelástico;
- Estudos sobre o comportamento de vigas mistas com alma senoidal, incluindo flambagem lateral com distorção de vigas mistas sujeitas a momento negativo;
- Estudos sobre o comportamento de ligações puramente metálicas com chapa de extremidade;
- Ligações mistas em vigas com perfis de alma corrugada senoidal.

2

OBJETIVOS E METODOLOGIA

2.1 – Objetivos

No contexto das pesquisas desenvolvidas no Programa de Pós-graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, o objetivo básico deste trabalho é obter informações sobre o comportamento do perfil de alma senoidal puramente metálico, que valem também para vigas mistas na fase antes da cura do concreto das lajes. Isso compreende as pesquisas sobre *Flambagem Lateral com Torção* (Parte I) e sobre *Ligações de Extremidade* (Parte II).

2.1.1 – Parte I – Subsídios para Avaliação de Resistência à FLT de Vigas com Alma Senoidal

Os objetivos referentes ao estudo da resistência à *flambagem lateral com torção* de vigas com alma corrugada senoidal (Parte I) são detalhados a seguir:

- a) Determinação experimental da resistência de perfis de alma senoidal à FLT;
- b) Desenvolvimento de um modelo de elementos finitos, capaz de fornecer resultados semelhantes aos experimentais, com possibilidade de consideração de tensões residuais e imperfeições geométricas iniciais;
- c) Proposição de um procedimento de cálculo para perfis com alma corrugada senoidal, baseado no Projeto de Revisão da NBR 8800 (2007), validado pelos resultados experimentais e numéricos.

2.1.2 – Parte II – Subsídios para Avaliação do Comportamento de Ligações Metálicas de Vigas com Alma Senoidal

Os objetivos referentes ao estudo do comportamento de *ligações metálicas com chapa de extremidade* de vigas com alma corrugada senoidal (Parte II) são detalhados a seguir:

- a) Determinação experimental da resistência e da rigidez de um tipo selecionado de ligação metálica entre viga com alma corrugada senoidal e pilar, aplicável também à fase de construção de vigas mistas não escoradas;
- b) Desenvolvimento de um modelo de elementos finitos, capaz de fornecer resultados semelhantes aos experimentais, com avaliação dos efeitos de grandes deslocamentos (principalmente planificação da alma senoidal);
- c) Proposição de funções padrão para determinação da resistência última (M_u), da rigidez de serviço (M/θ) e da capacidade de rotação (θ_u) da ligação selecionada;
- d) Determinação dos valores numéricos dos parâmetros das funções padrão, com base nos resultados da análise parametrizada do modelo de elementos finitos.

2.2 – Metodologia

A metodologia adotada neste trabalho para avaliar a resistência à *flambagem lateral com torção* de vigas com alma senoidal e o comportamento de *ligações metálicas com chapa de extremidade* consistiu primeiramente numa ampla revisão bibliográfica relacionada aos temas de estudo, durante todas as etapas do programa de pesquisa.

Os temas abordados neste trabalho apresentam uma relação de interdependência. A rigidez e a resistência da ligação de extremidade definem qual o momento negativo que pode atuar na extremidade da viga e, conseqüentemente, qual o momento positivo que resulta no vão da viga. Por outro lado, a resistência da viga à FLT deve ser suficiente para que não ocorra esse tipo de flambagem quando a viga é sujeita aos momentos solicitantes anteriores. Dessa maneira, há correlação entre os dois temas.

O trabalho experimental para a Parte I consistiu na realização de 04 (quatro) ensaios de protótipos de vigas com alma corrugada senoidal para a determinação da resistência à flambagem lateral com torção, dois com comportamento basicamente elástico e dois com comportamento inelástico (Capítulo 4).

O modelo de elementos finitos foi desenvolvido de forma a apresentar resultados semelhantes aos experimentais, incluindo a influência das condições de contorno, das imperfeições geométricas iniciais e das tensões residuais (Capítulo 5).

Uma vez desenvolvido o modelo de elementos finitos, foi feita uma análise paramétrica com o mesmo, procurando abranger toda a gama de perfis usuais na prática (Capítulo 6). Os resultados dessa análise paramétrica foram utilizados para validar o método de cálculo proposto (Capítulo 7).

O trabalho experimental para a Parte II consistiu na realização de ensaios de 02 (dois) protótipos cruciformes, com chapas nas extremidades de vigas com alma corrugada senoidal parafusadas no pilar. Foram obtidas resistências e rigidezes das ligações, sem esgotar completamente sua capacidade de rotação (Capítulo 4).

O modelo de elementos finitos foi desenvolvido de forma a apresentar resultados semelhantes aos experimentais, incluindo os efeitos da planificação da alma senoidal (grandes deslocamentos) e da plastificação da chapa de extremidade (Capítulo 5).

Uma vez desenvolvido o modelo de elementos finitos, foi feita uma análise paramétrica com o mesmo, procurando abranger as dimensões usuais das ligações usadas na prática (Capítulo 6). Os resultados dessa análise paramétrica foram utilizados para determinar os parâmetros das funções padrão propostas (Capítulo 7).

3

ESTADO DA ARTE

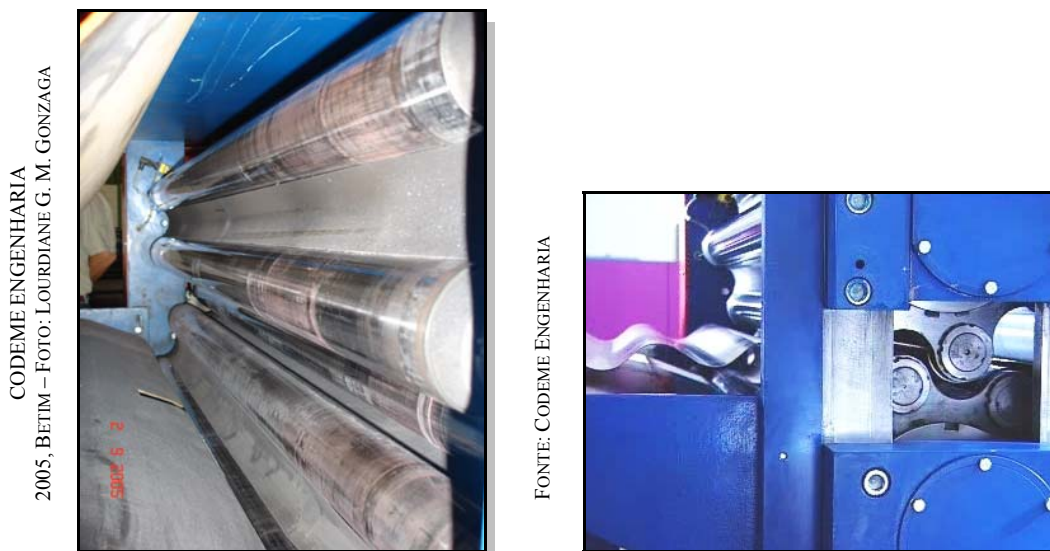
3.1 – Generalidades

Nos últimos anos, os avanços no estudo do comportamento estrutural e na tecnologia de fabricação permitiram o desenvolvimento e o uso de vigas com seção **I** de alma corrugada. No Brasil, vigas de alma corrugada senoidal começaram a ser produzidas em escala industrial a partir de 2005, sendo empregadas na construção civil. Uma das expectativas em relação às vigas de aço com perfil de alma senoidal é sua aplicação em edificações com sistemas mistos de aço e concreto.

Os principais regulamentos adotados internacionalmente não prevêm procedimentos para determinação do momento resistente de flambagem lateral com torção das vigas de alma corrugada senoidal, e também não tratam do estudo de ligações com esse tipo de perfil. Por isso, pesquisas sobre o fenômeno da flambagem lateral com torção e o comportamento de ligações em vigas com perfis de alma corrugada senoidal mostram-se necessárias.

3.2 – Processo de Fabricação de Perfis de Alma Corrugada Senoidal

A fabricação dos perfis, referente à linha de produção da CODEME ENGENHARIA S.A. e de acordo com PLAIS (2005), inicia-se com o *desbobinador hidráulico* da chapa a ser utilizada para as almas. Na seqüência, a chapa é retificada e cortada de acordo com as dimensões especificadas em projeto. Em seguida, passa pelos roletes de uma linha de *perfilação senoidal* (FIGURAS 3.1) que vão conferindo à chapa a forma definitiva da corrugação na alma. A partir desse ponto, a chapa é levada à *estação de montagem* juntamente com as chapas que formarão as mesas.



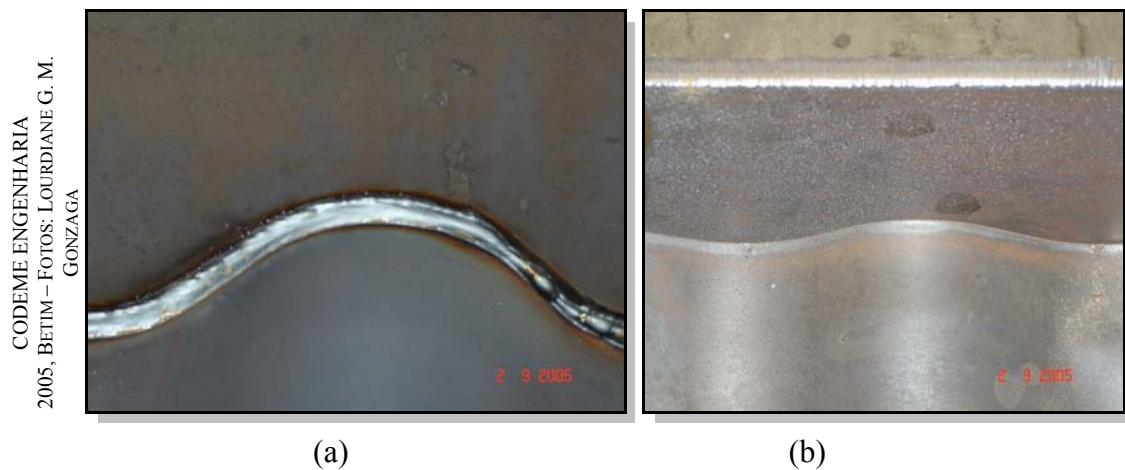
FIGURAS 3.1 – Estação de perfilação

Garras hidráulicas conduzem e pressionam as mesas contra as laterais da alma corrugada para o início do *processo de soldagem*. Esse processo é totalmente automático e executado por dois robôs que fazem, primeiramente, a medição a laser e o registro de percurso das linhas de soldagem entre a alma e as mesas. A execução da solda por arco elétrico é feita simultaneamente nas duas mesas do perfil, ora na posição ascendente, ora descendente e outras vezes praticamente plana, conforme FIGURAS 3.2.



FIGURAS 3.2 – Processo de soldagem

As FIGURAS 3.3 mostram os detalhes da configuração da solda na face onde foi executada (a) e na face oposta com penetração total (b).



FIGURAS 3.3 – Detalhes da solda (a) face onde foi executada (b) face oposta com penetração total

Ao final do processo, os robôs retornam às suas posições originais e a viga soldada é então liberada e transportada para a *estação de saída*.

3.3 – Flambagem Lateral com Torção

O fenômeno da flambagem lateral com torção (FLT), segundo QUEIROZ (1993), é caracterizado por deslocamentos perpendiculares ao plano de carregamento, envolvendo uma flexão lateral (u) e uma torção (ϕ). A FIGURA 3.4, adaptada de QUEIROZ (1993), ilustra essa definição.

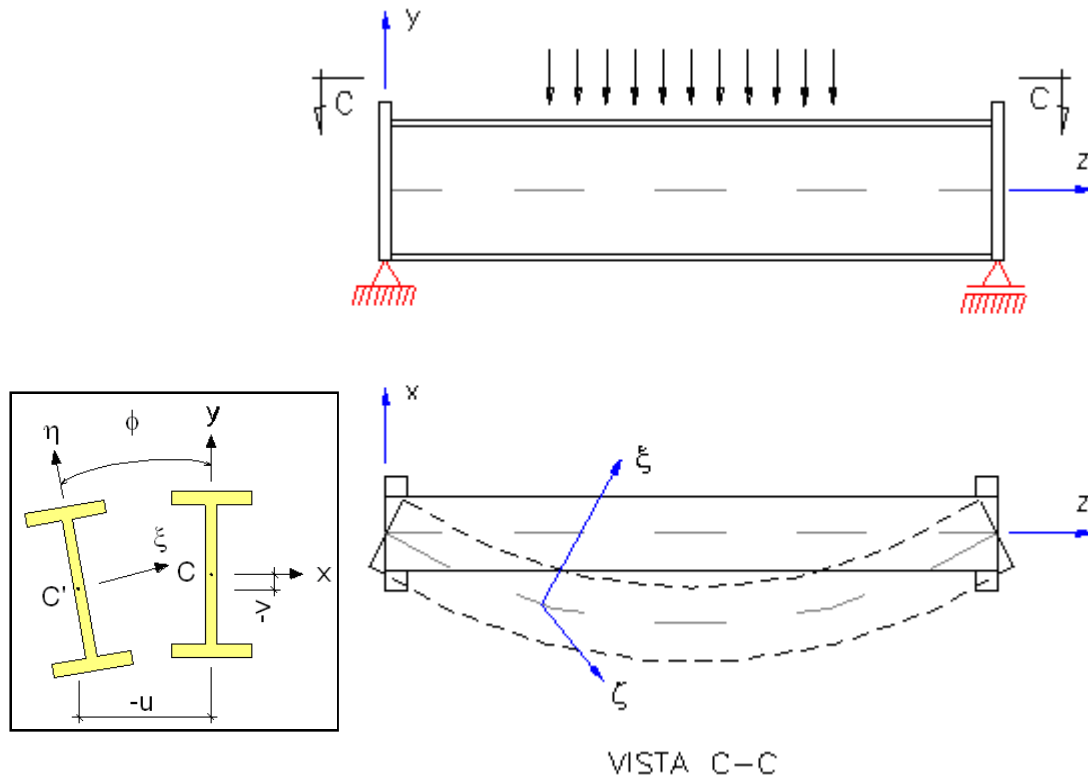


FIGURA 3.4 – Flambagem lateral com torção

Normalmente considera-se que, na FLT, a forma da seção transversal não se altera. Porém, dependendo da esbeltez da alma, pode ocorrer distorção da mesma durante a FLT.

3.3.1 – Condições de Contorno nas Extremidades e Contenção de Seções Intermediárias

As seguintes condições de contorno nas extremidades podem ser utilizadas (FIGURA 3.4):

- **Vínculo de garfo:**

$$rot_x \neq 0; rot_y \neq 0 \text{ e } rot_z (\phi) = 0.$$

$$u_x (u) = 0; u_y (v) = 0 \text{ e } u_z \neq 0.$$

- **Vínculo de garfo + empenamento impedido:**

$$rot_x \neq 0; rot_y^{(*)} \neq 0 \text{ e } rot_z (\phi) = 0.$$

$$u_x (u) = 0; u_y (v) = 0 \text{ e } u_z \neq 0.$$

(*) rot_y é o mesmo para ambas mesas.

- **Vínculo de garfo + empenamento impedido + engastamento em torno de y:**

$$rot_x \neq 0; rot_y = 0 \text{ e } rot_z (\phi) = 0.$$

$$u_x (u) = 0; u_y (v) = 0 \text{ e } u_z \neq 0.$$

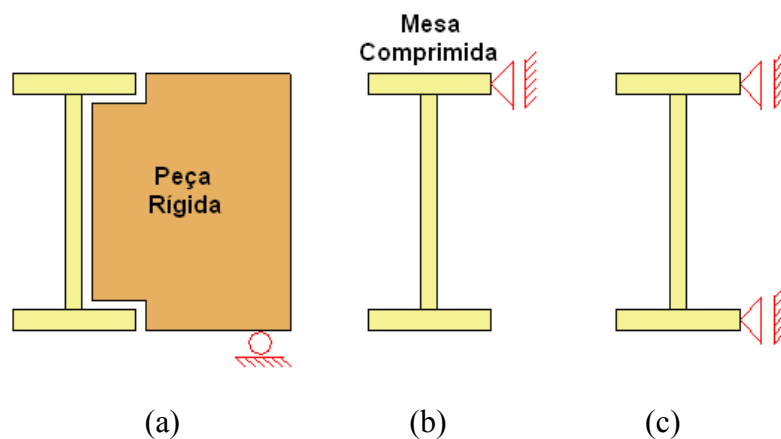
- **Vínculo de garfo + empenamento impedido + engastamento em torno de x:**

$$rot_x = 0; rot_y^{(**)} \neq 0 \text{ e } rot_z (\phi) = 0.$$

$$u_x (u) = 0; u_y (v) = 0 \text{ e } u_z^{(**)} \neq 0.$$

(**) u_z e rot_y são os mesmos para ambas as mesas.

As FIGURAS 3.5 mostram a *contenção lateral* de uma seção entre apoios, que pode ser feita impedindo sua torção (a), impedindo o deslocamento lateral da mesa comprimida (b) ou impedindo o deslocamento lateral da mesa comprimida e a torção simultaneamente (c), conforme QUEIROZ (1993).



FIGURAS 3.5 – Esquemas de contenção lateral de vigas

3.3.2 – Determinação do Momento Fletor Resistente para Perfis I de Alma Plana

O problema de flambagem lateral com torção, no regime elástico, para uma viga I com alma plana, duplamente simétrica, biapoiada, contida lateralmente nos apoios com vínculo de garfo ($u = v = \phi = 0$), conforme FIGURA 3.4, e sujeita a momento fletor constante (M_o) no plano da alma, é analisado por TIMOSHENKO e GERE (1961). As equações diferenciais da deformada da viga são fornecidas pelas Eq. 3.1 a 3.3:

$$EI_{\xi} \frac{d^2 v}{dz^2} = M_o \quad (3.1)$$

$$EI_{\eta} \frac{d^2 u}{dz^2} = M_o \phi \quad (3.2)$$

$$GI_T \frac{d\phi}{dz} - EC_w \frac{d^3 \phi}{dz^3} = -M_o \frac{du}{dz} \quad (3.3)$$

onde:

C_w : constante de empenamento da seção;

E : módulo de elasticidade;

G : módulo de elasticidade transversal;

I_T : momento de inércia à torção;

I_{ξ}, I_{η} : momentos de inércia da seção transversal em relação aos eixos ξ e η , respectivamente;

M_o : momento fletor constante no plano da alma;

u, v : componentes dos deslocamentos da seção transversal nas direções x e y , respectivamente;

ϕ : ângulo de rotação da seção transversal.

Derivando-se a Eq. 3.3 e substituindo o valor de d^2u/dz^2 da Eq. 3.2, obtém-se a equação diferencial do problema de flambagem lateral com torção:

$$EC_w \frac{d^4\phi}{dz^4} - GI_T \frac{d^2\phi}{dz^2} - \frac{M_o^2}{EI_\eta} \phi = 0 \quad (3.4)$$

Fazendo $\alpha = \frac{GI_T}{2EC_w}$ e $\beta = \frac{M_o^2}{EC_w EI_\eta}$, obtém-se: (3.5)

$$\frac{d^4\phi}{dz^4} - 2\alpha \frac{d^2\phi}{dz^2} - \beta\phi = 0 \quad (3.6)$$

A Eq. 3.6 é uma equação diferencial linear de 4ª ordem com coeficientes constantes, cuja solução geral é:

$$\phi = A \operatorname{sen} mz + B \cos mz + Ce^{nz} + De^{-nz} \quad (3.7)$$

m e n são valores reais positivos definidos por:

$$m = \sqrt{-\alpha + \sqrt{(\alpha^2 + \beta)}} \quad , \quad n = \sqrt{\alpha + \sqrt{(\alpha^2 + \beta)}} \quad (3.8)$$

As constantes de integração A , B , C e D devem ser determinadas pelas condições de contorno da viga. Assumindo-se que as extremidades da viga estão impedidas de girar em relação a z (FIGURA 3.4) e empenamento livre (vínculo de garfo), tem-se:

$$\phi = \frac{d^2\phi}{dz^2} = 0 \quad \text{para } z = 0 \text{ e } z = L \quad (3.9)$$

onde L = comprimento total da viga.

Com $\phi = 0$ e $\frac{d^2\phi}{dz^2} = 0$ para $z = 0$:

$$\phi = 0 = A \operatorname{sen} 0 + B + C + D \quad (3.10)$$

$$\phi'' = 0 = -Am^2 \operatorname{sen} 0 - Bm^2 + n^2(C + D) \quad (3.11)$$

Das equações 3.10 e 3.11, conclui-se que:

$$B = 0, \quad C = -D \quad (3.12)$$

Com $\phi = 0$, para $z = L$ e $\frac{d^2\phi}{dz^2} = 0$ para $z = L$:

$$\begin{aligned} \phi = 0 &= A \operatorname{sen} mL - D e^{nL} + D e^{-nL} \\ &= A \operatorname{sen} mL - D(e^{nL} - e^{-nL}) \\ &= A \operatorname{sen} mL - 2D \operatorname{senh} nL \end{aligned} \quad (3.13)$$

$$\phi' = mA \cos mL - 2Dn \operatorname{cosh} nL \quad (3.14)$$

$$\phi'' = 0 = -m^2 A \operatorname{sen} mL - 2Dn^2 \operatorname{senh} nL \quad (3.15)$$

Para que o sistema das equações 3.13 e 3.15 tenha solução não trivial:

$$\begin{aligned} (\operatorname{sen} mL)(2n^2 \operatorname{senh} nL) + (m^2 \operatorname{sen} mL)(2 \operatorname{senh} nL) &= 0 \\ (\operatorname{sen} mL)(2n^2 \operatorname{senh} nL + 2m^2 \operatorname{senh} nL) &= 0 \\ (\operatorname{sen} mL)(\operatorname{senh} nL)(2m^2 + 2n^2) &= 0 \end{aligned} \quad (3.16)$$

sendo m e n valores positivos e $\sinh nL = 0$ somente para $nL = 0$, então a solução é:

$$\sin mL = 0 \quad (3.17)$$

O menor valor de m , diferente de zero, que satisfaz a Eq.3.17 é:

$$m = \frac{\pi}{L} \quad (3.18)$$

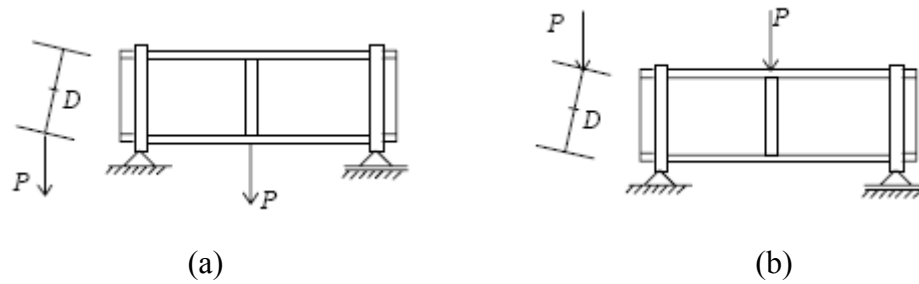
Usando a Eq.3.8, tem-se:

$$-\alpha + \sqrt{(\alpha^2 + \beta)} = \frac{\pi^2}{L^2} \quad (3.19)$$

Substituindo as equações 3.5, obtém-se o seguinte valor para o momento crítico:

$$(M_0)_{cr} = \frac{\pi}{L} \sqrt{EI_\eta GI_T \left(1 + \frac{EC_w \pi^2}{GI_T L^2} \right)} \quad (\text{valor procurado}) \quad (3.20)$$

Quando as cargas transversais são aplicadas na posição estabilizante, ou seja, aplicadas na mesa inferior da seção transversal da viga (FIGURA 3.6 a), as mesmas tendem a reduzir a torção após a ocorrência da flambagem, aumentando a resistência da viga. Se essas cargas são aplicadas na mesa superior da seção transversal da viga (FIGURA 3.6b), isto é, na posição desestabilizante, as mesmas reduzem a resistência da viga. Cargas situadas no nível do centro de torção, não são estabilizantes nem desestabilizantes. As FIGURAS 3.6, adaptadas de QUEIROZ (1993), mostram as situações descritas anteriormente.



FIGURAS 3.6 – Localização do ponto de aplicação das cargas transversais (a) carga estabilizante (b) carga desestabilizante

Segundo TIMOSHENKO e GERE (1961), a equação diferencial para carregamentos aplicados fora do centro de torção é dada pela Eq. 3.21:

$$EC_w \frac{d^4 \phi}{dz^4} - GI_T \frac{d^2 \phi}{dz^2} - \frac{P^2}{4EI_\eta} \left(\frac{L}{2} - z \right)^2 \phi = 0 \quad (3.21)$$

onde:

C_w : constante de empenamento da seção;

E : módulo de elasticidade do aço;

G : módulo de elasticidade transversal do aço;

I_T : momento de inércia à torção uniforme;

I_η : momento de inércia da seção transversal em relação ao eixo η (FIGURA 3.4);

L : comprimento total da viga;

P : carga concentrada no centro do vão;

ϕ : ângulo de rotação da seção transversal.

A solução da equação acima é obtida por meio de séries infinitas e usando as condições de contorno nas extremidades da viga. Nas FIGURAS 3.10 são apresentadas as soluções da Eq. 3.21 para carga concentrada no centro do vão (a) e para carga uniformemente distribuída (b), aplicadas na mesa inferior, no centro de torção e na mesa superior da seção transversal da viga.

Segundo TRAHAIR (1993), a resistência à flambagem de uma viga simplesmente apoiada pode ser afetada pela distância das cargas transversais em relação ao centro de torção. Quando a carga concentrada Q for aplicada abaixo do centro de torção, como mostrado na FIGURA 3.7, ocorre um torque adicional $-Q(y_Q - y_0)\phi$ ao redor do centro de torção. Esse torque, oposto a rotação ϕ da viga, aumenta a resistência à flambagem. Quando as cargas atuam acima do centro de torção, então o torque adicional aumenta a rotação, reduzindo a resistência à flambagem da viga.

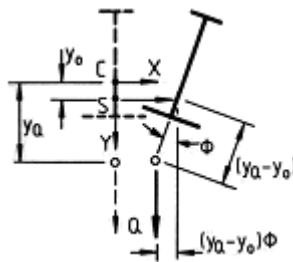


FIGURA 3.7 – Efeitos da altura de aplicação da carga

Esse último efeito pode causar problema no caso de vigas com $I_y > I_x$, cuja flambagem não é esperada. Se a rigidez à torção da viga for pequena, então a flambagem pode ocorrer predominantemente no modo de torção.

Por meio de análises numéricas pelo método dos elementos finitos, TRAHAIR (1993) obteve as curvas indicadas nas FIGURAS 3.8 e 3.9, aplicáveis a perfis duplamente simétricos e aos casos de carga concentrada no centro do vão e carga uniformemente distribuída, respectivamente. Nas figuras, usam-se os parâmetros adimensionais definidos a seguir e Eq.3.22:

$2y_Q / h$: altura da carga;

$\frac{QL^2}{\sqrt{(EI_y GI_T)}}$: carga de flambagem para carga concentrada no centro do vão;

$\frac{qL^3}{\sqrt{(EI_y GI_T)}}$: carga de flambagem para carga uniformemente distribuída.

$$K = \sqrt{(\pi^2 EC_w / GI_T L^2)} \quad (\text{parâmetro de torção}) \quad (3.22)$$

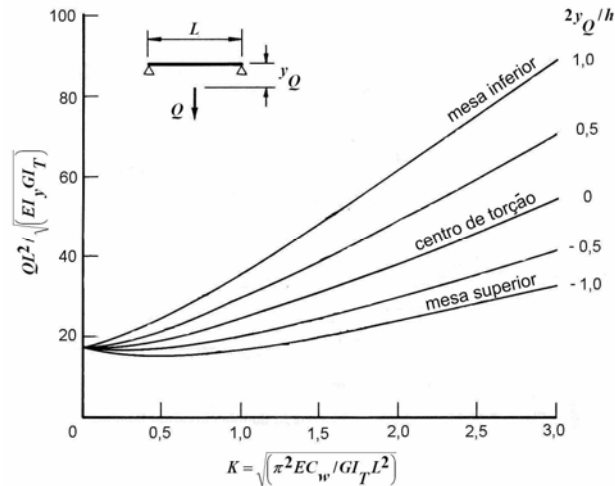


FIGURA 3.8 – Flambagem de vigas com carga concentrada no centro do vão – adaptada de TRAHAIR (1993)

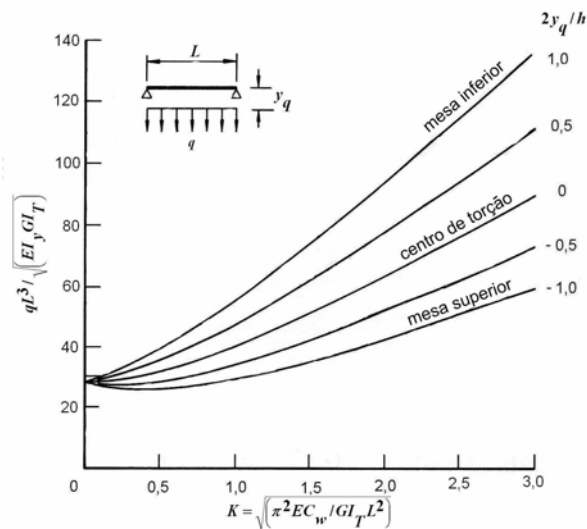


FIGURA 3.9 – Flambagem de vigas com carga uniformemente distribuída – adaptada de TRAHAIR (1993)

De acordo com NETHERCOT e ROCKEY (1972) *apud* GALAMBOS (1998), quando as cargas transversais não são aplicadas no centro de torção da seção transversal, efeitos da altura da carga devem ser considerados. Isso pode ser feito modificando-se o valor de C_b em vigas I duplamente simétricas sujeitas a momento não uniforme. O momento crítico da viga pode ser obtido pela Eq.3.23:

$$M_{cr} = C_b (M_0)_{cr} \quad (3.23)$$

sendo:

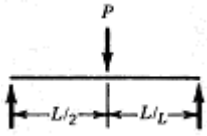

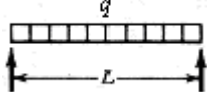

$$(M_0)_{cr} = \frac{\pi}{L} \sqrt{EI_y GI_T \left(1 + \frac{EC_w \pi^2}{GI_T L^2} \right)} \quad (3.24)$$

$$C_b = AB^{2y/h} \quad (3.25)$$

onde A e B são dados na TABELA 3.1, adaptada de GALAMBOS (1998), h é a altura da viga e y é a distância do ponto de aplicação da carga até o centro de torção. A distância y é negativa se a carga for aplicada acima do centro de torção e positiva se for aplicada abaixo do centro de torção.

$$C_b = \begin{cases} A/B & \text{para carregamento na mesa superior da seção transversal} \\ A & \text{para carregamento no centro de torção da seção transversal} \\ AB & \text{para carregamento na mesa inferior da seção transversal} \end{cases}$$

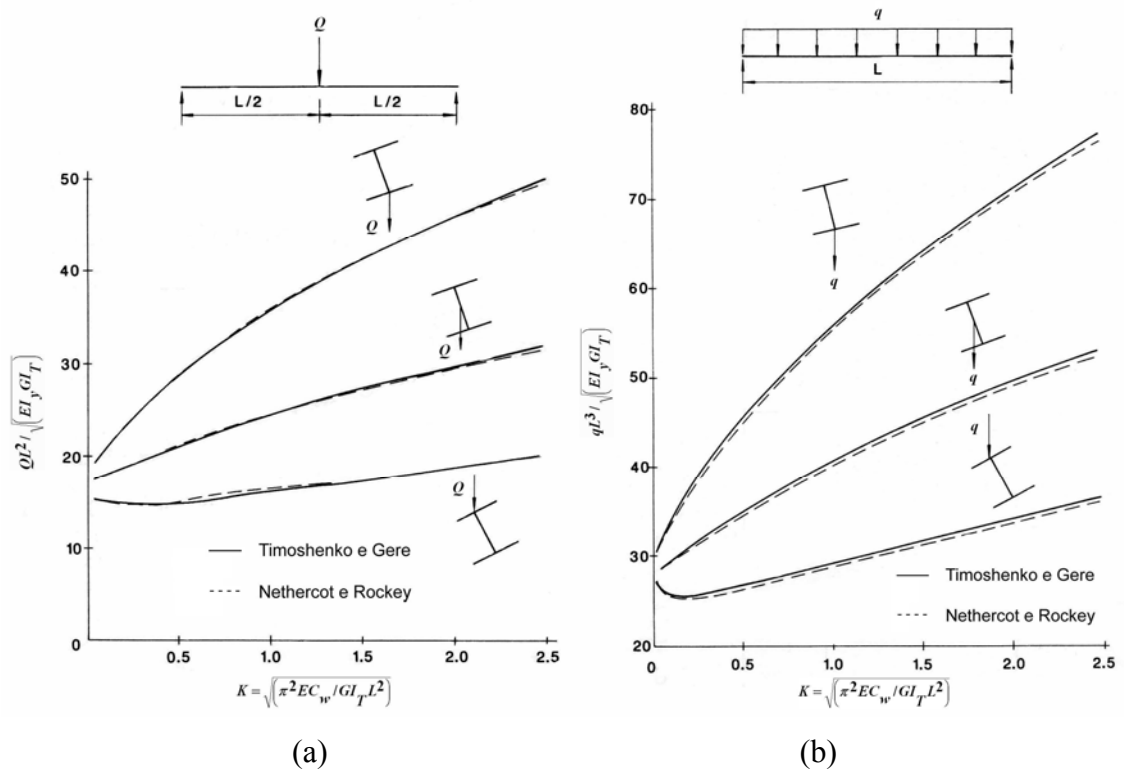
TABELA 3.1 – Coeficiente para cargas transversais

Carregamento	DMF	M	A	B
		$\frac{PL}{4}$	1,35	$1-0,18w^2+0,649w$
		$\frac{qL^2}{8}$	1,12	$1-0,154w^2+0,535w$

O coeficiente w da TABELA 3.1 é definido pela Eq.3.26:

$$w = \frac{\pi}{L_b} \sqrt{\frac{EC_w}{GI_T}} \quad (3.26)$$

Nas FIGURAS 3.10 são apresentadas as comparações realizadas por CHEN e LUI (1987) entre as soluções teóricas obtidas por TIMOSHENKO e GERE (1961) e as aproximações de NETHERCOT e ROCKEY (1972), para os dois casos descritos acima, carga concentrada no centro do vão (a) e carga uniformemente distribuída (b). Pode-se verificar nas FIGURAS 3.10 que há boa conformidade entre as soluções aproximadas e as teóricas.



FIGURAS 3.10 – Comparações entre resultados teóricos e aproximados (a) carga concentrada no centro do vão (b) carga uniformemente distribuída – adaptadas de CHEN e LUI (1987)

Para outras condições de contorno e outras situações de carregamento, podem ser encontradas soluções do problema de FLT em CHEN e LUI (1987), SALMON e JOHNSON (1990), GALAMBOS (1998) etc.

3.3.3 – Prescrições de Normas Técnicas para Perfis de Alma Plana

A seguir são descritos os procedimentos utilizados pelo Projeto de Revisão da NBR 8800 (2007), que foram baseados na especificação americana ANSI/AISC 360:05 (2005), para determinação do *momento fletor resistente de cálculo* para o estado limite último de flambagem lateral com torção.

A determinação do *momento fletor resistente de cálculo* (M_{Rd}) de vigas não esbeltas constituídas por seções **I** duplamente simétricas, fletidas em torno do eixo perpendicular à alma, é dada nas Eq.3.27 a 3.32:

para $\lambda \leq \lambda_p \Rightarrow$ Não ocorre flambagem lateral com torção:

$$M_{Rd} = \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}} \quad (3.27)$$

para $\lambda_p < \lambda \leq \lambda_r \Rightarrow$ Flambagem em regime inelástico:

$$M_{Rd} = \frac{C_b}{\gamma_{a1}} \left[M_{pl} - (M_{pl} - M_r) \frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} \right] \leq \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}} \quad (3.28)$$

para $\lambda > \lambda_r \Rightarrow$ Flambagem em regime elástico:

$$M_{Rd} = \frac{M_{cr}}{\gamma_{a1}} \leq \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}} \quad (3.29)$$

sendo:

$$\lambda = \frac{L_b}{r_y} \quad (3.30)$$

$$\lambda_p = 1,76 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (3.31)$$

$$\lambda_r = \frac{1,38\sqrt{I_y I_T}}{r_y I_T \beta_1} \sqrt{1 + \sqrt{1 + \frac{27C_w \beta_1^2}{I_y}}} \quad (3.32)$$

onde:

C_b : fator de modificação para diagrama de momento fletor não uniforme, conforme Eq.3.38;

C_w : constante de empenamento da seção transversal, conforme Eq.3.34;

E : módulo de elasticidade do aço;

I_T : momento de inércia à torção uniforme;

I_y : momento de inércia da seção em relação ao eixo que passa pelo plano médio da alma;

L_b : distância entre duas seções contidas à flambagem lateral com torção;

M_{cr} : momento fletor de flambagem elástica, conforme Eq.3.35;

M_{pl} : momento fletor de plastificação da seção, conforme Eq.3.36;

M_r : momento fletor correspondente ao início do escoamento, incluindo tensões residuais, conforme Eq.3.37;

f_y : resistência ao escoamento do aço à tensão normal;

r_y : raio de giração da seção em relação ao eixo principal de inércia perpendicular ao eixo de flexão;

β_l : conforme Eq.3.33;

γ_{al} : coeficiente de ponderação da resistência do aço;

λ : parâmetro de esbeltez;

λ_p : parâmetro de esbeltez limite para seções compactas;

λ_r : parâmetro de esbeltez limite para seções semicompactas.

$$\beta_1 = \frac{(f_y - \sigma_r)W}{EI_t} \quad (3.33)$$

$$C_w = \frac{I_y (d - t_f)^2}{4} \quad \text{para seções I} \quad (3.34)$$

$$M_{cr} = \frac{C_b \pi^2 EI_y}{L_b^2} \sqrt{\frac{C_w}{I_y} \left(1 + 0,039 \frac{I_t L_b^2}{C_w} \right)} \leq M_{pl} \quad (3.35)$$

$$M_{pl} = f_y Z \quad (3.36)$$

$$M_r = (f_y - \sigma_r) W \quad (3.37)$$

onde:

W : módulo de resistência elástico da seção, relativo ao eixo de flexão;

Z : módulo de resistência plástico da seção;

d : altura externa da seção, medida perpendicularmente ao eixo de flexão;

t_f : espessura da mesa;

σ_r : tensão residual de compressão nas mesas igual a $0,3 f_y$.

Comparando as equações 3.20 e 3.35, com $C_b = 1,0$, pode-se verificar que ambas as expressões resultam no mesmo valor do momento fletor de flambagem elástica (M_{cr}).

Quando o momento fletor varia entre duas seções contidas lateralmente é necessário calcular um fator de modificação para diagrama de momento fletor não uniforme (C_b), para determinação do momento fletor resistente de cálculo para o estado limite FLT, dado na Eq.3.38:

$$C_b = \frac{12,5 M_{\max}}{2,5 M_{\max} + 3 M_A + 4 M_B + 3 M_C} R_m \leq 3,0 \quad (3.38)$$

onde:

M_{\max} : valor do momento máximo solicitante de cálculo, em módulo, no comprimento destravado;

M_A : valor do momento solicitante de cálculo, em módulo, na seção situada a um quarto do comprimento destravado, medido a partir da extremidade esquerda;

M_B : valor do momento solicitante de cálculo, em módulo, na seção central do comprimento destravado;

- M_C : valor do momento solicitante de cálculo, em módulo, na seção situada a três quartos do comprimento destravado, medido a partir da extremidade esquerda;
- R_m : parâmetro de monossimetria da seção transversal, para seções com um eixo de simetria; para seções duplamente simétricas $R_m = 1,0$.

A FIGURA 3.11 ilustra a variação da resistência de cálculo ao momento fletor (M_{Rd}) em função do índice de esbeltez (λ) e para C_b igual a 1,0.

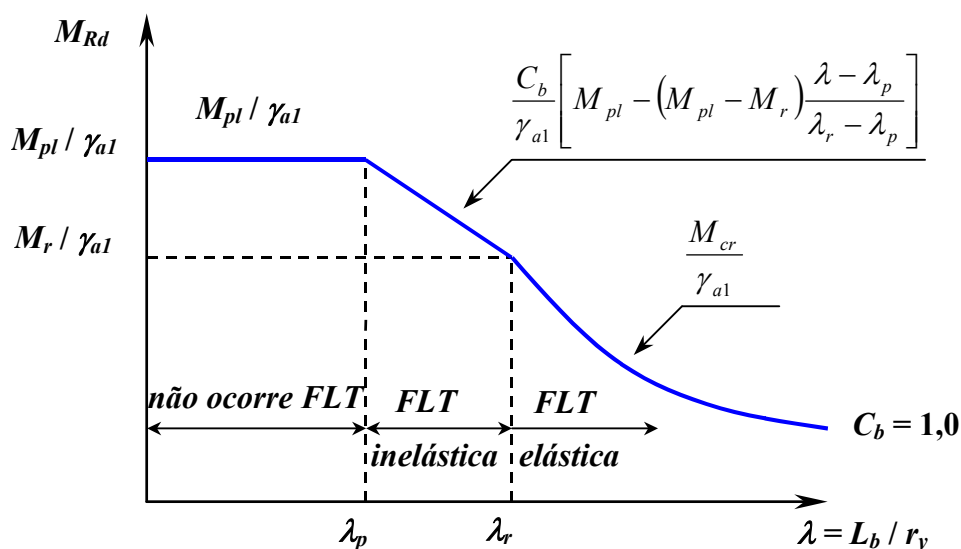


FIGURA 3.11 – Resistência de cálculo ao momento fletor (M_{Rd}) em função do parâmetro de esbeltez (λ), para $C_b = 1,0$

3.3.4 – Prescrição de Norma Técnica para Perfis com Alma Corrugada

Um procedimento para determinação do *momento resistente* de flambagem lateral com torção de vigas com alma corrugada é fornecido pelo “Deutscher Ausschuss für Stahlbau” (DAST-Richtlinie 015, 1990). Esse procedimento considera a mesa comprimida como se fosse uma barra axialmente comprimida, sem participação da alma, sujeita à instabilidade por flexão em relação a seu eixo de maior inércia. A largura da mesa comprimida considerada no cálculo pode ter que ser reduzida para evitar sua flambagem local. Esse procedimento, além de conservador, encontra-se em uma diretriz que não é difundida internacionalmente.

3.4 – Tensões Residuais

Os perfis estruturais apresentam *tensões residuais* internas decorrentes de deformações plásticas (de contração) oriundas do resfriamento não-uniforme em suas diversas partes. Tais tensões atuam no corpo sem aplicação de forças ou momentos externos.

Em perfis laminados, após a laminação, as bordas das mesas e a região central da alma, tendem a se resfriar mais rapidamente que as junções alma-mesa (SALMON e JOHNSON, 1990). O material na junção alma-mesa fica com resistência ao escoamento reduzida enquanto sua temperatura está elevada, sofrendo escoamento por compressão devido à contração das partes já resfriadas. Quando a junção alma-mesa se resfria, sua contração é restringida pelas regiões restantes. Assim, na junção alma-mesa aparecerão tensões residuais longitudinais de *tração*, enquanto tensões residuais de *compressão* aparecerão nas bordas das mesas e na região central da alma, conforme se mostra, em seção transversal, na FIGURA 3.12.

Em perfis soldados, a chapa da mesa pode ser laminada com a forma final ou cortada a maçarico. No primeiro caso, as bordas resfriam mais rápido que a região central; dessa maneira, surgem tensões residuais longitudinais de *compressão* nas bordas e de *tração* na região central da chapa. No segundo caso, após o resfriamento, aparecem tensões residuais longitudinais de *tração* nas bordas, oriundas dos cortes a maçarico, enquanto na região central aparecem tensões residuais de *compressão*. As FIGURAS 3.13 mostram as duas situações: chapa laminada (a) e chapa com bordas cortadas a maçarico (b).

Nos perfis soldados, regiões de altas temperaturas se desenvolvem junto aos cordões de solda. Conseqüentemente, essas regiões ficam sujeitas, após o resfriamento, a tensões residuais longitudinais de *tração*. As tensões residuais nas bordas das mesas são de *compressão* se essas forem de chapas laminadas e podem ser de *tração* se forem de chapas cortadas a maçarico (QUEIROZ, 1993).

As tensões residuais podem interferir na resistência à flambagem de peças estruturais de aço. A combinação de tensões aplicadas e tensões residuais induz o comportamento inelástico da seção para um nível de tensões aplicadas inferiores à de escoamento, reduzindo o trecho com comportamento elástico.

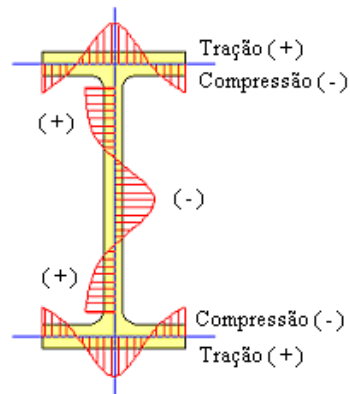
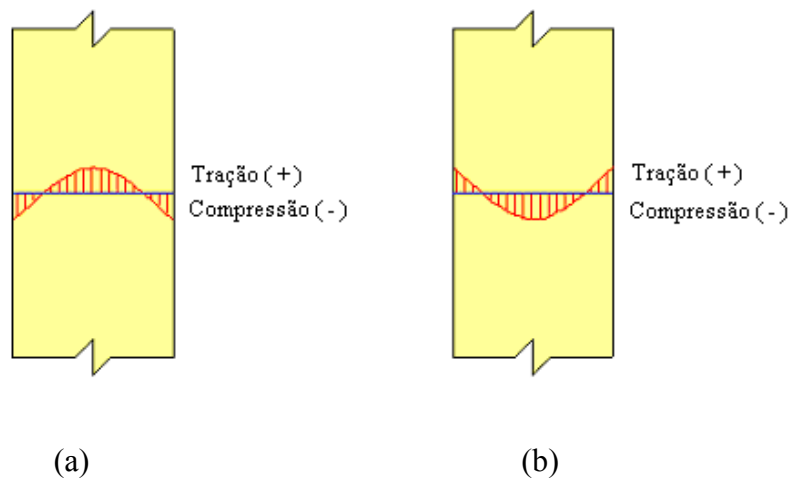


FIGURA 3.12 – Aspecto das tensões residuais em um perfil laminado



FIGURAS 3.13 – Tensões residuais em chapas (a) chapa laminada com a forma final (b) chapa com bordas cortadas a maçarico

3.5 – Análises Numérica e Experimental de Perfis de Alma Corrugada, Sujeitos à Flambagem Lateral com Torção

3.5.1 – Corrugação Trapezoidal

SAYED-AHMED (2005a) investigou a flambagem lateral com torção de vigas com alma corrugada trapezoidal com seção duplamente simétrica, utilizando o método dos elementos finitos e determinando numericamente o momento resistente elástico. Para comparação, foram também analisadas vigas de alma plana, constituídas de duas chapas com dimensões de 229x20 mm, alma 573x12 mm e 12 metros de vão. A FIGURA 3.14 mostra as dimensões usadas nas vigas com alma corrugada trapezoidal. Na análise numérica, concluiu-se que a resistência à flambagem lateral com torção, no regime elástico, para vigas com alma trapezoidal sujeitas a momentos nas extremidades é da ordem de 15% a 37% superior à de vigas com alma plana, e em torno de 12% a 20% superior no caso de vigas sujeitas a cargas concentradas no meio do vão. Então, as equações correntemente usadas para calcular o momento resistente elástico de vigas com perfis de alma plana subestimariam a capacidade das vigas com alma corrugada trapezoidal, para os casos estudados. Para as comparações, a espessura da alma do perfil de alma plana foi considerada igual à do perfil de alma corrugada multiplicada pela relação entre os comprimentos desenvolvido e projetado da corrugação.

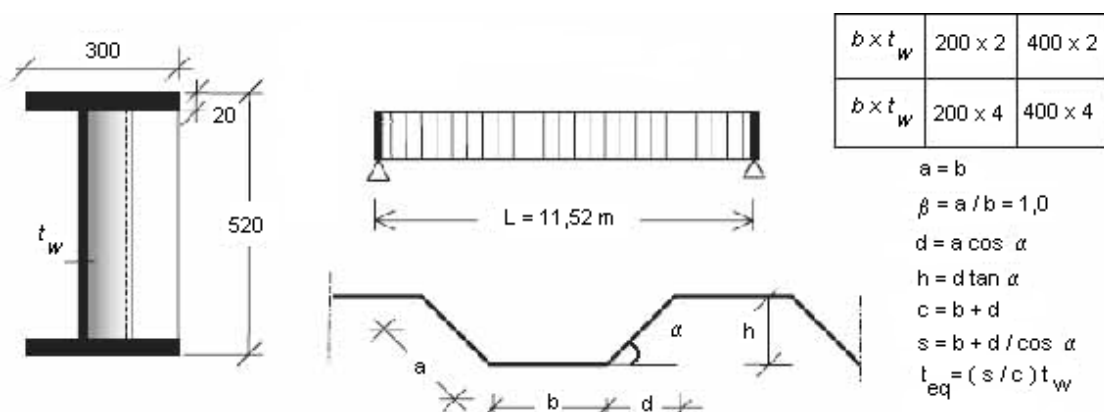


FIGURA 3.14 – Dimensões usadas nas vigas com alma corrugada trapezoidal usadas por SAYED-AHMED (2005a)

SAYED-AHMED (2005b) concluiu que não há evidências de que possa ocorrer interação entre os comportamentos a flexão e a cisalhamento nos perfis de alma corrugada trapezoidal. A alma corrugada é submetida a um estado de cisalhamento puro, apresentando dois modos de flambagem, local e global. A flambagem local corresponde à instabilidade das partes planas dos painéis, enquanto que a global é caracterizada por uma flambagem diagonal nos painéis da corrugação. Contudo, uma interação entre esses modos (local e global) representa outra possibilidade de falha. Análises numéricas foram realizadas para investigar os modos de flambagem de placas corrugadas e validar a equação de interação proposta. Observou-se que a flambagem global é predominante em painéis de largura pequena (corrugação densa) e a flambagem local em painéis largos. Nesses estudos, SAYED-AHMED (2005) verificou um aumento de até 53% na resistência após a ocorrência da flambagem da alma em perfis cuja flambagem é predominantemente local; por outro lado, se ocorrer flambagem global, a resistência pós-flambagem será insignificante.

WANG (2003) estudou o comportamento de vigas com alma corrugada trapezoidal e mesas tubulares, incluindo flambagem lateral com torção. Análises numéricas utilizando o método dos elementos finitos simularam os protótipos ensaiados, porém, em nenhum estudo foi observado o fenômeno da flambagem lateral com torção.

LINDNER (1990) estudou experimental e numericamente o comportamento de vigas com alma corrugada trapezoidal sujeitas à flambagem lateral com torção, para determinar a constante de empenamento da seção. Concluiu que o momento de inércia à torção uniforme (I_T), calculado pela norma DIN 18800 parte 2 [DIN 18800 (1990)], para vigas com alma plana não difere das vigas com alma corrugada, porém, a constante de empenamento da seção é diferente. LINDNER e ASCHINGER (1990) realizaram estudos na Universidade Técnica de Berlim para determinar a constante de empenamento e propuseram a expressão (Eq.3.39):

$$C_w^* = C_w + (c_w L^2)/(E\pi^2) \quad (3.39)$$

onde:

C_w^* : constante de empenamento do perfil de alma corrugada;

C_w : constante de empenamento do perfil com alma plana;

L : comprimento destravado da viga;

c_w : conforme Eq. 3.40:

$$c_w = \frac{b_t^2 h_m^2}{8u_x (a_1 + a_3)} \quad (3.40)$$

sendo:

a_1, a_3, b_t : conforme FIGURA 3.15;

h_m : distância entre centros das mesas (Eq.3.41);

I_{y1}, I_{y2} : momentos de inércia das mesas superior e inferior, respectivamente (Eq.3.42);

u_x : conforme Eq.3.43.

$$h_m = \frac{H + h}{2} \quad (3.41)$$

$$I_{y1} = (b_1 t_1^3) / 12 \quad (3.42)$$

$$I_{y2} = (b_2 t_2^3) / 12$$

$$u_x = \frac{h_m}{2Ga_1 t} + \frac{h_m^2 (a_1 + a_3)^3}{600a_1^2 E} \cdot \frac{I_{y1} + I_{y2}}{I_{y1} \cdot I_{y2}} \quad (3.43)$$

onde:

a_1 e a_3 ; b_1 e b_2 ; h e H ; t , t_1 e t_2 : conforme FIGURA 3.15:

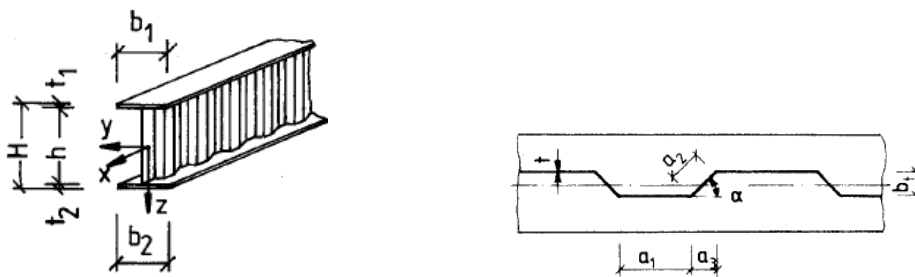


FIGURA 3.15 – Geometria do modelo

3.5.2 – Corrugação Senoidal

FAKURY *et al.* (2005) analisaram numericamente uma viga com seção I duplamente simétrica de alma senoidal pelo método dos elementos finitos usando o programa ANSYS[®], para quatro casos de carregamento, variando o comprimento destravado, para obtenção do momento crítico elástico de flambagem lateral com torção. Um estudo comparativo foi realizado entre as normas e especificações de projeto estrutural de vigas de alma plana e o procedimento simplificado que considera apenas a resistência da mesa comprimida. A análise numérica mostrou que a viga de alma senoidal sofre flambagem lateral com torção sem distorção significativa da alma e que, mesmo desprezando a alma na determinação das propriedades geométricas da seção transversal, o valor do momento fletor resistente elástico obtido pelos procedimentos usados tradicionalmente para as vigas de alma plana apresenta boa conformidade com o valor da análise numérica.

Possivelmente, as diferentes conclusões obtidas por SAYED-AHMED (2005a) e FAKURY *et al.* (2005) estão associadas à relação entre a amplitude da corrugação e à largura da mesa.

A instabilidade à flambagem lateral com torção de vigas de alma senoidal foi verificada por PASTERNAK (2004). Foram realizadas análises experimentais e numéricas em dois perfis WT 40-155, ambos com mesa de 250 mm de largura e espessura de 20 mm, altura de 1000 mm e vão de 6,0 m; a espessura da alma foi de 2,5 mm e 3,0 mm. Na FIGURA 3.16 mostra-se o modo de falha da viga com alma de 3,0 mm de espessura, cuja carga última foi de 810 kN, e o resultado da análise numérica pelo método dos elementos finitos.

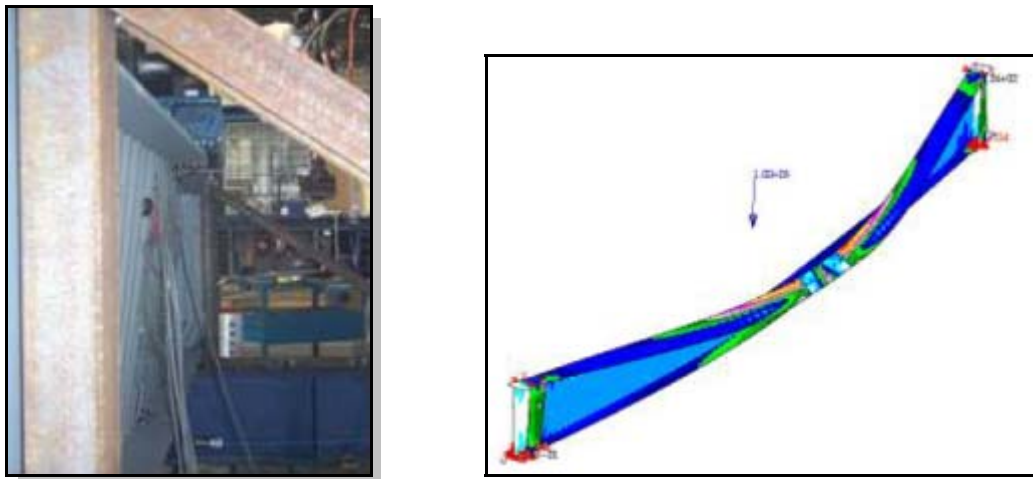


FIGURA 3.16 – Modo de falha e resultado pelo método dos elementos finitos

3.6 – Influência das Ligações no Comportamento de Vigas Contínuas e Semicontínuas

As ligações em vigas mistas contínuas são capazes de desenvolver a capacidade de resistência das vigas (resistência total), enquanto que as ligações de resistência parcial são constituídas de vigas semicontínuas. A determinação dos esforços solicitantes em vigas com ligações semi-rígidas e/ou de resistência parcial deve ser feita utilizando os seguintes métodos, conforme o Projeto de Revisão da NBR 8800 (2007) e QUEIROZ *et al.* (2001):

- **Análise global elástica:**

A análise elástica considera a validade da lei de HOOKE para todos os pontos da estrutura, ou seja, em todos os pontos as tensões são inferiores ao limite de proporcionalidade; além disso, a ligação também deve ter comportamento elástico ou deve ser utilizada uma rigidez secante adequada.

O método baseado na teoria elástica é aplicável para os estados limites últimos e de serviço, independentemente da classificação da seção.

- **Análise rígido-plástica:**

Existem situações, para barras de seção compacta, em que podem ocorrer deformações plásticas as quais excedem em muito as deformações elásticas presentes. Nesses casos, em uma análise simplificada, considera-se comportamento de corpo rígido até uma certa solicitação e, a seguir, a estrutura se deforma com solicitação constante. Esse comportamento é designado rígido-plástico.

Na situação de colapso, as seções de momento máximo agem como rótulas plásticas, formando-se um mecanismo. Essa análise é também conhecida como método das rótulas plásticas ou análise limite e é aplicável somente para os estados limites últimos.

Nos sistemas contínuos, as rótulas plásticas são formadas nas próprias barras, geralmente iniciando nas regiões de momento negativo, enquanto que, nos sistemas semicontínuos, as rótulas plásticas iniciais são formadas geralmente nas ligações.

Em qualquer situação, é fundamental o conhecimento do comportamento das ligações utilizadas, em termos de rigidez, resistência e capacidade de deformação. Essas propriedades podem ser usadas explicitamente na análise ou implicitamente por meio da curva *momento-rotação* da ligação.

3.7 – Ligações

3.7.1 – Nó Real e Região Nodal

Na análise global, pode-se discretizar a estrutura com barras interligadas e os pontos de interseção dessas barras são chamados de *pontos nodais* (nós). O termo *ligações* refere-se à união entre uma peça e um elemento suporte, compreendendo os meios e elementos de ligação. Todas as regiões da peça e do elemento suporte afetadas pela união, incluindo as próprias ligações, devem ser interpretadas como *nó real*.

Considera-se como *região nodal* os trechos dos eixos das barras situados dentro do nó real. Essas definições são ilustradas na FIGURA 3.17, adaptada de LEON e ZANDONINI (1992).

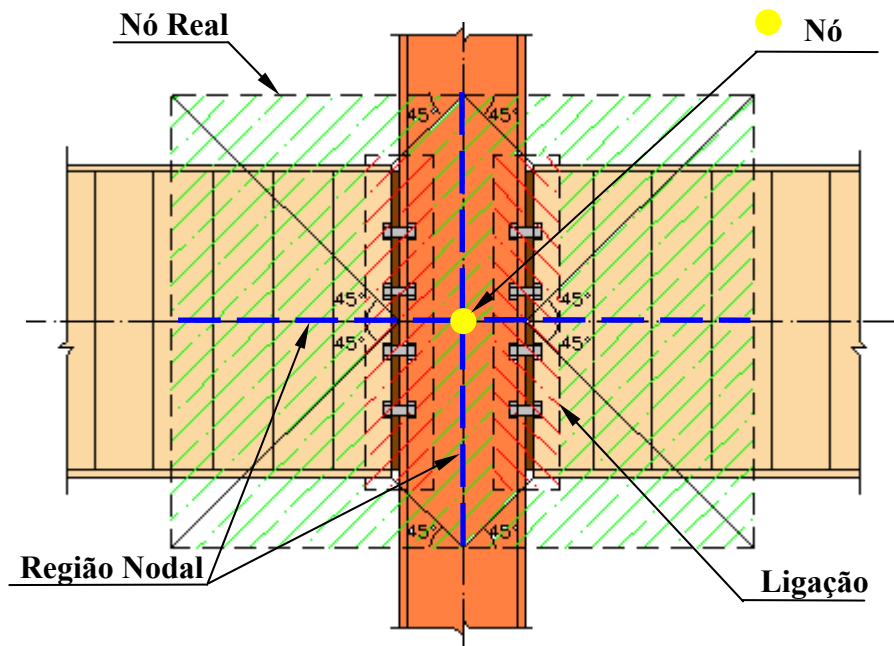


FIGURA 3.17 – Nó real, região nodal e ligações

3.7.2 – Caracterização do Comportamento das Ligações

As ligações, conforme ECCS (1999), podem ser classificadas com base na *resistência*, *rigidez* e *ductilidade*:

- **Classificação com base na resistência última a momento:** Em relação à resistência da viga, as ligações podem ser:
 - Totalmente resistentes:* o momento resistente da ligação é igual ou superior ao momento resistente da viga;
 - Parcialmente resistentes:* o momento resistente da ligação é menor que o momento resistente da viga;

Rotuladas: possuem capacidade adequada de rotação (ductilidade) para permitir o desenvolvimento de rótulas plásticas no vão, sem desenvolver momentos resistentes significativos nas próprias ligações.

- **Classificação com base na rigidez rotacional**: Considerando a relação entre o momento fletor atuante e a rotação relativa entre os elementos ligados, as ligações podem ser:

Rígidas: assume-se que a rotação relativa seja suficientemente pequena, de forma que a hipótese de rigidez perfeita seja aplicável. Dessa forma, o ângulo entre os elementos estruturais que se interceptam praticamente não varia após o carregamento da estrutura;

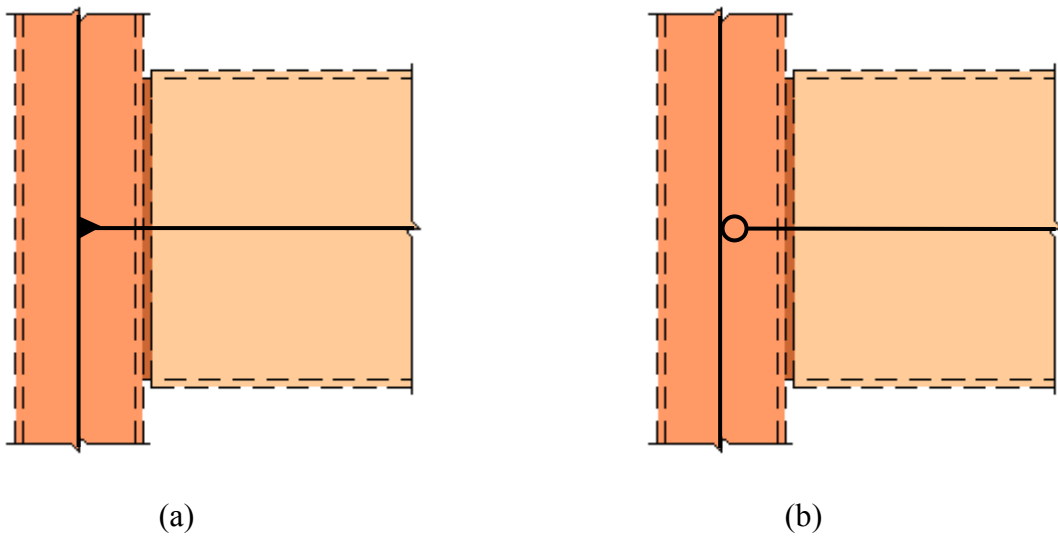
Semi-rígidas: a restrição à rotação situa-se entre as de uma ligação rígida e de uma ligação rotulada;

Rotuladas: a rotação relativa entre elementos ligados, após o carregamento, aproxima-se daquela teoricamente esperada para a rótula perfeita. Nesse caso, os momentos fletores transmitidos entre tais elementos são aproximadamente nulos. As ligações rotuladas transmitem apenas forças cortantes e, eventualmente, força normal, das extremidades das peças para os elementos suportes.

- **Classificação com base na ductilidade (capacidade de rotação)**: Na análise plástica é requerida determinada capacidade de rotação da ligação, quando esta não for totalmente resistente. Tal capacidade é a máxima rotação que a ligação pode suportar sem perda de resistência. As ligações podem ser, então, classificadas como adequadamente dúcteis (boa capacidade de rotação) ou não.

3.7.3 – Sistemas de Classificação das Ligações

Classificar as ligações é importante para simplificar a análise, quando as ligações puderem ser consideradas *rígidas e totalmente resistentes* ou *rotuladas*. Nesse caso, a representação do nó é feita pela forma convencional (FIGURAS 3.18).



FIGURAS 3.18 – Representação convencional da ligação (a) rígida e totalmente resistente (b) rotulada

O Projeto de Revisão da NBR 8800 (2007) classifica as ligações segundo a rigidez rotacional. Outras classificações mais complexas podem ser encontradas em BJORHOVDE *et al.* (1990) e NETHERCOT *et al.* (1998), dentre outros.

NETHERCOT *et al.* (1998) classificam as ligações, onde propriedades como rigidez, resistência e ductilidade são consideradas simultaneamente, conforme FIGURA 3.19.

Dessa maneira, novos termos foram propostos para definir as ligações:

Totalmente conectadas: As ligações apresentam resistência e rigidez elevadas;

Parcialmente conectadas: As ligações possuem resistência e/ou rigidez moderadas;

Rotuladas: As ligações apresentam resistência e rigidez baixas;

Não-estruturais: As ligações não apresentam boa capacidade de rotação.

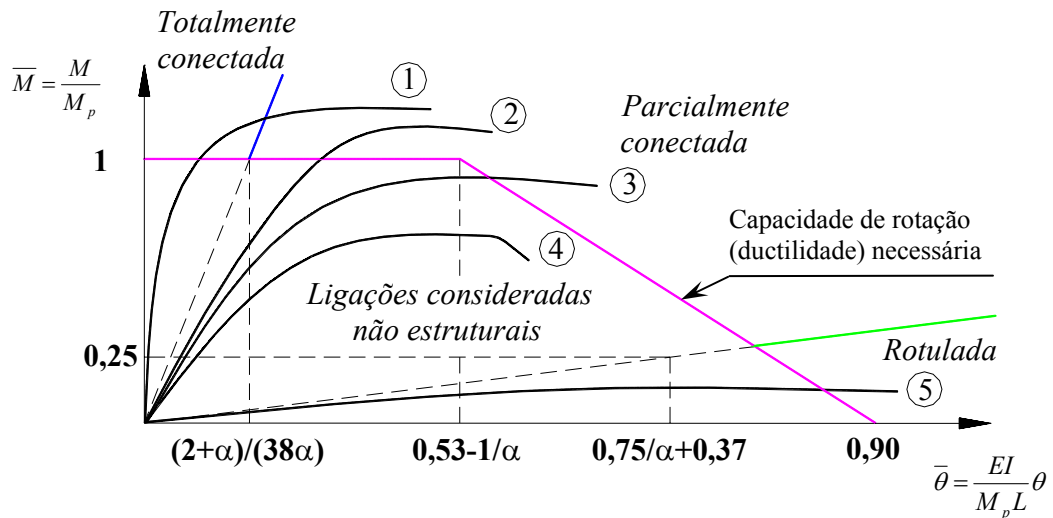


FIGURA 3.19 – Sistema de classificação segundo NETHERCOT *et al.* (1998) para os Estados Limites Últimos

Na FIGURA 3.19 mostram-se curvas esquemáticas de ligações segundo a classificação de NETHERCOT *et al.* (1998):

- ① - ligação totalmente conectada;
- ② - ligação parcialmente conectada;
- ③ - ligação parcialmente conectada;
- ④ - ligação não estrutural;
- ⑤ - ligação rotulada.

Na mesma figura:

EI : rigidez à flexão da viga;

L : comprimento da viga;

M : momento atuante na ligação;

M_p : momento de plastificação da viga;

α : razão de rigidez rotacional viga-pilar, expressa por $\alpha = K_c / (EI / L)$;

θ : rotação relativa da ligação.

K_c : somatório da rigidez de todas as barras ligadas ao nó, exceto a viga considerada.

3.7.4 – Idealização da Curva *Momento - Rotação* ($M-\theta$)

O comportamento não-linear da ligação pode ser representado por uma curva *momento-rotação* ($M-\theta$), cujas características podem ser determinadas por ensaios experimentais ou por modelos de elementos finitos e modelos analíticos validados por resultados experimentais.

A *rotação* da ligação, identificada pelo ângulo θ , expressa a rotação relativa entre o eixo da viga e o eixo do pilar, após a atuação do carregamento (FIGURA 3.20).

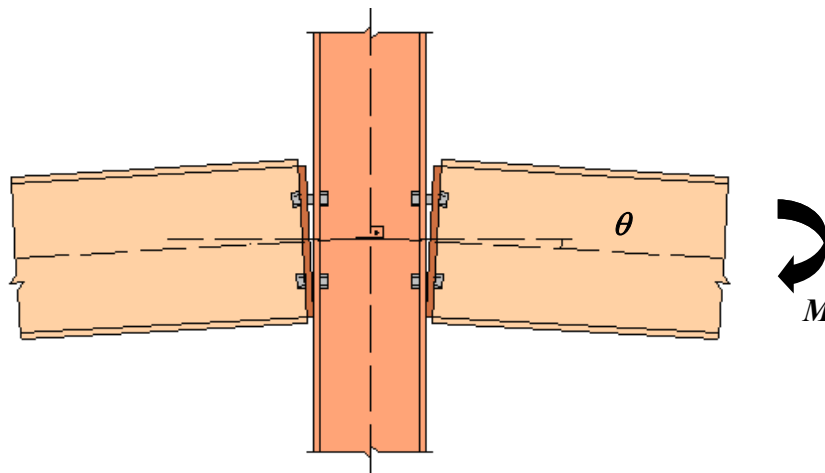


FIGURA 3.20 – Rotação relativa da ligação

A rigidez de uma ligação afeta o comportamento final da estrutura, o que equivale a dizer que o grau de rigidez de cada ligação deve ser considerado. A FIGURA 3.21 apresenta os tipos de rigidez de uma ligação:

- *Rigidez inicial* (K_i): Dada pela inclinação inicial da curva $M-\theta$;
- *Rigidez de serviço* (K_{ser}): É a rigidez secante da ligação, baseada em um momento de serviço esperado ($K_{ser} = M_{ser}/\theta_{ser}$), geralmente da ordem de 0,6 a 0,7 do momento último;
- *Rigidez tangente* (K_{tan}): Rigidez real da ligação em um dado ponto ($K_{tan} = \Delta M/\Delta \theta$).

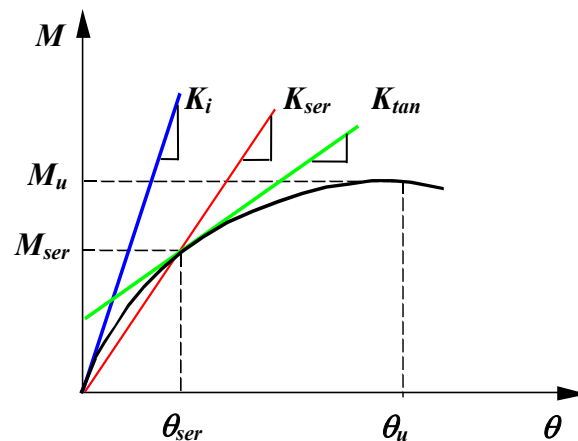


FIGURA 3.21 – Definição de rigidez

3.8 – Método dos Componentes

3.8.1 – Generalidades

Este método consiste em dividir a ligação em *componentes* básicos relevantes. No caso da ligação a ser estudada consideram-se quatro componentes básicos: a *chapa de extremidade*, os *parafusos*, a *chapa da mesa superior* e a *alma*, como mostra a FIGURA 3.22. Além desses, devem também ser considerados componentes associados ao pilar (alma, mesa etc.), que não serão abordados neste trabalho.

As propriedades estruturais de cada um dos componentes são determinadas com base em curvas *força-deslocamento* ou *momento-rotação*, validadas por resultados de ensaios experimentais e análises numéricas. Dentre as propriedades, as mais importantes são:

- *Rigidez de serviço;*
- *Resistência última;*
- *Capacidade de deformação.*

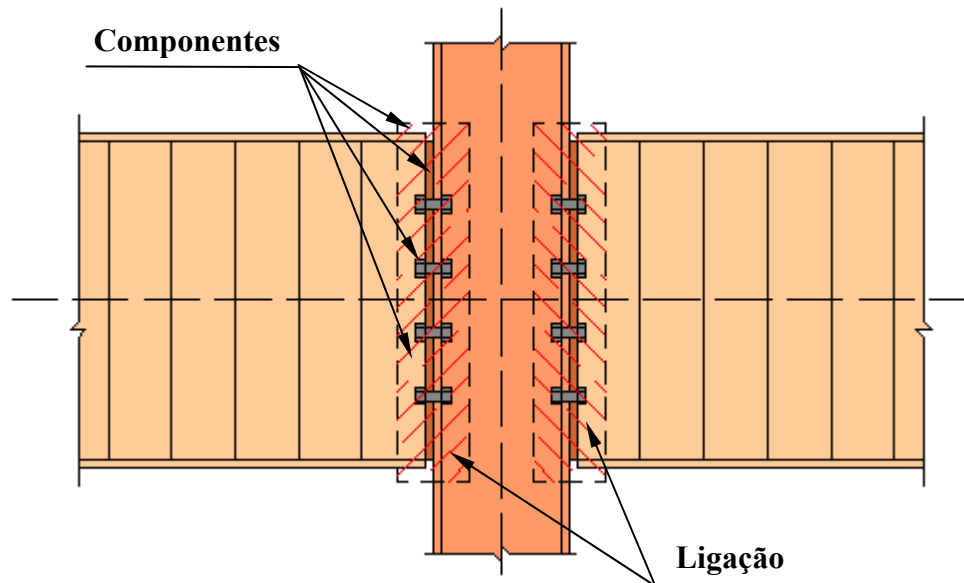


FIGURA 3.22 – Componentes da ligação

3.8.2 – Abordagem do EN 1993-1-8:2005:E (CEN, 2005) Aplicável a Ligações com Chapa de Extremidade em Perfis de Alma Plana, Sujeitas à Flexão

- **Resistência de cálculo:** é baseada no método do perfil T equivalente, levando em conta três modos de falha (flexão da chapa, flexão da chapa associada a ruptura dos parafusos por tração e apenas ruptura dos parafusos por tração). O procedimento é complexo porque considera, além dos três modos de falha, cada linha de parafusos tracionados isoladamente ou pertencente a um grupo de linhas. No final da análise, obtém-se a resistência de cálculo da ligação.
- **Rigidez rotacional:** é obtida por meio de um coeficiente k_{eq} que, por sua vez, depende da rigidez à flexão da chapa de extremidade e da rigidez à tração dos parafusos. Novamente, o processo é complexo, devido à consideração de cada linha de parafusos isoladamente ou pertencendo a um grupo de linhas, na associação com o perfil T equivalente.
- **Capacidade de rotação:** admite-se que a capacidade de rotação é suficiente quando o modo de falha for associado à flexão da chapa de extremidade (ou da mesa do pilar).

3.9 – Modelagem Analítica do Comportamento de Ligações

Vários pesquisadores procuravam obter uma função padrão para a relação *momento-rotação* das ligações, que permitisse o ajuste de parâmetros em função de resultados experimentais ou numéricos. A função padrão é geralmente expressa em termos de *parâmetros geométricos e físicos*. A seguir apresentam-se alguns modelos da função padrão.

3.9.1 – Modelos Lineares ou Multilineares

O modelo linear utiliza a *rigidez inicial* K_i para representar o comportamento da ligação para toda sua faixa de carregamento. Um modelo bi-linear tem uma segunda inclinação menos acentuada a partir de um certo *momento de transição* M_T . No modelo linear por trechos, a não-linearidade da curva *momento-rotação* é aproximada por uma série de segmentos retos. Embora esses modelos lineares possuam uma formulação simples, as mudanças de rigidez nos pontos de transição os tornam difíceis de serem implementados em programas de dimensionamento automático, segundo CHEN *et al.* (1992).

3.9.2 – Modelo Polinomial

SOMMER (1969) usou o procedimento de ajuste da curva pelo método dos mínimos quadrados para padronizar a curva *momento-rotação* para uma série de ligações do tipo placa de extremidade curta, na forma de uma função polinomial, conforme Eq.3.44.

FRYE e MORRIS (1975) aplicaram o método de SOMMER (1969) para diferentes tipos de ligações e usaram a função adimensional resultante para analisar estruturas nas quais somente a deformação rotacional da ligação foi considerada.

$$\theta = C_1(KM)^1 + C_2(KM)^3 + C_3(KM)^5 \quad (3.44)$$

$$K = P_1^{\alpha_1} P_2^{\alpha_2} \dots P_n^{\alpha_n}$$

sendo:

C_1, C_2, C_3 : coeficientes determinados empiricamente através de ajustes pelo Método dos Mínimos Quadrados;

K : fator de padronização adimensional dependente do tipo e das dimensões geométricas mais significantes da ligação;

M : momento aplicado na ligação;

P_i : parâmetros geométricos de padronização (dimensões mais significativas) da ligação;

α_i : expoentes determinados empiricamente;

θ : rotação relativa, em radianos, da seção correspondente à ligação.

Um dos problemas com este tipo de modelagem são as flutuações indesejáveis da curva $M-\theta$ a partir de certo ponto. Isso tem como consequência uma variação considerável nos valores das rigidezes das ligações. Como a rigidez da ligação é representada pela inclinação da curva, essas flutuações levam a obter valores de rigidez até mesmo negativos, o que fisicamente não tem sentido.

3.9.3 – Modelos de Potência

a) KISHI e CHEN (1989) estudaram o comportamento de ligações com duplas cantoneiras de alma com e sem cantoneiras de topo e assento e propuseram um modelo de potência de três parâmetros (Eq.3.45). FOLEY e VINNAKOTA (1995) usaram essa mesma equação para analisar ligações com chapa de extremidade sem enrijecedores no pilar. Porém, o procedimento não é limitado apenas para esse tipo de ligação.

$$M = \frac{K_i \theta}{\left\{ 1 + \left(\frac{K_i \theta}{M_p} \right)^\beta \right\}^{1/\beta}} \quad (3.45)$$

onde:

K_i : rigidez inicial da ligação;

M_p : momento plástico da ligação;

β : parâmetro de forma da curva $M-\theta$.

- b) A função de RICHARD-ABBOTT (1975), proposta primeiramente para representar a relação *tensão-deformação*, expressa o momento em termos da rotação usando 4 parâmetros (Eq.3.46), segundo SHERBOURNE e BAHARI (1997).

$$M = \frac{(K_i - K_p) \theta}{\left[1 + \left| \frac{(K_i - K_p) \theta^n}{M_r} \right| \right]^{1/n}} + K_p \theta \quad (3.46)$$

onde:

K_i : rigidez inicial, conforme FIGURA 3.23;

K_p : rigidez dada pela assíntota à curva $M-\theta$, conforme FIGURA 3.23;

M_r : momento de transição, conforme FIGURA 3.23;

n : parâmetro de forma da curva.

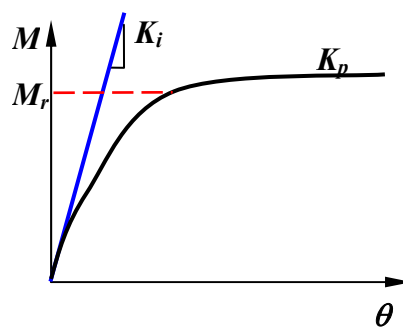


FIGURA 3.23 – Parâmetros usados na função padrão

3.10 – Análise de Ligações pelo Método dos Elementos Finitos

A metodologia tridimensional de elementos finitos foi adotada por XIAO e PERNETTI (2005) para modelar viga, pilar, chapa de extremidade e parafusos das ligações. Análise não-linear pelo método dos elementos finitos foi realizada para determinar a relação *momento-rotação* e a resistência última das ligações metálicas. Estudos paramétricos foram realizados para determinar a influência da espessura da chapa de extremidade.

O comportamento estrutural de ligações parafusadas viga-pilar com chapa de extremidade foi estudado por MAGGI (2004). Análises numéricas e experimentais foram realizadas para avaliar a capacidade resistente das ligações, por meio do comportamento da chapa de extremidade e dos parafusos. Foram utilizados elementos tridimensionais em todos os componentes das ligações. Dessa maneira, observa-se facilmente a distribuição das deformações plásticas ao longo da espessura da chapa de extremidade, ao contrário dos elementos de casca. O mesmo ocorre nas deformações dos parafusos com elementos de mola. Observou-se que as formulações propostas pelo EN 1993-1-8:2005:E (CEN, 2005), para o dimensionamento da chapa de extremidade, são conservadoras e não representam os mecanismos plásticos que ocorrem entre a chapa de extremidade e os parafusos.

ALVES (2000) analisou experimental e numericamente ligações puramente metálicas, para situação de momento negativo e ligações mistas parcialmente resistentes, obtendo a curva *momento-rotação* e a resistência última. As ligações metálicas possuíam cantoneiras ligando a alma da viga à mesa do pilar e cantoneiras inferiores. Foram propostas alterações nas formulações da bibliografia existente.

Ligações semi-rígidas parafusadas na alma do pilar, segundo o seu eixo de menor inércia, foram analisadas numericamente por LIMA *et al.* (1999), propondo um modelo de dimensionamento incluindo a rigidez da alma do pilar, com base no EN 1993-1-8:2005:E (CEN, 2005).

MATA (1998) apresentou um modelo de elementos finitos para análise não-linear de ligações simples soldadas no pilar e parafusadas na alma da viga. Determinou-se a relação *momento-rotação* de ligações por chapa simples, pelo método dos elementos finitos.

Estudos paramétricos usando elementos tridimensionais para ligações com chapa de extremidade parafusada, por meio de análise inelástica de elementos finitos, foram realizados por SHERBOURNE e BAHAARI (1997). Avaliação das funções padrão por meio das características $M-\theta$ foi realizada, incluindo uma discussão sobre os parâmetros que afetam o comportamento da ligação.

QUEIROZ (1995) analisou experimentalmente ligações soldadas e efetuou análise não-linear pelo método dos elementos finitos de nós soldados semi-rígidos, apresentando um modelo teórico para análise de estruturas de barras.

4

ANÁLISE EXPERIMENTAL

4.1 – Parte I - FLT

4.1.1 – Introdução

Neste capítulo apresenta-se a análise experimental de vigas de aço, com seção **I** e alma senoidal, fabricadas pela empresa CODEME ENGENHARIA S.A., que vêm sendo empregadas em edifícios industriais. O objetivo da análise experimental foi a obtenção da resistência à flambagem lateral com torção (FLT).

Os modelos experimentais foram simulados computacionalmente através de modelos numéricos, via programa ANSYS[®], como pode ser verificado no Capítulo 5.

Os resultados foram usados para investigar a aplicabilidade das equações normatizadas para perfis de alma plana, em perfis com alma corrugada senoidal.

Os ensaios foram realizados no Laboratório de Análise Experimental de Estruturas (LAEES), do Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da UFMG, em modelos em escala real.

4.1.2 – Dimensionamento dos Protótipos

Foram dimensionadas 4 vigas de aço com alma senoidal constituídas por seções **I** duplamente simétricas, fletidas em torno do eixo perpendicular ao plano médio da alma, sendo duas vigas sem travamento central e duas com travamento central.

Dessa forma foi possível atingir o estado limite último de flambagem lateral com torção (FLT) tanto no regime elástico quanto no elastoplástico.

Para o dimensionamento dos protótipos foram consideradas as prescrições do item 1.2.1, do Projeto de Revisão da NBR 8800 (2007) e do ANSI/AISC 360:05 (2005).

4.1.3 – Descrição dos Protótipos

A investigação experimental desta pesquisa consistiu na realização de quatro ensaios em duas vigas simplesmente apoiadas, uma de cinco metros e outra de seis metros de comprimento. Nos dois primeiros ensaios, cada viga foi ensaiada com contenções laterais apenas nos apoios; nos ensaios seguintes, foi adicionada mais uma contenção no centro do vão. Nessa seqüência, as vigas tiveram comportamento elástico nos ensaios sem contenção central, podendo, assim serem reutilizadas nos ensaios com travamento central.

As vigas foram fabricadas pela empresa CODEME ENGENHARIA S.A., produtora deste tipo de perfil no mercado brasileiro. Os aços utilizados foram o USICIVIL 350 e o USICIVIL 300, produzidos pela USIMINAS - Usinas Siderúrgicas de Minas Gerais, nas mesas e na alma, respectivamente, tendo os aços as seguintes propriedades mecânicas nominais:

- Aço USI CIVIL 350:
 f_y : resistência ao escoamento do aço à tensão normal = 350 MPa
 f_u : resistência à ruptura do aço à tração = 500 MPa
- Aço USI CIVIL 300:
 f_y : resistência ao escoamento do aço à tensão normal = 300 MPa
 f_u : resistência à ruptura do aço à tração = 410 MPa

Na união da alma senoidal com as mesas do perfil foi executada solda por arco elétrico, conforme a AWS, usando-se eletrodo E7018, com penetração total e filete com perna de 3 mm (FIGURA 4.1).

As dimensões nominais das vigas ensaiadas são mostradas na FIGURA 4.1 e apresentadas na TABELA 4.1.

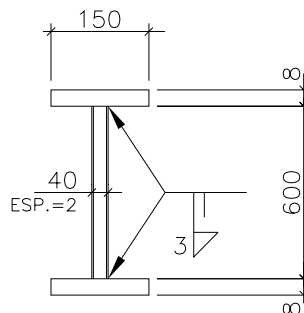


FIGURA 4.1 – Geometria nominal das seções transversais dos protótipos

TABELA 4.1 – Dimensões nominais das seções transversais dos protótipos

Perfil	L (mm)	h (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	$2w$ (mm)
PSS 600x150x8x2x5000	5000	600	150	8,0	2,0	40
PSS 600x150x8x2x6000	6000	600	150	8,0	2,0	40

sendo

L : comprimento total da viga;

b_f : largura da mesa;

h : altura da alma;

t_f : espessura da mesa;

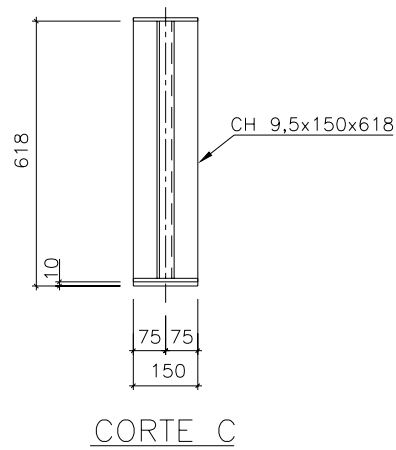
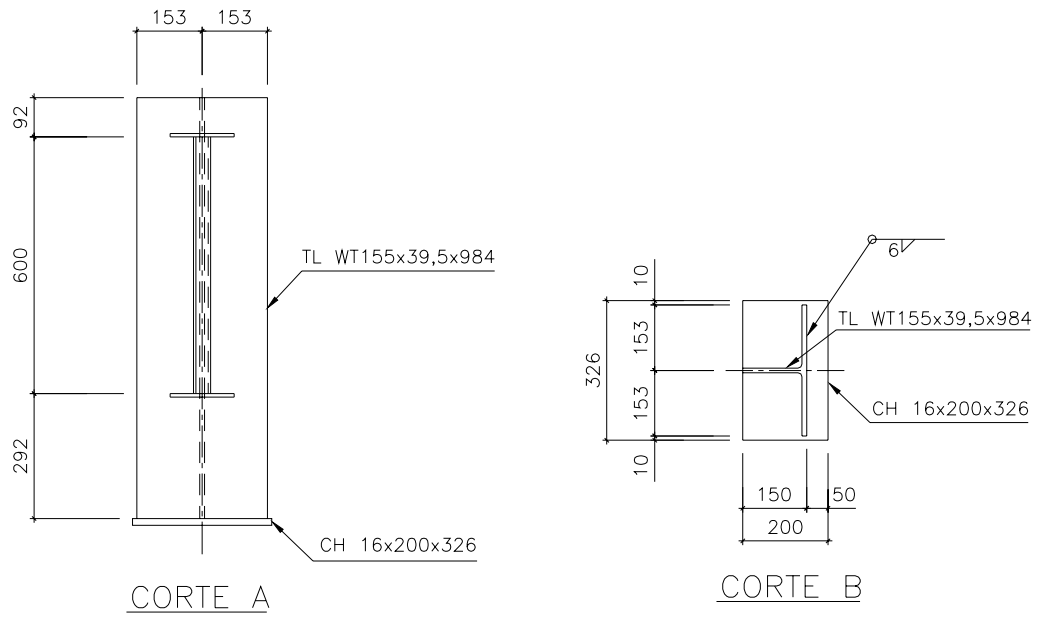
t_w : espessura da alma;

w : amplitude da corrugação.

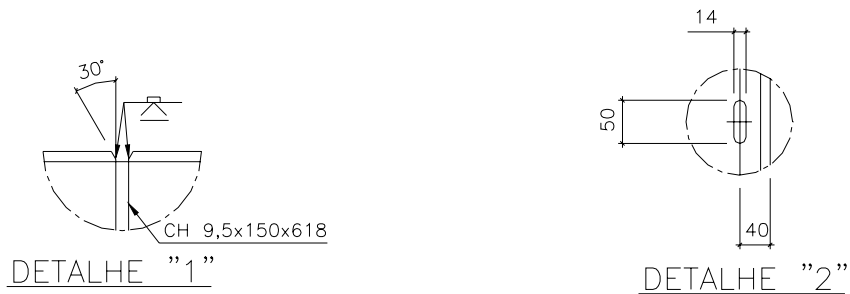
Os desenhos de engenharia dos protótipos **PSS 600x150x8x2x5000** e **PSS 600x150x8x2x6000** são apresentados nas FIGURAS 4.2, 4.3 e 4.4.

Os protótipos **PSS 600x150x8x2x5000** e **PSS 600x150x8x2x6000** foram constituídos de duas vigas **PSS 600x150x8x2x2495** e **PSS 600x150x8x2x2995**, respectivamente, conectadas por uma chapa **CH 9,5x150x618**, aço USICIVIL 350, conforme FIGURA 4.2 e Detalhe 1 da FIGURA 4.4.

Nas extremidades das vigas foram soldados perfis **WT 155x39,5** com furos alongados para possibilitar a colocação de tirantes junto aos apoios, utilizados para simular a contenção tipo vínculo de garfo durante a execução dos ensaios, como pode ser visto na FIGURA 4.2 e Detalhe 2 da FIGURA 4.4.



FIGURAS 4.3 – Cortes



FIGURAS 4.4 – Detalhes

4.1.4 – Determinação Experimental das Propriedades Mecânicas

A determinação da resistência ao escoamento do aço, f_y , e da resistência à ruptura do aço à tração, f_u , foi realizada a partir de ensaios de tração em um corpo de prova (CP1) retirado da chapa da alma e em dois corpos de prova (CP2 e CP3) retirados da chapa das mesas. As amostras ensaiadas apresentaram os resultados descritos na TABELA 4.2.

Os ensaios foram executados pela empresa DIEFRA Engenharia e Consultoria LTDA, sendo utilizada a máquina universal de ensaio EMIC 100 T para aplicação das cargas. As dimensões dos corpos de prova e o procedimento dos ensaios seguiram os preceitos da NBR 6152 (ABNT, 1980) Materiais Metálicos – Determinação das Propriedades Mecânicas à Tração.

TABELA 4.2 – Resultado dos ensaios de tração em chapas de aço

CP n°	Resistência ao escoamento f_y nominal (MPa)	Resistência ao escoamento f_y dinâmico (MPa)	Resistência à tração f_u (MPa)
CP1	300	358	440
CP2	350	469	594
CP3	350	471	608

Devido à taxa de deformação utilizada nos ensaios, conforme prescrição da NBR 6152 (ABNT, 1980) os valores obtidos de f_y são considerados dinâmicos, tendo sido reduzidos para obtenção de valores estáticos (f_y dinâmico - f_y estático, = 29 MPa), conforme SCHMIDT e BARTLETT (2002).

4.1.5 – Descrição dos Ensaios e Instrumentação

As espessuras das chapas das seções transversais dos perfis foram medidas com paquímetro, enquanto que as larguras das mesas, alturas das almas e comprimentos das vigas foram medidos com trena.

A TABELA 4.3 apresenta as dimensões medidas para os protótipos PSS 600x150x8x2x5000 e PSS 600x150x8x2x6000, conforme FIGURA 4.5.

TABELA 4.3 – Dimensões medidas dos protótipos

	Nominal (mm)	PSS 600x150x8x2x5000 (mm)	PSS 600x150x8x2x6000 (mm)
t_f	8	8,313	8,39
t_2	11	11,41	11,50
t_3	16	17,35	17,30
t_4	9,50	9,72	9,72
t_w	2	2	2
b_f	150	150	150
h	600	593	593
L	5000/6000	5000	6000

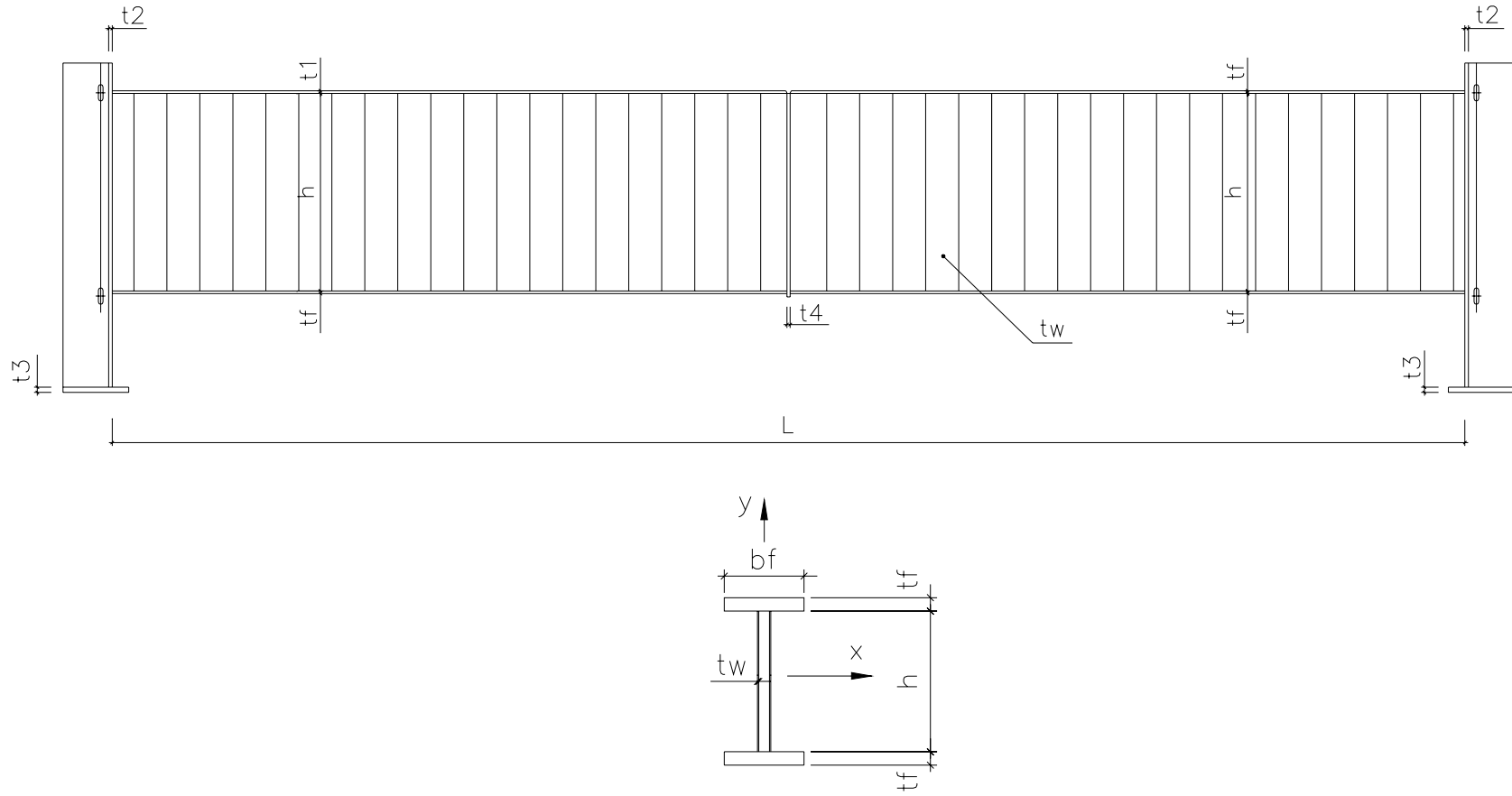


FIGURA 4.5 – Geometria dos protótipos

Os protótipos continham imperfeição geométrica global na forma curvada lateral com amplitudes máximas apresentadas na TABELA 4.4; essas imperfeições influíram nos resultados dos ensaios. Observa-se que a imperfeição de 13,21 mm ($L/454$) é superior à tolerância usual.

TABELA 4.4 – Amplitudes máximas das imperfeições geométricas

Protótipos	Imperfeição horizontal (mm)
PSS 600x150x8x2x5000	1,92
PSS 600x150x8x2x6000	13,21

As montagens dos ensaios para vigas sem e com contenção central são apresentadas nas FIGURAS 4.6 e 4.7. Durante os ensaios, as medições de deslocamentos, deformações específicas e cargas foram executadas, respectivamente, com transdutores de deslocamentos lineares (DT – “Displacement Transducer”), extensômetros elétricos de resistência (EER) e transdutores de pressão.

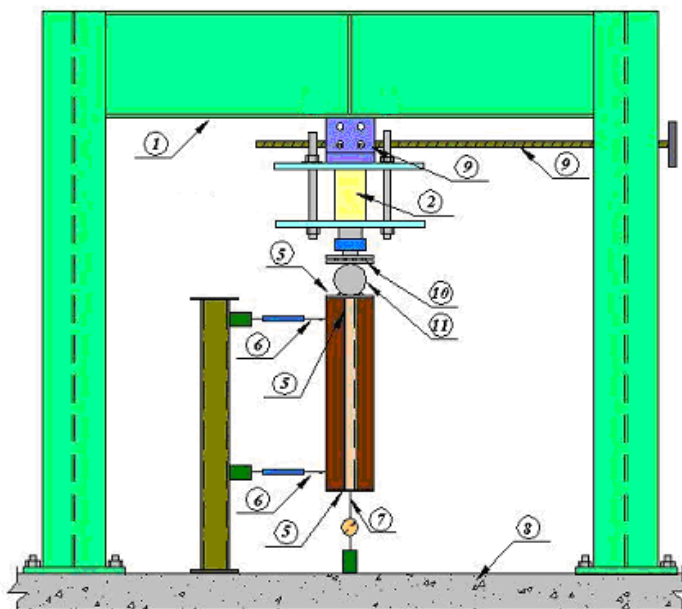


FIGURA 4.6 – Esquema de montagem para os ensaios sem travamento central – seção central

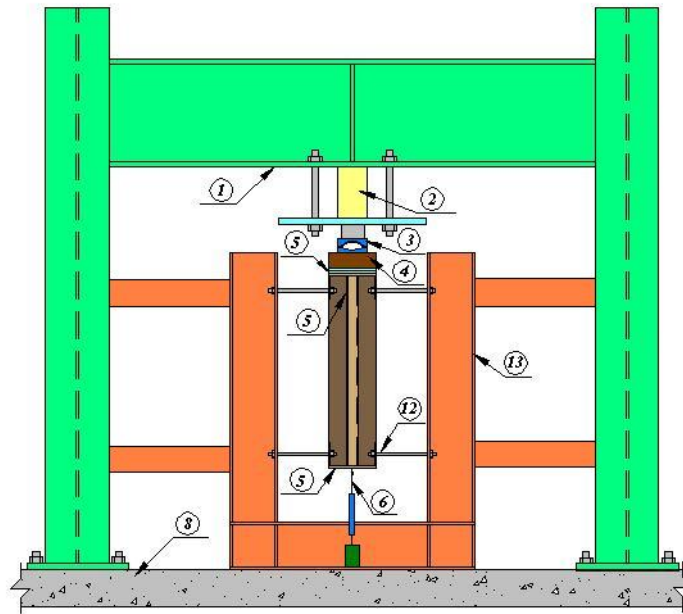


FIGURA 4.7 – Esquema de montagem para os ensaios com travamento central – seção central

Nas FIGURAS 4.6 e 4.7:

- | | |
|--|--------------------------------------|
| 1 – Pórtico de reação | 7 – REC (Relógio Comparador) |
| 2 – Atuador hidráulico de 500 kN | 8 – Laje de reação |
| 3 – Rótula semi-esférica | 9 – Mecanismo de translação |
| 4 – Chapas de carga | 10 – Aparelho de apoio com rolos |
| 5 – EER (Extensômetro Elétrico de Resistência) | 11 – Cilindro maciço de aço |
| 6 – DT (“Displacement Transducer”) | 12 – Tirantes para contenção lateral |
| | 13 – Estrutura auxiliar |

Nos ensaios sem travamento central, foi utilizado um sistema com rolos sobre um cilindro maciço de aço, entre o atuador hidráulico e a viga, como mostram as FIGURAS 4.6, 4.8 e 4.9 (a). O atuador hidráulico era deslocado horizontalmente com auxílio de um mecanismo de translação, conforme FIGURAS 4.6 e 4.9 (b) e (c).

Para os ensaios com travamento central foi aplicada uma força vertical na parte superior da viga, distribuída em uma área de aproximadamente 150x150 mm por meio de uma placa rígida, conforme FIGURAS 4.7 e 4.10.

Foi empregada uma bomba hidráulica manual equipada com transdutor de pressão SODMEX, mangueiras e atuador hidráulico da ENERPAC, com capacidade de 500 kN.

Os carregamentos foram realizados com controle de carga, impondo-se sucessivos incrementos de aproximadamente 5% da força última esperada.

As leituras associadas aos transdutores de pressão foram calibrados por meio de anel dinamométrico, calibrado pelo INMETRO.



FIGURAS 4.8 – Esquema de montagem e instrumentação dos ensaios sem travamento central

LAES – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTOS: LOURDIANE G. M. GONZAGA



(a)



(b)



(c)

FIGURAS 4.9 – Detalhes (a) aparelho de apoio com rolos e cilindro maciço de aço (b) mecanismo de translação (c) interior do aparato do mecanismo de translação

LAES – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTOS: LOURDIANE G. M. GONZAGA



FIGURAS 4.10 – Esquema de montagem e instrumentação dos ensaios com travamento central

Nos apoios das extremidades das vigas foram utilizados pórticos rígidos em forma de U, conectados às vigas através de tirantes, simulando a contenção tipo vínculo de garfo, (FIGURAS 4.11), que restringe deslocamentos verticais e rotações em torno do eixo da viga, mas libera deslocamentos horizontais na direção do eixo da viga. Para completar o sistema de apoio, em cada modelo foram utilizados roletes metálicos entre a viga e o apoio (FIGURAS 4.12).

LAES – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTOS: LOURDIANE G. M. GONZAGA



FIGURAS 4.11 – Apoios das extremidades

LAEEES – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTOS: LOURDIANE G. M. GONZAGA



FIGURAS 4.12 – Roletes metálicos entre a viga e o apoio

Nos ensaios de vigas com travamento central foram utilizados tirantes conectados às vigas através de 3 cantoneiras soldadas nas vigas, duas no enrijecedor (uma em cada lado da CH 9,5x150x618) e uma na mesa inferior da viga, como mostram as FIGURAS 4.13 (a) e (b).

LAEES – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL
DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTO: LOURDIANE G. M. GONZAGA



(a)

LAEES – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL
DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTO: LOURDIANE G. M. GONZAGA



(b)

FIGURAS 4.13 – Cantoneiras soldadas (a) no enrijecedor (b) na mesa inferior

A instrumentação utilizada para a leitura das respostas constituiu-se de:

a) Protótipos sem travamento central (instrumentação na seção central):

- um transdutor de deslocamento linear (DT₁₀₀), marca KYOWA, com capacidade de leitura de 100 mm, com voltagem de excitação recomendada de 1 a 5 V e precisão de 0,01 mm, FIGURA 4.14;

- um transdutor de deslocamento linear (DT₅₀), marca TOKYO SOKKI, tipo SDP-50C, com capacidade de leitura de 50 mm, com voltagem de excitação recomendada de 1 a 5 V e precisão de 0,01 mm, FIGURA 4.15;
- um relógio comparador de leitura digital (REC), marca MITUTOYO, modelo IDS-1012-5, com capacidade de leitura de 12,7 mm e precisão de 0,005 mm, FIGURA 4.16;
- oito extensômetros elétricos de resistência (EER) uniaxiais, marca KYOWA, do tipo KFG – 5 – 120 – C1 – 11, gage factor $2,11 \pm 1\%$, resistência $119,8 \pm 0,2\Omega$, FIGURAS 4.17 (a) - (d).

LAEES – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL
DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTO: LOURDIANE G. M. GONZAGA



FIGURA 4.14 – Transdutor de deslocamento linear (DT₁₀₀) colocado a $\frac{1}{2}$ do vão da viga, próximo à mesa superior

L.A.E.S. – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL
DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTO: LOURDIANE G. M. GONZAGA

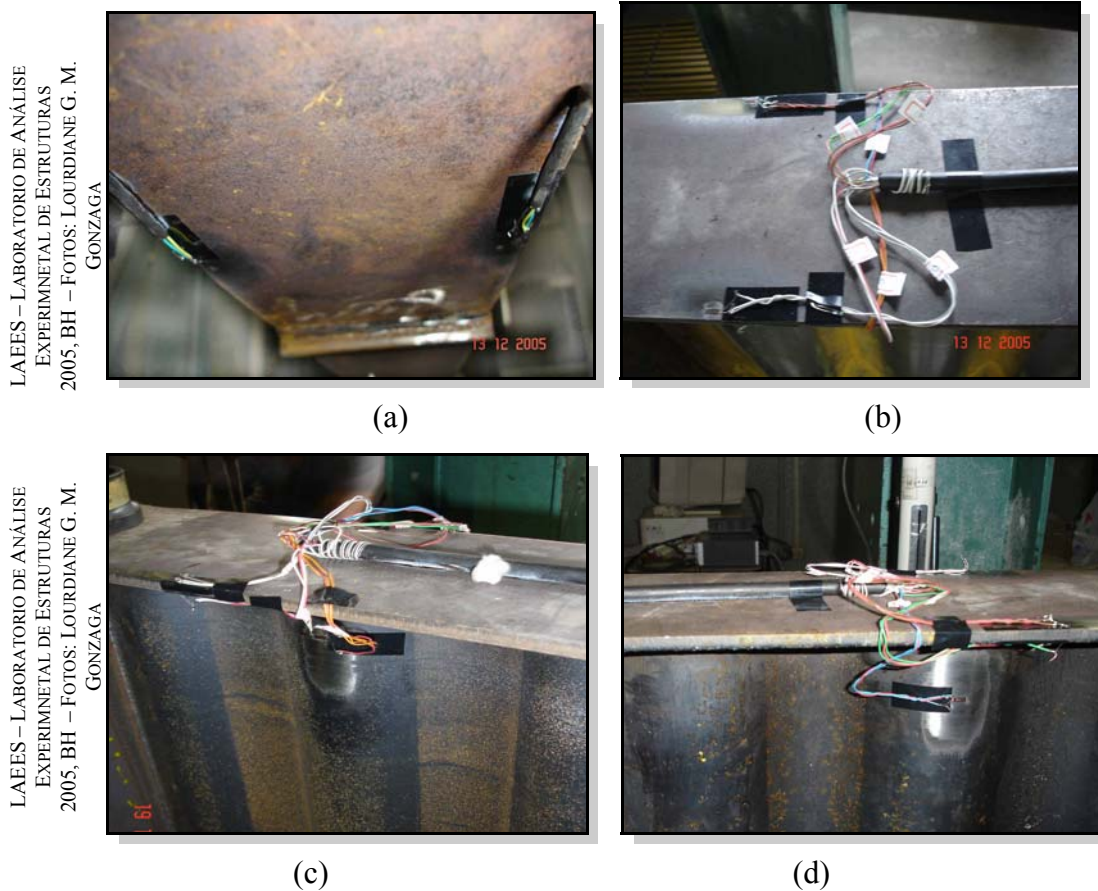


FIGURA 4.15 – Transdutor de deslocamento linear (DT₅₀) colocado a ½ do vão da viga, próximo à mesa inferior

L.A.E.S. – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL DE
ESTRUTURAS
2005, BH – FOTO: LOURDIANE G. M. GONZAGA



FIGURA 4.16 – Relógio comparador de leitura digital (REC)



FIGURAS 4.17 – Extensômetros elétricos de resistência (EER) (a) na face externa da mesa inferior (b) na face externa da mesa superior (c) nas faces externa e interna da mesa superior e na alma (lado esquerdo da viga) (d) nas faces externa e interna da mesa superior e na alma (lado direito da viga)

b) Protótipos com travamento central:

Para os protótipos com travamento central foram empregados os mesmos instrumentos utilizados nos protótipos sem travamento central. No entanto, algumas diferenças existem em relação à quantidade e posicionamento dos sensores. Dessa forma, foram utilizados:

- um transdutor de deslocamento linear (DT₁₀₀), marca KYOWA, com capacidade de leitura de 100 mm, com voltagem de excitação recomendada de 1 a 5 V e precisão de 0,01 mm, FIGURA 4.18;

- um transdutor de deslocamento linear (DT₅₀), marca TOKYO SOKKI, tipo SDP-50C, com capacidade de leitura de 50 mm, com voltagem de excitação recomendada de 1 a 5 V e precisão de 0,01 mm, FIGURAS 4.19;
- três relógios comparadores de leitura digital (REC), marca MITUTOYO, modelo IDS-1012-5, com capacidade de leitura de 12,7 mm e precisão de 0,005 mm, FIGURAS 4.20 e 4.21;
- nove extensômetros elétricos de resistência (EER) uniaxiais, marca KYOWA, do tipo KFG – 5 – 120 – C1 – 11, gage factor $2,11 \pm 1\%$, resistência $119,8 \pm 0,2\Omega$, FIGURA 4.22.

LAEE5 – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL
DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTO: LOURDIANE G. M. GONZAGA



FIGURA 4.18 – Transdutor de deslocamento linear (DT₁₀₀) – seção central

LAES – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTOS: LOURDIANE G. M. GONZAGA



FIGURAS 4.19 – Transdutor de deslocamento linear (DT₅₀) colocado a $\frac{1}{4}$ do vão do lado esquerdo da viga

LAES – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTOS: LOURDIANE G. M. GONZAGA



FIGURAS 4.20 – Relógio comparador de leitura digital (REC) colocado a $\frac{1}{4}$ do vão do lado direito da viga

L.A.E.S – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL
DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTO: LOURDIANE G. M. GONZAGA



FIGURA 4.21 – Relógio comparador de leitura digital (REC) na extremidade da viga

L.A.E.S – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTO: LOURDIANE G. M. GONZAGA



FIGURA 4.22 – Extensômetros elétricos de resistência (EER) na alma e na face interna da mesa inferior (lado esquerdo da viga) – seção central

Em ambos os casos, sem travamento central e com travamento, todas as ligações dos EER foram realizadas utilizando um quarto de ponte com três fios, de modo a minimizar o efeito da variação da temperatura nos fios condutores. Os transdutores de deslocamento e o de pressão foram ligados em ponte completa com quatro fios.

A aquisição das leituras referentes ao carregamento aplicado, aos deslocamentos lineares e às deformações específicas nos protótipos foi efetuada via sistema eletrônico, de maneira automatizada, através da digitalização de sinais analógicos diretamente por um microcomputador equipado com uma placa AC-2120, da LYNX Eletrônica, e software correspondente AQ DADOS 4.0. Os dados de todos os canais podem ser convertidos simultaneamente, gravados em um mesmo arquivo e exportados do sistema de aquisição através de arquivo em formato ASCII.

4.1.6 – Resultados Obtidos

Apresenta-se na TABELA 4.5 a *carga última* (P_u), o *momento último* (M_u) e o *modo de colapso* obtidos nos ensaios dos protótipos. São dados, também, valores teóricos do *momento de plastificação* (M_p).

TABELA 4.5 – Resultados dos ensaios

Modelo	Contenção central	M_p (kN.cm)	P_u (kN)	M_u (kN.cm)	Modo de colapso
PSS 600x150x8x2x5000	não	34104	73,7	9215	FLT*
	sim	34104	247,9	30997	FLM**
PSS 600x150x8x2x6000	não	34437	40,5	6075	FLT*
	sim	34437	211,4	31711	FLM**
* FLT: Flambagem lateral com torção					
* FLM: Flambagem local da mesa comprimida					

Para as vigas sem contenção central, o estágio final dos ensaios das vigas de 5 e 6 metros é apresentado nas FIGURAS 4.23 e 4.24, respectivamente. Nessas vigas o modo de colapso obtido foi flambagem lateral com torção (FLT).

As FIGURAS 4.25 e 4.26 mostram o estágio final dos ensaios das vigas com contenção central, de 5 e 6 metros, respectivamente. Pode-se verificar que em ambas o modo de colapso foi flambagem local da mesa comprimida (FLM).

Com base em cálculos prévios, utilizando critérios do Projeto de Revisão da NBR 8800 (2007), desprezando-se a alma e considerando-se como semi-largura da mesa comprimida a distância da linha média da senóide até a borda, subtraída de 10 mm, conforme recomendação da ZEMAN & Co.G.mbH (1999), a expectativa era de que ocorresse flambagem lateral com torção nos ensaios sem contenção central e possivelmente plastificação total das mesas naqueles com contenção central. Entretanto, conforme mostrado na TABELA 4.5, nos protótipos com travamento central ocorreu colapso por flambagem local da mesa comprimida (para um momento inferior ao de plastificação da seção). Possivelmente, a maneira pela qual a carga foi aplicada nesses protótipos, mesmo com enrijecedor, pode ter gerado pequena excentricidade, o que originou tensões elevadas na alma, acarretando o aparecimento precoce de instabilidade local da mesa comprimida nessa região.

LAEES – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTO: LOURDIANE G. M. GONZAGA



FIGURA 4.23 – PSS 600x150x8x2x5000 sem travamento central após o ensaio

LAEES – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTOS: LOURDIANE G. M. GONZAGA



FIGURAS 4.24 – PSS 600x150x8x2x6000 sem travamento central após o ensaio

LAEES – LABORATORIO DE ANÁLISE
EXPERIMENTAL DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTO: LOURDIANE G. M. GONZAGA



FIGURA 4.25 – PSS 600x150x8x2x5000 com travamento central após o ensaio

LAEES – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL DE
ESTRUTURAS
2005, BH – FOTO: LOURDIANE G. M. GONZAGA

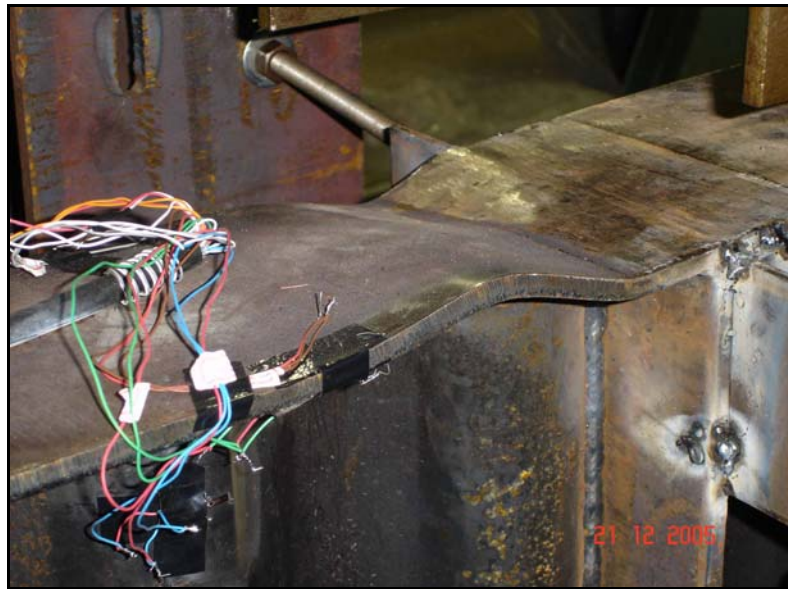


FIGURA 4.26 – PSS 600x150x8x2x6000 com travamento central após o ensaio

As respostas das vigas sem contenção central e com essa contenção encontram-se representadas nas FIGURAS 4.27 a 4.30 e 4.31 a 4.34, respectivamente. São mostradas também curvas médias interpoladas, para eliminar os efeitos das pausas no carregamento.

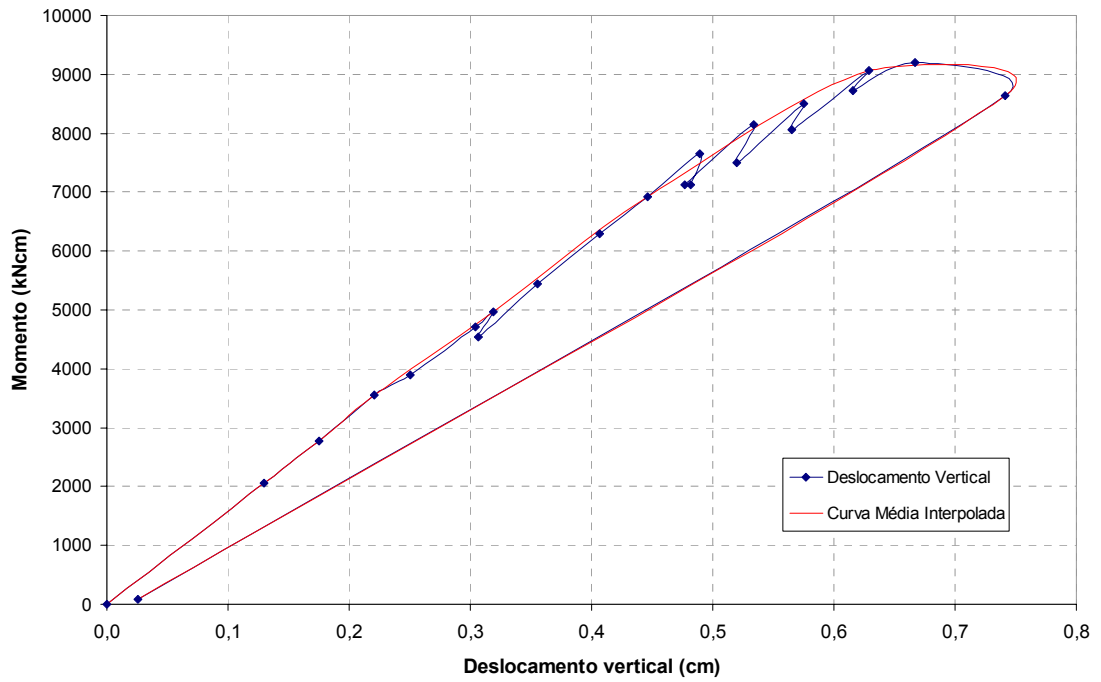


FIGURA 4.27 – PSS 600x150x8x2x5000 sem travamento central: momento x deslocamento vertical a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais

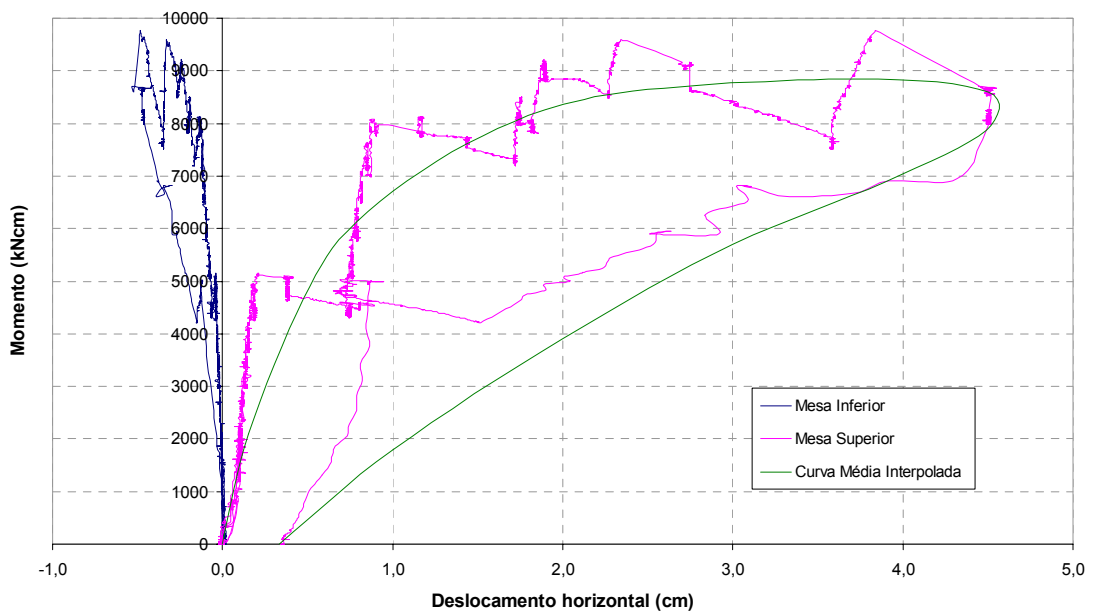


FIGURA 4.28 – PSS 600x150x8x2x5000 sem travamento central: momento x deslocamento horizontal a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais

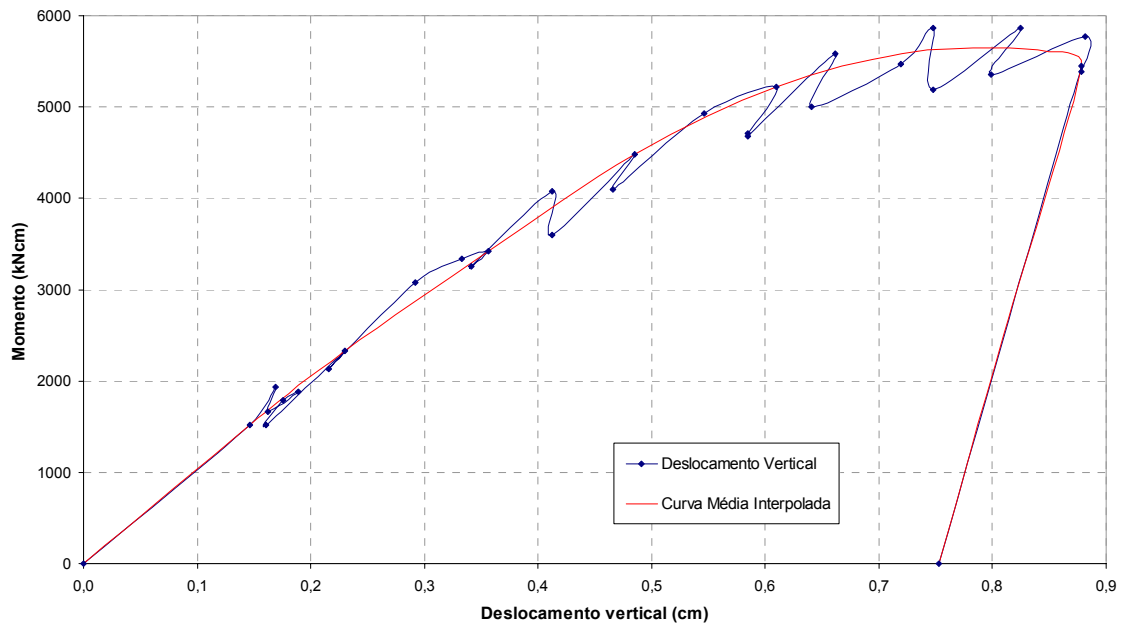


FIGURA 4.29 – PSS 600x150x8x2x6000 sem travamento central: momento x deslocamento vertical a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais

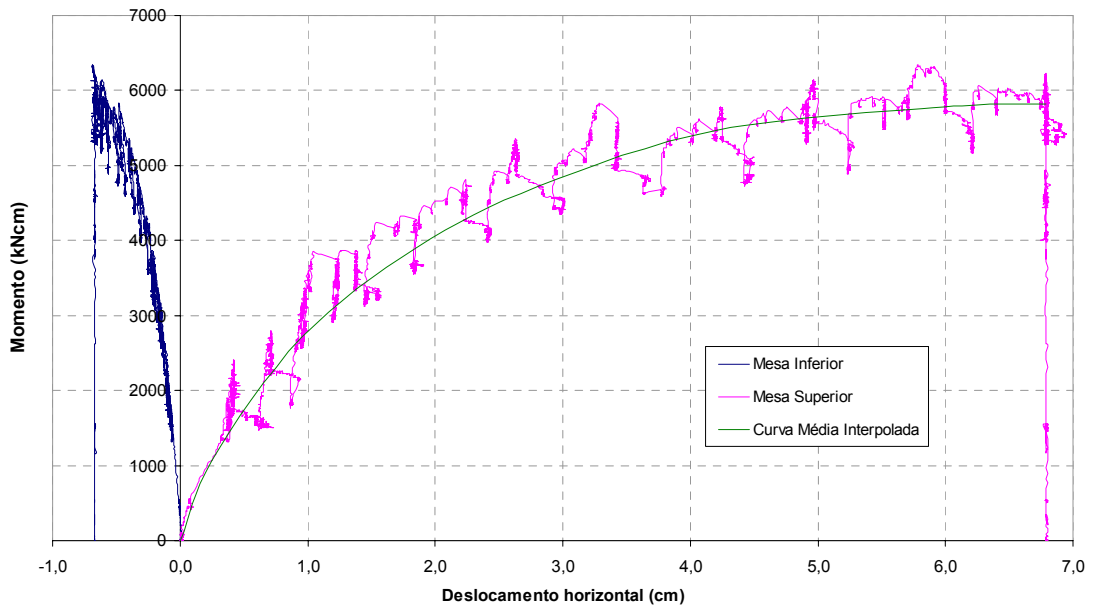


FIGURA 4.30 – PSS 600x150x8x2x6000 sem travamento central: momento x deslocamento horizontal a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais

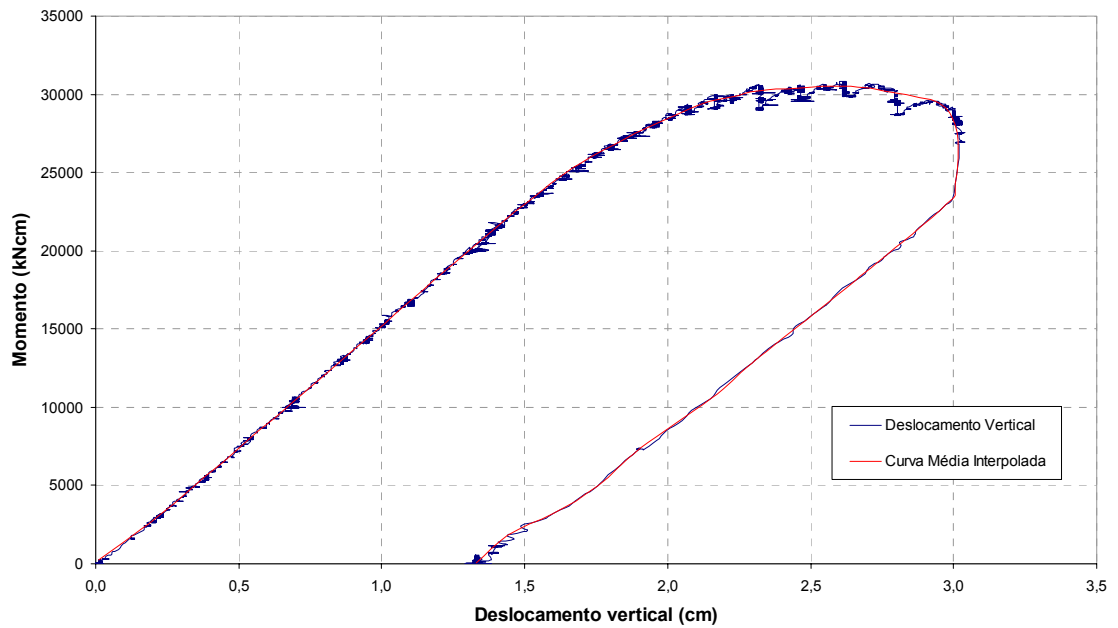


FIGURA 4.31 – PSS 600x150x8x2x5000 com travamento central: momento x deslocamento vertical a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais

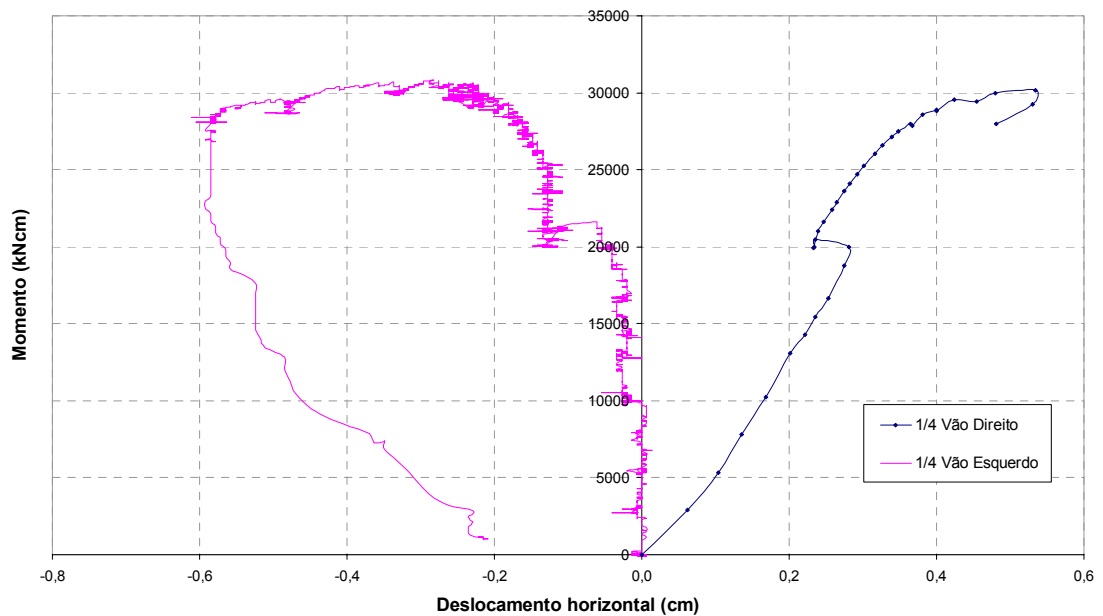


FIGURA 4.32 – PSS 600x150x8x2x5000 com travamento central: momento x deslocamento horizontal a $\frac{1}{4}$ do vão da viga – resultados experimentais

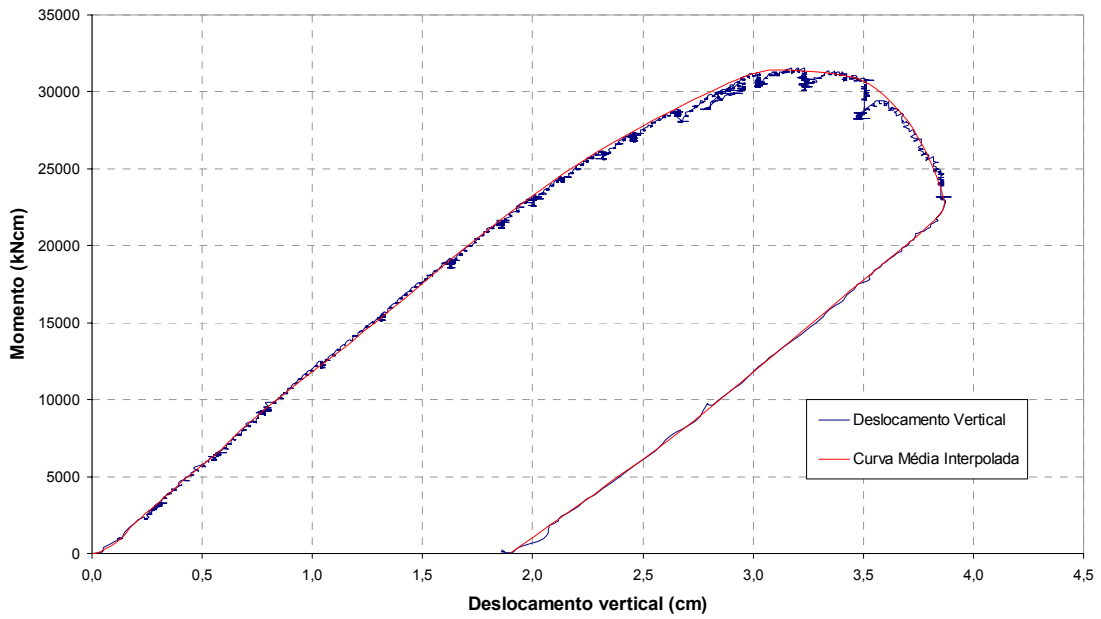


FIGURA 4.33 – PSS 600x150x8x2x6000 com travamento central: momento x deslocamento vertical a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais

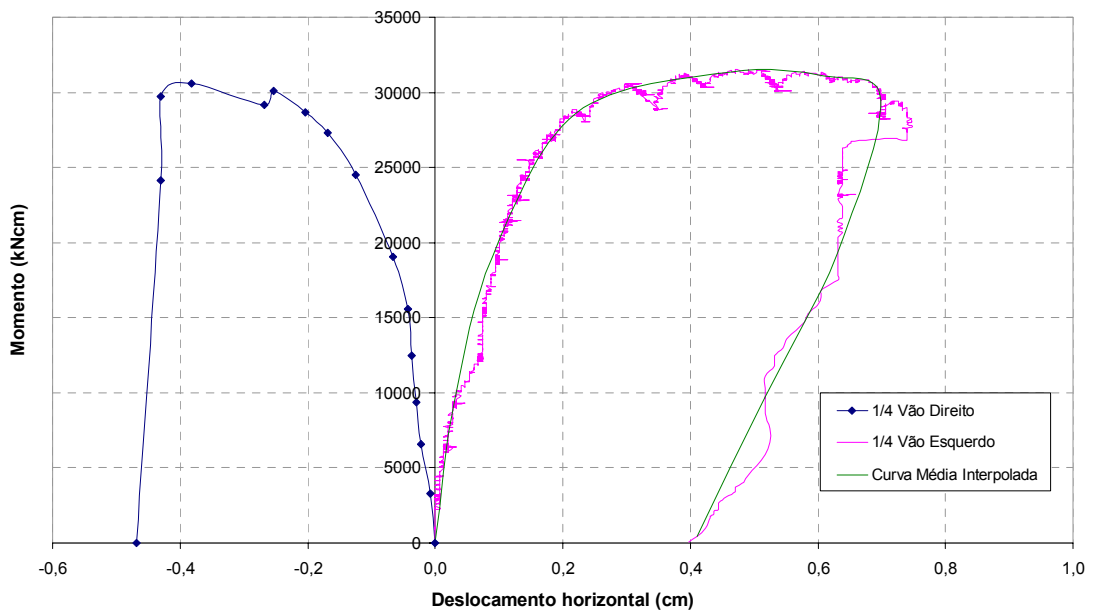


FIGURA 4.34 – PSS 600x150x8x2x6000 com travamento central: momento x deslocamento horizontal a $\frac{1}{4}$ do vão da viga – resultados experimentais

4.2 – Parte II – Ligação Metálica

4.2.1 – Introdução

A investigação experimental desta pesquisa consistiu na realização de dois ensaios em protótipos cruciformes simétricos, com duas vigas de aço com alma senoidal, constituídas por seções **I**, simplesmente apoiadas e ligadas à alma plana de um pilar. As ligações foram feitas com chapa de extremidade soldada na viga e parafusada no pilar. Esses ensaios visam simular a situação da fase de construção de uma ligação mista, antes que a laje de concreto pudesse contribuir com a resistência a momento da ligação.

A escolha desta ligação visou a simplicidade, pois a alma pode ser cortada em qualquer posição e soldada na chapa, sem utilizar um perfil **T** arrematando a alma senoidal, o que seria uma desvantagem. O comportamento esperado era que apenas as mesas da viga transmitissem forças horizontais para a chapa de extremidade e os únicos parafusos tracionados fossem os próximos à mesa tracionada.

Os modelos experimentais foram simulados computacionalmente através de modelos numéricos, via programa ANSYS[®], como pode ser verificado no Capítulo 5.

Os ensaios foram realizados no Laboratório de Análise Experimental de Estruturas (LAEES), do Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da UFMG.

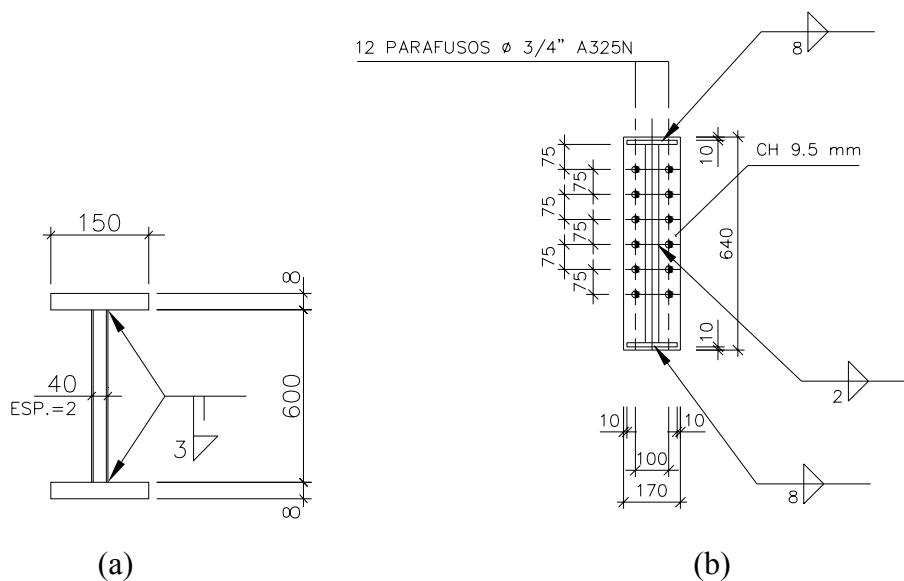
4.2.2 – Descrição e Dimensionamento dos Protótipos

Para o dimensionamento dos protótipos foram consideradas as prescrições do Projeto de Revisão da NBR 8800 (2007) e do ANSI/AISC 360:05 (2005).

As vigas foram fabricadas pela empresa CODEME ENGENHARIA S.A., produtora deste tipo de perfil no mercado brasileiro. O aço utilizado nas mesas, chapas e perfis soldados foi o USICIVIL 350 e, na alma, o USICIVIL 300, produzidos pela USIMINAS - Usinas Siderúrgicas de Minas Gerais, tendo os aços as seguintes propriedades mecânicas nominais à tração:

- Aço USI CIVIL 350:
 f_y : resistência ao escoamento do aço à tensão normal = 350 MPa
 f_u : resistência à ruptura do aço à tração = 500 MPa
- Aço USI CIVIL 300:
 f_y : resistência ao escoamento do aço à tensão normal = 300 MPa
 f_u : resistência à ruptura do aço à tração = 410 MPa

Na união da alma senoidal com as mesas do perfil foi executada solda por arco elétrico, conforme a AWS, usando-se eletrodo E7018, com penetração total e filete com perna de 3 mm (FIGURA 4.35a). Na união da chapa de extremidade com as mesas do perfil e com a alma foram executados filetes com pernas de 8 mm e 2 mm, respectivamente, conforme FIGURA 4.35b.



FIGURAS 4.35 – Geometria nominal da seção transversal e da ligação

Os protótipos foram constituídos de duas vigas **PSS 600x150x12,5x2x2390** soldadas nas chapas de extremidade **CH 9,5x170x640** e estas parafusadas no perfil **PL 305x101x6,7x5,6**. As dimensões nominais dos protótipos ensaiados são mostradas nas FIGURAS 4.35b e 4.36 e apresentadas na TABELA 4.6. Foram utilizados parafusos de alta resistência ASTM A325 $\phi \frac{3}{4}$ ".

TABELA 4.6 – Dimensões nominais dos protótipos

Perfil	<i>L</i> (mm)	<i>h</i> (mm)	<i>b_f</i> (mm)	<i>t_f</i> (mm)	<i>t_w</i> (mm)	<i>h_{ch}</i> (mm)	<i>b_{ch}</i> (mm)	<i>t_{ch}</i> (mm)
PSS 600x150x12,5x2x4800	4800	600	150	12,5	2,0	640	170	9,5

sendo

L : comprimento total da viga;

b_{ch} : largura da chapa de extremidade;

b_f : largura da mesa;

h : altura da alma;

h_{ch} : altura da chapa de extremidade;

t_{ch} : espessura da chapa de extremidade;

t_f : espessura da mesa;

t_w : espessura da alma.

Nas extremidades das vigas foram soldados perfis **W 310x23,8**, como pode ser visto nas FIGURAS 4.36 e 4.37.

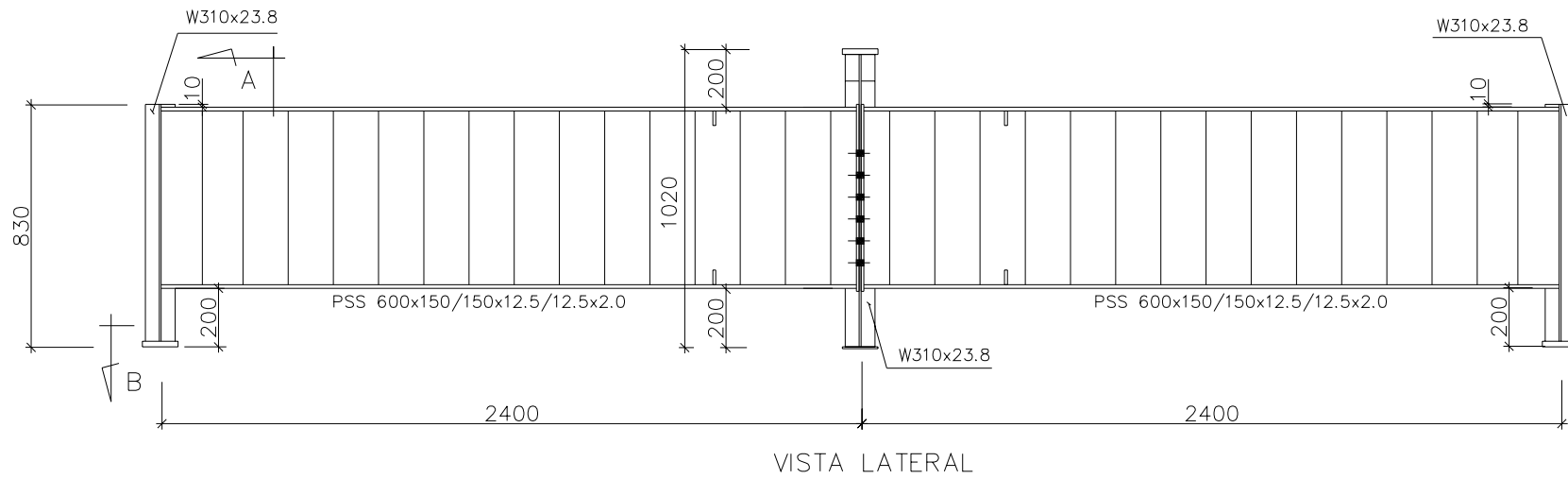
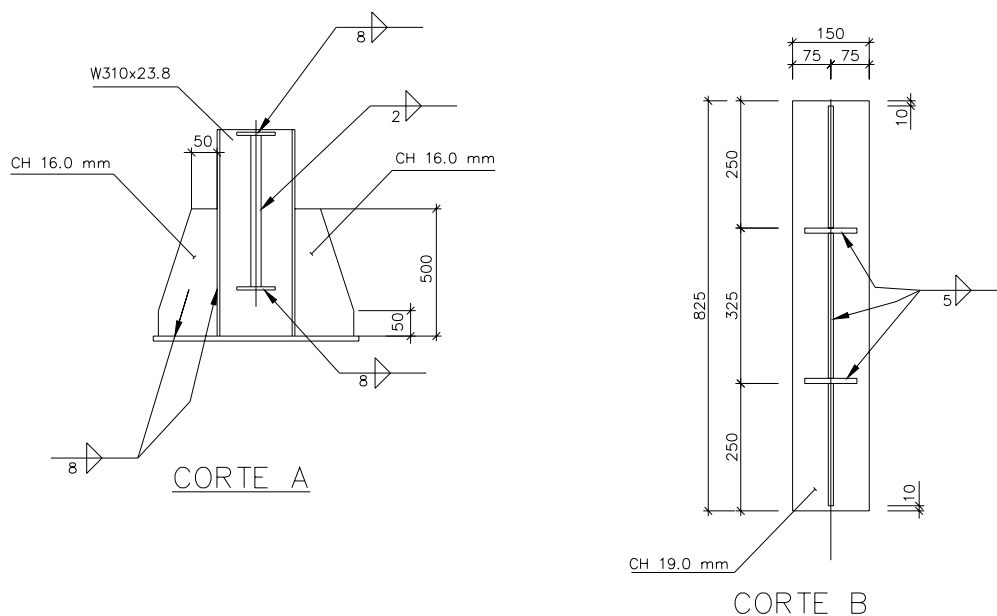


FIGURA 4.36 – Vista geral dos protótipos



FIGURAS 4.37 – Cortes

4.2.3 – Determinação Experimental das Propriedades Mecânicas

A determinação da resistência ao escoamento, f_y , e da resistência à ruptura, f_u , dos aços usados nos protótipos foi realizada a partir de ensaios de tração em um corpo de prova (CP1) retirado da chapa da alma, em dois corpos de prova (CP2 e CP3) retirados da chapa das mesas e em dois corpos de prova (CP4 e CP5) retirados da chapa de extremidade. Os corpos de prova ensaiados apresentaram os resultados descritos na TABELA 4.7.

TABELA 4.7 – Resultado dos ensaios de tração em chapas de aço

CP n°	Localização no protótipo	Resistência ao escoamento f_y (MPa)	Resistência à tração f_u (MPa)
CP1	Chapa da alma	368	513
CP2	Chapa das mesas	419	569
CP3		421	579
CP4	Chapa de extremidade	419	564
CP5		407	557

Devido à taxa de deformação utilizada nos ensaios, conforme prescrição da NBR 6152 (ABNT, 1980) os valores obtidos de f_y são considerados dinâmicos, tendo sido reduzidos para obtenção de valores estáticos, (f_y dinâmico - f_y estático, = 29 MPa), conforme SCHMIDT e BARTLETT (2002).

4.2.4 – Descrição dos Ensaios e Instrumentação

As dimensões medidas dos protótipos são apresentadas na TABELA 4.8, conforme FIGURA 4.38. Não foram feitas medidas das imperfeições geométricas iniciais nem ensaios de caracterização de resistência dos parafusos, por não terem sido considerados relevantes nos ensaios.

As espessuras das chapas das seções transversais dos perfis foram medidas com paquímetro, enquanto que as larguras das mesas, alturas das almas e comprimentos das vigas foram medidos com trena.

TABELA 4.8 – Dimensões medidas dos protótipos

	Nominal (mm)	Protótipo 01 (mm)	Protótipo 02 (mm)
t_{chE}	9,5	9,51	10,2
t_{chD}	9,5	9,55	9,98
t_{fE}	12,5	12,86	12,89
t_{fD}	12,5	13,05	12,72
t_w	2	2	2
b_{ch}	170	170	170
b_f	150	150	150
h_E	600	592,3	592,2
h_D	600	591,9	592,6
L	4800	4792,2	4795,7

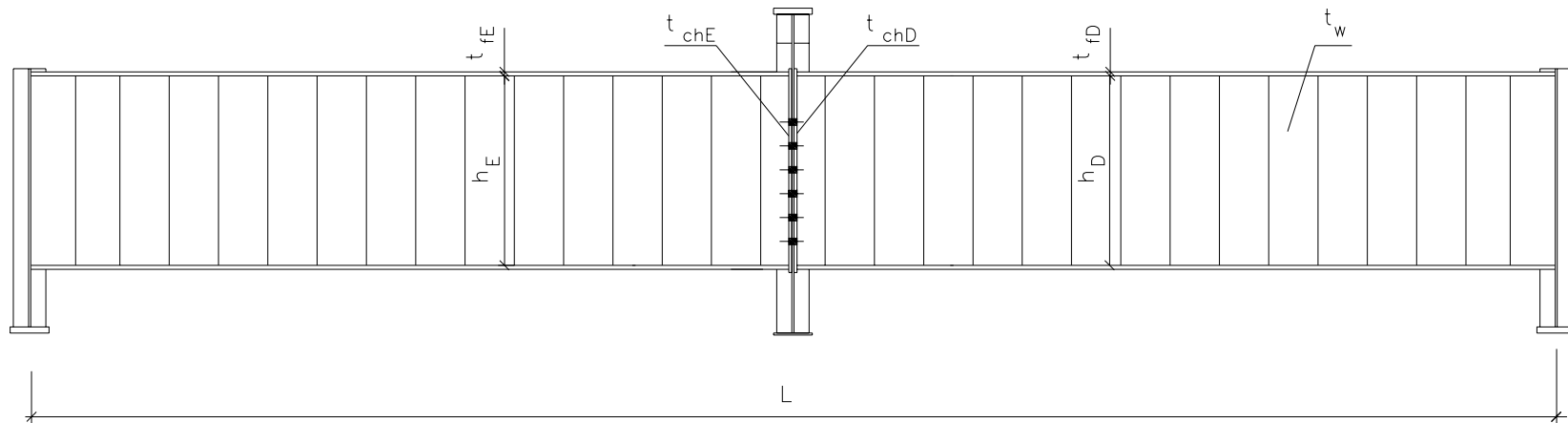


FIGURA 4.38 – Geometria dos protótipos

O esquema de montagem dos ensaios para os protótipos das ligações é apresentado na FIGURA 4.38. Durante os ensaios, as medições de deslocamentos e cargas foram executadas, respectivamente, com relógios comparadores e transdutores de pressão.

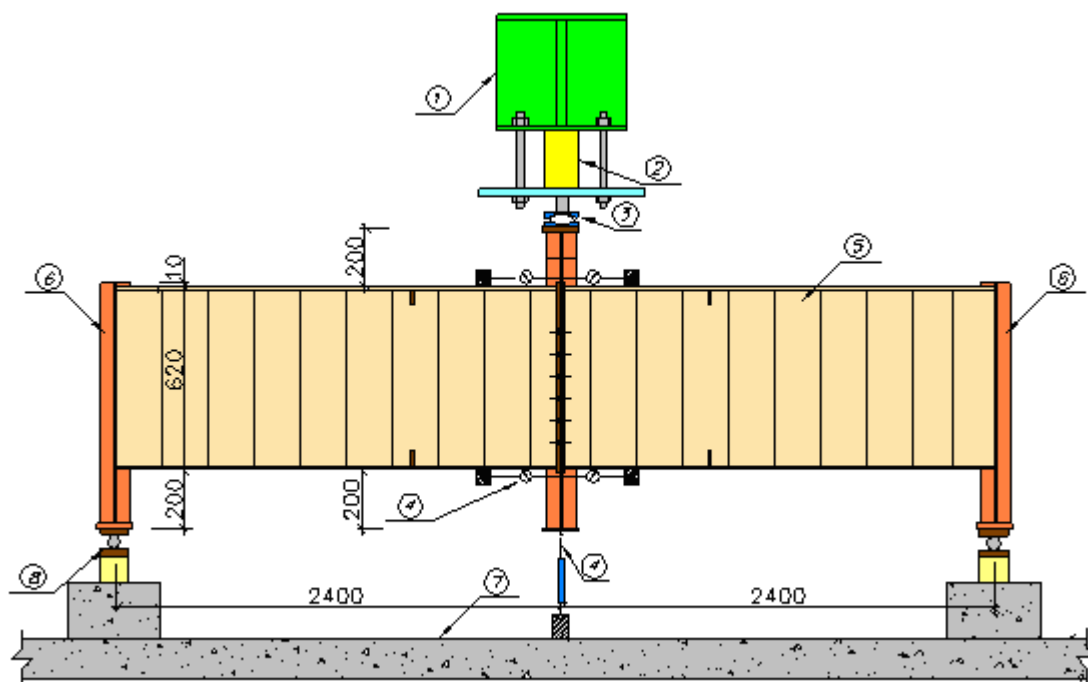


FIGURA 4.39 – Esquema de montagem para os protótipos das ligações

Na FIGURA 4.39:

- | | |
|----------------------------------|---------------------------------|
| 1 – Pórtico de reação | 5 – Perfil de alma senoidal |
| 2 – Atuador hidráulico de 300 kN | 6 – Perfis W 310x23,8 |
| 3 – Rótula semi-esférica | 7 – Laje de reação |
| 4 – REC (Relógio Comparador) | 8 – Aparelho de apoio com rolos |

O sistema de carga proporcionou a aplicação de uma força vertical na parte superior do pilar, como se mostra nas FIGURAS 4.39 e 4.41. Foi empregada uma bomba hidráulica manual equipada com transdutor de pressão SODMEX, mangueiras e atuador hidráulico da ENERPAC, com capacidade de 300 kN.

Nos apoios das vigas foram utilizados roletes metálicos entre a viga e o apoio (FIGURA 4.40), com o objetivo de restringir deslocamentos verticais, mas liberando deslocamentos horizontais na direção do eixo da viga.



FIGURA 4.40 – Roletes metálicos entre a viga e o apoio

Para a leitura das respostas ao carregamento foram utilizados nove relógios comparadores (FIGURA 4.41), sendo:

- um relógio comparador na extremidade oposta à aplicação de carga, para a leitura do deslocamento vertical do pilar;
- quatro relógios comparadores na mesa comprimida, na região próxima à ligação e quatro relógios comparadores na mesa tracionada, próximos à ligação, para a medição do encurtamento e do alongamento, respectivamente. Para a fixação desses aparelhos fez-se uso de bases magnéticas.

LAEES – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL
DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTO: LOURDIANE G. M. GONZAGA



FIGURA 4.41 – Relógios comparadores nas mesas tracionada e comprimida

Os transdutores de pressão foram ligados em ponte completa com quatro fios.

A aquisição das leituras referentes ao carregamento aplicado foi efetuada via sistema eletrônico, de maneira automatizada, através da digitalização de sinais analógicos diretamente por um microcomputador equipado com uma placa AC-2120, da LYNX Eletrônica, e software correspondente AQ DADOS 4.0. Os dados de todos os canais podem ser convertidos simultaneamente e gravados em um mesmo arquivo e exportados do sistema de aquisição através de arquivo em formato ASCII.

4.2.5 – Resultados Obtidos

Apresenta-se na TABELA 4.9 um resumo dos eventos ocorridos nos ensaios dos protótipos e as respectivas cargas, incluindo a *carga última* (P_u) e o *momento último* (M_u) atingidos nos ensaios.

TABELA 4.9 – Resultados dos ensaios

Protótipo	Resumo: cargas (kN) e eventos ocorridos	P_u (kN)	M_u (kN.cm)
01	17,91: Início de formação de charneira plástica na chapa de extremidade 53,27: Deformação na alma	55,96	6704,05
02	22,38: Início de formação de charneira plástica na chapa de extremidade 51,03: Deformação na alma e charneira na chapa de extremidade	66,25	7943,39

Completando as informações da TABELA 4.9, no protótipo 01 observou-se a formação de linhas de LÜDER na chapa de extremidade, próximas aos parafusos tracionados superiores, como mostra a FIGURA 4.42a. Com carregamento de 53,27 kN ocorreu deformação na alma (FIGURA 4.42b). Elevou-se a carga aplicada até 55,96 kN, um pouco antes de se obter um patamar horizontal, para evitar possível ruptura dos parafusos.

LA EES – LABORATORIO DE ANÁLISE EXPERIMENTAL
DE ESTRUTURAS
2005, BH – FOTOS: LOURDIANE G. M. GONZAGA



(a)



(b)

FIGURAS 4.42 – **Protótipo 01**: (a) formação de linhas de LÜDER (b) deformação na alma

No protótipo 02, observou-se também a formação de linhas de LÜDER próximas à borda da chapa de extremidade, indo em direção à alma, como mostram as FIGURAS 4.43. Após esses fenômenos, ocorreu a deformação da chapa de extremidade, formando-se nitidamente uma charneira plástica nessa chapa e com grande deformação da alma (51,03 kN), como se observa nas FIGURAS 4.44. Elevou-se a carga aplicada até 66,25 kN, um pouco antes de se obter um patamar horizontal, para evitar possível ruptura dos parafusos.



FIGURAS 4.43 – **Protótipo 02**: Formação de linhas de LÜDER



FIGURAS 4.44 – **Protótipo 02**: Charneira plástica e deformação da alma

Os gráficos de respostas dos protótipos da ligação encontram-se representados nas FIGURAS 4.45 a 4.50.

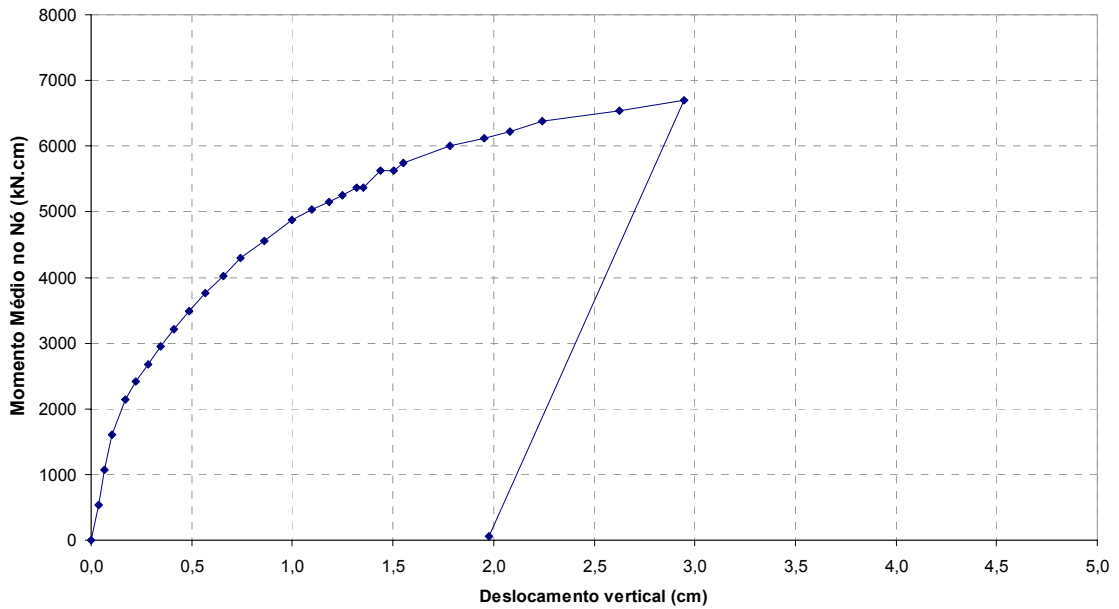


FIGURA 4.45 – **Protótipo 01**: momento médio no nó x deslocamento vertical a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais

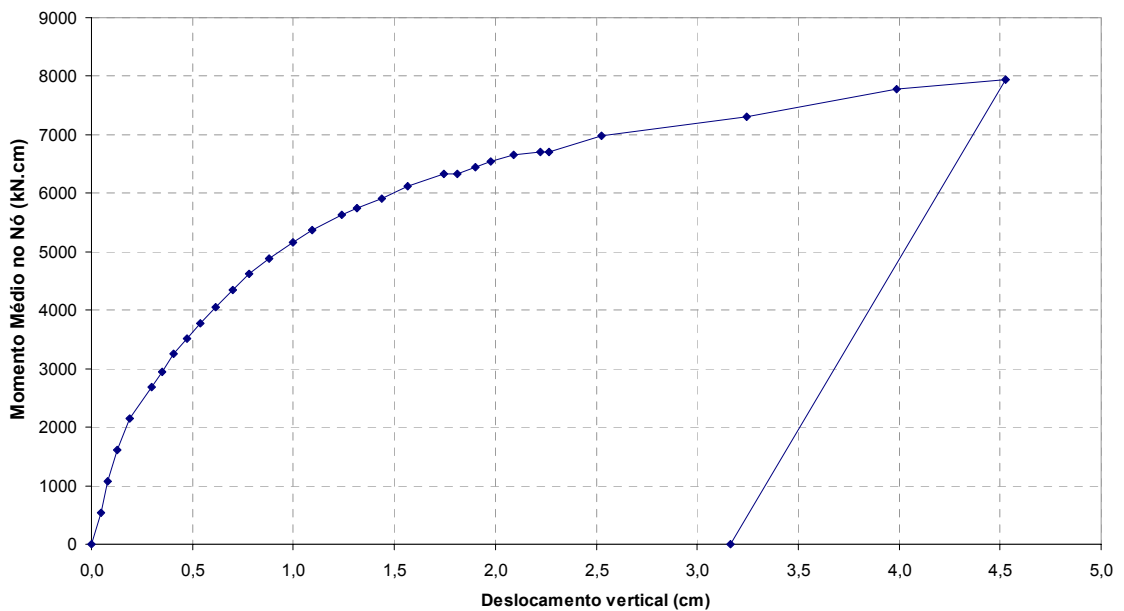


FIGURA 4.46 – **Protótipo 02**: momento médio no nó x deslocamento vertical a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais

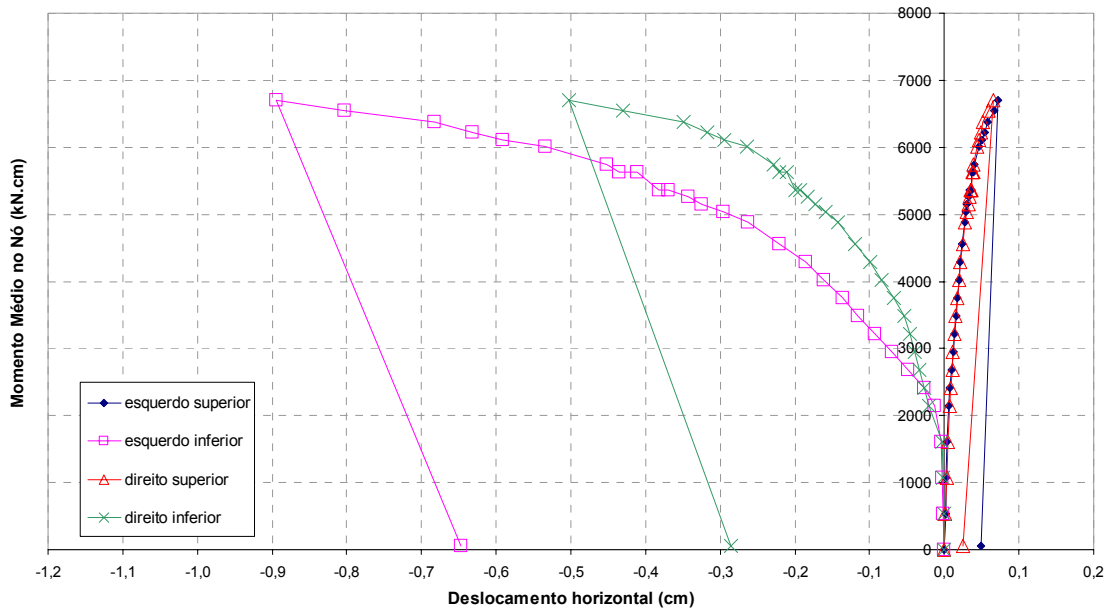


FIGURA 4.47 – **Protótipo 01**: momento médio no nó x deslocamento horizontal da viga (média dos REC's anterior e posterior) – resultados experimentais

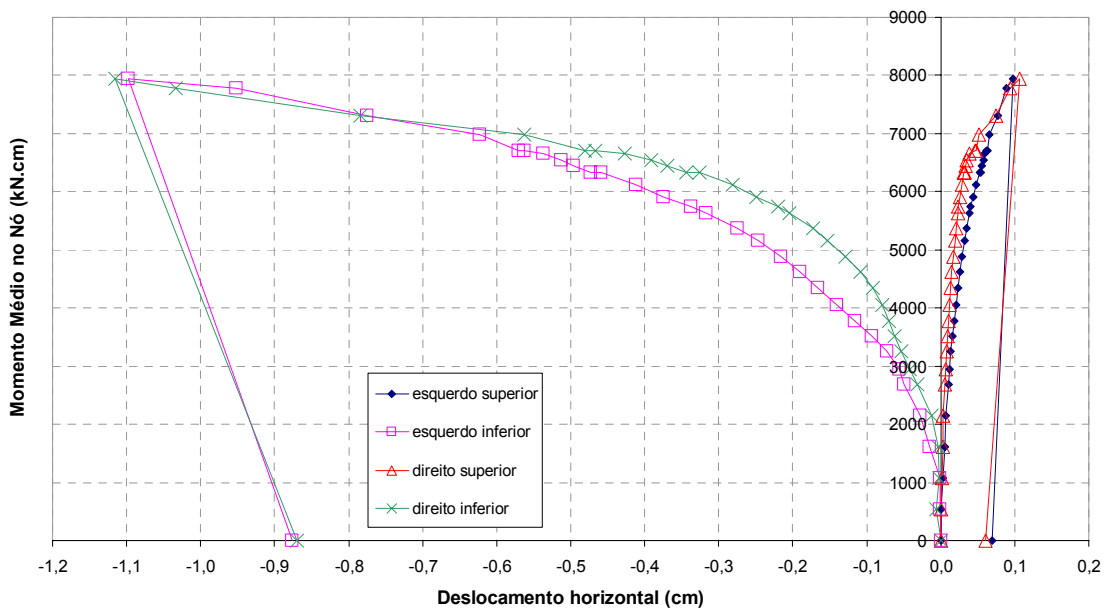


FIGURA 4.48 – **Protótipo 02**: momento médio no nó x deslocamento horizontal da viga (média dos REC's anterior e posterior) – resultados experimentais

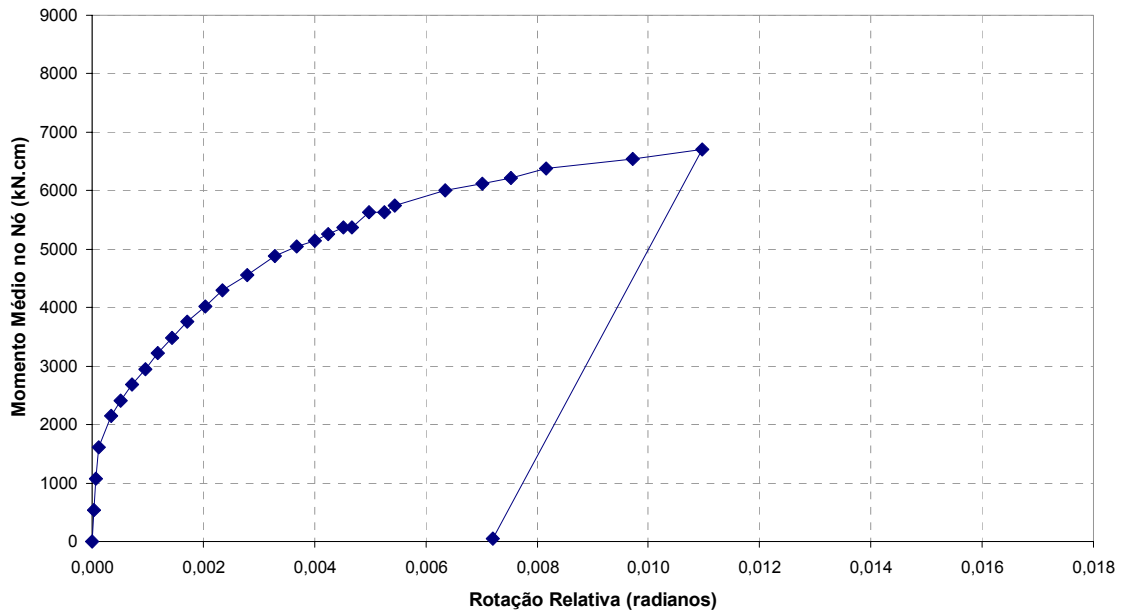


FIGURA 4.49 – **Protótipo 01**: momento médio no nó x rotação relativa da ligação – resultados experimentais

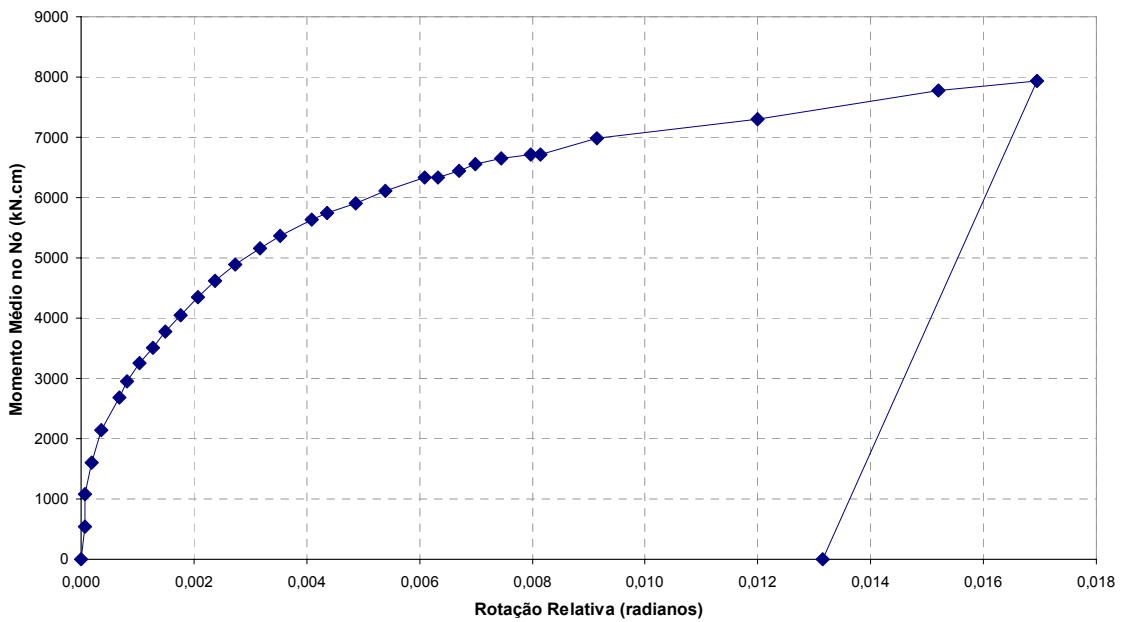


FIGURA 4.50 – **Protótipo 02**: momento médio no nó x rotação relativa da ligação – resultados experimentais

5

ANÁLISE NUMÉRICA

5.1 – Parte I - FLT

5.1.1 – Generalidades

Para análise da flambagem lateral com torção de vigas com alma senoidal, foi feita inicialmente uma análise de *autovalores* e *autovetores*, determinando-se, assim, cargas críticas e modos de flambagem.

No caso da estabilidade linear elástica clássica, todos os pontos críticos obtidos a partir do problema de autovalores são *pontos de bifurcação*. Estados limites podem ser obtidos através de uma análise não-linear física e geométrica, levando-se em conta as imperfeições iniciais e tensões residuais.

Na prática, não há estruturas perfeitas nem materiais infinitamente resistentes, sendo necessário determinar o comportamento real, considerando-se as imperfeições geométricas iniciais e a plasticidade.

Assim, a determinação de resistência à flambagem de um modelo representativo de uma peça real é feita utilizando-se a seqüência:

- Determinação dos *autovalores* e *autovetores* para flambagem linearizada;
- Alteração da *geometria* do modelo, com base no autovetor escolhido, associando-se a *imperfeição inicial* ao maior deslocamento desse autovetor;
- Análise *incremental* do modelo com imperfeição inicial (e tensões residuais) considerando-se as não-linearidades *física* e *geométrica*.

Nos itens 5.1.2 e 5.1.3 são resumidos os procedimentos para a consideração dessas duas não-linearidades.

5.1.2 – Não-linearidade Geométrica

A estabilidade da estrutura é analisada em teoria de segunda ordem, onde o equilíbrio da mesma é formulado considerando a sua posição *deslocada*.

O “software” ANSYS[®] utiliza a teoria de *grandes deformações*, que inclui *grandes deslocamentos*. Admite-se que os pontos de um corpo ocupam posições $\{\mathbf{X}\}$ no espaço da configuração de *referência* (indeformada), definidas pelas coordenadas Lagrangianas, e posições $\{\mathbf{x}\}$ na configuração *deformada*, definidas pelas coordenadas Eulerianas. Então, o vetor *deslocamento* $\{\mathbf{u}\}$ é dado pela Eq. 5.1:

$$\{\mathbf{u}\} = \{\mathbf{x}\} - \{\mathbf{X}\} \quad (5.1)$$

Diferenciando as coordenadas Eulerianas em relação às coordenadas Lagrangianas obtém-se o tensor *gradiente de deformações* $[\mathbf{F}]$ (Eq.5.2):

$$[\mathbf{F}] = \frac{\partial \{\mathbf{x}\}}{\partial \{\mathbf{X}\}} \quad (5.2)$$

que pode ser escrito em termos do vetor deslocamento $\{\mathbf{u}\}$:

$$[\mathbf{F}] = [\mathbf{I}] + \frac{\partial \{\mathbf{u}\}}{\partial \{\mathbf{X}\}} \quad (5.3)$$

sendo $[\mathbf{I}]$ a matriz identidade.

As informações contidas no tensor gradiente de deformação $[\mathbf{F}]$ incluem mudança de volume, rotação rígida e mudança de forma do corpo deformado.

O determinante do gradiente de deformação (Eq.5.4) representa a *mudança de volume* em um determinado ponto do corpo:

$$\det[\mathbf{F}] = \frac{\partial V}{\partial V_0} \quad (5.4)$$

onde:

V_0 : volume original;

V : volume corrente.

Aplicando o teorema da *decomposição polar direita* do gradiente de deformações, obtém-se:

$$[\mathbf{F}] = [\mathbf{R}][\mathbf{U}] \quad (5.5)$$

onde

$[\mathbf{R}]$: matriz de rotação ($[\mathbf{R}]^T[\mathbf{R}] = [\mathbf{I}]$)

$[\mathbf{U}]$: matriz de deformação, de acordo com a Eq.5.6.

$$[\mathbf{U}] = \sqrt{[\mathbf{C}]} \quad (5.6)$$

sendo $[\mathbf{C}]$ o tensor de deformação de CAUCHY-GREEN direito, conforme a Eq.5.7:

$$[\mathbf{C}] = [\mathbf{U}^2] = [\mathbf{F}]^T [\mathbf{F}] \quad (5.7)$$

Dessa maneira, pode-se obter a medida de deformação logarítmica $[\boldsymbol{\varepsilon}]$ ou deformação de HENCKY (Eq.5.8):

$$[\boldsymbol{\varepsilon}] = \ln[\mathbf{U}] = \sum_{i=1}^3 \ln \lambda_i \{ \mathbf{e}_i \} \{ \mathbf{e}_i \}^T \quad (5.8)$$

onde

$\{ \mathbf{e}_i \}$: autovetores de $[\mathbf{U}]$;

$[\lambda_i]$: autovalores de $[\mathbf{U}]$.

5.1.3 – Não-linearidade Física

As leis constitutivas dos materiais são não-lineares, ou seja, a partir de um certo estágio, não há proporcionalidade entre as *tensões* (σ) e as *deformações* (ε), fazendo com que os mesmos não obedeçam à lei de HOOKE.

Na plasticidade, o modelo constitutivo do comportamento uniaxial para o material é definido por meio de algumas curvas ($\sigma - \varepsilon$), sendo a mais simples a bi-linear.

Ao utilizar a regra de encruamento cinemático, nos carregamentos reversíveis, o efeito de BAUSCHINGER é considerado em toda a extensão do carregamento, isto é, o encruamento na tração (que corresponde a um incremento do limite elástico na tração), é acompanhado de uma diminuição em valor absoluto do limite elástico em compressão.

Hipóteses básicas são estabelecidas na plasticidade para representar matematicamente as relações que caracterizam as respostas elastoplásticas dos materiais:

- Existência de uma *superfície inicial de escoamento* que define o limite elástico do material para qualquer estado de tensões;
- *Regra de encruamento* que descreve a evolução das superfícies de escoamento subseqüentes;
- *Regra de fluxo* que está relacionada à função potencial plástica e define a direção do vetor de deformação plástica incremental.

Utilizando o critério de escoamento de VON MISES com regra de fluxo associativa e encruamento cinemático, define-se uma *tensão equivalente* (σ_e), dada pela Eq.5.9

$$\sigma_e = \left[\frac{3}{2} (\{\mathbf{s}\} - \{\boldsymbol{\alpha}\})^T [\mathbf{M}] (\{\mathbf{s}\} - \{\boldsymbol{\alpha}\}) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (5.9)$$

onde

$\{\mathbf{s}\}$:vetor desviador, conforme Eq.5.10:

$$\{\mathbf{s}\} = \{\boldsymbol{\sigma}\} - \sigma_m [1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0]^T \quad (5.10)$$

σ_m : tensão hidrostática , dada pela Eq.5.11:

$$\sigma_m = \frac{1}{3} (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) \quad (5.11)$$

$\{\boldsymbol{\alpha}\}$:vetor de translação da *superfície de escoamento*.

$$[\mathbf{M}] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2 \end{bmatrix}$$

Quando σ_e é igual a *tensão de escoamento uniaxial* (σ_y), assume-se que o material escoou. Então, o *critério de escoamento* é expresso pela Eq.5.12:

$$F = \left[\frac{3}{2} (\{\mathbf{s}\} - \{\boldsymbol{\alpha}\})^T [\mathbf{M}] (\{\mathbf{s}\} - \{\boldsymbol{\alpha}\}) \right]^{\frac{1}{2}} - \sigma_y = 0 \quad (5.12)$$

A *regra de fluxo* associada à superfície de escoamento é dada pela Eq.5.13:

$$\left\{ \frac{\partial \mathbf{Q}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\} = \left\{ \frac{\partial F}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right\} = \frac{3}{2\sigma_e} (\{\mathbf{s}\} - \{\boldsymbol{\alpha}\}) \quad (5.13)$$

sendo \mathbf{Q} a função potencial plástica (coincidente com F quando a regra de fluxo é associativa), que determina a direção da deformação plástica.

O incremento da deformação plástica é normal à superfície de escoamento. A regra de fluxo associativa com critério de escoamento de VON MISES dá origem ao chamado modelo de PRANDTL-REUSS.

A translação da *superfície de escoamento* $\{\boldsymbol{\alpha}\}$ é definida como:

$$\{\boldsymbol{\alpha}\} = 2G \{\boldsymbol{\epsilon}^{sh}\} \quad (5.14)$$

onde:

G : módulo transversal de elasticidade = $E / [2(1+\nu)]$;

E : módulo de elasticidade;

ν : coeficiente de Poisson.

$\{\boldsymbol{\varepsilon}^{sh}\}$: deformação atualizada, conforme a Eq.5.15:

$$\{\boldsymbol{\varepsilon}_n^{sh}\} = \{\boldsymbol{\varepsilon}_{n-1}^{sh}\} + \{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^{sh}\} \quad (5.15)$$

onde (para lei constitutiva bi-linear):

$$\{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^{sh}\} = \left(\frac{2}{3} \frac{EE_T}{E - E_T} \right) \frac{1}{2G} \{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^{pl}\} \quad (5.16)$$

sendo:

E_T : módulo tangente no regime plástico (no caso de $E_T = 0$, deve-se atribuir a E_T um valor pequeno, como por exemplo, $E_T = E/10.000$);

A *deformação plástica equivalente* é dependente da história do carregamento e definida pela Eq.5.17.

$$\hat{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^{pl} = \hat{\boldsymbol{\varepsilon}}_{n-1}^{pl} + \Delta\hat{\boldsymbol{\varepsilon}}^{pl} \quad (5.17)$$

onde:

$\hat{\boldsymbol{\varepsilon}}_n^{pl}$: deformação plástica equivalente atual;

$\hat{\boldsymbol{\varepsilon}}_{n-1}^{pl}$: deformação plástica equivalente anterior.

O parâmetro da *tensão equivalente* ($\hat{\sigma}_e^{pl}$) é dado por (para lei constitutiva bi-linear):

$$\hat{\sigma}_e^{pl} = \sigma_y + \frac{EE_T}{E - E_T} \hat{\varepsilon}_n^{pl} \quad (5.18)$$

Se não há deformação plástica $\hat{\varepsilon}^{pl} = 0$, então $\hat{\sigma}_e^{pl}$ é igual a tensão de escoamento inicial.

5.1.4 – Critérios Adotados na Modelagem Numérica

Um modelo de elementos finitos, utilizando o “software” ANSYS® (2004) versão 9.0, foi desenvolvido para simular os protótipos ensaiados **PSS 600x150x8x2x5000** e **PSS 600x150x8x2x6000**, com contenções laterais apenas nos apoios ou adicionando mais uma contenção no centro do vão. Foram utilizadas dimensões medidas das seções transversais (TABELA 4.3), propriedades e condições de contorno reais e todos os aparatos auxiliares foram incluídos no modelo. Considerou-se também a posição da carga em relação ao centro de cisalhamento da viga.

As tensões de escoamento dos aços da alma e das mesas do perfil senoidal, da chapa **CH 9,5x150x618** e das demais chapas (**WT 155x39,5** e **CH 16x200x326**), obtidos experimentalmente, foram de 358 MPa, 470 MPa, 300 MPa e 345 MPa, respectivamente (FIGURA 5.1). Os valores dessas tensões são considerados dinâmicos devido à taxa de deformação utilizada nos ensaios dos corpos de prova, conforme prescrição da NBR 6152 (ABNT, 1980) e segundo SCHMIDT e BARTLETT (2002). Assim, as tensões de escoamento da alma e das mesas foram reduzidas para valores estáticos iguais a 343 MPa e 455 MPa.

As chapas do perfil senoidal, as chapas soldadas nas extremidades das vigas **WT 155x39,5** e **CH 16x200x326**, correspondentes à contenção tipo vínculo de garfo, e a chapa **CH 9,5x150x618** conectada à seção central das vigas foram modeladas usando-se o elemento SHELL 181, de 4 nós, exceto nas mesas, na junção com a alma senoidal, onde foram necessários elementos triangulares. No Detalhe da FIGURA 5.1 pode-se observar a discretização da mesa do perfil senoidal.

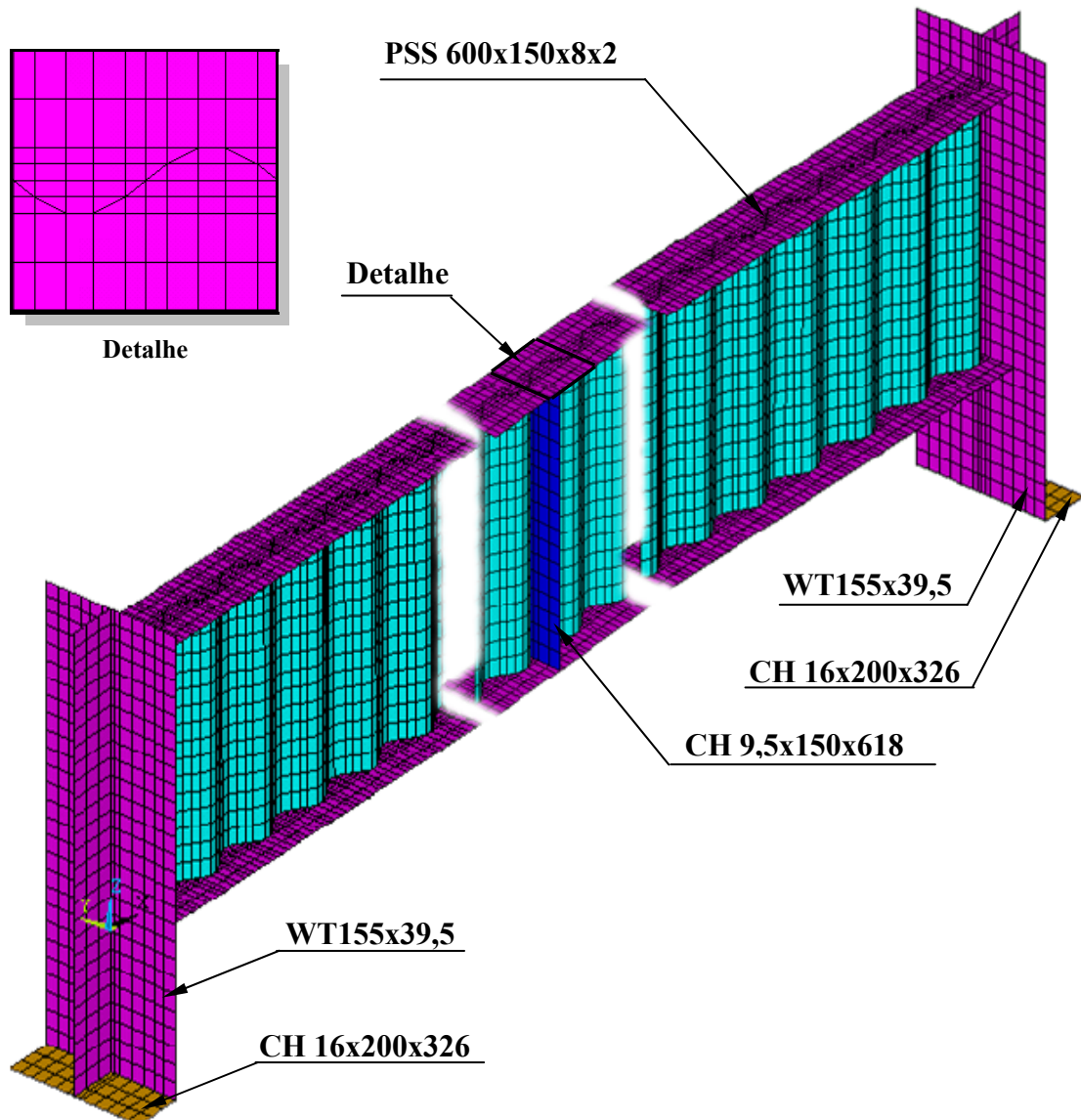


FIGURA 5.1 – Malha de elementos finitos da viga com alma senoidal

O material foi considerado elástico, perfeitamente plástico, obedecendo ao critério de escoamento de VON MISES (a regra de encruamento é supérflua nesse caso). No diagrama bi-linear ($\sigma - \epsilon$) utilizou-se $E = 205.000$ MPa, tomado igual ao valor fornecido pelo Projeto de Revisão da NBR 8800 (2007).

Em ambas as extremidades das vigas sem e com contenção central foram impostas condições de contorno reais na junção das vigas com os apoios (vínculos de garfo), isto é, as vigas foram impedidas de transladar nas direções y e z , conforme FIGURA 5.2.

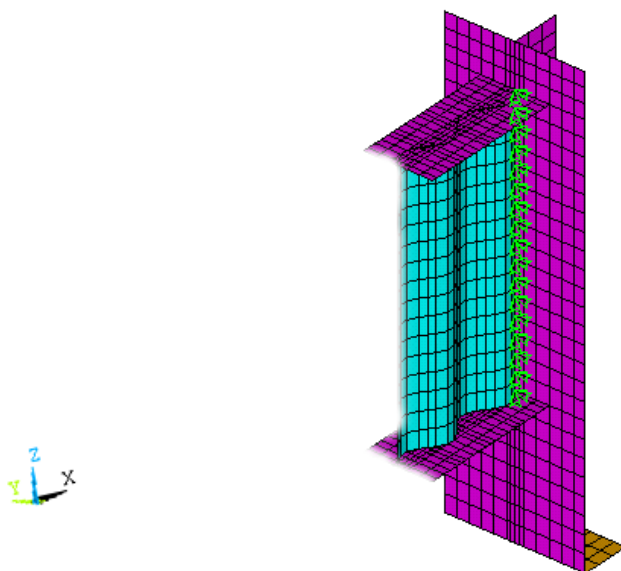


FIGURA 5.2 – Condições de contorno reais nas extremidades das vigas

a) Protótipos sem contenção central:

Nas vigas **PSS 600x150x8x2x5000** e **PSS 600x150x8x2x6000** sem contenção central, o carregamento vertical foi aplicado em 07 nós, localizados na seção central das vigas, a uma altura de 162 mm da mesa superior, simulando o sistema com rolos sobre um cilindro maciço de aço, conforme esquema de montagem da FIGURA 4.6.

Devido ao fato dos perfis **PSS 600x150x8x2x5000** e **PSS 600x150x8x2x6000** terem apresentado curvaturas laterais, as imperfeições horizontais iniciais foram consideradas nas análises numéricas com valores iguais a 2 mm e 13 mm, respectivamente.

Em ambas as vigas, impediu-se a translação longitudinal (x) da chapa usada para simular a altura do ponto de aplicação da carga vertical, como pode ser visualizado na FIGURA 5.3.

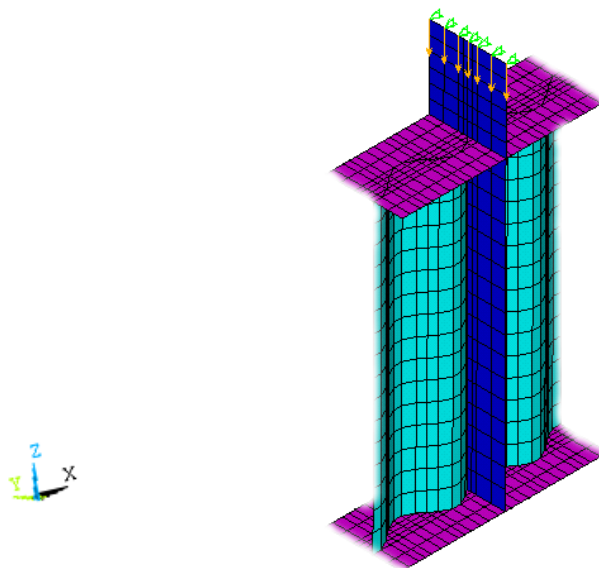


FIGURA 5.3 – Aplicação do carregamento vertical e restrições impostas nos protótipos sem contenção central

b) Protótipos com contenção central:

Várias análises numéricas para as vigas **PSS 600x150x8x2x5000** e **PSS 600x150x8x2x6000** com contenção central foram realizadas, com intuito de encontrar a melhor concordância com os resultados experimentais, contemplando-se os seguintes pontos: modo de introdução de carga, uso de elementos de contato, tensões residuais, flexibilidade do travamento central e imperfeições iniciais.

Em algumas análises, a contenção central foi representada através de travamento rígido, impedindo a translação em y de dois nós localizados no vão central da viga, um em cada mesa. Em outras análises, foram utilizados elementos de barra (LINK8), conectados à **CH 9,5x150x618**, variando-se a área da barra e impondo restrições de translação em três direções (x , y e z), conforme FIGURA 5.4. Dessa maneira, verificou-se o efeito da flexibilidade da contenção central.

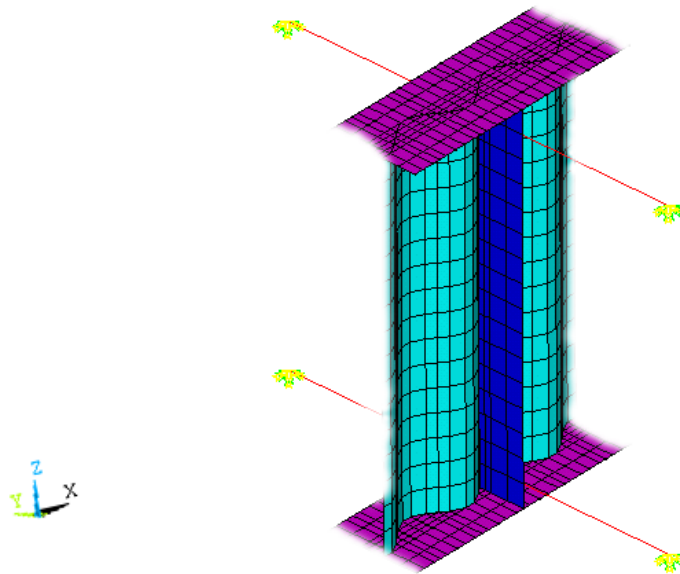
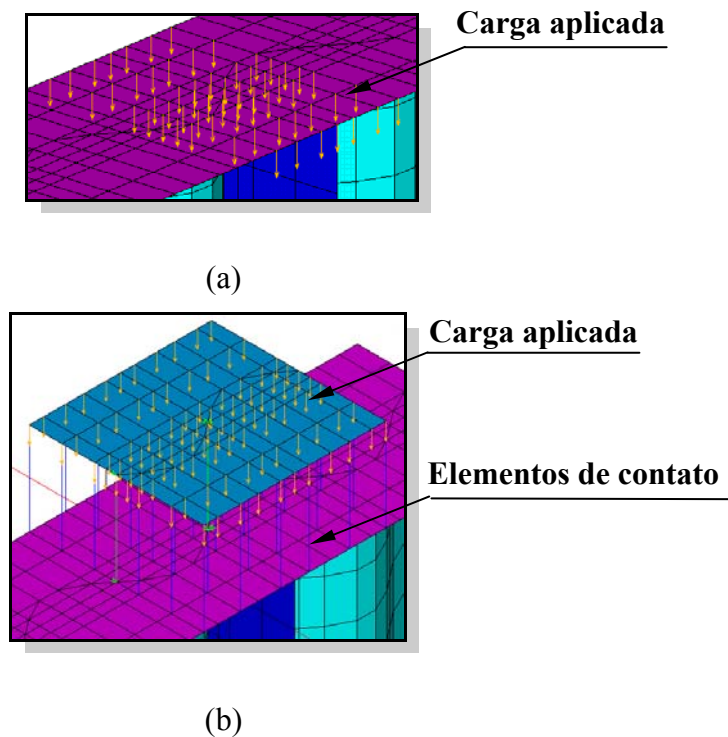


FIGURA 5.4 – Representação da contenção central através de elementos de barra

O carregamento vertical, em algumas análises, foi aplicado diretamente nos nós da mesa superior, variando-se a distribuição da carga e aplicação de forma incremental. Verificou-se, também, a distribuição do carregamento em uma placa rígida sobre a mesa superior, variando-se a área da placa. Para isto, foram empregados elementos de contato (CONTAC52) com rigidez normal (K_n) igual a 10.000 kN/cm, rigidez tangente (K_s) igual a zero e coeficiente de atrito também igual a zero. Também a aplicação incremental de deslocamentos verticais foi verificada. As FIGURAS 5.5 (a) e (b) mostram a distribuição do carregamento vertical diretamente nos nós da mesa superior e através de elementos de contato, respectivamente.



FIGURAS 5.5 – Representação do carregamento vertical aplicado (a) nos nós da mesa superior (b) na placa rígida, com emprego de elementos de contato

A influência das tensões residuais nas mesas superior e inferior da viga com alma senoidal foi considerada em duas análises numéricas da viga **PSS 600x150x8x2x5000** com travamento central. Foram incluídas tensões residuais longitudinais de compressão nas bordas das mesas e tensões residuais de tração no centro, por meio de aplicação de temperaturas de 130°C nas bordas das mesas e -50°C no centro, como pode ser observado na FIGURA 5.6. Esse padrão de tensões residuais foi considerado a favor da segurança, uma vez que não se conhece o padrão real de tensões residuais para o perfil de alma senoidal.

A FIGURA 5.7 apresenta as tensões residuais longitudinais de compressão e as tensões residuais de tração obtidas por meio da aplicação de diferenças de temperaturas nas bordas e no centro, respectivamente, das mesas superior e inferior da viga com alma senoidal.

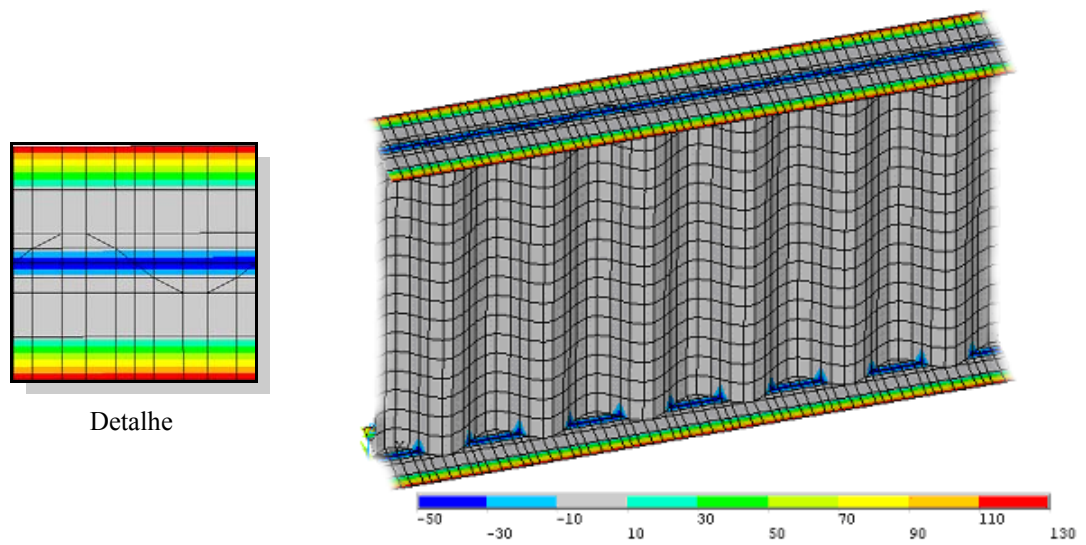
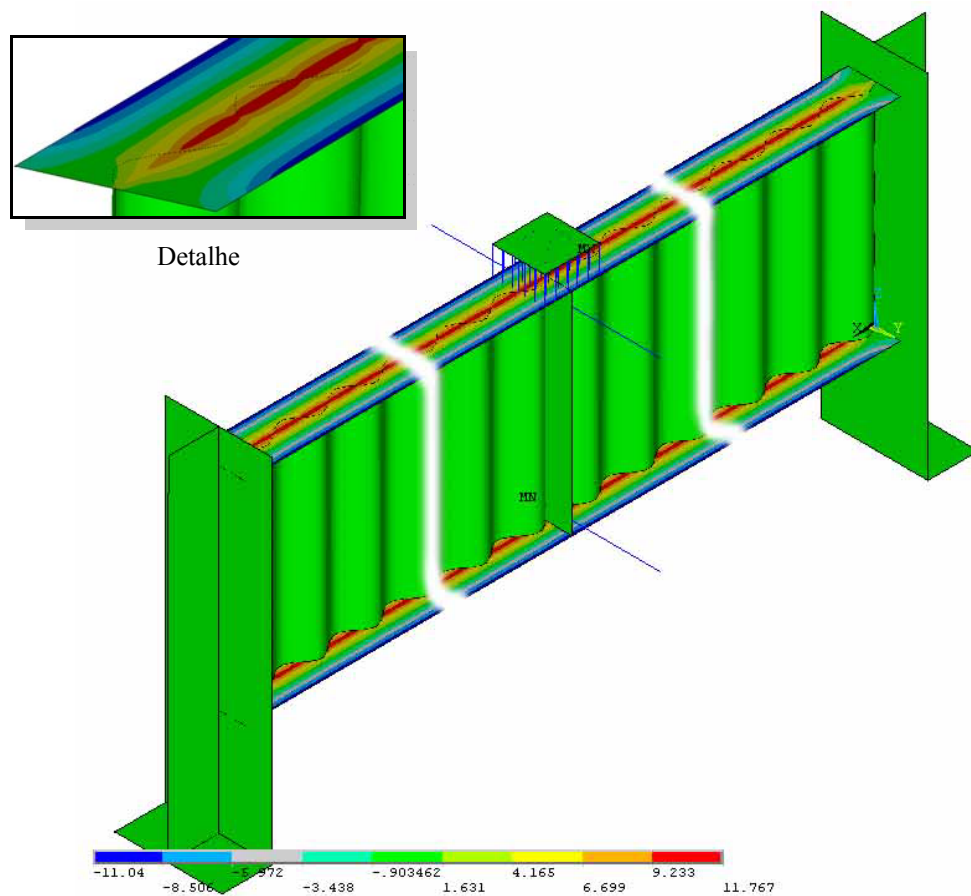


FIGURA 5.6 – Temperaturas estabelecidas nas mesas inferior e superior, em °C

FIGURA 5.7 – Tensões residuais longitudinais de compressão nas bordas das mesas e tensões residuais de tração no centro, em kN/cm^2

Em síntese, as análises numéricas dos casos com contenção central, na fase plástica, são descritas a seguir:

- **PSS 600x150x8x2x5000:**

- b.1) Aplicação de carga vertical com valor de **11 kN** em 27 nós centrais da mesa superior, representando uma área de **25x150 mm²**. Modelagem com **travamento central rígido**. Aplicação de imperfeição inicial de **1 mm**.
- b.2) Aplicação de carga vertical com valor de **11 kN** em 27 nós centrais da mesa superior, representando uma área de **25x150 mm²**. Modelagem com **travamento central rígido**. Aplicação de imperfeição inicial de **5 mm**.
- b.3) Aplicação de carga vertical com valor de **11 kN** em 27 nós centrais da mesa superior, representando uma área de **25x150 mm²**. Modelagem do **travamento central** por meio de **elementos de barra** com área de **20 mm² (0,2 cm²)**. Aplicação de imperfeição inicial de **2 mm**.
- b.4) Aplicação de carga vertical com valor **11 kN** em 27 nós centrais da mesa superior, representando uma área de **25x150 mm²**. Modelagem do **travamento central** por meio de **elementos de barra** com área de **2 mm² (0,02 cm²)**. Aplicação de imperfeição inicial de **2 mm**.
- b.5) Aplicação de carga vertical com valor de **3 kN** em 99 nós centrais da mesa superior, representando uma área de **150x150 mm²**, totalizando-se 297 kN. Modelagem do **travamento central** por meio de **elementos de barra** com área de **20 mm² (0,2 cm²)**. Aplicação de imperfeição inicial de **2 mm**.

- b.6) Aplicação de carga vertical com valor de **3 kN** em 99 nós centrais da mesa superior, representando uma área de **150x150 mm²**, totalizando-se 297 kN. Modelagem com **travamento central rígido**. Aplicação de imperfeição inicial de **2 mm**.
- b.7) Aplicação de carga vertical com valor de **3 kN** em 99 nós centrais da mesa superior, representando uma área de **150x150 mm²**, totalizando-se 297 kN. Modelagem com **travamento central rígido**. Aplicação de imperfeição inicial de **1 mm**.
- b.8) Aplicação de carga vertical com valor de **4,5 kN** em 63 nós centrais da mesa superior, representando uma área de **100x150 mm²**, totalizando-se 284 kN. Modelagem do **travamento central** por meio de **elementos de barra** com área de **200 mm² (2 cm²)**. Aplicação de imperfeição inicial de **1 mm**.
- b.9) Aplicação de carga vertical com valor de **3 kN** em 99 nós, totalizando-se 297 kN, em uma placa rígida com área de **150x150 mm²**, localizada no vão central da viga, a uma altura de 80 mm da mesa superior. Uso de **elementos de contato** entre a placa rígida e a mesa superior. Modelagem do **travamento central** por meio de **elementos de barra** com área de **20 mm² (0,2 cm²)**. Aplicação de imperfeição inicial de **2 mm**.
- b.10) Aplicação incremental da carga (**50 kN, 100 kN, 150 kN, 200 kN, 240 kN, 260 kN, 270 kN, 280 kN, 290 kN e 300 kN**) em 99 nós da placa rígida com área de **150x150 mm²**, localizada no vão central da viga, a uma altura de 80 mm da mesa superior. Uso de **elementos de contato** entre a placa rígida e a mesa superior. Modelagem do **travamento central** por meio de **elementos de barra** com área de **20 mm² (0,2 cm²)**. Aplicação de imperfeição inicial de **2 mm**.

- b.11) Aplicação incremental da carga (**50 kN, 100 kN, 150 kN, 200 kN, 240 kN, 260 kN, 270 kN, 280 kN, 290 kN e 300 kN**) em 99 nós da placa rígida com área de **150x150 mm²**, localizada no vão central da viga, a uma altura de 80 mm da mesa superior. Uso de **elementos de contato** entre a placa rígida e a mesa superior. Modelagem do **travamento central** por meio de **elementos de barra** com área de **20 mm² (0,2 cm²)**. Aplicação de imperfeição inicial de **2 mm** e **tensões residuais** nas mesas iguais a **105 MPa** (compressão nas bordas e tração no centro).
- b.12) Aplicação incremental da carga (**75 kN, 150 kN, 225 kN, 300 kN, 360 kN, 390 kN, 405 kN, 420 kN, 435 kN e 450 kN**) em 63 nós da placa rígida com área de **100x150 mm²**, localizada no vão central da viga, a uma altura de 80 mm da mesa superior. Uso de **elementos de contato** entre a placa rígida e a mesa superior. Modelagem do **travamento central** por meio de **elementos de barra** com área de **200 mm² (2 cm²)**. Aplicação de imperfeição inicial de **1 mm** e **tensões residuais** nas mesas iguais a **105 MPa** (compressão nas bordas e tração no centro).
- b.13) Aplicação incremental de **deslocamentos verticais** com valor final de **25 mm** em 09 nós centrais da mesa superior. Modelagem do **travamento central** por meio de **elementos de barra** com área de **20 mm² (0,2 cm²)**. Aplicação de imperfeição inicial de **2 mm**.
- **PSS 600x150x8x2x6000:**
- b.14) Aplicação de carga vertical com valor de **3,5 kN** em 63 nós centrais da mesa superior, representando uma área de **100x150 mm²**. Modelagem do **travamento central** por meio de **elementos de barra** com área de **20 mm² (0,2 cm²)**. Aplicação de imperfeição inicial de **2 mm**.

- b.15) Aplicação de carga vertical com valor de **8,15 kN** em 27 nós centrais da mesa superior, representando uma área de **25x150 mm²**. Modelagem do **travamento central** por meio de **elementos de barra** com área de **20 mm² (0,2 cm²)**. Aplicação de imperfeição inicial de **2 mm**.
- b.16) Aplicação de carga vertical com valor de **4,5 kN** em 63 nós centrais da mesa superior, representando uma área de **100x150 mm²**. Modelagem do **travamento central** por meio de **elementos de barra** com área de **200 mm² (2 cm²)**. Aplicação de imperfeição inicial de **1 mm**.

Para as vigas **PSS 600x150x8x2x5000** e **PSS 600x150x8x2x6000** com contenção central, os resultados obtidos nas análises descritas em b.8 e b.16, respectivamente, foram os mais próximos dos resultados dos ensaios.

5.1.5 – Descrição dos Comportamentos

Para os protótipos sem travamento central, a carga última obtida ficou muito próxima da primeira carga de flambagem da análise linearizada, com seu comportamento aproximando-se de um modelo clássico de flambagem elástica. Esse comportamento foi observado também por FAKURY *et al.* (2006) e SAYED-AHMED (2005). Por outro lado, para os protótipos com travamento central, a carga última obtida foi muito inferior à primeira carga de flambagem da análise linearizada, caracterizando-se instabilidade no regime inelástico.

Pode-se observar nas FIGURAS 5.8 e 5.9, das vigas **PSS 600x150x8x2x5000** e **PSS 600x150x8x2x6000**, respectivamente, que o modo de colapso referente à análise plástica para as vigas sem contenção central foi flambagem lateral com torção (FLT), confirmando o que se observou nos ensaios experimentais.

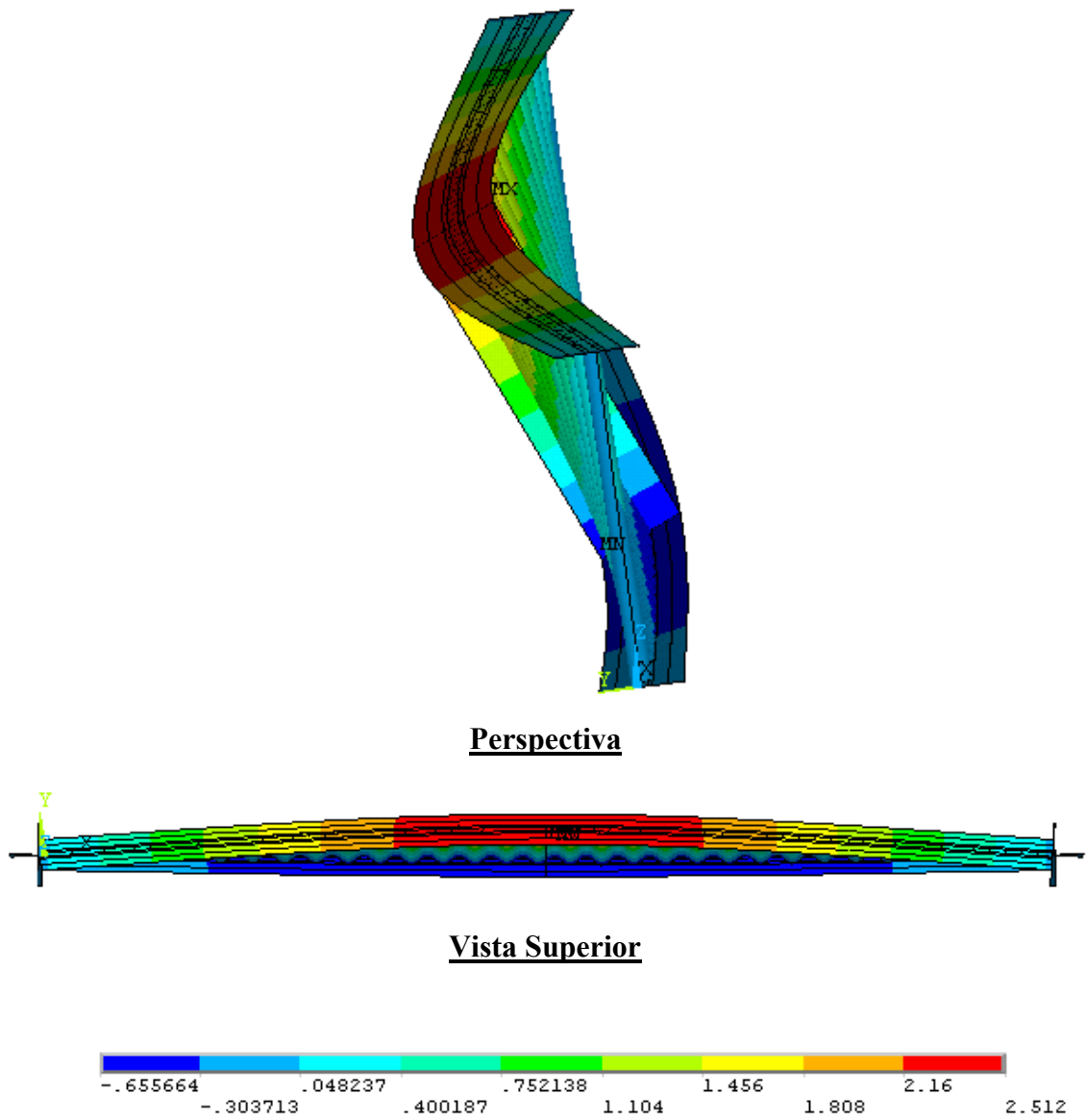


FIGURA 5.8 – Vigas sem travamento central: viga de 5,0 m – deslocamento em mm

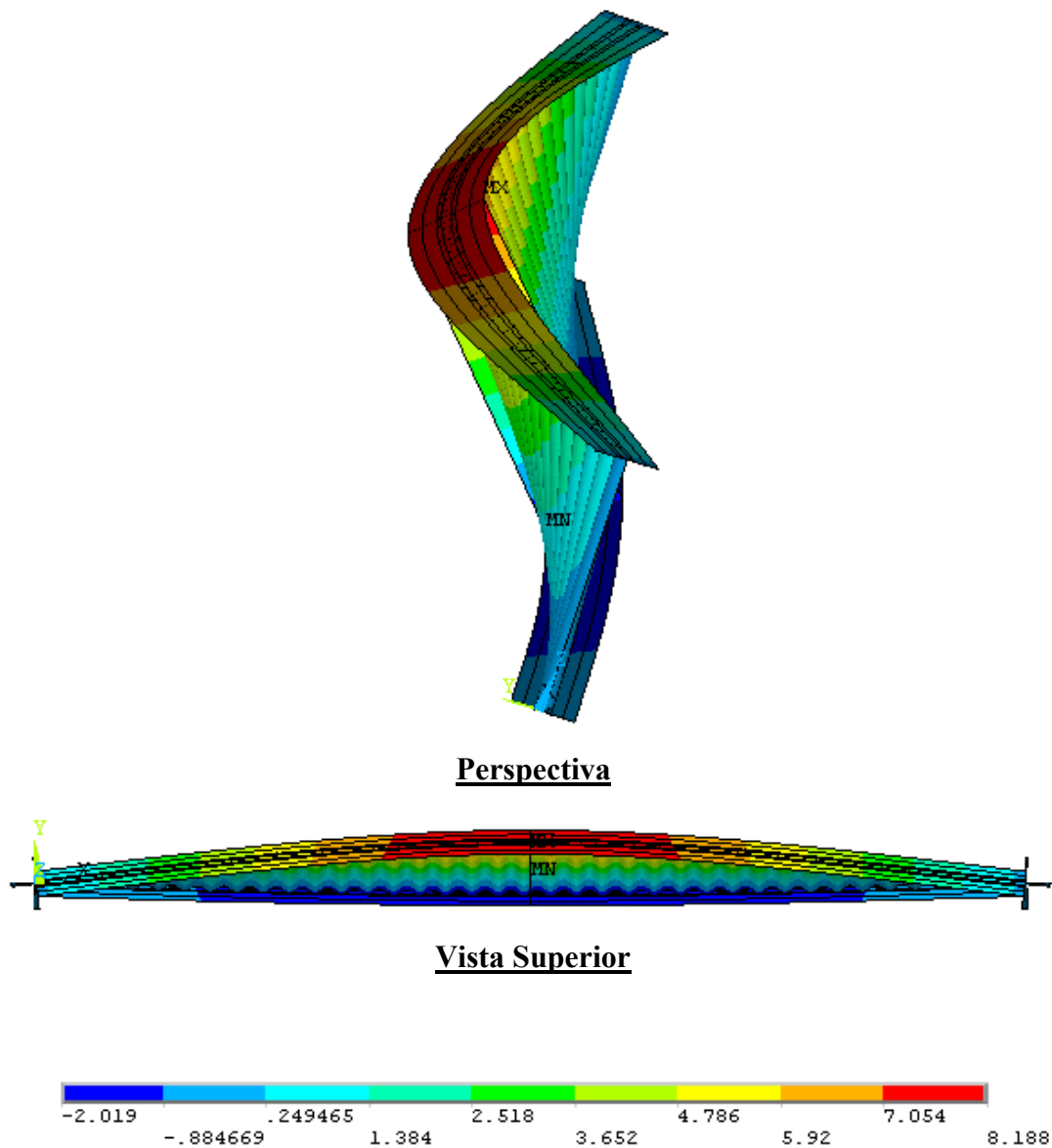
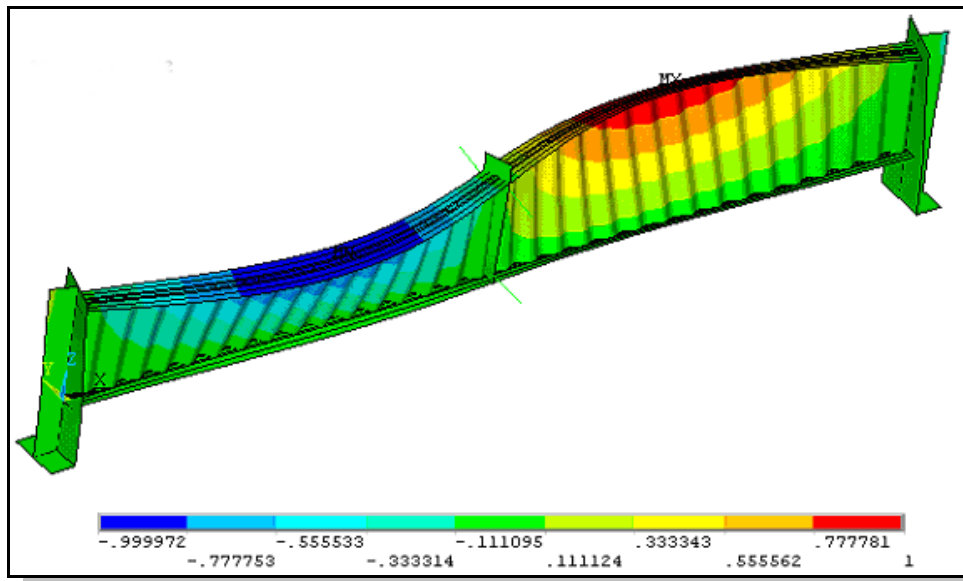
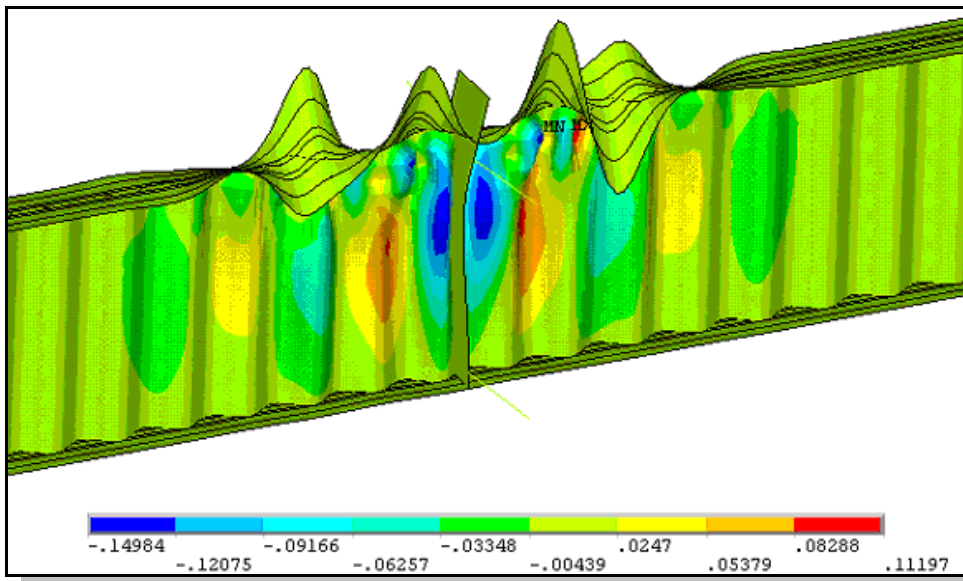


FIGURA 5.9 – Vigas sem travamento central: **viga de 6,0 m** – deslocamento em mm

As FIGURAS 5.10 (a) e (b) e FIGURAS 5.11 (a) e (b) mostram os dois primeiros modos de flambagem da análise linearizada para as vigas de 5 metros e de 6 metros, respectivamente, ambas com contenção central. Pode-se verificar que o primeiro modo de flambagem (FIGURA 5.10a e FIGURA 5.11a) e o segundo modo de flambagem (FIGURA 5.10b e FIGURA 5.11b) obtidos foram flambagem lateral com torção (FLT) e flambagem local da mesa comprimida (FLM), respectivamente.

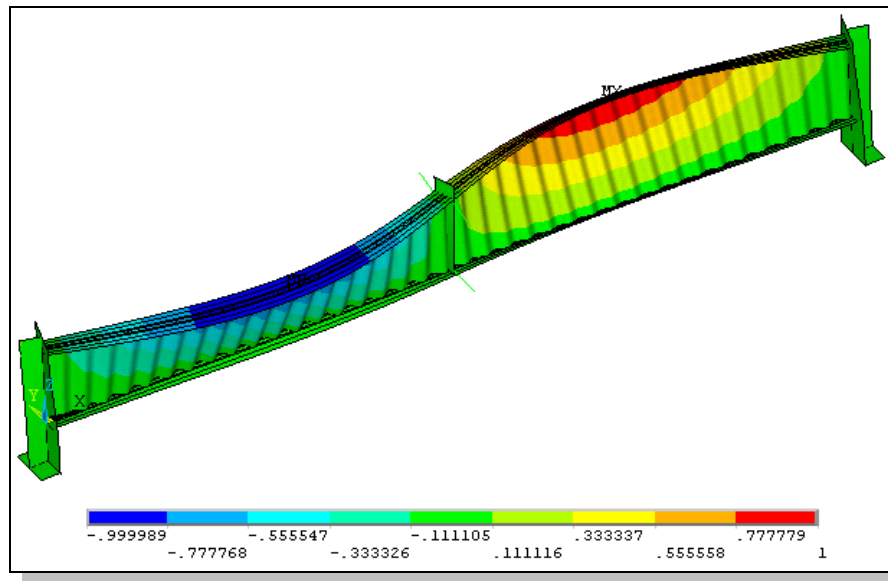


(a)

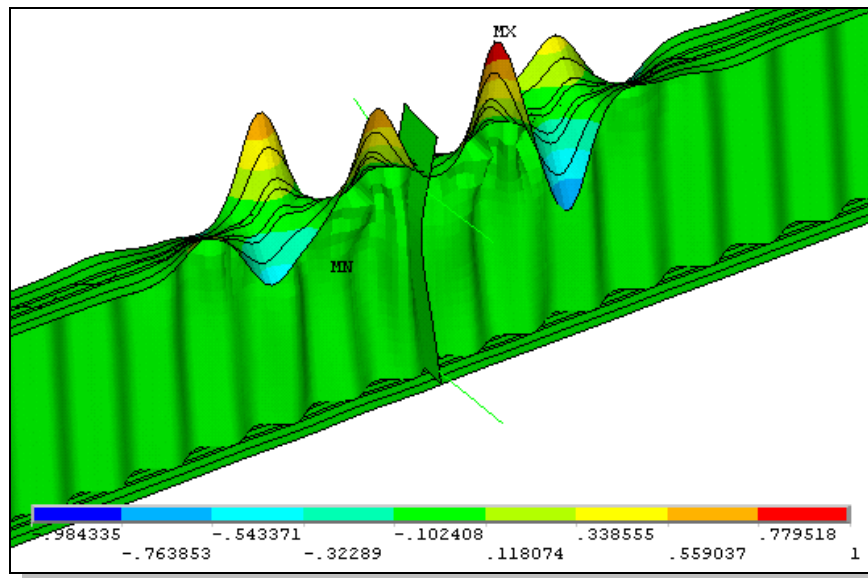


(b)

FIGURAS 5.10 – Vigas com travamento central – Análise linearizada (a) **viga de 5,0 m**: 1º modo de flambagem: FLT (b) **viga de 5,0 m**: 2º modo de flambagem: FLM – deslocamento em mm



(a)



(b)

FIGURAS 5.11 – Vigas com travamento central – Análise linearizada (a) **viga de 6,0 m**: 1º modo de flambagem: FLT (b) **viga de 6,0 m**: 2º modo de flambagem: FLM – deslocamento em mm

5.1.6 – Comparação dos Resultados Obtidos com Resultados Experimentais

As relações *carga-deslocamento* obtidas nas análises numéricas e experimentais são apresentadas nas FIGURAS 5.12 a 5.15. Nos gráficos das vigas sem contenção central são apresentados também os deslocamentos verticais calculados teoricamente, baseados nas linhas elásticas clássicas de momento fletor e levando-se em conta a influência da força cortante. Nos ensaios com travamento central, observa-se um comportamento quase linear até a carga última, devido à ausência de propagação de zonas plastificadas nas vigas de alma senoidal, uma vez que a alma não participa da resistência ao momento fletor.

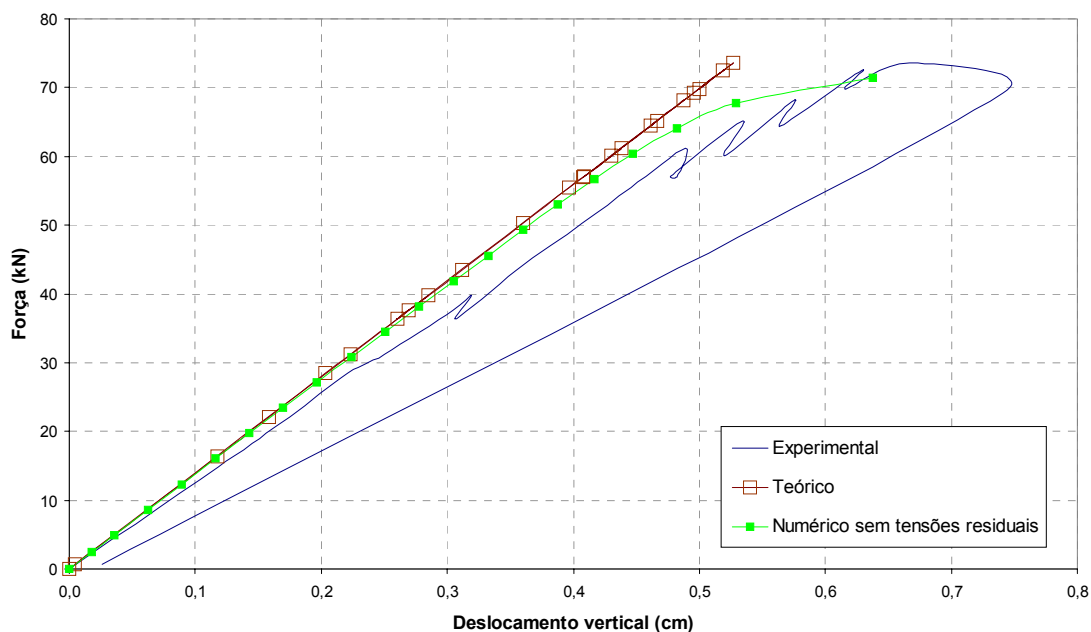


FIGURA 5.12 – PSS 600x150x8x2x5000 sem travamento central: força x deslocamento vertical a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais, teóricos e numéricos

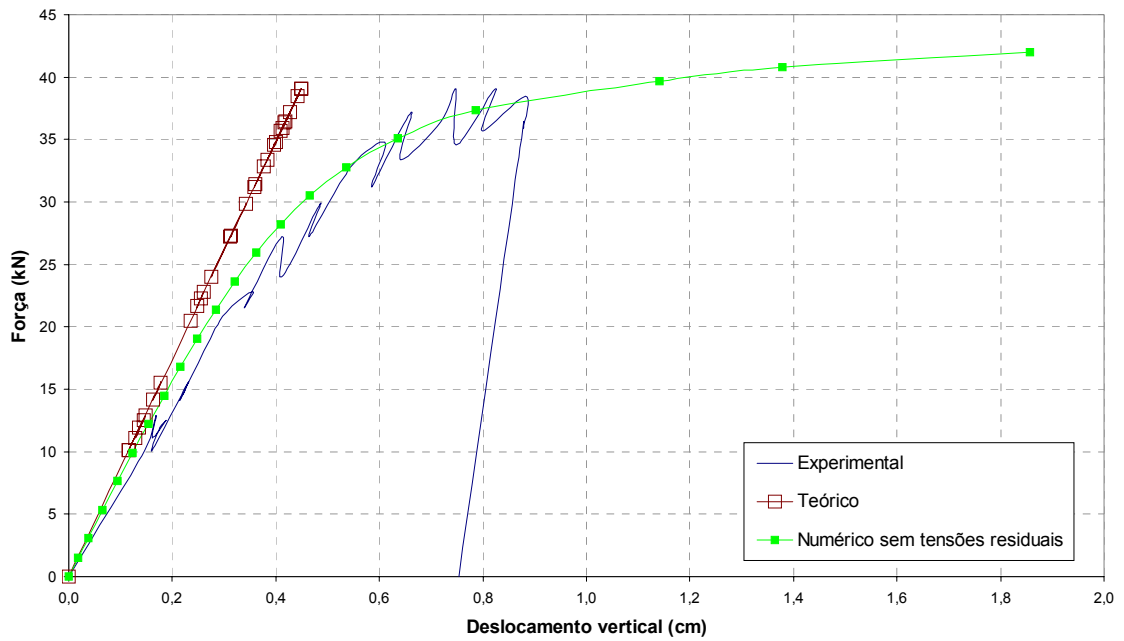


FIGURA 5.13 – PSS 600x150x8x2x6000 sem travamento central: força x deslocamento vertical a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais, teóricos e numéricos

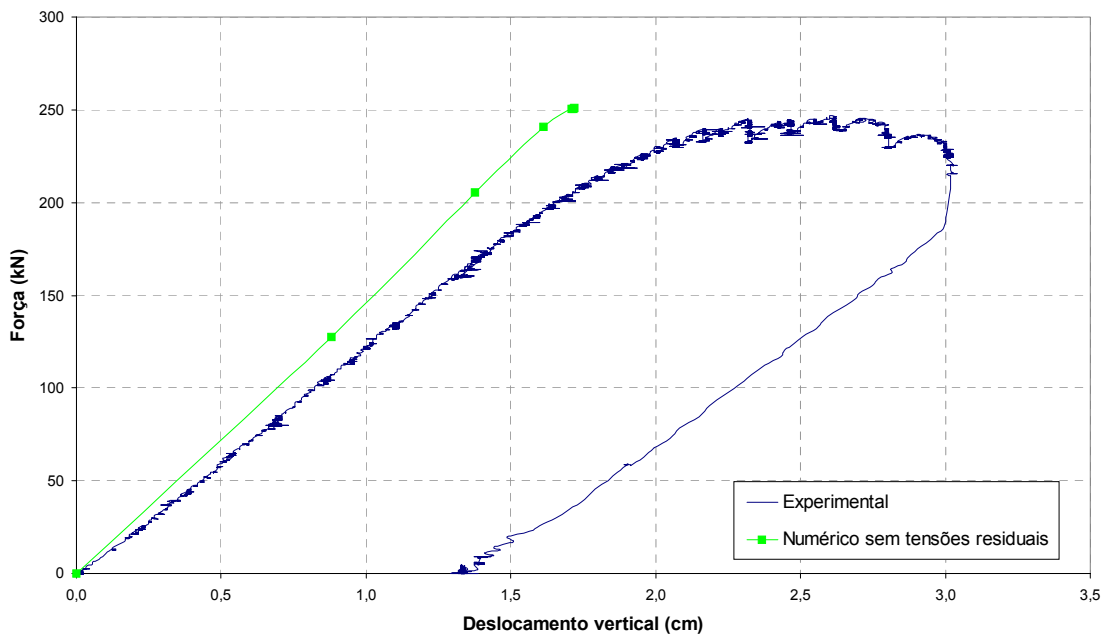


FIGURA 5.14 – PSS 600x150x8x2x5000 com travamento central: força x deslocamento vertical a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais e numéricos

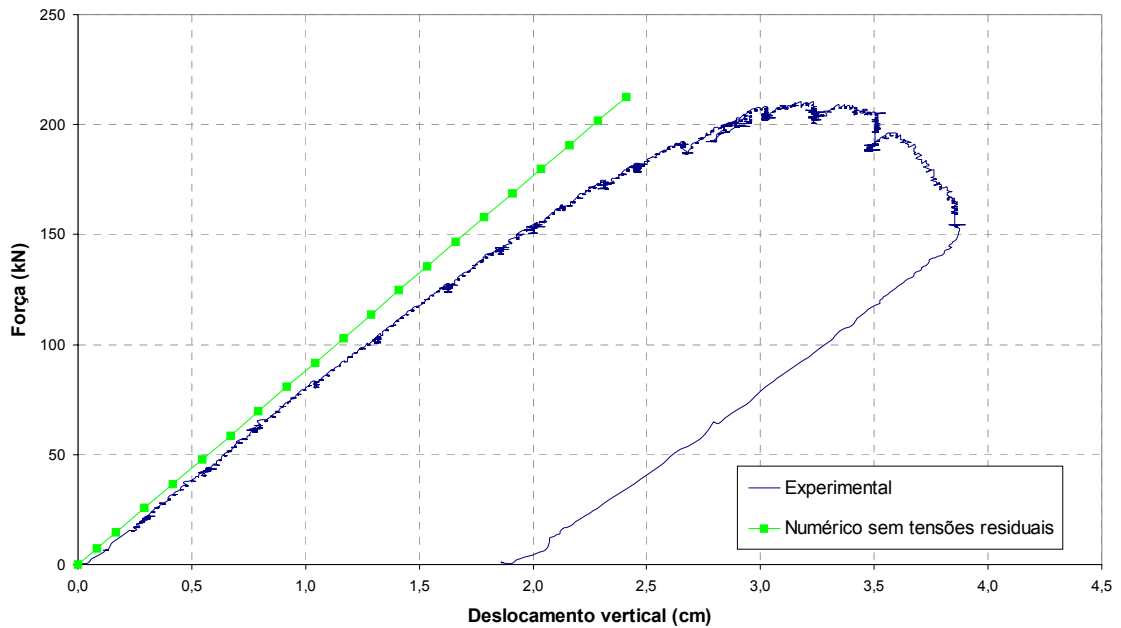


FIGURA 5.15 – PSS 600x150x8x2x6000 com travamento central: força x deslocamento vertical a $\frac{1}{2}$ do vão da viga – resultados experimentais e numéricos

Comparações de resultados entre as análises numéricas e experimentais são apresentadas na TABELA 5.1. Como pode ser visto, há uma boa correlação entre os resultados.

TABELA 5.1 – Correlação dos resultados numéricos e experimentais

Protótipo	Contenção central	M_p (kN.cm)	Análise numérica		Análise experimental	$\frac{M'_u}{M_u}$
			M_{cr} (kN.cm)	M'_u (kN.cm)	M_u (kN.cm)	
PSS 600x150x8x2x5000	não	34104	9245	8937	9215	0,970
	sim	34104	83812	31361	30997	1,012
PSS 600x150x8x2x6000	não	34437	6863	6291	6075	1,036
	sim	34437	60603	33667	31711	1,062

A FIGURA 5.16 mostra a distribuição de tensões de VON MISES na alma, correspondente à carga última da viga de 5,0 m com travamento central. Como pode ser visto, a resistência ao escoamento na alma ($f_y = 300$ MPa) foi atingida nas proximidades do ponto de aplicação da carga.

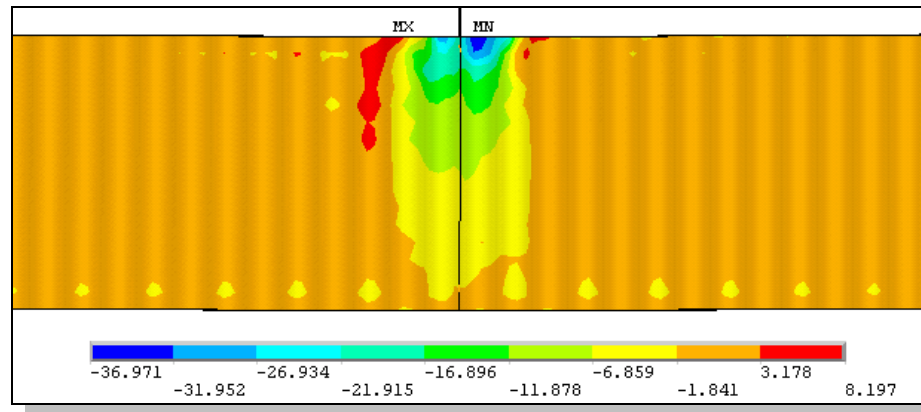


FIGURA 5.16 – PSS 600x150x8x2x5000 com travamento central: distribuição de tensões de VON MISES na alma, em kN/cm²

Esse escoamento da alma provavelmente tenha sido a causa de a viga não ter atingido a carga que se esperava inicialmente, ou seja, igual ou próxima da carga de plastificação total das mesas. Nessa região, devido à perda de rigidez provocada pelo escoamento, a alma não mais seria capaz de oferecer restrição adequada à mesa comprimida, provocando precocemente o aparecimento de instabilidade local.

5.2 – Parte II - Ligação Metálica

5.2.1 – Generalidades

Foi desenvolvido um modelo de elementos finitos, utilizando o “software” ANSYS® (2004) versão 9.0, para simular os protótipos de ligação metálica utilizados nos dois ensaios mencionados no Capítulo 4. Para esses protótipos foi feita uma análise *incremental* considerando-se as não-linearidades *física* e *geométrica*.

Essas duas não linearidades são previstas no software ANSYS® (2004), conforme descrições apresentadas nos itens 5.1.2 e 5.1.3.

5.2.2 – Critérios Adotados na Modelagem Numérica

Foram utilizadas dimensões medidas das seções transversais (TABELA 4.6), propriedades e condições de contorno reais. Considerou-se também a posição da carga em relação ao centro de cisalhamento da viga.

As tensões de escoamento dos aços da alma e das mesas do perfil senoidal, da chapa de extremidade **CH** 9,5x170x640 e das chapas dos perfis **W** 310x23,8 (FIGURA 5.17), obtidas experimentalmente, foram de 383 MPa, 436 MPa, 434 MPa e 434 MPa, respectivamente. Os valores dessas tensões são considerados dinâmicos, conforme prescrição da NBR 6152 (ABNT, 1980) e SCHMIDT e BARTLETT (2002), devido à taxa de deformação utilizada nos ensaios dos corpos de prova. Assim, as tensões de escoamento da alma, das mesas, da chapa de extremidade e dos perfis **W** 310x23,8 foram reduzidas para valores estáticos iguais a 368 MPa, 421 MPa, 419 MPa e 419 MPa, respectivamente.

Como não foram realizados ensaios de caracterização de resistência dos parafusos, a resistência ao escoamento do aço considerada foi igual a 635 MPa, valor nominal dado na norma NBR 8800 (ABNT, 2007).

A FIGURA 5.17 mostra a malha de elementos finitos, onde todas as chapas de ligação e dos componentes de perfis foram modeladas usando-se o elemento SHELL 181, de 4 nós, exceto nas mesas, na junção com a alma senoidal, onde foram necessários elementos triangulares (Detalhe da FIGURA 5.1). Em uma das análises realizadas, o fuste do parafuso foi modelado com elemento BEAM23 e a porca (sem furo) com elemento SHELL181. No entanto, o elemento BEAM23 não foi adequado, pois não suportou a carga, como pode ser visto na FIGURA 5.18.

Dessa maneira, optou-se por modelar o fuste do parafuso com SHELL181 (FIGURA 5.19a), impedindo a translação na direção x , no plano de simetria. Em todas as análises foram utilizados elementos de contato CONTACT52, com rigidez normal (K_n) igual a 10.000 kN/cm, rigidez tangente (K_s) igual a zero, entre os nós da chapa de extremidade e da porca (FIGURA 5.19a) e, também entre os nós das duas chapas de extremidade (no plano de simetria), localizados na região da primeira linha de parafusos tracionada (FIGURA 5.19b). Nesse caso, foram utilizados elementos de contato de comprimento 10 m, fixos nos nós afastados, de forma a se manterem praticamente normais às chapas de extremidade após o deslocamento vertical dessas chapas. Considerou-se o coeficiente de atrito também igual a zero.

Para os nós da chapa de extremidade e da porca foi utilizado o comando “couple” nas direções z e y (FIGURA 5.19a).

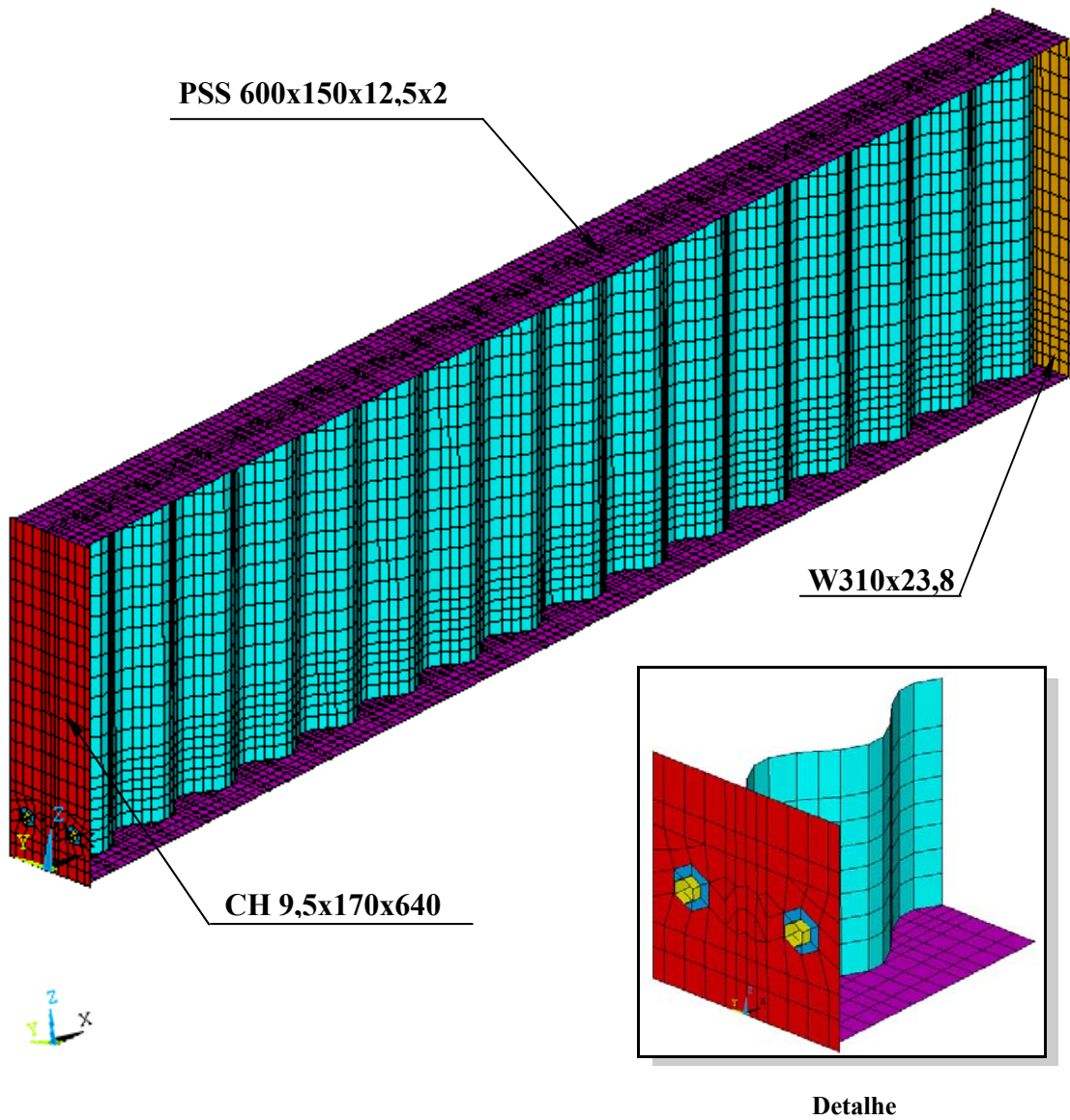


FIGURA 5.17 – Malha de elementos finitos da ligação metálica

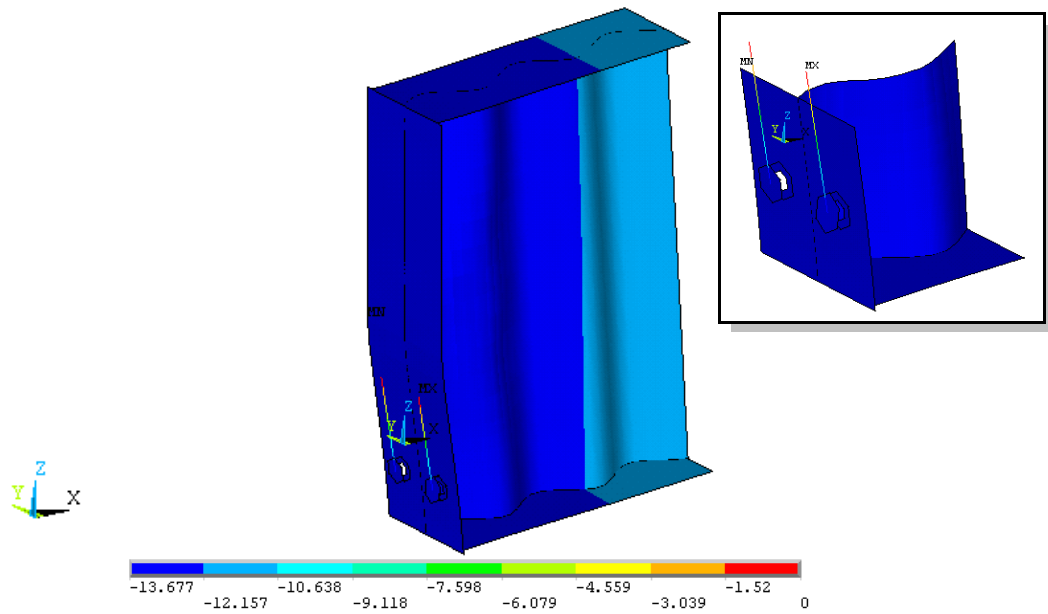
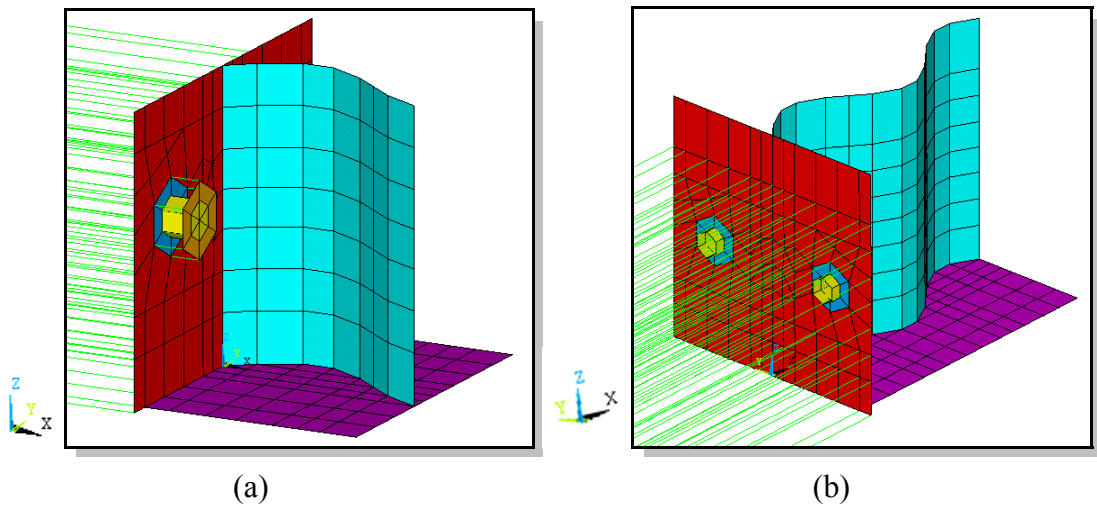


FIGURA 5.18 – Análise utilizando-se BEAM23



FIGURAS 5.19 – Detalhe do modelo na região da primeira linha de parafusos

No apoio da viga foram impostas condições de contorno reais, isto é, os nós foram impedidos de transladar na direção z e o nó localizado no centro da junção entre a mesa inferior e a chapa de apoio, também foi impedido na direção y , conforme FIGURA 5.20.

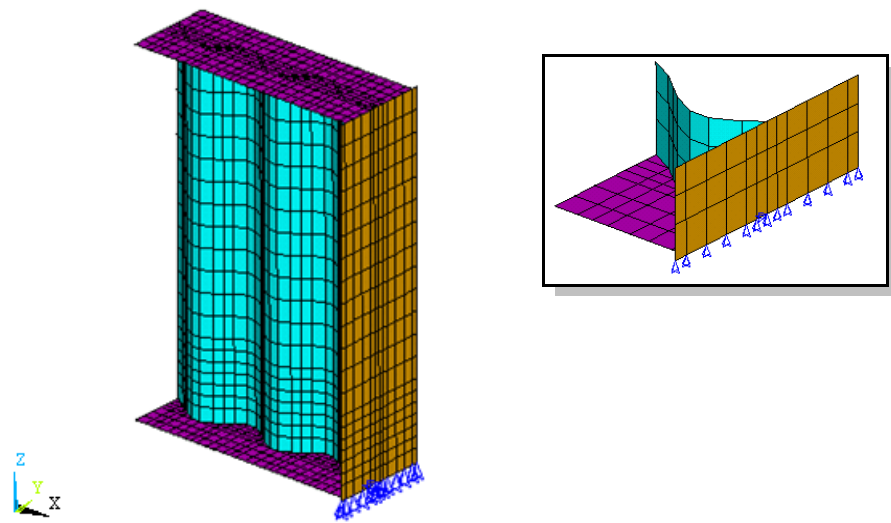


FIGURA 5.20 – Condições de contorno reais no apoio

Na junção da chapa de extremidade com a mesa superior impediu-se a translação longitudinal (x) e o nó localizado no centro dessa junção foi também impedido lateralmente (y). A aplicação do deslocamento vertical foi nessa junção, como pode ser visualizado na FIGURA 5.21. Também pode ser visto na figura que, da segunda linha de parafusos em diante, foi impedido o deslocamento na direção x nos nós das bordas e dos centros dos parafusos.

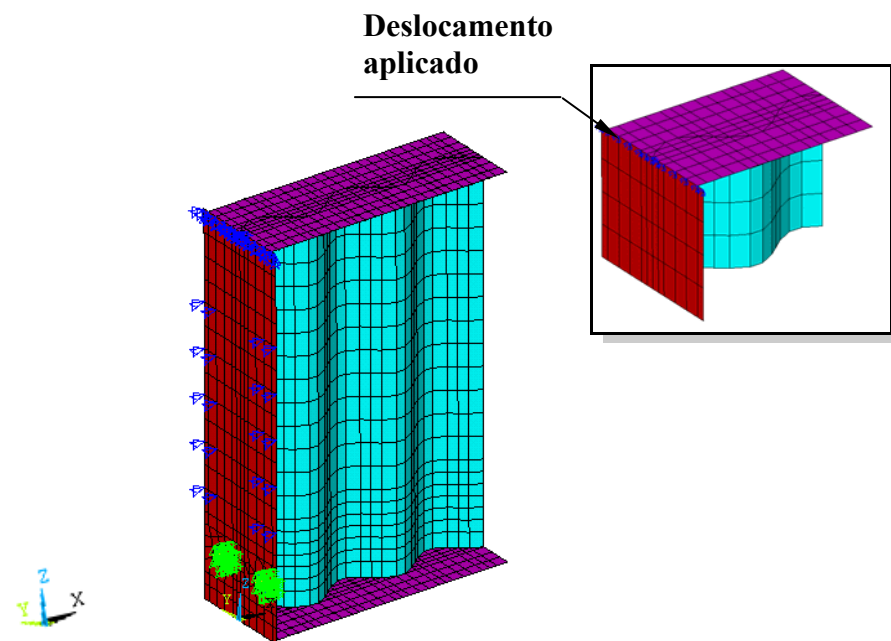


FIGURA 5.21 – Condições de contorno reais na chapa de extremidade

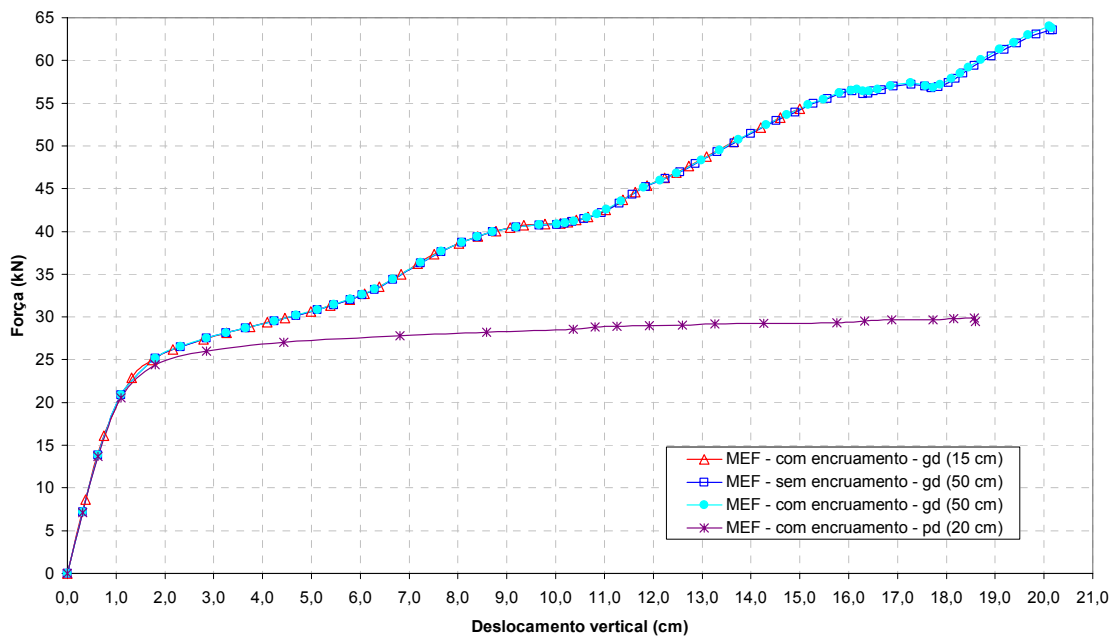
Foi feita aplicação incremental de deslocamentos verticais, diretamente nos nós da mesa superior (comprimida), variando-se o valor máximo (15, 20 e 50 cm) e usando-se análise de grandes e pequenos deslocamentos.

O material foi considerado elástico, perfeitamente plástico, obedecendo ao critério de escoamento de VON MISES. Das análises realizadas, apenas em uma não foi considerado o encruamento do parafuso (tomado igual a $E/180$). No diagrama bi-linear ($\sigma - \varepsilon$) utilizou-se $E = 205.000$ MPa, igual ao valor fornecido pelo Projeto de Revisão da NBR 8800 (2007).

As imperfeições horizontais iniciais não foram consideradas nas análises numéricas, uma vez que as mesmas não foram medidas nos ensaios por não terem sido consideradas relevantes. Também a influência das tensões residuais nas mesas superior e inferior da viga com alma senoidal não foi considerada nas análises numéricas.

Observa-se que as análises com grandes deslocamentos deram praticamente os mesmos resultados, com ou sem encruamento e com aplicação de deslocamento de 15, 20 ou 50 cm. Entretanto, a análise com pequenos deslocamentos (inadequada para o caso) afasta-se bastante das anteriores (FIGURA 5.22).

Portanto, para avaliar o comportamento da ligação metálica ensaiada, utilizou-se o modelo numérico com encruamento do parafuso igual a $E/180$, análise de grandes deslocamentos e aplicação incremental de deslocamentos verticais até 50 cm.



gd = grandes deslocamentos

pd = pequenos deslocamentos

FIGURA 5.22 – **Ligações Metálicas:** força x deslocamento vertical da viga – resultados numéricos

5.2.3 – Descrição dos Comportamentos

Pode-se observar na FIGURA 5.23, que o modo de colapso referente à análise plástica para a ligação metálica foi a deformação da chapa de extremidade, formando-se nitidamente nessa chapa uma charneira plástica com deformação da alma, confirmando o que se observou nos ensaios experimentais.

Nas figuras posteriores (FIGURAS 5.24 a 5.26) são mostradas a planificação da alma em cada semi-período da alma senoidal, acarretando um aumento de rigidez a cada onda deformada, como pode ser visualizado na FIGURA 5.31.

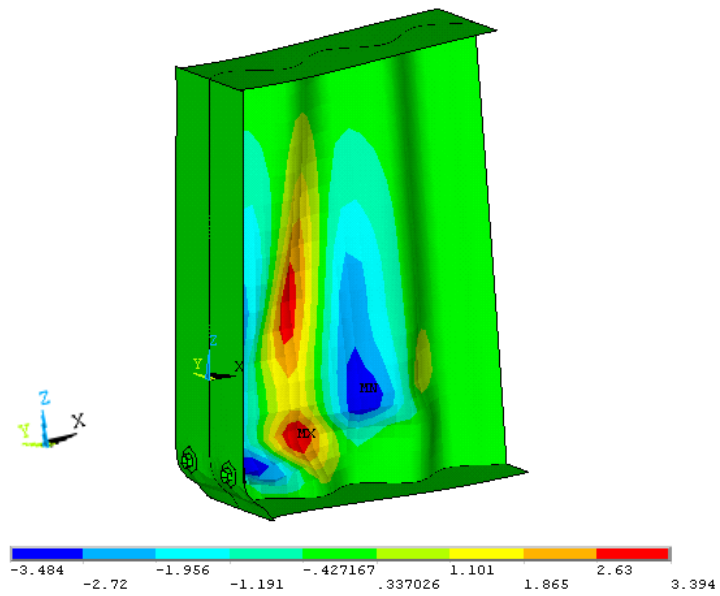


FIGURA 5.23 – **Ligação Metálica**: Deformação da chapa de extremidade e da alma – estágio final

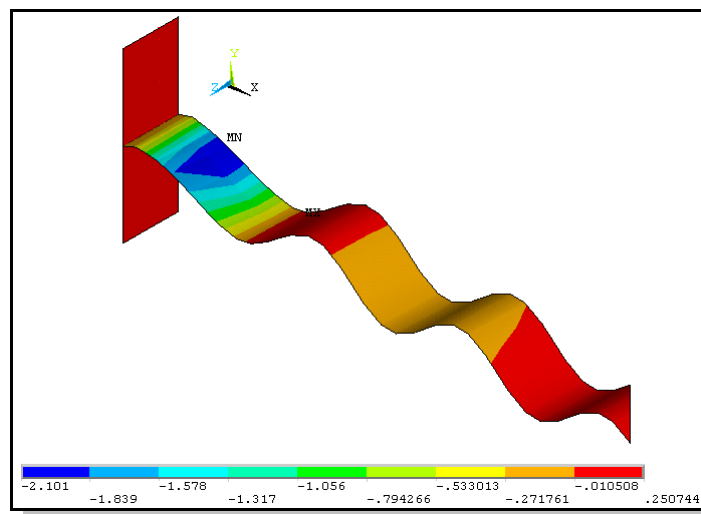


FIGURA 5.24 – 1ª Fase de aumento de rigidez

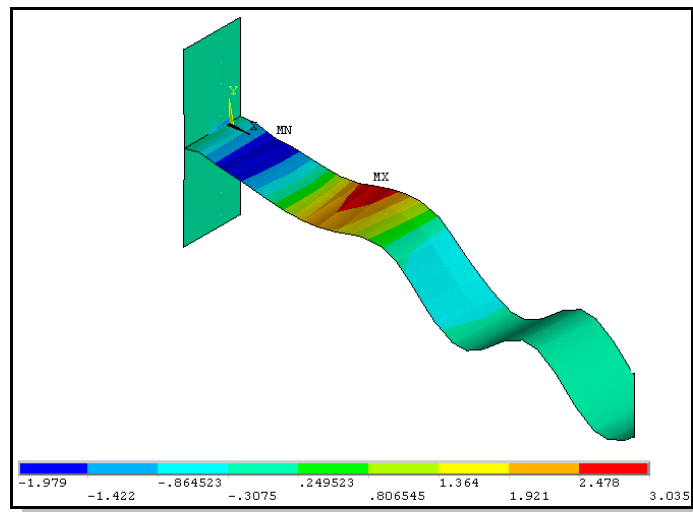


FIGURA 5.25 – 2ª Fase de aumento de rigidez

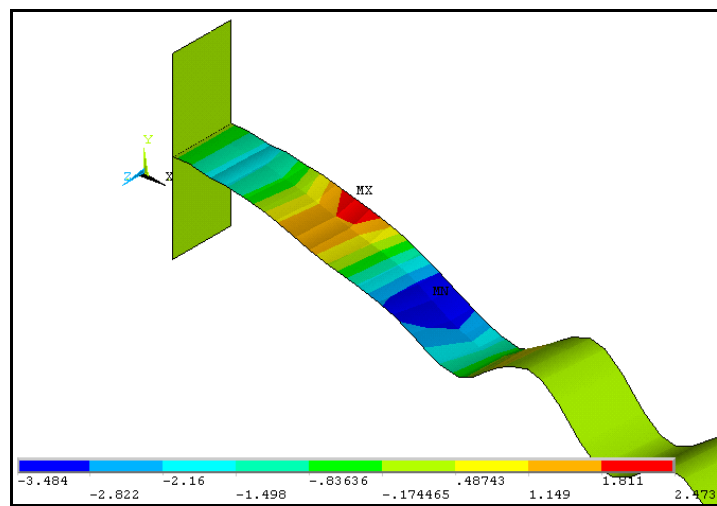


FIGURA 5.26 – 3ª Fase de aumento de rigidez

Apesar de a análise numérica ter prosseguido até um deslocamento vertical de aproximadamente 20 cm (FIGURA 5.27), decidiu-se considerar como limite de resistência o valor associado ao maior deslocamento atingido no ensaio experimental, ou seja, aproximadamente 4,0 cm.

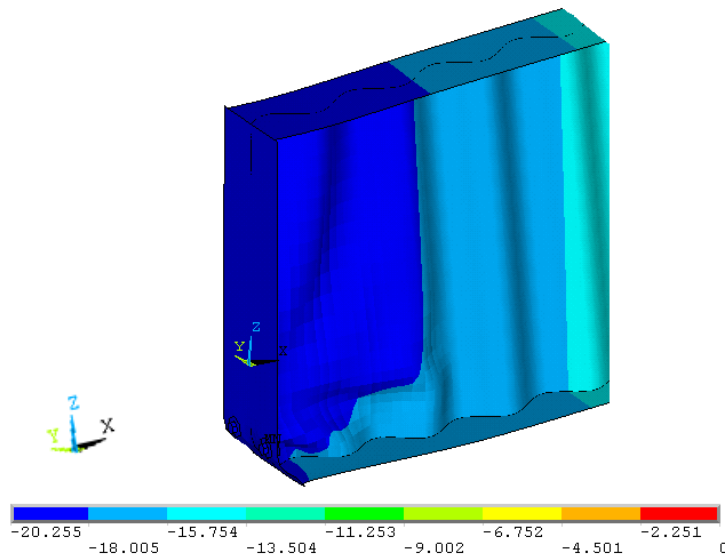


FIGURA 5.27 – **Ligação Metálica**: Deslocamento vertical máximo – estágio final

A FIGURA 5.28 mostra a distribuição de tensões de VON MISES na região tracionada, correspondente à carga última da ligação metálica atingida na análise numérica. Como pode ser visto, a resistência ao escoamento nos parafusos foi superior a $63,5 \text{ kN/cm}^2$. A força de tração nos dois parafusos mais solicitados foi aproximadamente 391 kN, ultrapassando a força de tração de 285 kN, correspondente à resistência nominal multiplicada por 1,1 e dividida por 1,35 (coeficientes de ponderação da resistência das chapas e dos parafusos, respectivamente), indicando que o estado limite último da ligação é ruptura dos parafusos, na análise numérica.

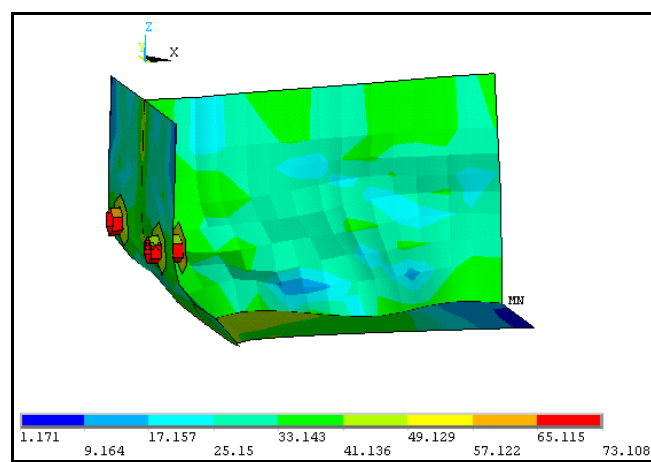


FIGURA 5.28 – Distribuição de tensões de VON MISES na região tracionada

5.2.4 – Comparação entre Malhas da Chapa de Extremidade

A título de comparação foi realizada uma análise numérica com intuito de se verificar as diferenças entre uma malha de elementos finitos original e outra mais refinada, da chapa de extremidade na região mais solicitada (FIGURAS 5.29 e 5.30). Para isso, utilizou-se um modelo com as seguintes dimensões:

$$b_f = 15 \text{ cm}; t_{ch} = 0,8 \text{ cm}; l_{hf} = 5 \text{ cm}; l_{vf} = 7,5 \text{ cm}$$

onde:

b_f : largura da mesa;

l_{hf} : distância horizontal entre furos;

l_{vf} : distância vertical entre os furos superiores e a face inferior da mesa superior;

t_{ch} : espessura da chapa de extremidade.

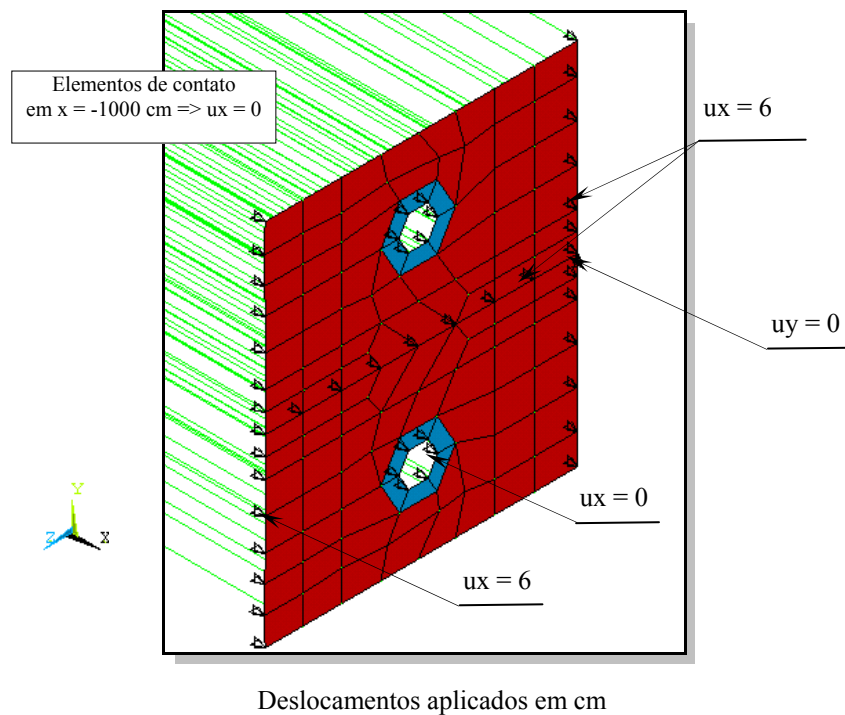


FIGURA 5.29 – Malha de elementos finitos original: AESIZE = 2

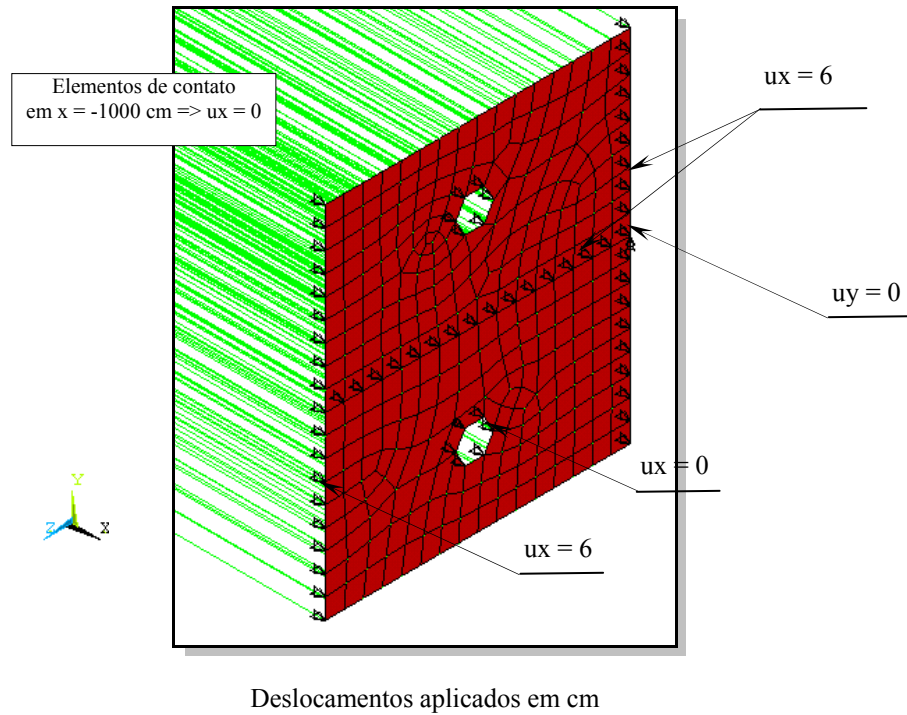


FIGURA 5.30 – Malha de elementos finitos refinada: AESIZE = 1

A TABELA 5.2 contempla os resultados da força total na região dos furos (força nos parafusos).

TABELA 5.2 – Resultados numéricos

Força total na região dos furos	Malha original	Malha refinada	%
	F_x (kN)	F_x (kN)	
	246	235	5

Conclui-se que a malha influi nos resultados, mas a malha utilizada no modelo da ligação apresenta bons resultados em relação aos experimentais, como pode ser observado na FIGURA 5.31.

5.2.5 – Comparação dos Resultados Obtidos com Resultados Experimentais

A relação *momento-rotação* obtida nas análises numérica e experimental é apresentada na FIGURA 5.31. Também são mostradas a relação (M/θ) de *serviço* e o *momento último* (M_u e M'_u) correspondentes ao ponto de interrupção dos ensaios experimentais e das análises numéricas, ou seja, o momento na qual havia a possibilidade de ruptura dos parafusos.

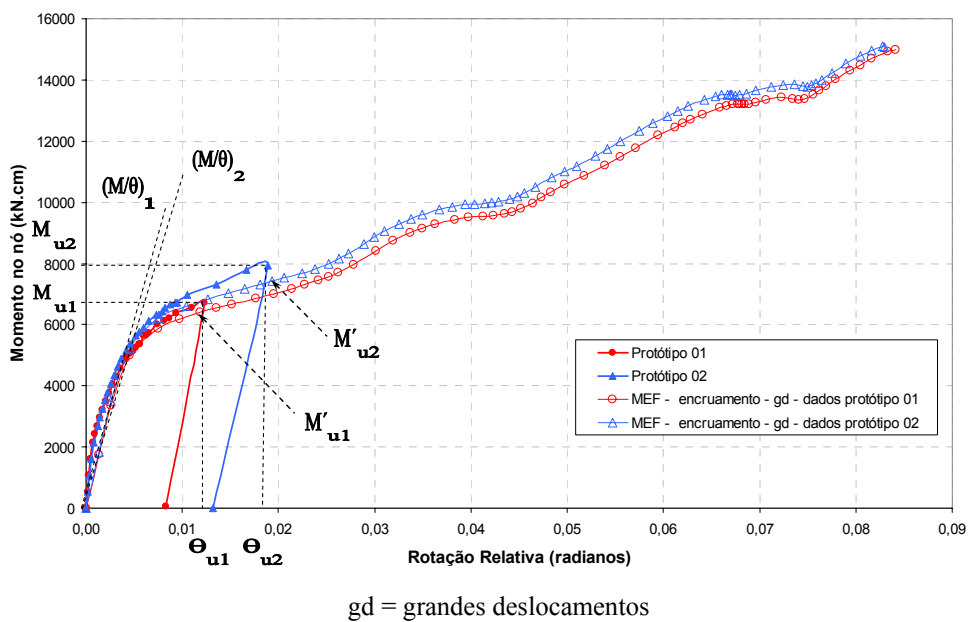


FIGURA 5.31 – Curva *momento-rotação*: análises numérica e experimental

Os resultados comparativos entre as análises numérica e experimental são apresentados na TABELA 5.3. Como pode ser visto, há uma boa correlação entre os resultados.

TABELA 5.3 – Resultados numéricos e experimentais

Protótipo	Análise numérica	Análise experimental	$\frac{M'_u}{M_u}$
	M'_u (kN.cm)	M_u (kN.cm)	
01	6394	6704	0,954
02	7414	7943	0,933

6

ESTUDO PARAMETRIZADO

6.1 – Parte I - FLT

Uma vez validado o modelo numérico, por meio de comparações com os resultados experimentais (Capítulo 5), realizou-se um estudo parametrizado, utilizando o modelo numérico desenvolvido, para obter o momento resistente de 43 casos diferentes, variando-se as dimensões da seção transversal e os parâmetros de esbeltez. As condições de contorno foram adaptadas para vínculo de garfo e o carregamento aplicado foi um momento constante em todo o comprimento.

Procurou-se abranger toda a gama usual de vigas com perfis de alma senoidal e também situações de esbeltez que conduzissem à flambagem nos regimes elástico e inelástico, bem como situações onde ocorressem a plastificação total da seção.

Na TABELA 6.1 apresentam-se os 43 casos estudados, considerando-se uma imperfeição lateral inicial de $L/10000$ e, na TABELA 6.2, os mesmos casos com imperfeição lateral inicial de $L/3000$.

Em ambas as tabelas são apresentadas as dimensões da seção transversal (FIGURA 6.1), os *parâmetros de esbeltez* (λ) considerados com os respectivos *comprimentos destravados lateralmente* (L) e a *resistência ao escoamento* (f_y) considerada. Também se incluem nas tabelas o momento obtido com a análise de *autovalores e autovetores* (M_{fl}), o *momento último* (M_u) obtido com a análise não linear (correspondente à resistência última do modelo) e, para referência, o *momento de plastificação total da seção* (M_p), isto é, o produto do módulo plástico pela tensão de escoamento.

Em todos os casos foi considerado o padrão de LEHIGH para as tensões residuais, com uma tensão residual de compressão máxima igual a 70 MPa. Para se obter esse padrão de tensões residuais foram aplicadas diferenças de temperaturas adequadas nas mesas das vigas.

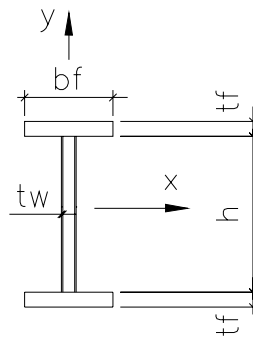


FIGURA 6.1 – Notação da seção transversal

TABELA 6.1 – Casos da parametrização para FLT - Imperfeição $L/10000$

Grupo	Caso	h (cm)	bf (cm)	tf (cm)	tw (cm)	ry (cm)	λ	L (cm)	f_y (kNcm ²)	M_{fl} (kNcm)	M_u (kNcm)	M_p (kNcm)
1	1.1	40	13	0,475	0,2	3,753	20	75	35	20712	8529	8748
	1.2						40	150		20735	8486	
	1.3						48	180		20733	8482	
	1.4						60	225		14142	7627	
	1.5						72	270		9937	6903	
	1.6						80	300		8115	6599	
	1.7						88	330		6764	6158	
	1.8						100	375		5310	5111	
	1.9						120	450		3781	3601	
	1.10						140	525		2856	2690	
2	2.1	40	20	0,95	0,2	5,774	18	105	35	107858	26551	27232
	2.2						39	225		102537	25870	
	2.3						49	285		65363	25076	
	2.4						60	345		45600	23856	
	2.5						70	405		33868	21842	
	2.6						81	465		26337	22018	
	2.7						91	525		21214	19365	
	2.8						99	570		18373	17764	
	2.9						120	690		13291	12712	
	2.10						140	810		10255	9710	
3	3.1	80	13	0,475	0,2	3,753	20	75	35	41456	16958	17393
	3.2						40	150		41297	16958	
	3.3						48	180		41316	16525	
	3.4						60	225		27743	15159	
	3.5						72	270		19353	14218	
	3.6						80	300		15721	13113	
	3.7						88	330		13029	12002	
	3.8						100	375		10134	9638	
	3.9						120	450		7094	6906	
	3.10						140	525		5259	5194	
4	4.1	80	20	0,95	0,2	5,774	39	225	35	200908	51140	53832
	4.2						49	285		126021	48805	
	4.3						60	345		86682	46321	
	4.4						70	405		63385	43838	
	4.5						81	465		48466	40471	
	4.6						91	525		38344	36279	
	4.7						99	570		32748	31371	
	4.8						120	690		22792	22302	
	4.9						140	810		16910	16465	
	5						5.1	80		35	1,9	
5.2		40	405	677087	185856							
5.3		50	510	435507	182888							
5.4		59	600	319709	175223							

TABELA 6.2 – Casos da parametrização para FLT - Imperfeição L/3000

Grupo	Caso	h (cm)	bf (cm)	tf (cm)	tw (cm)	ry (cm)	λ	L (cm)	f_y (kNcm ²)	M_{fl} (kNcm)	M_u (kNcm)	M_p (kNcm)
1	1.1	40	13	0,475	0,2	3,753	20	75	35	20712	8194	8748
	1.2						40	150		20735	7902	
	1.3						48	180		20733		
	1.4						60	225		14142	7021	
	1.5						72	270		9937	6269	
	1.6						80	300		8115	5651	
	1.7						88	330		6764	5268	
	1.8						100	375		5310	4630	
	1.9						120	450		3781	3508	
	1.10						140	525		2856	2725	
2	2.1	40	20	0,95	0,2	5,774	18	105	35	107858	26551	27232
	2.2						39	225		102537	24963	
	2.3						49	285		65363	23601	
	2.4						60	345		45600	21581	
	2.5						70	405		33868	20082	
	2.6						81	465		26337	17882	
	2.7						91	525		21214	16441	
	2.8						99	570		18373	15359	
	2.9						120	690		13291	12386	
	2.10						140	810		10255	9835	
3	3.1	40	13	0,475	0,2	3,753	20	75	35	41456	16523	17393
	3.2						40	150		41297	15712	
	3.3						48	180		41316	15384	
	3.4						60	225		27743	13931	
	3.5						72	270		19353	12233	
	3.6						80	300		15721	11181	
	3.7						88	330		13029	10410	
	3.8						100	375		10134	8826	
	3.9						120	450		7094	6493	
	3.10						140	525		5259	4959	
4	4.1	80	20	0,95	0,2	5,774	39	225	35	200908	49346	53832
	4.2						49	285		126021	45483	
	4.3						60	345		86682	42306	
	4.4						70	405		63385	37653	
	4.5						81	465		48466	34597	
	4.6						91	525		38344	31540	
	4.7						99	570		32748	28069	
	4.8						120	690		22792	20968	
	4.9						140	810		16910	16155	
	5						5.1	80		35	1,9	
5.2		40	405	677087	178549							
5.3		50	510	435507	172535							
5.4		59	600	319709	160580							

Nos gráficos das FIGURAS 6.2 e 6.3 apresentam-se, em função do *parâmetro de esbeltez* (λ), as relações entre o *momento último da análise numérica* (M_u) e o respectivo *momento de plastificação da seção* (M_p).

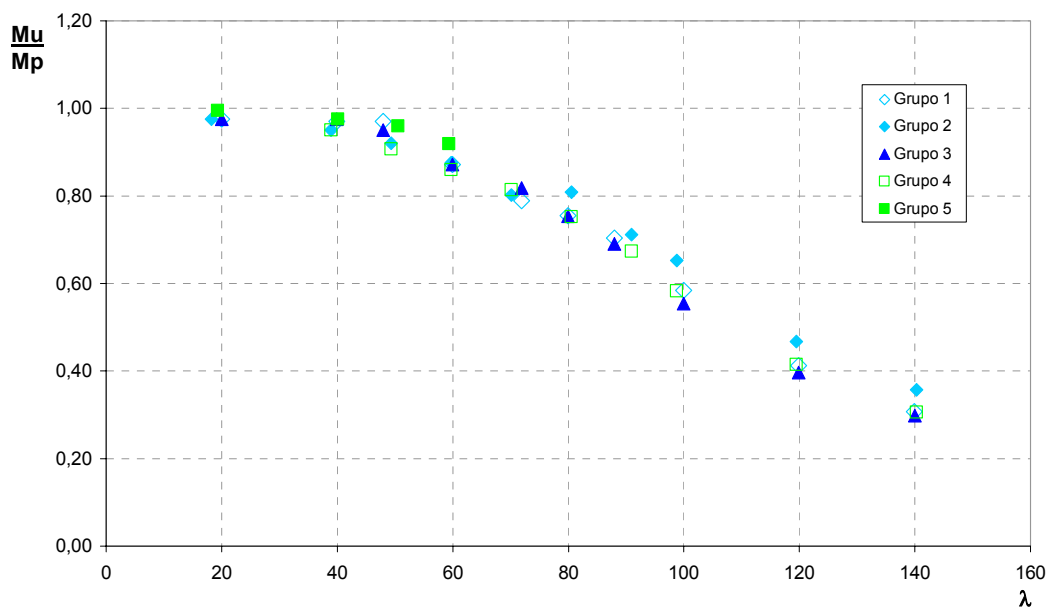


FIGURA 6.2 – Relação entre momento último numérico e momento de plastificação da seção - Imperfeição $L/10000$

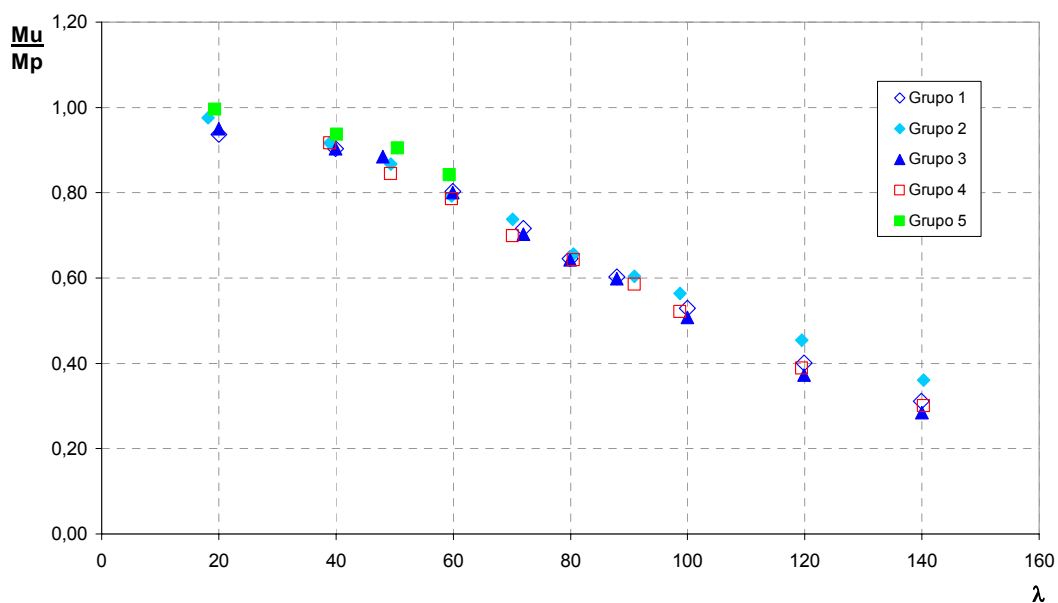


FIGURA 6.3 – Relação entre momento último numérico e momento de plastificação da seção - Imperfeição $L/3000$

No trabalho de PIMENTA *et al.* (2008), o estudo parametrizado foi expandido para 434 casos com 45 diferentes seções de vigas de alma senoidal, considerando-se *imperfeição inicial* de $L/10000$ e *parâmetros de esbeltez* (λ) variando de 25 a 110. A imperfeição de $L/10000$ foi escolhida após aplicação do modelo numérico a perfis de alma plana e comparações de resultados, considerando-se três níveis de imperfeições geométricas iniciais ($L/1000$, $L/3000$ e $L/10000$), com os resultados baseados nas prescrições das normas do Projeto de Revisão da NBR 8800 (2007) e ANSI/AISC 360:05 (2005).

Na FIGURA 6.4 apresentam-se os resultados obtidos por PIMENTA *et al.* (2008) em função do *índice de esbeltez reduzido* (λ_0) (Eq. 6.1), com objetivo de normalizar os resultados, uma vez que o parâmetro de esbeltez correspondente ao início do escoamento (λ_r) teria uma variação grande para toda a gama de perfis estudados.

$$\lambda_0 = \sqrt{M_p / M_{cr}} \quad (6.1)$$

onde:

M_p : momento de plastificação total da seção (produto do módulo plástico pela tensão de escoamento);

M_{cr} : momento crítico de flambagem elástica obtido conforme as normas mencionadas.

O objetivo do trabalho de PIMENTA *et al.* (2008) é analisar a confiabilidade de um método proposto de cálculo para FLT de vigas de aço com alma senoidal (ver Capítulo 7).

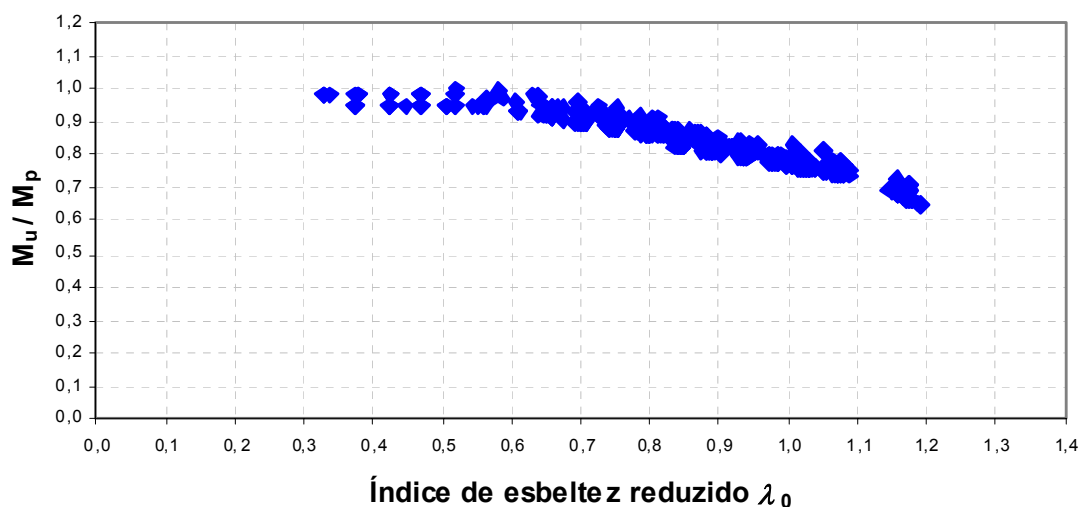


FIGURA 6.4 – Resultados obtidos por PIMENTA *et al.* (2008) em função de λ_0

6.2 – Parte II - Ligação Metálica

Validado o modelo numérico, por meio de comparações com os resultados experimentais (Capítulo 5), realizou-se um estudo parametrizado de 38 casos diferentes, utilizando o modelo numérico desenvolvido, para obter o *momento resistente da ligação* (M_u) analisada, a *rigidez de serviço* (M/θ) e a *capacidade de rotação* (θ_u). Para isso, variaram-se a *espessura da chapa de extremidade* (t_{ch}), *espessura* (t_f) e *largura da mesa* (b_f) do perfil, *distâncias horizontal* (l_{hf}) e *vertical* (l_{vf}) entre furos (FIGURA 6.5). Admitiu-se que a *altura* do perfil (h) não fosse um parâmetro importante no comportamento da ligação, na região dos parafusos mais solicitados. Essa hipótese foi confirmada pelo processamento de dois casos, um com seção de 400 mm e outro de 1000 mm, comparando-se os resultados com os correspondentes da seção de 600 mm, escolhida como padrão. O diâmetro dos parafusos é um parâmetro importante, porém, neste trabalho foram estudados apenas casos com parafusos ASTM A325 $\phi \frac{3}{4}$ ", por serem os mais utilizados na prática. Outros diâmetros podem ser objeto de estudos posteriores.

Na TABELA 6.3 apresentam-se os 36 casos estudados com altura da viga constante, igual a 600 mm, e parafusos ASTM A325 $\phi \frac{3}{4}$ ". Na tabela apresentam-se as dimensões parametrizadas (FIGURA 6.5), os valores obtidos para o *momento último* (M_u) da ligação, a relação (M/θ) de serviço e a *capacidade de rotação* (θ_u), sendo o valor mínimo desejado de 0,04 rad.

Na FIGURA 6.6 mostra-se um resultado típico das 36 análises realizadas. A relação (M/θ) foi calculada no ponto *A* (que corresponde a um momento aproximadamente igual a 2/3 de M_u) e o *momento último* (M_u) no ponto *B* (que corresponde ao ponto de interrupção dos ensaios experimentais).

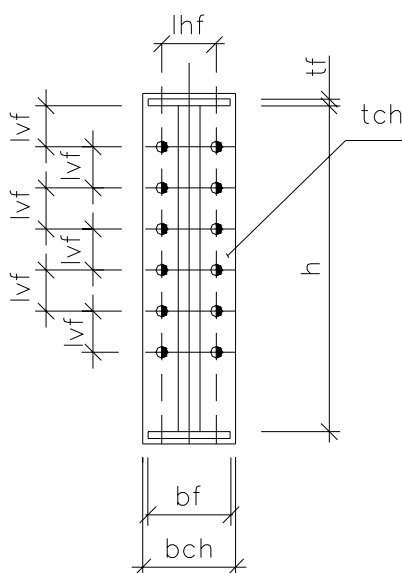


FIGURA 6.5 – Dimensões da seção transversal

Também são apresentadas na TABELA 6.3 as *forças de tração* (F_x) nos dois parafusos mais solicitados, para os níveis de carregamentos correspondentes aos 3 valores mencionados anteriormente. Essa *força de tração* não deveria exceder 285 kN, correspondente à resistência nominal multiplicada por 1,1 e dividida por 1,35 (coeficientes de ponderação da resistência das chapas e dos parafusos, respectivamente).

Percebe-se, entretanto, que esse limite foi ultrapassado em quase todos os casos para t_{ch} igual a 12,5 mm e em alguns casos para t_{ch} igual a 8 mm e 9,5 mm. Isso indica que o estado limite da ligação é a ruptura dos parafusos, situação pouco adequada para aplicações práticas. Sugere-se, então, não utilizar t_{ch} igual a 12,5 mm nos projetos.

Também são apresentados mais dois casos, um com altura da viga de 400 mm e outro com 1000 mm, ambos com espessura da chapa de extremidade e da mesa de 8 mm e 6,3 mm, respectivamente. A utilização das equações propostas para a determinação de M_u e M/θ forneceu resultados na mesma faixa de conformidade dos resultados correspondentes à viga com 600 mm de altura e mesmas chapas.

TABELA 6.3 – Casos da parametrização para Ligação Metálica

Modelo	h (cm)	ϕ (cm)	t_{ch} (cm)	t_f (cm)	b_f (cm)	b_{ch} (cm)	l_{hf} (cm)	l_{vf} (cm)	$M_u \text{ num}$ (kN.cm)	$M/\theta \text{ num}$ (kN.cm/ rad)	$\theta_u \text{ num}$ (rad)	F_x (kN)
1	60	1,91	0,8	0,63	15	18	5	7,5	3616,03	777382	0,0396	116,87 147,160 193,760
2								15	1996,55	228209	0,0405	83,111 105,690 125,530
3					25	28	5	7,5	4701,05	908197	0,0405	136,280 194,290 259,560
4								15	2411,23	271638	0,0405	92,129 130,130 151,100
5					10	7,5	4575,26	783589	0,0403	121,400 178,820 237,390		
6						15	2313,15	344201	0,0401	65,695 119,700 158,620		
7				1,6	15	18	5	7,5	4779,53	943543	0,0398	138,760 181,580 247,070
8								15	2555,16	303790	0,0397	86,975 112,890 138,050
9					25	28	5	7,5	6311,59	1134647	0,0409	159,620 238,380 336,540
10								15	3145,68	355931	0,0397	101,630 144,720 169,420
11					10	7,5	5989,82	1008372	0,0403	143,980 215,030 301,320		
12						15	3099,17	254878	0,0405	117,060 139,510 170,750		

TABELA 6.3 – Casos da parametrização para Ligação Metálica – Continuação

Modelo	h (cm)	ϕ (cm)	tch (cm)	tf (cm)	bf (cm)	bch (cm)	lhf (cm)	lvf (cm)	Mu_{num} (kN.cm)	M/θ_{num} (kN.cm/rad)	θ_u_{num} (rad)	F_x (kN)
13	60	1,91	0,95	0,63	15	18	5	7,5	4160,57	933745	0,0398	143,320 187,390 255,850
14								15	2169,08	260124	0,0396	102,710 127,200 153,240
15					25	28	5	7,5	5527,82	1115415	0,0396	168,150 252,300 324,280
16								15	2789,50	263832	0,0402	139,250 161,760 188,800
17					10	10	10	7,5	5259,34	991415	0,0402	154,440 226,470 315,080
18								15	2672,42	162174	0,0402	108,500 149,700 193,710
19					15	18	5	7,5	6002,38	416725	0,0383	180,000 256,230 333,930
20								15	2873,26	282927	0,0396	131,210 140,880 174,590
21					25	28	5	7,5	8001,17	1005873	0,0389	253,790 325,470 419,710
22								15	3765,77	356102	0,0404	160,860 186,780 226,830
23					10	10	10	7,5	7629,14	933881	0,0402	232,010 308,300 408,770
24								15	3685,08	321684	0,0396	153,780 177,510 222,960
25					15	18	5	7,5	5529,10	853201	0,0403	230,720 280,990 370,830
26								15	2773,80	295157	0,0397	155,610 179,610 220,150
27	25	28	5	7,5	7530,02	1116343	0,0401	279,580 356,920 417,510				
28				15	3588,77	374518	0,0397	186,710 221,540 270,510				
29	10	10	10	7,5	7295,83	1041148	0,0400	267,670 347,790 423,800				
30				15	3569,64	350320	0,0404	180,070 218,990 274,680				

TABELA 6.3 – Casos da parametrização para Ligação Metálica – Continuação

Modelo	h (cm)	ϕ (cm)	t_{ch} (cm)	t_f (cm)	b_f (cm)	b_{ch} (cm)	l_{hf} (cm)	l_{vf} (cm)	$M_u \text{ num}$ (kN.cm)	M/θ num (kN.cm/ rad)	$\theta_u \text{ num}$ (rad)	F_x (kN)
31	60	1,91	1,25	1,6	15	18	5	7,5	8607,17	1164126	0,0402	301,240 379,860 424,470
32								15	4021,34	468172	0,0399	171,890 215,080 267,740
33					25	28	5	7,5	11899,20	1550921	0,0395	340,850 423,930 437,430
34								15	5505,67	445416	0,0399	252,330 286,730 334,640
35							10	7,5	11214,22	1444243	0,0399	340,760 422,760 437,450
36								15	5483,74	406089	0,0399	247,980 284,540 342,910
37	40	1,91	0,8	0,63	15	18	5	7,5	2364,25	319236	0,0395	103,240 159,580 174,430
38	100								6602,38	1939056	0,0401	111,610 141,480 261,980

Na TABELA 6.4 são apresentados os valores de M_u e θ_u , para t_{ch} igual a 8 mm e 9,5 mm, obtidos da análise em estágios de carregamento nos quais o limite de 285 kN é respeitado.

Observa-se na TABELA 6.4 que em sete casos a *rotação última* (θ_u) foi inferior a 0,04 rad, sendo que em dois deles ela foi inferior a 0,02 rad. Nesses dois casos, a ligação é propensa a apresentar ruptura dos parafusos.

TABELA 6.4 – Casos da parametrização para Ligação Metálica sendo $F_x \leq 285$ kN e $h = 60$ cm

Modelo	h (cm)	ϕ (cm)	tch (cm)	tf (cm)	bf (cm)	bch (cm)	lhf (cm)	lvf (cm)	Mu_{num} ($F_x \leq 285$ kN) (kN.cm)	θu_{num} ($F_x \leq 285$ kN) (rad)
1	60	1,91	0,8	0,63	15	18	5	7,5	3616,03	0,0396
2								15	1996,55	0,0405
3					25	28	5	7,5	4701,05	0,0405
4								15	2411,23	0,0405
5					10	7,5	4575,26	0,0403		
6							15	2313,15	0,0401	
7				1,6	15	18	5	7,5	4779,53	0,0398
8								15	2555,16	0,0397
9					25	28	5	7,5	6311,59	0,027
10								15	3145,68	0,0397
11					10	7,5	5989,82	0,0346		
12							15	3099,17	0,0405	
13			0,95	0,63	15	18	5	7,5	4160,57	0,0398
14								15	2169,08	0,0396
15					25	28	5	7,5	5527,82	0,0233
16								15	2789,50	0,0402
17					10	7,5	5259,34	0,0266		
18							15	2672,42	0,0402	
19				1,6	15	18	5	7,5	6002,38	0,0219
20								15	2873,26	0,0396
21					25	28	5	7,5	7184,28	0,0090
22								15	3765,77	0,0404
23					10	7,5	7193,14	0,0128		
24							15	3685,08	0,0396	

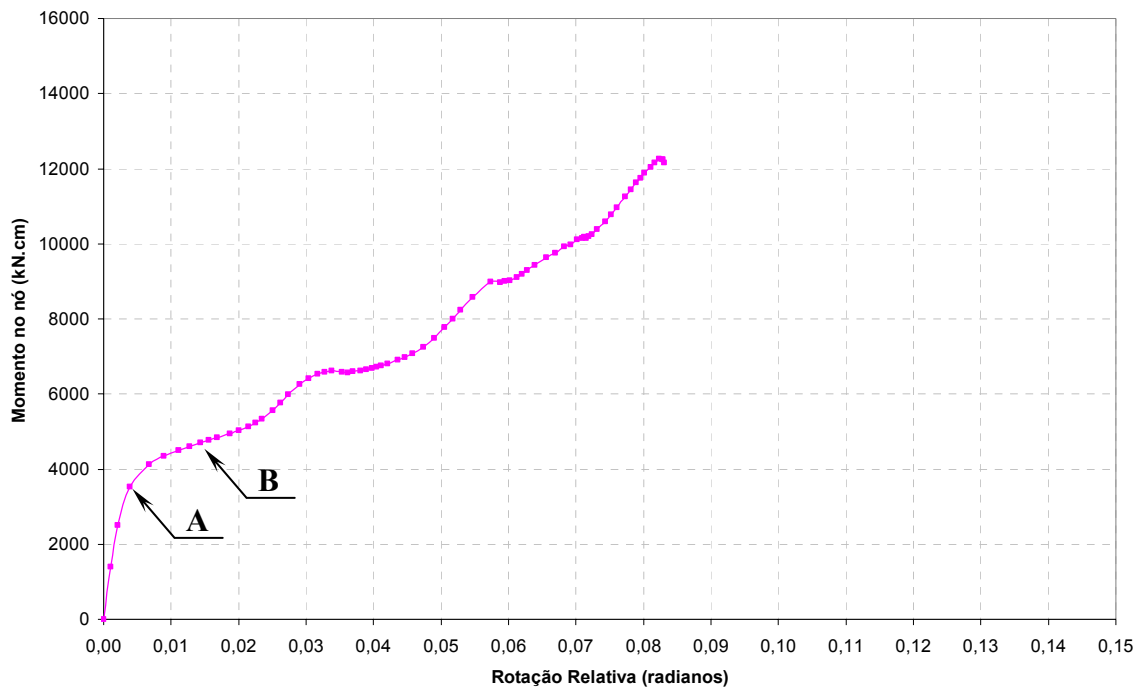


FIGURA 6.6 – Resultado típico das 38 análises realizadas

7

AVALIAÇÃO DE RESULTADOS E PROPOSIÇÕES

7.1 – Parte I - FLT

Conforme já mencionado no Capítulo 6, o modelo de elementos finitos e os critérios usados na análise numérica foram aplicados a perfis de alma plana, considerando-se tensões residuais de compressão de 70 MPa nas bordas das mesas (padrão de LEHIGH, típico de perfis laminados e conservador para perfis soldados com chapas de bordas cortadas a maçarico). Foram considerados três níveis de imperfeições geométricas iniciais, $L/1000$, $L/3000$ e $L/10000$. Foram realizadas 294 simulações numéricas (para cada valor de imperfeição) com 31 diferentes tipos de perfis de alma plana, com parâmetros de esbeltez $\lambda = L/r_y$, variando de 29 a 134, buscando cobrir a maior parte do espectro utilizado na prática, conforme PIMENTA et al. (2008).

Os resultados obtidos foram então analisados e comparados com as previsões fornecidas pelo Projeto de Revisão da NBR 8800 (2007) e pela especificação do ANSI/AISC 360:05 (2005) – ambas as normas fornecem basicamente os mesmos resultados para o estado limite considerado (FLT), como já apresentado no Capítulo 3.

Com base na análise estatística realizada, concluiu-se que o uso de imperfeição geométrica inicial de $L/10000$ fornece a melhor correlação com a formulação da norma brasileira. A média e o desvio-padrão da relação entre os resultados numéricos e os teóricos foram, respectivamente, 0,989 e 0,048. Para as imperfeições geométricas de $L/3000$ e $L/1000$, as médias foram 0,939 e 0,860 e os desvios-padrão 0,047 e 0,061, respectivamente [PIMENTA et al. (2008)].

Uma vez validado o modelo numérico, tanto experimentalmente quanto por comparação com normas consolidadas, o mesmo foi utilizado para verificar um procedimento de cálculo para perfis com alma senoidal, baseado no Projeto de Revisão da NBR 8800 (2007). Esse procedimento é similar ao preconizado para perfis de alma plana, porém, a alma senoidal é desprezada no cálculo das propriedades da seção transversal. A tensão residual considerada no procedimento é de $0,3f_y$, conforme prescrito pelo Projeto de Revisão da NBR 8800 (2007).

Para isso, foram processados 434 casos com 45 diferentes seções de vigas de alma senoidal, considerando-se imperfeição inicial de $L/10000$, mesma tensão residual utilizada nas análises dos perfis de alma plana e parâmetros de esbeltez (λ) variando de 25 a 110.

Como condições de contorno foram utilizados vínculos de garfo tanto na análise numérica quanto no procedimento proposto e só foi considerado o caso de momento uniforme ao longo do vão, isto é, C_b igual a 1,0.

Na TABELA 7.1 apresentam-se os valores dos momentos últimos obtidos numericamente (ver Capítulo 6) e com o procedimento proposto, para alguns dos casos estudados. A FIGURA 7.1 ilustra os casos da TABELA 7.1.

Nas FIGURAS 7.2, 7.3 e 7.4 podem-se visualizar todos os 434 resultados obtidos, numericamente e com o procedimento proposto. O índice de esbeltez reduzido da FIGURA 7.4 é dado pela Eq. 7.1:

$$\lambda_0 = \sqrt{M_p / M_{cr}} \tag{7.1}$$

onde:

M_p : momento de plastificação total da seção (produto do módulo plástico pela tensão de escoamento);

M_{cr} : momento crítico de flambagem elástica obtido conforme as normas mencionadas.

TABELA 7.1 – Casos da parametrização para FLT - Imperfeição $L/10000$: **Momentos últimos do procedimento proposto e numéricos**

Procedimento Proposto								Numérico	Relação
Grupo	Caso	λ	λ_p	λ_r NBR 8800 (2007)	M_p (kN.cm)	M_r (kN.cm)	M_n (kN.cm)	M_u (kN.cm)	M_n / M_u
1	1.1	20	42,6	86,7	8748	6917	8748	8529	1,026
	1.2	40					8748	8486	1,031
	1.3	48					8525	8482	1,005
	1.4	60					8028	7627	1,053
	1.5	72					7531	6903	1,091
	1.6	80					7199	6599	1,091
	1.7	88					6718	6158	1,091
	1.8	100					5242	5111	1,026
	1.9	120					3693	3601	1,026
	1.10	140					2759	2690	1,026
2	2.1	18	42,6	90,7	27232	21295	27232	26551	1,026
	2.2	39					27232	25870	1,053
	2.3	49					26396	25076	1,053
	2.4	60					25112	23856	1,053
	2.5	70					23828	21842	1,091
	2.6	81					22544	22018	1,024
	2.7	91					21125	19365	1,091
	2.8	99					18219	17764	1,026
	2.9	120					13038	12712	1,026
	2.10	140					9959	9710	1,026

TABELA 7.1 – Casos da parametrização para FLT - Imperfeição $L/10000$:
Momentos últimos do procedimento proposto e numéricos – Continuação

Procedimento Proposto								Numérico	Relação
Grupo	Caso	λ	λ_p	λ_r NBR 8800 (2007)	M_p (kN.cm)	M_r (kN.cm)	M_n (kN.cm)	M_u (kN.cm)	M_n / M_u
3	3.1	20	42,6	85,6	17393	13833	17393	16958	1,026
	3.2	40					17393	16958	1,026
	3.3	48					16949	16525	1,026
	3.4	60					15957	15159	1,053
	3.5	72					14966	14218	1,053
	3.6	80					14305	13113	1,091
	3.7	88					13093	12002	1,091
	3.8	100					10145	9638	1,053
	3.9	120					7083	6906	1,026
	3.10	140					5220	5194	1,005
4	4.1	39	42,6	86,7	53832	42568	53832	51140	1,053
	4.2	49					52105	48805	1,068
	4.3	60					49453	46321	1,068
	4.4	70					46802	43838	1,068
	4.5	81					44150	40471	1,091
	4.6	91					38732	36279	1,068
	4.7	99					33022	31371	1,053
	4.8	120					22874	22302	1,026
	4.9	140					16887	16465	1,026
5	5.1	19	42,6	90,7	190622	149067	190622	189669	1,005
	5.2	40					190622	185856	1,026
	5.3	50					183807	182888	1,005
	5.4	59					176104	175223	1,005

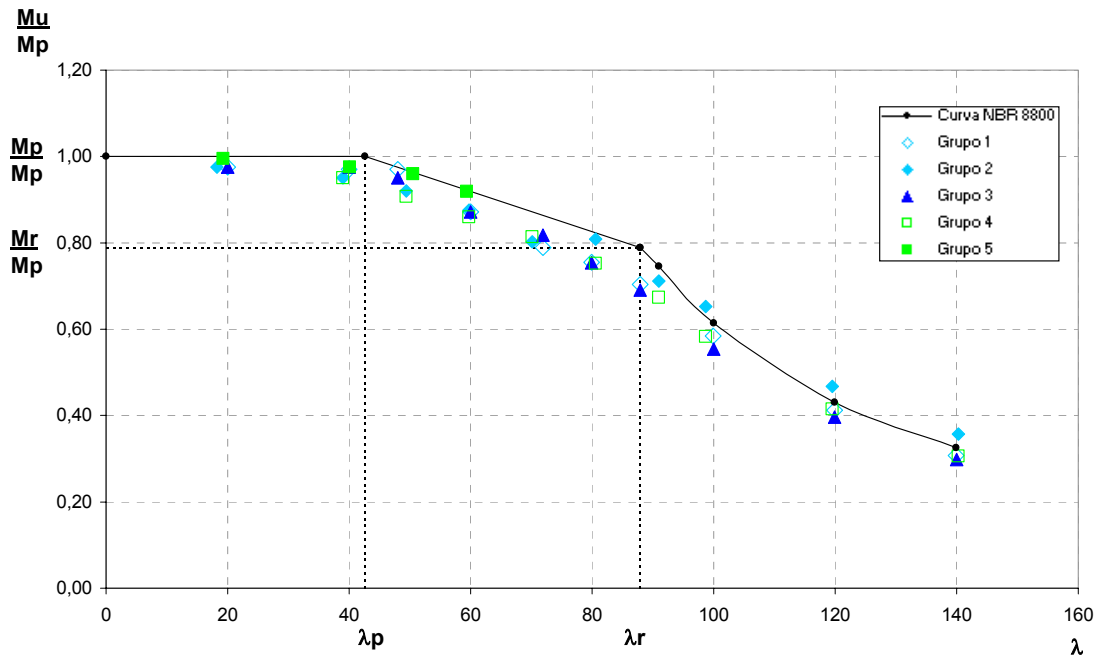


FIGURA 7.1 – Momentos últimos (numérico) e procedimento proposto

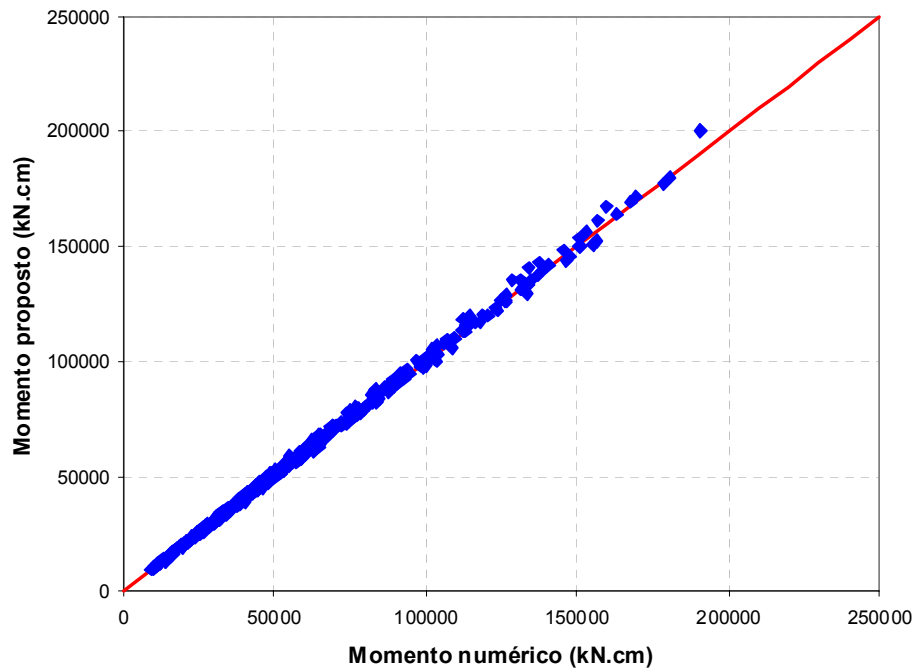


FIGURA 7.2 – Relação entre os momentos proposto e numérico

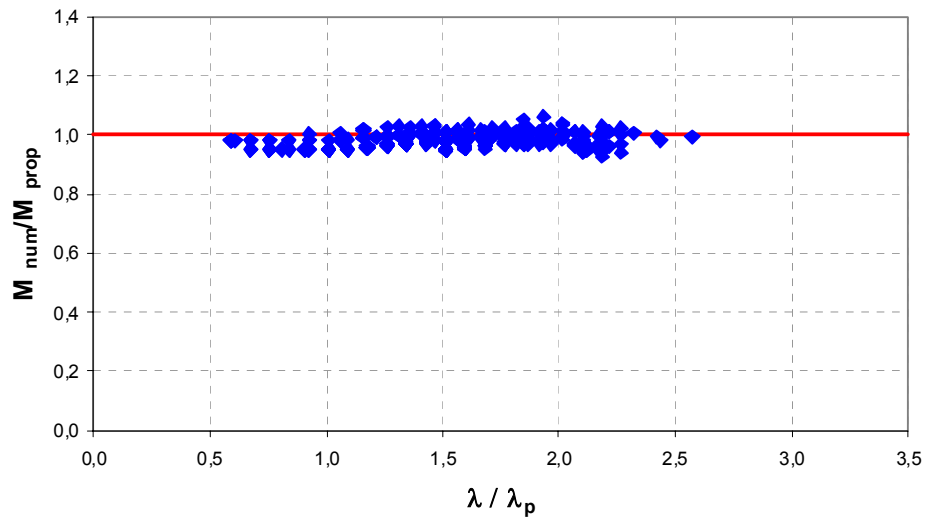


FIGURA 7.3 – Relação entre momentos numérico e proposto em função do parâmetro de esbelteza normalizado

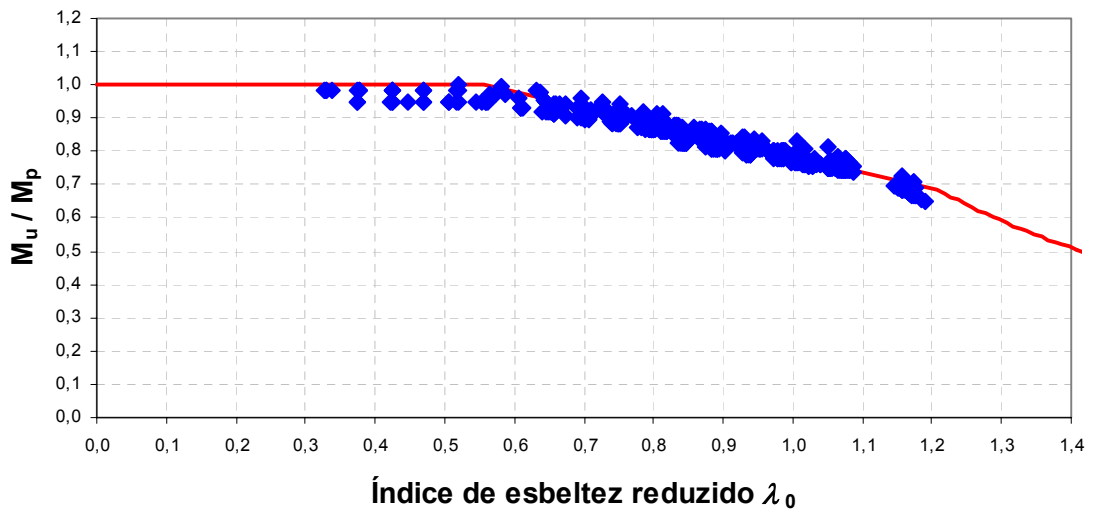


FIGURA 7.4 – Momentos normalizados (proposto e numérico) em função do índice de esbelteza reduzido (λ_0)

Como pode ser observado, obteve-se excelente correlação entre resultados propostos e numéricos. Essa correlação foi similar à dos perfis de alma plana, com dispersão um pouco menor (média de 0,982 e desvio-padrão de 0,019), conforme PIMENTA et al. (2008).

A análise estatística referente à região plástica mostrou que os índices de confiabilidade dos perfis de alma senoidal são maiores que o menor índice de confiabilidade aceito pelo ANSI/AISC 360-05 (2005), igual a 2,6, para o estado limite de FLT, dentro dos parâmetros e da faixa de relação de carga pesquisados, conforme PIMENTA *et al.* (2008).

Assim, confirma-se que o procedimento para verificação de FLT de perfis de alma plana, dado no Projeto de Revisão da NBR 8800 (2007), similar ao do ANSI/AISC 360-05 (2005), pode ser também aplicado a perfis com alma senoidal. A única alteração é que a alma senoidal deve ser desprezada no cálculo das propriedades da seção.

7.2 – Parte II - Ligação Metálica

Para determinação da *resistência última* (M_u) e da *rigidez de serviço* (M/θ) da ligação metálica, foram propostas funções padrão, conforme as Eq. 7.2 e 7.4, respectivamente. Essas funções padrão foram adaptadas dos modelos multilinear e polinomial, apresentados no Capítulo 3.

A *capacidade de rotação* (θ_u) observada nas análises numéricas, de maneira geral é superior a 0,04 rad (40 miliradianos) e, assim, procurou-se determinar apenas os casos em que essa capacidade não era atingida devido à falha dos parafusos.

7.2.1 – Funções Padrão Propostas

a) Resistência última

$$Mu_{prop} = \alpha\beta\gamma\varepsilon b_{ch}t_{ch}^{\alpha_1} f_y l_{vf}^{\alpha_2} h \quad (7.2)$$

sendo:

$$\begin{aligned} \alpha &= C_1 \left(1 + C_2 \frac{t_f}{t_{ch}} \right) \leq \frac{1}{2} \\ \beta &= C_3 \left(C_4 + \frac{t_w}{t_{ch}} \right) \geq 1 \\ \gamma &= \left(\frac{l_{vf}}{C_5} \right)^{\alpha_3} \geq 1 \\ \varepsilon &= \left(\frac{C_6}{b_{ch}} \right)^{\alpha_4} \geq 1 \end{aligned} \tag{7.3}$$

onde:

b_{ch} : largura da chapa de extremidade;

C_i : coeficientes da função padrão a determinar;

f_y : resistência ao escoamento do aço à tensão normal;

h : altura da viga;

l_{vf} : distância vertical entre os furos superiores e a face inferior da mesa superior;

l'_{vf} : igual a l_{vf} menos a metade da espessura da mesa e o diâmetro do parafuso;

t_f : espessura da mesa;

t_{ch} : espessura da chapa de extremidade;

t_w : espessura da alma;

α_i : expoentes da função padrão a determinar.

b) Rigidez de serviço

$$\left(\frac{M}{\theta} \right)_{prop} = \mu E t_{ch} h^{\alpha_5} l_{vf}^{\alpha_6} \tag{7.4}$$

sendo:

$$\mu = \frac{1}{C_7} \left(1 + \frac{t_f}{t_{ch}} \right) \leq 2 \quad (7.5)$$

onde:

C_7 : coeficiente da função padrão a determinar;

E : módulo de elasticidade;

h : altura da viga;

l_{vf} : distância vertical entre os furos superiores e a face inferior da mesa superior;

t_f : espessura da mesa;

t_{ch} : espessura da chapa de extremidade;

α_i : expoentes da função padrão a determinar.

7.2.2 – Determinação dos coeficientes e expoentes das funções padrão

Primeiramente, foi aplicado o método de LEVENBERG-MARQUARDT para funções com mais de uma variável independente [GONZAGA (2003)]. Entretanto, com os valores dos coeficientes e expoentes determinados não se obteve boa conformidade com os resultados numéricos. Decidiu-se, então, determinar esses valores por tentativa. Foram obtidos, após as aproximações sucessivas, os seguintes valores finais:

a) Resistência Última

$C_1 = 0,25$	$C_2 = 0,8$	$C_3 = 4,2$	$C_4 = 0,125$	$C_5 = 7,5$	$C_6 = 28$
--------------	-------------	-------------	---------------	-------------	------------

$\alpha_1 = 2$	$\alpha_2 = -1$	$\alpha_3 = 0,25$	$\alpha_4 = 0,5$
----------------	-----------------	-------------------	------------------

Resultando na Eq. 7.6:

$$Mu_{prop} = \alpha\beta\gamma\varepsilon b_{ch} t_{ch}^2 f_y l_{vf}^{-1} h \tag{7.6}$$

sendo:

$$\begin{aligned} \alpha &= \frac{1}{4} \left(1 + 0,8 \frac{t_f}{t_{ch}} \right) \leq \frac{1}{2} \\ \beta &= 4,2 \left(0,125 + \frac{t_w}{t_{ch}} \right) \geq 1 \\ \gamma &= \sqrt[4]{\frac{l_{vf}}{7,5}} \geq 1 \\ \varepsilon &= \sqrt{\frac{28}{b_{ch}}} \geq 1 \end{aligned} \tag{7.7}$$

Observa-se que o diâmetro dos parafusos é um parâmetro importante, porém, neste trabalho foram estudados apenas casos com parafusos ASTM A325 $\phi \frac{3}{4}$ ", por serem os mais utilizados na prática. Outros diâmetros podem ser objeto de estudo posteriores. Sugere-se utilizar nos cálculos coeficiente de segurança da resistência de 1,2 em vez de 1,1, devido à dispersão dos resultados e à possibilidade de ocorrerem excentricidades entre a borda da alma senoidal e a linha de centro da chapa de extremidade.

b) Rigidez de serviço

$C_7 = 7,25$

$\alpha_5 = 2$	$\alpha_6 = -1,5$
----------------	-------------------

Resultando na Eq. 7.8:

$$\left(\frac{M}{\theta} \right)_{prop} = \mu E t_{ch} h^2 l_{vf}^{-1,5} \tag{7.8}$$

sendo:

$$\mu = \frac{1}{7,25} \left(1 + \frac{t_f}{t_{ch}} \right) \leq 2 \tag{7.9}$$

7.2.3 – Comparação de resultados obtidos com as equações propostas e com as análises numéricas

Na TABELA 7.2 apresentam-se, para os 24 casos analisados (com $t_{ch} = 8$ e $9,5$ mm), os resultados obtidos com as equações propostas e com as análises numéricas, para a *resistência última* (M_u) e para *rigidez de serviço* (M/θ). Também são apresentadas as *rotações últimas* (θ_u), já mostradas no Capítulo 6. Em todos os casos foi imposta a condição da força nos dois parafusos mais solicitados ser igual ou inferior a 285 kN.

Observa-se que a correlação é muito boa para a *resistência última* e aceitável para *rigidez de serviço*.

TABELA 7.2 – Casos da parametrização para ligação metálica: **Resultados das equações propostas e análises numéricas**

Modelo	$M_u prop$ (kN.cm)	$M_u num$ para ($F_x \leq 285$ kN) (kN.cm)	$M_u prop /$ $M_u num$	$M/\theta prop$ (kN.cm/rad)	$M/\theta num$ (kN.cm/rad)	$M/\theta prop /$ $M/\theta num$	$\theta_u num$ para ($F_x \leq 285$ kN) (rad)
1	3613,25	3616,03	1,00	657.674	777.382	0,85	0,0396
2	1790,84	1996,55	0,90	116.261	228.209	0,51	0,0405
3	4506,52	4701,05	0,96	1.023.048	908.197	1,13	0,0405
4	2233,57	2411,23	0,93	180.851	271.638	0,67	0,0405
5	4506,52	4575,26	0,98	1.023.048	783.589	1,31	0,0403
6	2233,57	2313,15	0,97	180.851	344.201	0,53	0,0401
7	4874,56	4779,53	1,02	735.859	943.543	0,78	0,0398
8	2283,47	2555,16	0,89	130.083	303.790	0,43	0,0397
9	6079,64	6311,59	0,96	1.144.669	1.134.647	1,01	0,027
10	2847,99	3145,68	0,91	202.351	355.931	0,57	0,0397
11	6079,64	5989,82	1,01	1.144.669	1.008.372	1,14	0,0346
12	2847,99	3099,17	0,92	202.351	254.878	0,79	0,0405
13	4280,69	4160,568	1,03	1.024.705	933.745	1,10	0,0398
14	2121,64	2169,0792	0,98	181.144	260.124	0,70	0,0396

TABELA 7.2 – Casos da parametrização para ligação metálica: **Resultados das equações propostas e análises numéricas** – Continuação

Modelo	Mu_{prop} (kN.cm)	Mu_{num} para ($F_x \leq 285$ kN) (kN.cm)	$Mu_{prop} /$ Mu_{num}	M/θ_{prop} (kN.cm/rad)	M/θ_{num} (kN.cm/rad)	$M/\theta_{prop} /$ M/θ_{num}	θ_{num} para ($F_x \leq 285$ kN) (rad)
15	5338,96	5527,824	0,97	1.593.985	1.115.415	1,43	0,0233
16	2646,15	2789,496	0,95	281.779	263.832	1,07	0,0402
17	5338,96	5259,336	1,02	1.593.985	991.415	1,61	0,0266
18	2646,15	2672,424	0,99	281.779	162.174	1,74	0,0402
19	6150,32	6002,376	1,02	1.232.240	416.725	2,96	0,0219
20	2881,09	2873,256	1,00	217.831	282.927	0,77	0,0396
21	7670,79	7184,28	1,07	1.916.818	1.005.873	1,91	0,0090
22	3593,36	3765,768	0,95	338.849	356.102	0,95	0,0404
23	7670,79	7193,14	1,07	1.916.818	933.881	2,05	0,0128
24	3593,36	3685,08	0,98	338.849	321.684	1,05	0,0396

A *rigidez de serviço* (M/θ) apresenta uma dispersão mais acentuada na comparação entre o valor proposto e o resultado da análise numérica. Essa dispersão é comum em qualquer procedimento proposto para determinar a *rigidez de serviço* de outros tipos de ligação. No caso presente, a escolha do ponto da curva M/θ obtida via análise numérica, que representasse a situação de serviço, influi consideravelmente no valor da *rigidez de serviço* (M/θ). Conforme já mencionado, o valor do momento foi tomado aproximadamente igual a $2/3$ de M_u . Alterando-se um pouco esse valor, as relações M/θ variam sensivelmente.

8

CONSIDERAÇÕES FINAIS E SUGESTÕES PARA ESTUDOS POSTERIORES

8.1 – Considerações Finais

Os objetivos estabelecidos no Capítulo 2 foram alcançados, conforme se mostrou nos Capítulos 4 a 7. A seguir apresentam-se comentários sobre os pontos relevantes.

No caso da *flambagem lateral com torção*, observou-se, tanto nos ensaios experimentais quanto nas análises numéricas, que a resistência é afetada consideravelmente pelas imperfeições iniciais. Entretanto, tais imperfeições não são consideradas explicitamente no procedimento de cálculo do Projeto de Revisão da NBR 8800 (2007) e do ANSI/AISC 360-05 (2005), provavelmente porque as condições de contorno reais são mais restritivas do que as teóricas. Dessa forma, foi necessário considerar uma imperfeição inicial bastante reduzida ($L/10000$) nas análises numéricas para obter concordância com o procedimento baseado nas normas mencionadas, inclusive para perfis de alma plana.

Também foi observado que o comportamento das vigas é praticamente linear até a carga última, uma vez que, como a alma senoidal não participa da resistência ao momento fletor, não há propagação de zonas plastificadas das mesas para a alma, como ocorre em perfis de alma plana.

Para as vigas sem contenção central, o modo de colapso foi flambagem lateral com torção (FLT) conforme esperado. Para as vigas com contenção central, o modo de colapso foi flambagem local da mesa comprimida (FLM), possivelmente devido à maneira pela qual a carga foi aplicada. Mesmo com enrijecedor, pode ter ocorrido uma pequena excentricidade, que originou tensões elevadas na alma. Assim, a alma permitiu uma deformação local da mesa comprimida (“afundamento”) causando instabilidade precoce dessa mesa.

Nas análises numéricas foram incluídas tensões residuais conforme o padrão de LEHIGH, com uma tensão residual de compressão máxima igual a 70 MPa. Para se obter esse padrão de tensões residuais foram aplicadas diferenças de temperaturas adequadas nas mesas das vigas. Porém, o padrão real de tensões residuais para os perfis de alma senoidal é desconhecido.

O nível de segurança do procedimento proposto para cálculo da resistência à flambagem lateral com torção em perfis com alma senoidal é compatível com o de perfis de alma plana. No entanto, as propriedades da seção transversal devem ser calculadas desprezando-se a alma senoidal.

No caso das *ligações metálicas*, observou-se, nas análises numéricas, uma planificação progressiva das ondas senoidais, acarretando aumentos de rigidez após regiões praticamente horizontais do diagrama momento–rotação ($M-\theta$). Devido a esse comportamento, é fundamental que a análise considere grandes deslocamentos.

A parametrização foi feita considerando-se apenas parafusos ASTM A325 $\phi \frac{3}{4}$ ", por serem os mais utilizados na prática e, assim, as expressões propostas para a determinação de resistência e rigidez da ligação limitam-se a esses parafusos. Sugere-se utilizar nos cálculos coeficiente de segurança da resistência de 1,2 em vez de 1,1, devido à dispersão dos resultados e à possibilidade de ocorrerem excentricidades entre a borda da alma senoidal e a linha de centro da chapa de extremidade.

Nas análises numéricas, ocorreu falha dos parafusos para rotações inferiores a 0,04 rad em algumas ligações com chapa de extremidade de 8 e 9,5 mm e em quase todas as ligações com chapa de extremidade de 12,5 mm. Dessa forma, desaconselha-se o uso de chapa de extremidade de 12,5 mm e, para as outras espessuras, deve-se observar a rotação última nos casos em que ocorre falha precoce dos parafusos. De maneira geral, a soma das rotações de extremidade das fases antes da cura e depois da cura deve ser inferior à capacidade de rotação da ligação, sem falha dos parafusos.

Nos ensaios experimentais dos protótipos das ligações metálicas observou-se a formação de linhas de LÜDER na chapa de extremidade, próximas aos parafusos tracionados superiores e após esse fenômeno ocorreu a deformação da chapa de extremidade, formando-se nitidamente uma charneira plástica nessa chapa e com grande deformação da alma.

Para determinação da *resistência última* (M_u) e da *rigidez de serviço* (M/θ) da ligação metálica, foram propostas funções padrão, conforme as Eq. 8.1 e 8.3, respectivamente. Os valores dos coeficientes e expoentes foram determinados após as aproximações sucessivas. Observou-se que a conformidade é muito boa para a *resistência última* e aceitável para *rigidez de serviço*. A *resistência última* (M_u) proposta (ver Equação 7.6) foi:

$$Mu_{prop} = \alpha\beta\gamma\epsilon b_{ch} t_{ch}^2 f_y l_{vf}^{-1} h \quad (8.1)$$

sendo:

$$\begin{aligned}\alpha &= \frac{1}{4} \left(1 + 0,8 \frac{t_f}{t_{ch}} \right) \leq \frac{1}{2} \\ \beta &= 4,2 \left(0,125 + \frac{t_w}{t_{ch}} \right) \geq 1 \\ \gamma &= \sqrt[4]{\frac{l_{vf}}{7,5}} \geq 1 \\ \varepsilon &= \sqrt{\frac{28}{b_{ch}}} \geq 1\end{aligned}\tag{8.2}$$

onde:

b_{ch} : largura da chapa de extremidade;

f_y : resistência ao escoamento do aço à tensão normal;

h : altura da viga;

l_{vf} : distância vertical entre os furos superiores e a face inferior da mesa superior;

l'_{vf} : distância vertical entre furos menos a metade da espessura da mesa e o diâmetro do parafuso;

t_f : espessura da mesa;

t_{ch} : espessura da chapa de extremidade;

t_w : espessura da alma.

A *rigidez de serviço* proposta (ver Equação 7.8) foi:

$$\left(\frac{M}{\theta} \right)_{prop} = \mu E t_{ch} h^2 l_{vf}^{-1,5}\tag{8.3}$$

sendo:

$$\mu = \frac{1}{7,25} \left(1 + \frac{t_f}{t_{ch}} \right) \leq 2\tag{8.4}$$

onde:

E : módulo de elasticidade;

h : altura da viga;

l_{vf} : distância vertical entre os furos superiores e a face inferior da mesa superior;

t_f : espessura da mesa;

t_{ch} : espessura da chapa de extremidade.

8.2 – Sugestões para Estudos Posteriores

No caso da *flambagem lateral com torção*, é importante caracterizar o padrão de distribuição de tensões residuais e seus valores máximos para os perfis de alma senoidal. Possivelmente essas tensões são inferiores àquelas dos perfis de alma plana, devido à pequena espessura dos cordões de solda de composição dos perfis de alma senoidal.

É também importante estudar a resistência dos perfis de alma senoidal ao efeito de cargas transversais aplicadas em pequenas áreas, levando em conta diversas formas de aplicação dessas cargas. Deve ser verificada a interação entre efeitos de cargas localizadas e flambagem local da mesa comprimida (FLM).

No caso das *ligações metálicas*, devem ser estudadas as situações com outros diâmetros usuais de parafusos ASTM A325, principalmente os diâmetros de 7/8” e 1”. Pode ser que para diâmetros maiores de parafusos os problemas de falha prematura dos mesmos sejam eliminados ou fiquem bastante reduzidos, mantendo-se as espessuras previstas das chapas de extremidade.

No modelo para análise numérica sugere-se considerar excentricidades entre a borda da alma senoidal e a linha de centro da chapa de extremidade, uma vez que a resistência da ligação e sua capacidade de rotação podem ser reduzidas.

REFERÊNCIAS

ALVES, V. C. G., **Ligações Mistas Aço-Concreto, Viga-Pilar e Viga-Viga, com Resistência Parcial**. 2000. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia, Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas.

ANSI/AISC 360-05, **Specification for Structural Steel Building**. American National Standard ANSI/AISC 360-05, Chicago, Illinois, Estados Unidos da América, 2005.

ANSYS[®], Inc., **Theory Reference**, versão 9.0.

BJORHOVDE, R., BROZZETTI, J. and COLSON, A., Classification System for Beam-to-Column Connections. In: JOURNAL OF STRUCTURAL ENGINEERING, 116, 1990, p. 3059-3076.

CHEN, W. F and KISHI, N., Semi-Rigid Steel Beam-to-Column Connections: Data Base and Modeling. In: JOURNAL OF STRUCTURAL ENGINEERING, 115, 1989, p.105-119.

CHEN, W. F., LORENS R. F. and KATO B., Semi-Rigid Connections in Steel Frames. **Council on Tall Buildings and Urban Habitat**, Committee 43, McGraw-Hill, 1992.

CHEN, W. F. and LUI, E. M., Structural Stability – Theory and Implementation. **Pretince Hall, Inc.**, Englewood Cliffs, N. J., 1987.

DASt, **Deutscher Ausschuss für Stahlbau**: DASt – Richtlinie 015, 015. Träger mit schlanken Stegen. Stahlbau-Verlagsgesellschaft, Colônia, Alemanha, 1990.

DIN 18800, DIN 18 800 Teil 2: **Stahlbauten; Stabilitätsfälle**. Knicken von Stäben und Stabwerken, Alemanha, 1990.

ECCS, **Design of Composite Joints for Buildings**. European Convention for Constructional Steelwork, Technical Committee 11 – Composite Structures, No. 109, 1st Edition, Brussels: European Committee for Standardization, 1999.

ELGAALY, M., HAMILTON, R. W. and SESHADRI, A., Shear Strength of Beams with Corrugated Webs. In: JOURNAL OF STRUCTURAL ENGINEERING, 122, 1996, p. 390-398.

ELGAALY, M., SESHADRI, A. and HAMILTON, R. W., Bending Strength of Steel Beams with Corrugated Webs. In: JOURNAL OF STRUCTURAL ENGINEERING, 123, 1997, p. 772-782.

EN 1993-1-8:2005:E, **Design of Steel Structures**. Part 1-8: Design of Steel Structures, Design of Joints, Comité Européen de Normalisation, 2005.

FAKURY, R. H., HACKBARTH JUNIOR, H., CALENZANI, A. F. G., QUEIROZ, G. e PIMENTA, R. J., Determinação do Momento Fletor Resistente de Vigas de Aço de Alma Senoidal à Flambagem Lateral com Torção. In: XXVI CILAMCE IBERIAN-LATIN-AMERICAN CONGRESS ON COMPUTATIONAL METHODS IN ENGINEERING, 2005, Espírito Santo, Brasil, p. 1-14.

FAKURY, R. H., HACKBARTH JUNIOR, H., CALENZANI, A. F. G., QUEIROZ, G. e PIMENTA, R. J., Determinação do Momento Fletor Resistente de Vigas de Aço de Alma Senoidal à Flambagem Lateral com Torção. In: III CICOM CONGRESSO INTERNACIONAL DA CONSTRUÇÃO METÁLICA, 2006, Minas Gerais, Brasil.

FOLEY, C., M. and VINNAKOTA, S., Toward Design Office Moment-Rotation Curves for End-Plate Beam-to-Column Connections. In: JOURNAL OF CONSTRUCTIONAL STEEL RESEARCH, 35, 1995, p. 217-253.

FRYE, M., J. and MORRIS, G., A., Analysis of Flexibly Connected Steel Frames. In: CANADIAN JOURNAL OF CIVIL ENGINEERS, 2, 1975, p. 280-291.

GALAMBOS, T. V., Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures. 5th ed., **John Wiley & Sons, Inc.**, New York, N. Y., 1998.

GONZAGA, L. G. M., **Comportamento e Resistência de Ligações Viga-Pilar Parafusadas e Soldadas de Estruturas de Perfis de Aço Formados a Frio**. 2003. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia, Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas.

HOOP, H. G., **Girders with Corrugated Webs**. 2003. Dissertação de Mestrado – Iv-Bouw & Industrie, Technische Universiteit Delf, Netherlands.

LEON, R. T., ZANDONINI, R., Composite Connections, in Steel Design: An International Guide. P. Dowling, J. Harding, Bjorhovde R., eds, **Elsevier Publishers**, London, pp. 501-522, 1992.

LIMA, L. R. O., VELLASCO, P. C. G. S., ANDRADE, S. A. L., Bolted Semi-Rigid Connections in the Column's Minor Axis. In: SECOND EUROPEAN CONFERENCE ON STEEL STRUCTURES, 1999, Praga.

LINDER, J., Lateral Torsional buckling of Beams with Trapezoidally Corrugated Webs. In: INTERNATIONAL COLLOQUIUM EAST-EUROPEAN. Session: Stability of Steel Structures, Hungary, 1990.

LINDNER, J., ASCHINGER, R., Zur Torsionssteifigkeit von Trapezteggern. In: ERNST & SOHN, Stahlbau 59, Heft 4, Alemanha, 1990.

MAGGI, Y. I., **Análise do Comportamento Estrutural de Ligações Parafusadas Viga-Pilar com Chapa de Topo Estendida**. 2004. Tese de Doutorado – Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos.

MATA, L. A. C., **Análise Não Linear pelo Método dos Elementos Finitos de Ligações por Chapa Simples, Levando em Conta o Comportamento Semi-Rígido**. 1998. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia, Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas.

NBR 6152, **Materiais Metálicos – Determinação das Propriedades Mecânicas à Tração**. ABNT, Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, 1980.

NBR 8800, **Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas Aço e Concreto de Edifícios**. Projeto de Revisão – ABNT, Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, Novembro, 2007.

NETHERCOT, D. A., Li, T. Q. and AHMED, B., Unified Classification System for Beam-to-Column Connections. In: JOURNAL CONSTRUCTIONAL STEEL RESEARCH, 45, 1998, p. 39-65.

PASTERNAK, H., Girders With Sinusoidally Corrugated Webs – Load Carrying Capacity and Stability. In: SSRC ANNUAL TECHNICAL SESSION PROCEEDINGS, Estados Unidos da América, 2004.

PIMENTA, R. J., GONZAGA, L. G. M., QUEIROZ, G., DINIZ, S. M.C., Confiabilidade de um Método Proposto para Verificação de FLT em Vigas de Alma Senoidal. In: XXXIII JORNADAS SUDAMERICANAS DE INGENIERÍA ESTRUCTURAL, Universidad Central de Chile, Santiago, Chile, 2008.

PLAIS, W., **Perfis de Alma Senoidal**. Versão 1.0 – Codeme Engenharia S.A., 2005, Betim, Brasil.

QUEIROZ, G., **Elementos das Estruturas de Aço**. Belo Horizonte, 1993.

QUEIROZ, G., **Análise Experimental e Análise Não Linear de Nós Soldados Semi-Rígidos**. 1995. Tese de Doutorado – Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia, Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas.

QUEIROZ, G., PIMENTA, R. J. e MATA, L. A. C., **Elementos das Estruturas de Mistas Aço-Concreto**. Belo Horizonte, 2001.

RICHARD, R. M. and ABBOTT, B. J., Versatile Elastic-Plastic Stress-Strain Formula. In: JOURNAL OF THE ENGINEERING MECHANICS DIVISION, 101, 1975, p.511-515.

SALMON, C. G. and JOHNSON, J. E., **Steel Structures: Design and Behavior, Emphasizing Load and Resistance Factor Design**. Third Edition, 1990, Harper Collins Publishers.

SAYED-AHMED, E. Y., Lateral Torsion-Flexure Buckling of Corrugated Web Steel Girders. In: STRUCTURES & BUILDINGS, 158, 2005(a), pp 53–69.

SAYED-AHMED, E. Y., Plate Girders with Corrugated Steel Webs. In: ENGINEERING JOURNAL, First Quarter, 2005(b), pp 1–13.

SCHMIDT, B. J. and BARTLETT, F. M., Review of Resistance Factor for Steel: Data Collection. In: CANADIAN JOURNAL OF CIVIL ENGINEERING, 29, 2002, p.98-108.

SHERBOURNE, A. N. and BAHARI, M. R., Finite Element Prediction of End-Plate Bolted Connection Behavior. I: Parametric Study. II: Analytic Formulation. In: JOURNAL OF STRUCTURAL ENGINEERING, 123, 1997, p.157-175.

TIMOSHENKO, S. P. and GERE, J. M., **Theory of Elastic Stability**. 2nd ed., McGraw-Hill Book Co., Inc., New York, N. Y., 1961.

TRAHAIR, N. S., **Flexural-Torsional Buckling of Structures**. E & FN Spon, London, 1993.

XIAO, R. Y. e PERNETTI, F., Numerical Analysis of Steel and Composite Steel and Concrete Connections. In: 4th EUROPEAN CONFERENCE ON STEEL AND COMPOSITE STRUCTURES, Maastricht, The Netherlands, 2005.

WANG, X., **Behavior of Steel Members with Trapezoidally Corrugated Webs and Tubular Flanges under Static Loading**. 2003. Tese de doutorado – Universidade de Drexel.

ZEMAN & Co GESELLSCHAFT mbH, **Corrugated Web Beam**. Technical Documentation, Austria, 1999.